Цільова комплексна програма НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин»

Збірник наукових статей за результатами, отриманими в 2007–2009 рр.

Науковий керівник — академік Б.Є. Патон

Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України
Київ 2009

УДК 621.791:658.562

До збірника ввійшли статті, які підготовлені за результатами цільової комплексної програми НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин», отриманими впродовж 2007–2009 рр., до реалізації якої було залучено 26 інститутів НАН України. Мета програми — розробка методологічних основ прогнозування залишкового ресурсу конструкцій, створення методів, технічних засобів і технологій для оцінки технічного стану та подовження термінів експлуатації техногенно та екологічно небезпечних об'єктів.
Для наукових співробітників, інженерів, студентів старших курсів, зайнятих розробкою та експлуатацією конструкцій, споруд та машин.

Керівник видавничого проекту О.Т. Зельніченко

Редактори О.М. Казарова, В.І. Котляр, Б.В. Хитровська, Т.В. Юштіна

Комп'ютерна верстка Л.М. Герасименко, Т.Ю. Снєгірьова, А.І. Сулима

Свідоцтво серія ДК № 166 від 6 вересня 2000 р.

ISBN 978-966-8872-13-6

© Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, 2009

Підписано до друку 22.12.2009. Формат 60×84/8. Папір офс. Офс. друк. Гарн. Укр. петербург. Ум. друк. арк. 121,2. Ум. фарбовідб. 81,4. Обл.-вид. арк. 81,4. Наклад 320 прим.
Віддруковано в друкарні ВАТ «Фирма «Эссе». 03142, м. Київ, просп. Акад. Вернадського, 34/1.

ЗМІСТ

Передмова 11

Розділ 1. Розробка методологічних основ оцінки технічного стану та обгрунтування безпечного терміну експлуатації конструктивних елементів об'єктів підвищеної небезпеки на території України *(керівник розділу — академік НАН України В.І. Махненко)* 15

Махненко В.І., Великоіваненко О.А., Розинка Г.П., Півторак Н.І. Напружений стан в зоні дефектів стоншення тонкостінних труб (проект 1.1) 18

Ориняк І.В., Бородій М.В., Батура А.С., Агеєв С.М. Методики проведення ризик-аналізу магістральних трубопроводів з метою декларування їх безпеки та подовження терміну експлуатації (проект 1.2) 22

Никифорчин Г.М., Цирульник О.Т., Греділь М.І. Чутливість механічних, корозійно-механічних та електрохімічних властивостей до експлуатаційної деградації сталей магістральних трубопроводів (проект 1.3) 29

Мильман Ю.В., Гринкевич К.Э., Чугунова С.И., Шурыгина З.П., Шурыгин Б.В., Ткаченко И.В., Мельник В.Х. Определение механических свойств материалов методом индентирования при динамическом (циклическом) нагружении (проект 1.4) 33

Анциферов А.В., Шнеєр В.Р., Бліннікова О.В. Залишковий ресурс безпечної експлуатації будівель за складних гірничо-геологічних умов (проект 1.5) 38

Розділ 2. Розробка методів і нових технічних засобів неруйнівного контролю та діагностики стану матеріалів і виробів тривалої експлуатації *(керівник розділу — академік НАН України З.Т. Назарчук)* 43

Скальський В.Р., Сергієнко О.М., Клим Б.П., Плахтій Р.М., Сулим Р.І. Методологічні аспекти акустико-емісійного діагностування елементів мостових конструкцій (проект 2.1) 52

Яворський І.М., Драбич П.П., Ісаєв І.Ю., Кравець І.Б., Стецько І.Г., Черчик Г.Т., Мацько І.Й. Розробка інформаційно-вимірювальної системи для вібродіагностики підшипників великих стаціонарних агрегатів (проект 2.2) 58

Лобанов Л.М., Півторак В.А., Савицький В.В., Киянець І.В., Тхор О.В. Розробка технології та апаратури для діагностики методом електронної ширографії елементів тонкостінних конструкцій, виготовлених із застосуванням точкового зварювання (проект 2.3) 63

Девін Л.М., Бондаренко В.П., Найденко А.Г., Німченко Т.В., Осадчий О.А., Суліма О.Г., Стахнів М.Є., Ботвинко В.П., Прокопів М.М., Мартинова Л.М. Розробка методики та дослідження інформаційних показників під час акустичного контролю виробів з твердих сплавів (проект 2.4.1) 67

Рибачук В.Г. Коерцитиметр для неруйнівного контролю виробів з твердих сплавів (проект 2.4.2) 74

Мицик Б.Г., Муравський Л.І., Дем'янишин Н.М., Карплюк Ю.М. Засоби неперервного моніторингу деформацій крупногабаритних об'єктів тривалої експлуатації (проект 2.5) 80

Учанін В.М., Тетерко А.Я., Кулинич Я.П. Технології вихрострумової дефектоскопії для діагностики елементів конструкцій та обладнання довготривалої експлуатації в авіації та енергетиці (проект 2.6) 85

Рижиков В.Д., Ополонін О.Д., Лисецька О.К. Виготовлення та випробування лінійки детекторів рентгенівського випромінення з підвищеним просторовим розділенням (проект 2.7) 92

Тихоновський М.А., Великодний О.М., Єфімов О.А., Панов В.А., Тихоновська Т.М. Розробка низькочастотних двокомпонентних акселерометрів для вібраційного контролю

головних циркуляційних насосів АЕС, виготовлення дослідних партій давачів, їх випробування та сертифікація (проект 2.8) 95

Іваницький Я.Л., Бухало О.П., *Микитин Г.В., Дмитрів З.В., Гвоздюк М.М.* Експериментальний зразок приладу для оцінювання концентрації водню в металі на основі магніторелаксаційного методу (проект 2.9.1) 98

Чекурін В.Ф. Принцип неруйнівного визначення концентрації водню в металі з використанням явища магнітної післядії (проект 2.9.2) 103

Дмитрах І.М., Білий О.Л., Сиротюк А.М., Сміян О.Д., Барна Р.А., Русин Б.П., Обух Ю.В. Оцінка ризику руйнування та запобігання виникненню аварійних ситуацій у парогенеруючих системах енергоблоків ТЕС за присутності техногенних органічних домішок у теплоносії (проект 2.10) 109

Троїцький В.О., Білий М.Г., Бухенський В.Н., Шевченко І.Я. Рентгенотелевізійні портативні пристрої на основі монокристалічних екранів і ПЗЗ-камер (проект 2.11) 115

Недосєка А.Я., Недосєка С.А., Грузд А.А., Овсієнко М.А., Яременко М.А., Харченко Л.Ф. Дослідження приладів для акустико-емісійного контролю та діагностування зварних конструкцій (проект 2.12) 118

Крот П.В., Вереньов В.В. Методи і технічні засоби автоматизованого моніторингу динамічних навантажень та діагностики зносу ліній приводу прокатних станів (проект 2.13) 123

Розділ 3. Розробка методів захисту від корозії елементів конструкцій об'єктів тривалої експлуатації *(керівник розділу — чл.-кор. НАН України В.І. Похмурський)* 131

Похмурський В.І., Студент М.М., Гвоздецький В.В., Дзьоба Ю.В., Сидорак І.Й. Розробка комплексного методу підвищення ресурсу теплообмінних поверхонь котлів електростанцій (проект 3.1) 135

Лебедєв Є.В., Ласковенко Н.М. Модифіковані поліуретанові лакофарбові матеріали для антикорозійних покриттів нафтохімічного обладнання та нафтопроводів (проект 3.2.1) 139

Похмурський В.І., Зінь І.М., Білий Л.М., Маруха М.В., Личковський Е.І., Гнип І.П., Тимусь М.Б. Інгібовані покриття на поліуретановій основі для проблемних ділянок магістральних газопроводів (проект 3.2.2) 144

Хома М.С., Похмурський В.І., Архипов О.Г., Борисенко В.А. Розробка методу оцінки ступеня пошкодження обладнання нафтопереробної промисловості (проект 3.3) 149

Мацевітий В.М., Калахан О.С., Казак І.Б., Охота Г.Г., Вакуленко К.В., Ляшок С.В. Розробка та дослідження вакуумно-плазмових багатошарових покриттів на основі хрому та (TiCr)N для захисту титанових сплавів і сталі від фретинг-корозії (проект 3.4.1) 155

Зінь І.М., Похмурський В.І., Маруха В.І., Білий Л.М., Гнип І.П., Середницький Я.А. Збільшення ресурсу залізобетонних конструкцій застосуванням інгібованих ін'єкційних композицій (проект 3.5) 159

Калахан О.С., Студент М.М., Лавришин Б.М., Волошин М.П., Охота Г.Г., Піддубний В.К. Комбіноване покриття з протекторними властивостями для захисту від корозії днищ резервуарів для зберігання нафти (проект 3.6) 164

Швец В.А., Талаш В.Н., Лавренко В.А., Зинь И.Н., Руденко Ю.Б. Структура и коррозионно-электрохимическое поведение протекторных сплавов систем Al–Zn–Ca и Al–Zn–Ca–V (проект 3.7) 167

Раздел 4. Разработка эффективных методов оценки продления ресурса объектов атомной энергетики (*руководитель раздела — академик НАН Украины И.М. Неклюдов*) 171

Ажажа В.М., Лавриненко С.Д., Толстолуцька Г.Д., Пилипенко М.М., Бобров Ю.П., Свинаренко О.П., Аксьонова Г.М. Підвищення ресурсу конструкційних матеріалів і металу зварних з'єднань обладнання АЕС за рахунок зменшення впливу водню шляхом введення гетерних додатків (проект 4.1) 174

Походня И.К., Пальцевич А.П., Игнатенко А.В., Соломийчук Т.Г., Синюк В.С. Влияние иттрия на перераспределение водорода и структуру металла швов при дуговой сварке ВПНЛ сталей (проект 4.1.2) 180

Неклюдов І.М., Ожигов Л.С., Гоженко С.В. Розробка системи та обладнання для неруйнівного контролю за допомогою мікрозразків механічних властивостей та структури металу корпусів реакторів ВВЕР-1000 прямими методами з метою оцінки їх залишкового ресурсу (проект 4.2) 185

Ажажа В.М., Митрофанов А.С., Ожигов Л.С., Крайнюк Є.О., Бажуков А.В., Смаровоз Г.С. Методологія контролю та обгрунтування залишкового ресурсу теплообмінних трубок парогенераторів АЕС з ВВЕР-1000 (проект 4.3) 189

Бородін О.В., Брик В.В., Василенко Р.Л., Воєводін В.М., Кальченко О.С., Мельниченко В.В., Неклюдов І.М., Пермяков О.В., Пилипенко М.М., Купріянова Ю.Е., Шиляєв Б.А. Модернізація прискорювача ЕСУВІ для одночасного опромінювання сталі Х18Н10Т іонами хрому, гелію та водню різних енергій (проект 4.4) 194

Білоус В.А., Маринін В.Г., Коваленко В.І. Захисні покриття для збільшення ресурсу елементів запірно-регулюючих пристроїв на ТЕС та в другому контурі енергоблоків АЕС із ВВЕР (проект 4.5) 203

Колобродов В.Г., Хажмурадов М.А. Создание стенда и методики измерения поглощения паров йода и йодистого метила адсорбционными фильтрами в условиях, моделирующих работу систем вентиляции и спецгазоочистки АЭС (проект 4.6) 208

Ажажа В.М., Лавриненко С.Д., В'югов П.М., Пилипенко М.М., Бобров Ю.П., Доля І.Б. Розробка і обгрунтування підвищення ресурсу роботи елементів активної зони атомних реакторів, виготовлених із сплавів цирконію за новими технологіями (проект 4.7) 216

Борц Б.В., Лопата О.Т., Неклюдов І.М., Рибальченко Н.Д., Ситін В.І., Александров В.О. Розробка композитів на основі цирконію та нержавіючої сталі для виготовлення перехідникових елементів з'єднань в конструкціях реакторів (проект 4.8) 223

Крохмаль С.А., Зуева Т.Н. Получение пиролитических покрытий из карбида хрома на внутренних поверхностях протяженных каналов (проект 4.9) 228

Захарченко О.О., Кутній В.Є., Рибка О.В., Шляхов І.М., Вєрьовкін А.А., Хажмурадов М.А. Контроль ресурсу оболонок ТВЕЛів за наявності реперних радіонуклідів у теплоносії першого контуру реакторів ВВЕР АЕС (проект 4.11) 232

Неклюдов І.М., Ажажа В.М., Ожигов Л.С., Руденко О.Г., Міщенко П.О., Рябченко Д.П. Впровадження магнітних методів для діагностичного контролю напружено-деформованого стану корпусів реакторів ВВЕР-1000 енергоблоків АЕС України (проект 4.12) 236

Шараевский И.Г., Авраменко А.А., Шараевский Г.И. Интеллектуальная система автоматической диагностики главных циркуляционных насосов ядерных энергоблоков (проект 4.13) 242

Базалєєв М.І., Бандурян Б.Б., Брюховецький В.В., Клепіков В.Ф., Литвиненко В.В., Прохоренко Є.М. Тепловізійний неруйнівний контроль і дефектоскопія на основі активної інфрачервоної радіометрії (проект 4.14) 245

Харченко В.В., Степанов Г.В., Чирков А.Ю., Кобельский С.В., Кравченко В.И., Бабуцкий А.И., Звягинцева А.А. Исследование напряженности корпусов реакторов и парогенераторов АЭС с учетом дефектности и истории термомеханического нагружения (проект 4.16) 251

Ажажа В.М., Котречко С.А., Мешков Ю.Я. , Зимина Г.П. Новый подход к прогнозированию радиационного ресурса корпусов реакторов типа ВВЭР-1000 (проект 4.17) 255

Гринік Е.У., Чирко Л.І., Ревка В.М., Чирко В.І., Чайковський Ю.В. Аналіз впливу нікелю на радіаційне окрихчування металу швів корпусів реакторів ВВЕР-1000 АЕС України (проект 4.18) 261

Шараевский И.Г., Авраменко А.А., Волошина И.В., Шараевский Г.И. Компьютерный метод распознавания режимов работы главных циркуляционных насосов АЭС (проект 4.18) 266

Забулонов Ю.Л., Буртняк В.М., Одукалец Л.А. Нові підходи до створення систем моніторингу радіаційного стану на АЕС (проект 4.19) 270

Касаткин О.Г., Царюк А.К., Скульский В.Ю., Гаврик А.Р., Моравецкий С.И. Особенности технологии сварки трубопроводов из разнородных сталей (проект 4.20) 274

Кошовий В.В., Романишин І.М., Романишин Р.І., Шарамага Р.В., Шама М.А. Оцінювання ступеня експлуатаційної деградації металу товстостінних трубопроводів АЕС засобами ультразвукової комп'ютерної томографії (проект 4.21) 278

Великоіваненко О.А., Махненко В.І., Розинка Г.П., Півторак Н.І. Дослідження методом Монте-Карло впливу розкиду значень нерелаксованих залишкових напружень і в'язкості руйнування матеріалу в зоні зварного з'єднання № 4 корпусу реактора ВВЕР-1000 на ризик порушення цілісності при термошоці (проект 4.22) 285

Учанін В.М., Найда В.Л. Створення засобів вихрострумового контролю трубчастих елементів та перемичок колекторів атомних електростанцій (проект 4.23) 292

Дордієнко М.О., Запорожець О.І., Мазманян Р.О., Михайловський В.А., Фролов Ю.О., Шпак А.П. Установка для ультразвукового неруйнівного контролю температурних полів і термічних напруг в корпусах водо-водяних ядерних реакторів при імпульсному тепловому навантаженні (проект 4.24) 299

Тороп В.М., Красовский А.Я., Маковецкая И.А. Информационно-аналитическая система оценки технического состояния и остаточного ресурса эксплуатации трубопроводов и оборудования АЭС (проект 4.25) 306

Розділ 5. Підвищення надійності та подовження ресурсу енергетичного обладнання і систем *(керівник розділу — академік НАН України Б.С. Стогній)* 313

Авраменко А.О., Ковецька М.М., Лаврик В.М., Антіпов В.Г., Коваленко В.М., Щоголев Б.О. Дослідження умов виникнення кризи теплообміну в теплонапружених каналах активної зони ядерного реактора в нестаціонарних і аварійних режимах (проект 5.1) 314

Москаленко А.А. Исследование процессов нагрева крупногабаритных изделий и разработка программно-аппаратного комплекса для определения и корректировки температурного поля с целью повышения качественных показателей продукции (проект 5.2) 317

Мацевитый Ю.М., Шульженко Н.Г., Голощапов В.Н. Переменные режимы работы энергоблоков ТЭЦ с турбинами Т-250/300-240 и срабатывание их ресурса (проект 5.3) 321

Шидловский А.К., Щерба А.А., Золотарев В.М. Научно-технические основы повышения ресурса и надежности пожаробезопасных кабелей с полимерной изоляцией для тепловой и атомной энергетики, высотных и подземных сооружений (проект 5.4) 326

Шрайбер О.А., Яценко В.П. Визначення характеристик зносу і шлакування теплообмінних поверхонь котла (проект 5.6) 333

Сигал И.Я., Лавренцов Е.М., Смихула А.В., Домбровская Э.П. Разработка методов и оборудования для продления ресурса и повышения КПД действующих котлов ТВГ–КВГ, которые отапливают жилые и промышленные комплексы (проект 5.7) 339

Розов В.Ю., Реуцький С.Ю., Пилюгіна О.Ю. Розвиток методів ідентифікації внутрішніх джерел магнітного поля технічних об'єктів за даними зовнішніх вимірів (проект 5.8) 344

Лаптин Ю.П., Журбенко Н.Г., Левин М.М., Волковицкая П.И., Коваленко Д.А. Разработка программных средств оптимального проектирования энергетических котлоагрегатов ТЭС (проект 5.9) 349

Федоренко Г.М., Кенсицький О.Г., Виговський О.В. Моделювання виникнення пошкодження обмотки статора потужного турбогенератора (проект 5.10) 356

Вольчин І.А., Карацуба А.К., Коломієць О.М., Руденко Л.М. Шляхи підвищення ресурсу існуючих золоуловлювачів на ТЕС України (проект 5.11) 361

Розділ 6. Створення систем моніторингу технічного стану трубопроводів і об'єктів газо- та нафтопереробної промисловості *(керівник розділу — чл.-кор. НАН України А.Я. Красовський)* 367

Красовський А.Я., Ориняк І.В., Радченко С.А., Бородій М.В. Інформаційно-аналітична система для безперервного і періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів (проект 6.1а) 369

Стасюк С.З., Стрижало В.О. Надійність експлуатації технологічних трубопроводів обладнання гідрогенізаційних процесів на нафтопереробних і нафтохімічних заводах України (проект 6.1б) 375

Рибаков А.О., Семенов С.Є., Філіпчук Т.М., Гончаренко Л.В. Підвищення надійності труб для магістральних трубопроводів (проект 6.2а) 383

Поляков С.Г., Ниркова Л.І., Мельничук С.Л., Осадчук С.О., Клименко А.В. Методичний підхід до вивчення стрес-корозійного розтріскування магістральних трубопроводів (проект 6.2б) 388

Радченко С.А., Орыняк И.В., Богдан А.В. Численная процедура расчета напряженно-деформированного состояния трубопровода с учетом геометрической и физической нелинейности (проект 6.3) 393

Андрейків О.Є., Кушнір Р.М., Цирульник О.Т. Методи оцінки залишкового ресурсу і характеристик зварних з'єднань труб магістральних нафтопроводів (проект 6.4) 399

Юхимец П.С. Оценка остаточного ресурса трубопровода с коррозионным повреждением с учетом изменения параметров дефекта в процессе эксплуатации (проект 6.4.3) 404

Розділ 7. Підвищення надійності та подовження ресурсу мостів, будівельних, промислових і транспортних конструкцій *(керівник розділу — академік НАН України Л.М. Лобанов)* 413

Узлов І.Г., Узлов К.І., Бабаченко О.І., Хулін А.М. Розробка технології, нормативної документації та процесів створення високоміцних, стійких проти спрацювання, локомотивних бандажів (проект 7.1) 417

Большаков В.И., Можаренко Н.М., Тогобицкая Д.Н., Тубольцев Л.Г., Иванча Н.Г. Технологические особенности безопасной эксплуатации доменных печей в нестационарных режимах работы при выдувке и задувке (проект 7.2) 424

Волкогон В.М., Аврамчук С.К., Кліманов О.С., Кравчук А.В., Бобер М.В. Розробка конструкції устаткування для зміцнення поверхонь рейок дією потужного імпульсного електричного розряду (проект 7.3) 429

Григоренко Г.М., Сміян О.Д., Буткова О.І., Капітанчук Л.М., Вайнман А.Б., Гордань Г.М., Маркашова Л.І., Берднікова О.М., Соломійчук Т.Г., Костін В.А., Новгородцева Л.Г., Жабров О.В., Алексеєнко І.І. Механізм утворення бездеформаційних пошкоджень металу труб пароперегрівників блочних котлів ТЕС високого та надкритичного тиску (проект 7.5) 436

Левченко О.Г., Левчук В.К., Тимошенко О.М. Підвищення електромагнітної безпеки контактного зварювання (проект 7.7) 443

Чвертко П.М. Контактне стикове зварювання стержньової арматури класів А400–А600 при будівництві конструкцій із монолітного залізобетону (проект 7.7) 449

Доценко И.В., Зеленин В.И., Кавуненко П.М., Тисенков В.В., Теплюк В.М., Полещук М.А., Попович И.М. Восстановление плит медных кристаллизаторов непрерывной разливки стали способом наплавки трением с перемешиванием (НТП) (проект 7.8) 454

Доценко И.В., Зеленин В.И., Кавуненко П.М., Тисенков В.В., Теплюк В.М., Полещук М.А. Технология по восстановлению шеек осей колесных пар тележек грузовых вагонов (проект 7.9) 456

Аношин В.А., Илюшенко В.М., Минакова Р.В., Гречанюк Н.И. Повышение ресурса электродов контактных машин при сварке оцинкованной стали (проект 7.10.2) 458

Покляцкий А.Г., Ищенко А.Я., Чайка А.А. Сварка трением с перемешиванием - эффективный способ повышения эксплуатационных и ресурсных характеристик конструкций (проект 7.11) 462

Лобанов Л.М., Синєок О.Г., Герасименко А.М., Корзін К.Ю., Рябцев К.В., Позняков В.Д., Гончаренко О.І. Дослідження та оптимізація сучасних зварювальних технологій та матеріалів щодо відновлення та подовження експлуатаційного ресурсу діючих мостів (проект 7.12) 467

Шаповалов Е.В., Коляда В.А., Луценко Н.Ф., Мельник Е.С., Хачатрян Д.А. Опытный образец системы бесконтактного контроля геометрических параметров железнодорожных рельсов (проект 7.13) 473

Лобанов Л.М., Бичков С.А., Півторак В.А., Кротенко П.Д., Дереча В.Я., Кудерський В.О., Савицький В.В., Савицька О.М., Ткачук Г.І. Створення технології і обладнання для оцінки технічного стану елементів авіаційних конструкцій методами лазерної інтерферометрії (проект 7.14) 477

Терновий Є.Г., Булацев О.Р., Шулим В.Ф., Крюков В.А. Розробка технології та обладнання для орбітального зварювання трубопроводів на космічних пілотованих об'єктах з використанням висококонцентрованих джерел нагрівання (проект 7.15) 487

Паламарчук Б.И., Кулешов В.А., Манченко А.Н., Черкашин А.В., Малахов А.Т., Вишняков Л.Р., Вишневский Л.Г., Мороз В.П., Синайский Б.М., Хохлова Н.М., Передери С.С. Эластичные взрывозащитные камеры для металлообработки взрывом (проект 7.16) 493

Лобанов Л.М., Пащин Н.А., Логинов В.П., Ткачук Г.И., Савицкий В.В., Гончаров П.В. Регулирование остаточного напряженного состояния сварных соединений тонколистовых конструкций при электродинамической обработке (проект 7.17.2) 498

Шелягін В.Д., Хаскін В.Ю., Бернацький А.В., Сіора О.В. Підвищення експлуатаційного ресурсу трубопроводів шляхом застосування лазерних і гібридних технологій зварювання трубних сталей (проект 7.18) 505

Походня И.К., Марченко А.Е., Явдощин И.Р., Скорина Н.В., Фольборт О.И. Низководородные электроды для сварки и ремонта мостовых и транспортных конструкций (обоснование системы раскисления и микролегирования наплавленного металла) (проект 7.19) 509

Царюк А.К., Иваненко В.Д., Волков В.В., Мазур С.И., Тройняк А.А. Вавилов А.В., Кантор А.Г., Воличенко Н.П. Ремонтная сварка корпусных деталей турбин из теплоустойчивых сталей без последующей термообработки (проект 7.20) 519

Годлевський В.С., Троїцький В.О., Бондаренко О.Г. Кореляційні методи й технології пошуку витоків у напірних трубопроводах (проект 7.21) 525

Васильев Ю.С., Паршутина Л.С., Чукашкин А.Н. Разработка технологии формирования механических и клеемеханических соединений методом продавливания (проект 7.22) 531

Кривошеєв П.І., Слюсаренко Ю.С., Любченко І.Г. Постановка проблеми визначення ресурсу об'єктів будівництва 537

Розділ 8. Розробка технологій ремонту та відновлення елементів конструкцій об'єктів підвищеної небезпеки з метою подовження терміну їх експлуатації *(керівник розділу — академік НАН України К.А. Ющенко)* 541

Ющенко К.А., Борисов Ю.С., Войнарович С.Г., Кислица А.Н., Кузьмич-Янчук Е.К., Гайко Г.В., Подгаецкий В.М. Двухслойное биокерметное покрытие титан-гидроксиапатит (проект 8.1) 542

Бондаренко М.О., Панов О.В. Вплив форми, матеріалу та способу отримання ріжучої крихти на механічну швидкість фрезерного инструменту (проект 8.2) 548

Бут В.С., Великоиваненко Е.А., Олейник О.И. Перспективы применения разрезных тройников для ремонта магистральных трубопроводов (проект 8.3) 552

Кузьменко Г.В., Кузьменко В.Г., Галинич В.І., Ліпісій В.І., Нестикайло В.В. Нова технологія відновлення направляючих поверхонь буксового прорізу бокової рами візка вантажного вагону моделі 18-100 (проект 8.4) 559

Жудра А.П., Петров В.В., Кривчиков С.Ю., Будуров В.Л., Гарькавый Н.И. Разработка технологии широкослойной наплавки крупногабаритных коленчатых

валов компрессоров магистрального транспортирования газов (МТГ) (проект 8.5) 564

Кравчук Л.В., Ляшенко Б.А., Цыбанев Г.В., Куриат Р.И., Буйских К.П., Налимов Ю.С. Оценка эффективности ремонтных технологий в энергетических установках по изменению комплекса механических свойств (проект 8.6) 569

Кучук-Яценко С.І., Швець Ю.В., Кавуніченко О.В., Швець В.І. Особливості утворення дефектів при контактному стиковому зварюванні литих сердечників залізничних хрестовин з прокатом проміжної вставки та їх вплив на механічні властивості з'єднань (проект 8.7) 575

Позняков В.Д., Кір'яков В.М., Гайворонський О.А., Клапатюк А.В., Тараненко В.Д., Карпов С.П., Прощенко В.А. Дослідження та розробка технології електродугового зварювання рейкових закінчень залізничних хрестовин стрілочних переводів (проект 8.7.2) 579

Ющенко К.А., Лебедев В.А., Пичак В.Г., Максимов С.Ю., Фадеева Г.В., Каховский Н.Ю., Супрун С.А. Совершенствование узлов и систем сварочного оборудования для подводной механизированной сварки и резки (проект 8.8) 585

Паустовський О.В., Ткаченко Ю.Г., Алфінцева Р.А., Кириленко С.М., Юрченко Д.З., Анісімов Г.М. Розробка та використання електроіскрового поверхневого зміцнення і відновлення деталей машин і інструментів (проект 8.9) 589

Сенченков И.К., Рябцев И.А., Червинко О.П., Кондратьев И.А. Расчет остаточных и циклических напряжений при многослойной наплавке и оценка их влияния на усталостную прочность и термическую стойкость наплавленного металла (проект 8.10) 595

Ющенко К.А., Савченко В.С., Яровицын А.В., Наконечный А.А., Настенко Г.Ф., Замковой В.Е., Белозерцев О.С., Андрейченко Н.В. Разработка технологии восстановления торцов бандажных полок рабочих лопаток ТВД авиационного двигателя Д18Т методом микроплазменной порошковой наплавки (проект 8.11) 601

Устинов А.И., Зиньковский А.П., Токарь И.Г., Скородзиевский В.С. О Возможностях наноструктурированных покрытий для снижения динамической напряженности конструктивных элементов машин (проект 8.13) 606

Моляр О.Г., Трофімов В.А. Підвищення триботехнічних та втомних властивостей виробів з високоміцного титанового сплаву ВТ22 комбінованою поверхневою обробкою (проект 8.14.1) 613

Федірко В.М., Пічугін А.Т., Лук'яненко О.Г., Труш В.С., Антонюк С.Л., Гуревич Т.М., Байцер А.Є. Підвищення ресурсу зварних деталей з однофазних титанових сплавів за неповного відпалу у вакуумі (проект 8.14.2) 619

Хорунов В.Ф., Максимова С.В., Стефанив Б.В. Разработка технологии изготовления долот для добычи рассеянного метана в шахтных выработках (проект 8.15) 623

Дабижа Е.В., Лещук А.А., Бондарь И.В., Борисова Н.Н. Эрозионностойкие многослойные покрытия на основе карбида и нитрида титана с пластичными прослойками (проект 8.16) 626

Шлепаков В.М., Гаврилюк Ю.О., Котельчук О.С., Ігнатюк В.М. Відновлення технологічних агрегатів та вантажопідйомних механізмів у проектному положенні з використанням зварювання порошковим дротом (проект 8.17) 634

Шурін А.К., *Черепова Т.С.* Розробка сплавів для зміцнення бандажних полиць лопаток газотурбінних двигунів (проект 8.18) 641

Розділ 9. Підготовка та друкування нормативних документів і науково-технічних посібників з питань оцінки ресурсу об'єктів тривалої експлуатації *(керівник розділу — академік НАН України В.В. Панасюк)* 647

Назарчук З.Т., Скальський В.Р. Акустико-емісійне діагностування елементів конструкцій (проект 9.1) 651

Никифорчин Г.М. Міцність і довговічність нафтогазових трубопроводів і резервуаров (проект 9.2.1) 655

Панасюк В.В., Осташ О.П., Дацишин О.П., Андрейко І.М., Кулик В.В., Глазов А.Ю. Експлуатаційна довговічність залізничних коліс із високоміцної сталі (проект 9.2.2) 659

Маруха В.І., Панасюк В.В., Силованюк В.П. Ін'єкційні технології відновлення роботоздатності пошкоджених елементів будівельних споруд (проект 9.3) 664

Студент О.З., Кречковська Г.В. Оцінювання працездатності металу головних парогонів ТЕС з урахуванням впливу запинок-пусків технологічного процесу (проект 9.4) 670

Стрижало В.О., Новогрудський Л.С., Воробйов Є.В. Особливості методики випробувань металевих матеріалів на розтяг в умовах кріогенних температур (проект 9.5) 677

Шульженко М.Г., Гонтаровський П.П., Матюхін Ю.І., Пожидаєв О.В. Методологія розрахункової оцінки індивідуального ресурсу парових турбін ТЕС і ТЕЦ (проект 9.6.1) 682

Балицький О.І. Розробка та введення в дію «Методичних вказівок з оцінки технічного стану бандажів роторів турбогенераторів» та «Методичних вказівок з діагностики технічного стану і оцінки ресурсу литих корпусних деталей парових турбін» (проект 9.6.2) 687

Кир'ян В.І. Попередження зародження тріщин втоми і крихкого руйнування елементів кріплення гідротурбін (проект 9.7.1) 694

Сулим Г.Т., Кир'ян В.І., Пастернак Я.М. Оцінка КІН надтріснутого різьбового з'єднання гидроагрегата (проект 9.7.3) 698

Лобанов Л.М., Юматова В.І., Проценко Н.О. Розробка проекту спеціального технічного регламенту «Зварні конструкції. Вимоги до якості зварювання» за програмою «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» (проект 9.8) 705

ПЕРЕДМОВА



За підрахунками спеціалістів, в України значна кількість конструкцій, споруд і машин, що експлуатуються, відпрацювали свій нормативний термін. У зв'язку з цим особливої актуальності набувають питання управління експлуатаційною надійністю та довговічністю відповідальних об'єктів шляхом визначення їх технічного стану і залишкового ресурсу та встановлення науково обгрунтованих строків експлуатації.

Вирішенню цих проблем присвячено програму «Ресурс», метою якої є створення методологічних основ, технічних засобів і технологій для оцінки й подовження ресурсу відповідальних об'єктів тривалої експлуатації. У збірнику наведено результати, отримані при виконанні програми в 2007–2009 рр. До виконання цієї програми, що складалась із дев'яти розділів і містила 118 проектів, залучили 26 інститутів восьми відділень НАН України. Впродовж трьох років отримано важливі науково-технічні та практичні результати.

Для галузей транспорту та транспортної інфраструктури. Розроблено методику оцінки міцності та довговічності трубопроводів на основі двокритеріальної діаграми руйнування за наявності стрес-корозійних дефектів. Встановлено систему надійності з регламентуванням допустимого коефіцієнту запасу міцності та запропоновано процедуру розрахунку його реального значення при наявності стрес-корозійного дефекту. Як практичну реалізацію процедури розрахунку довговічності труб з експлуатаційними дефектами проведено аналіз режимів роботи магістрального нафтопроводу Кременчук–Херсон з урахуванням кількості переходів на різні режими перекачування нафти, оцінкою поширення втомних тріщин та визначенням пошкоджуваності трубопроводу. Запропоновано важливі уточнення до регламенту експлуатації нафтопроводу на майбутнє.

З метою встановлення основних чинників аварій на магістральному газопроводі діаметром 1420 мм Уренгой–Помари–Ужгород визначено швидкість корозії сталі Х70 в грунтовому та «підплівковому» електролітах. Створено розрахункову модель та виконано розрахунок напружено-деформованого стану ділянки газопроводу-відводу високого тиску, виконано її польове обстеження, розроблено та впроваджено рекомендації щодо забезпечення подальшої безаварійної експлуатації. Розроблено національний стандарт України ДСТУ-НБВ.2.3-21:2008 «Магістральні трубопроводи. Настанова. Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами».

Виконано великий комплекс робіт для підвищення ресурсу обладнання залізничного транспорту. Розроблено склад і режими термообробки сталі для високоміцних локомотивних бандажів з підвищеною зносостійкістю, виконується програма натурних випробувань. Розроблено апаратуру і математичне забезпечення для автоматичного виміру форми рейок з метою оцінки їх зношування. Вдосконалено технологію зміцнення рейок дією потужного імпульсного електричного розряду.

Розроблено методику ультразвукового контролю аустенітних зварних швів залізничних цистерн та спеціальні перетворювачі для проведення контролю.

Запропоновано методику вихрострумового контролю для виявлення прихованих дефектів втомного і корозійного походження у внутрішніх шарах багатошарових вузлів авіаційної

техніки. Створено та впроваджено технології для оцінки технічного стану елементів авіаційних конструкцій методами лазерної інтерферометрії.

Для будівельної галузі. Розроблено матеріали і методи захисту від корозії сталевої арматури для подовження ресурсу залізобетонних конструкцій. Розроблено склад і технологію виготовлення вибухових речовин для з'єднання арматури залізобетонних конструкцій муфтами, що обжимаються вибухом. Розроблено та досліджено зразки шарувато-комбінованих волокнистих композиційних матеріалів і створено еластичні вибухозахисні камери.

Розроблено технологію та обладнання плазмово-дугового нанесення захисних корозійностійких покриттів на великогабаритні металоконструкції. Виконано роботи по оптимізації зварювальних технологій та матеріалів для відновлення і подовження ресурсу діючих мостів. Для ремонту мостових і транспортних конструкцій розроблено низководневі електроди. Створено напівавтомат для відновлення дуговим зварюванням підводних металоконструкцій з метою подовження їх ресурсу. Розроблено технологію та апаратуру для регулювання напружених станів зварних з'єднань на основі застосування високощільного імпульсу струму.

Для енергетичної галузі. Розроблено технології ремонтного зварювання корпусних деталей парових турбін та арматури високого тиску для подовження ресурсу турбоагрегатів теплових електростанцій.

За критеріями механіки руйнування розраховано припустимі розміри тріщиноподібних дефектів у стінках живильних трубопроводів енергоблоків закритичного тиску ТЕС в залежності від їх форми та концентрації органічних домішок у робочому середовищі. Запропоновано плазмову технологію стабілізації горіння пиловугільного палива в топках енергетичних котлів, яка передбачає використання в пальниках генераторного газу, отриманого шляхом плазмової газифікації пиловугільного палива в окремому реакторі.

Виконано аналіз напружено-деформованого стану корпусів реакторів ВВЕР-1000, парогенераторів і зварних швів трубопроводів турбінного відділення енергоблоків Запорізької та Південно-Української АЕС. Встановлено основні причини руйнування трубопроводів обв'язки, запропоновано експресну методику їх контролю за допомогою магнітних методів і програми обробки результатів оцінки напружено-деформованого стану металу.

Відпрацьовано технологію виготовлення низькочастотних п'єзокерамічних двокомпонентних акселерометрів для роботи в умовах температур до 300 °С. Для вібраційного контролю головних циркуляційних насосів атомних електростанцій виготовлено дослідні зразки акселерометрів та досліджено їх характеристики.

Проведено аналіз характеристик підприємств цирконієвої галузі і виділено основні чинники їх впливу на природне середовище. Створено методичні рекомендації «Викиди виробництва цирконію і його сплавів. Визначення ризику для здоров'я населення при дії викидів підприємств по виробництву цирконію і його сплавів». Реалізовано новий метод параметричного відбору первинної інформації для підвищення достовірності діагностики стану зварних швів пеналів для зберігання відходів ядерного палива АЕС за допомогою вихрострумових перетворювачів сегментного типу.

На основі розроблених високоточних деформометрів дистанційної дії виготовлено цифрову систему моніторингу переміщень циліндрів високого і низького тиску перегрітої пари турбогенераторів, яка монтується на Добротвірській ТЕС. Розроблено технології підвищення ресурсу доліт у 3-4 рази для видобування розсіяного або шахтного метану.

Для нафтохімічної галузі. Виготовлено дослідну партію емалі із модифікованих поліуретанових лакофарбових матеріалів для антикорозійних покриттів та проведено дослідно-промислову перевірку з нанесенням її (емалі) на елементи обладнання та трубопроводи Лисичанського нафтопереробного комбінату.

Розроблено новий підхід до моніторингу корозійних пошкоджень обладнання нафтохімічної промисловості, який грунтується на оцінці кількості імпульсів електрохімічних відгуків за наперед визначений період часу, що відповідають динаміці розвитку пошкодження металу.

Розроблено методику акустично-емісійної діагностики великогабаритних об'єктів тривалої експлуатації, яка включає алгоритм оптимізації розташування первинних перетворювачів акустичної емісії на таких об'єктах.

Для металургії. Розроблено нові прийоми, способи й технічні рішення щодо безпечного задування і видування доменних печей. Ці розробки впроваджені на найбільшій в Україні доменній печі ДП-9. Для діагностики обладнання прокатних станів розроблено блок безконтактного живлення вимірювача обертальних моментів та нові оптичні датчики і відповідне програмне забезпечення для реєстрації, зберігання та обробки результатів вимірювань.

Розроблено обладнання для відновлення і зміцнення робочих поверхонь мідних кристалізаторів безперервного розливання сталі способом наплавлення на мідь сплавів вольфраму. Створено низку технологій для відновлення і подовження ресурсу робочих органів обладнання для гарячого деформування металів. Розроблено технологію відновлення і ремонту корпусів конвертерів.

Розробка методологічних основ. В розділі програми по розробці методологічних основ оцінки технічного стану та обгрунтування безпечного терміну експлуатації об'єктів підвищеної небезпеки створено алгоритм використання методу Монте-Карло для визначення імовірності відмови для різних критеріїв граничного стану. Апробовано розрахункові алгоритми ризик-аналізу для критеріїв крихко-в'язкого та втомного руйнування з урахуванням залишкових зварювальних напруг для несучої рами залізничних вагонів-платформ.

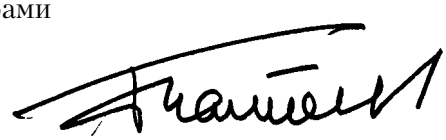
Наведено аналіз застосування методу локального навантаження для вивчення механічної поведінки матеріалів та покриттів. Побудовано кореляційні залежності між змінами механічних та електрохімічних властивостей для прогнозування експлуатаційної надійності трубопроводів.

Підготовлено низку науково-технічних посібників та нормативних документів з питань оцінки ресурсу об'єктів тривалої експлуатації.

– ✧ – ✧ – ✧ –

У цілому за проектами програми отримано й інші важливі науково-технічні результати. Їх викладено в статтях наукових керівників розділів і проектів програми. Одержані результати за розділами програми відкривають нові можливості для вирішення проблем ресурсу і безпеки тривалої експлуатації конструкцій, споруд і машин.

Науковий керівник програми
академік Б.Є. Патон



Розділ 1
Розробка методологічних основ оцінки технічного стану та обгрунтування безпечного терміну експлуатації конструктивних елементів об'єктів підвищеної небезпеки на території України

Керівник розділу — академік НАН України В.І. Махненко

Неперервний розвиток науки і техніки сприяє вдосконаленню методів оцінки технічного стану та обгрунтуванню безпечного терміну експлуатації конструктивних елементів різних об'єктів підвищеної небезпеки на території України.

Щодо цього основним завданням проектів першого розділу було узагальнення сучасних розробок з метою створення загальних рекомендацій для розв'язання типових питань, пов'язаних із прогнозуванням ресурсу безпечної експлуатації конструкцій різного призначення.

Рекомендації шести проектів даного розділу, що розробляються, можна з деякою умовністю розділити на декілька груп. До першої відносяться результати розробок в області механіки деформування конструктивних елементів відповідальних об'єктів з виявленими дефектами типу стоншень корозійного походження і т. п. при експлуатаційному навантаженні. Привертає увагу те, що використання для таких випадків математичних моделей теорії тонкостінних пластин та оболонок або стрижневих систем пов'язане з великим ризиком одержання рішення, вельми далекого від реальності. Прагнення уточнити рішення, одержуване на основі зазначених моделей, за рахунок системи коефіцієнтів концентрації напружень призводить до рішень, у яких порушуються фундаментальні положення механіки деформування (наприклад, рівняння рівноваги і т. п.), що небажано при сучасних можливостях обчислювальної техніки та чисельних методів.

У цьому зв'язку в рамках проекту 1.1 розроблено розрахунковий алгоритм визначення пружнопластичних деформацій в зоні стоншення стосовно трубопроводів під тиском з локальним дефектом стоншення з урахуванням тривимірної моделі, фізичної і геометричної нелінійності, реалізація якого цілком здійснена на сучасних ПК. Ця розробка є характерним прикладом використання сучасних підходів для отримання конкретної інформації з механіки деформування складних вузлів у стані, близькому до граничного, що важливо з позицій прогнозування ресурсу безпечної експлуатації відповідальних конструкцій з виявленими дефектами.

Друга група питань пов'язана із застосуванням критеріїв настання граничного стану. Тут також спостерігається достатньо рутинних підходів, що засновано на ігноруванні сучасних розробок, особливо закордонних. Як приклад можна відзначити «Методические рекомендации по количественной оценке состояния магистральных газопроводов с коррозионными дефектами, их ранжирование по степени опасности и определение остаточного ресурса. ВРД 39-1.10-004–99», де для тріщиноподібних дефектів в магістральних газопроводах навіть не згадується можливість використання підходів сучасної механіки руйнування твердих тіл з тріщинами, у той час як в закордонних рекомендаціях (наприклад, Fitness-for-Service. American Petroleum Institute. Recommended Practice 579. First ed., 2000.) та ін. критерії граничного стану для тріщиноподібних дефектів в основному побудовано із застосуванням механіки руйнування.

Третя група питань пов'язана з діючими тривалий час галузевими регламентуючими документами, у які з тих або інших причин не занесені уточнення, що пов'язані з отриманими в останні роки новими результатами відповідних досліджень або новими методами розрахунку і т. п.

Зокрема, таку ситуацію можна відзначити стосовно норм з розрахунку та проектуванню зварних вузлів залізничних вагонів (Нормы для расчета и проектирования вагонов железных дорог МПС колей 1520 мм (несамоходных) — Москва, ГосНИИВ — ВНИИЖТ, 1995.), що діють на території

Росії, а також неофіційно і України (традиційно такого типу норми були єдиними для залізниць Росії і України і поки що інших немає).

В цих нормах, перегляд яких передбачається не рідше одного разу на десять років, не враховуються сучасні уявлення щодо опору несучих зварних з'єднань циклічним навантаженням, що містяться в рекомендаціях відповідних авторитетних міжнародних організацій, таких, наприклад, як Міжнародний інститут зварювання МІЗ. Внаслідок цього ціла низка проектів залізничних вагонів, які було розроблено і виготовлено в Україні і Росії за останні роки з метою усунення гострого дефіциту по залізничним вагонам на території колишнього СРСР та, природно, на основі сучасних технологій їх виготовлення з урахуванням широкого застосування зварювання, виявилося невдалим через передчасне руйнування (1–2 роки експлуатації) зварних з'єднань несучих елементів, що були спроектовані за цими нормами.

Подальший аналіз показав, що описані вище норми помітно завищують у порівнянні з рекомендаціями МІЗ опір утомленості несучих зварних з'єднань конструкційних сталей, тому необхідний їх терміновий перегляд.

Наступна група питань пов'язана з досить суттєвою стохастичністю вихідних даних, на основі яких розв'язується задача визначення ресурсу безпечної експлуатації відповідальних конструкцій на території України. Тут практично нема сумнівів, що тільки імовірнісні підходи, в основу яких покладено кількісна характеристика імовірності відмови, є найпрогресивнішими в цьому напрямку. На основі кількісних значень імовірності відмови розвиваються методи ранжування виявлених дефектів з позицій допустимості (черговості ремонту), а також більш загальні підходи методів ризик-аналізу, які дозволяють оптимізувати процес прийняття різних технічних рішень, що пов'язані з експлуатацією, виведенням з експлуатації, ремонтом конструкції, яка досліджується. Успішність останніх багато в чому залежить від оцінки наслідків відмови, оскільки навіть при відсутності гуманітарних втрат ця операція потребує відповідних методичних розробок.

Стосовно магістральних трубопроводів (проект 1.2, керівник — д-р техн. наук І.В. Ориняк, Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України) питання визначення імовірності відмови у поєднанні з оцінкою можливих втрат від такої ситуації — основні складові ризик-аналізу. Методичні підходи, які були використані авторами, заслуговують на увагу і за межами магістральних трубопроводів.

Оскільки достовірність отриманих прогнозних оцінок стосовно ресурсу безпечної експлуатації відповідальних конструкцій дуже залежить від результатів відповідних технічних діагностик стану конкретних конструкцій, на основі яких визначені вихідні дані для відповідних прогнозів, а можливості отримання кількісних результатів з високою точністю при технічній діагностиці елементів конструкцій без виводу їх з експлуатації досить обмежені, то у межах першого розділу певна увага приділена сучасним методичним підходам підвищення достовірності інформації при технічній діагностиці. Це деякою мірою стосується інформації щодо позиціювання та геометричних розмірів дефектів несуцільності матеріалу для магістральних трубопроводів при внутрішньотрубній діагностиці (проект 1.2), а також питань деградації механічних властивостей матеріалу різних конструкцій при відповідних технічних діагностиках (проект 1.3, керівник — д-р техн. наук Г.М. Никифорчин (Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України)) та проект 1.4 (керівник — чл.-кор. НАН України Ю.В. Мільман (Інститут проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України)). В цих проектах розробляються неруйнівні методи визначення характерних механічних властивостей матеріалу в «гарячих точках» конструкції — опору тому чи іншому виду руйнування — на основі «зручних» вимірів фізичних характеристик матеріалу, які певною мірою корелюють з величиною опору руйнуванню, що цікавить.

В проекті 1.3 такими «зручними» величинами є електрохімічні властивості трубних сталей магістральних нафтопроводів після різних сроків експлуатації та зв'язок зміни цих властивостей з опором сталей крихко-в'язкому руйнуванню.

В проекті 1.4 «зручною» для вимірювання характеристикою матеріалу в «гарячих точках» є параметри індентування при динамічному (циклічному) навантаженні.

Слід зазначити, що неруйнівні методи визначення ступіню деградації матеріалу конструкцій тривалого терміну експлуатації у цей час привертають увагу різних дослідників, однак практично зроблено ще досить мало, особливо в оцінці опору матеріалів різним видам руйнування.

В основу таких методів визначення характеристик A матеріалу, які важко виміряти без руйнування, покладено вимір «зручними методами» характеристики B та встановлення тим чи іншим способом кореляційної залежності між величинами A та B. Останнє здійснити не так просто, хоча одержати залежності цих величин від часу експлуатації $A(t)$ та $B(t)$ в умовах експлуатації, що моделюються, цілком реально. Для конкретних умов моделювання можна при цьому уявити залежність $A^{(M)}(B^{(M)})$, однак вона буде коректною тільки для цих умов. Це можна показати на простому прикладі.

Нехай величина A залежить від факторів X_1, X_2, …, X_n, які певним чином змінюються в умовах моделювання, тобто за час Δt величина $A^{(M)}$ дістане приріст

$$\Delta A^{(M)} = \sum_{i=1}^{n} \frac{\partial A}{\partial x} \Delta X_i^{(M)},$$

де ΔX_i — приріст i-го фактору при моделюванні.

Аналогічно

$$\Delta B^{(M)} = \sum_{i=1}^{n} \frac{\partial B}{\partial x} \Delta X_i^{(M)}.$$

В натурних умовах за час Δt приріст факторів X_i буде мати вигляд $\Delta X_i^{(H)}$, які не дорівнюють $\Delta X_i^{(M)}$, тому залежність у часі $A^{(H)}(B^{(H)})$ може бути іншою, ніж $A^{(M)}(B^{(M)})$.

З викладеного випливає, що питання тарування, тобто встановлення залежностей $A(B)$ має велике значення при неруйнівних методах. У деякій мірі це легше зробити, якщо характеристики A та B матеріалу мають визначену фізичну схожість, наприклад, електропровідність та теплопровідність матеріалу (має місце наближений зв'язок через число Лоренца), твердість, межа плинності та ін. Ця умова в проектах 1.3 та 1.4 врахована і зроблено вдалий вибір характеристик B матеріалу.

Значний практичний інтерес пов'язаний з розробкою проекту 1.5 (керівник — д-р техн. наук А.В. Анциферов (Український державний науково-дослідний і проектно-конструкторський інститут гірничої геології, геомеханіки і маркшейдерської справи НАН України)). В проекті розв'язується важлива задача, пов'язана з оцінкою залишкового ресурсу безпечної експлуатації будівель за складних гірничо-геологічних умов. Розроблено деформаційні критерії такої оцінки для різних споруджень в зоні активних підземних розробок України (Донбас), на основі яких спорудження, що обслідуються, одержують відповідний вид стану від I до IV, який визначає фактичний залишковий ресурс споруди по відношенню до нормативного, що важливо з позицій їх безпечної експлуатації.

На закінчення треба відзначити, що проекти першого розділу достатньо активно розв'язують задачі стосовно залучення сучасних методик, які пов'язані з оцінкою технічного стану обгрунтуванню безпечного терміну експлуатації конструктивних елементів об'єктів підвищеної небезпеки на території України.

ПРОЕКТ 1.1

Створення системи розрахункових алгоритмів для прогнозування ресурсу безпечної експлуатації зварних з'єднань та вузлів відповідальних конструкцій за результатами технічної діагностики та розробки заходів щодо попередження аварійних ситуацій

УДК 62.179.1:519.87:621.643

НАПРУЖЕНИЙ СТАН В ЗОНІ ДЕФЕКТІВ СТОНШЕННЯ ТОНКОСТІННИХ ТРУБ

Академік НАН України **В.І. МАХНЕНКО, О.А. ВЕЛИКОІВАНЕНКО**, канд. фіз.-мат. наук, **Г.П. РОЗИНКА, Н.І. ПІВТОРАК**, інженери (Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Розглянуто методичні питання визначення напружено-деформованого стану в зоні дефектів стоншення в сучасних трубопровідних системах. Показано, що розрахункові методики, що засновані на гіпотезах тонкостінних оболонок в зоні дефектів, які розглядаються, дають істотні похибки. Запропоновано розрахунковий чисельний алгоритм, який дозволяє в рамках тривимірної задачі з урахуванням фізичної і геометричної нелінійності для поодиноких дефектів стоншення в тонкостінній трубі отримати достатньо ефективний необхідний розв'язок.

Ключові слова: *дефекти стоншення, трубопровідні системи, фізична і геометрична нелінійність, метод послідовного простежування розвитку пружно-пластичних деформацій*

Дефекти стоншення стінки корозійного походження є типовим явищем в різних трубопровідних системах. Питанню допустимості таких стоншень в залежності від їх геометричних розмірів та навантаженості трубопроводу присвячено праці [1–3] та ін., в основу яких покладені відповідні розрахункові та експериментальні дослідження. Проте різноманітність можливих сполучень геометрії стоншення та умов навантаження в поєднанні з постійним прагненням отримання оптимального рішення з позицій допустимості-недопустимості виявленого дефекту вимагає відповідної інформації щодо напружено-деформованого стану в зоні стоншення при робочих навантаженнях. При цьому бажано це одержати достатньо оперативними методами. Найбільш реально для таких цілей використовувати сучасні розрахункові методи, які враховують особливості деформування труби в зоні дефекту.

На жаль, використання для вказаних цілей розроблених методів, які засновані на оболонкових гіпотезах (плоский напружений стан та прямі нормалі), зустрічає серйозні заперечення, оскільки в зоні дефекту стоншення ці гіпотези не дотримуються. На рис. 1, *а–в* розрахункові дані, отримані на основі тривимірної моделі без вказаних обмежень на достатньо тонкостінній трубі

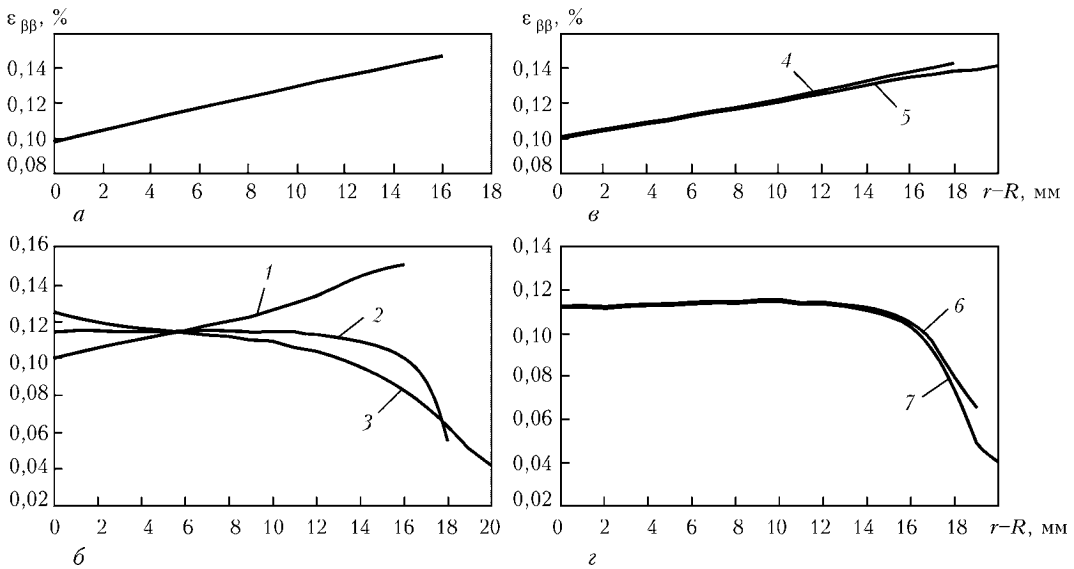


Рис. 1. Розподіл окружних деформацій $\varepsilon_{\beta\beta}$: *а* — уздовж лінії $\beta = z = 0$; *б* — у перерізі $z = 0$ уздовж ліній $\beta = 16/R$ (*1*), $20/R$ (*2*) та $22/R$ (*3*); *в* — у перерізі $\beta = 0$ уздовж ліній $z = 28$ (*4*) і 30 (*5*) мм; *г* — у перерізі $\beta = 16/R$ уздовж ліній $z = 16$ (*6*) і 18 (*7*) мм

© В.І. МАХНЕНКО, О.А. ВЕЛИКОІВАНЕНКО, Г.П. РОЗИНКА, Н.І. ПІВТОРАК, 2009

$2R\times\delta$ = 1420×20 мм для стоншення з габаритними розмірами (s = 60 мм, c = 40 мм, a = 4 мм) (рис. 2), показують, що в точках поблизу кромки стоншення окружні деформації $\varepsilon_{\beta\beta}$ розподіляються по товщині стінки $r-R$ не по прямій лінії. Цей приклад досить типовий і засвідчує про необхідність для стоншень в трубопроводах при розрахунковій оцінці граничних станів використовувати достатньо узагальнені моделі деформування під навантаженням.

В ІЕЗ ім. Є.О. Патона для цих цілей розроблено відповідний розрахунковий алгоритм і комп'ютерну програму, які дозволяють розглядати локальне навантаження ділянки труби з дефектом стоншення (рис. 2), виділеного перерізами z = const і β = const, на яких задані номінальні граничні умови. При достатньо помірних z_0 і β_0, що характерно для локального стоншення, задача, яка розглядається в тривимірній постановці з урахуванням фізичної і геометричної нелінійності без проблем реалізується на сучасних ПК зі швидкодією 2,6–2,8 МГц та об'ємом оперативної пам'яті 2 Гб на основі відомих алгоритмів послідовного простежування розвитку пружно-пластичних деформацій в рамках теорії течії Прандтля–Рейсса [4], що асоційовано з умовою плинності Мізеса при відповідному законі ізотропного деформаційного зміцнення матеріалу та з урахуванням великих деформацій, які відображаються зміною при деформуванні просторових координат вузлів скінчених елементів, за допомогою яких апроксимується досліджувана область.

Не зупиняючись на математичних подробицях (особливостях) скінчено-елементної моделі, відзначимо, що крок простежування вибирається з умов: в межах цього кроку прирости деформацій $\Delta\varepsilon_{ij}(i, j = r, \beta, z)$ достатньо малі за абсолютною величиною (менш ніж 0,03). Скінчені елементи

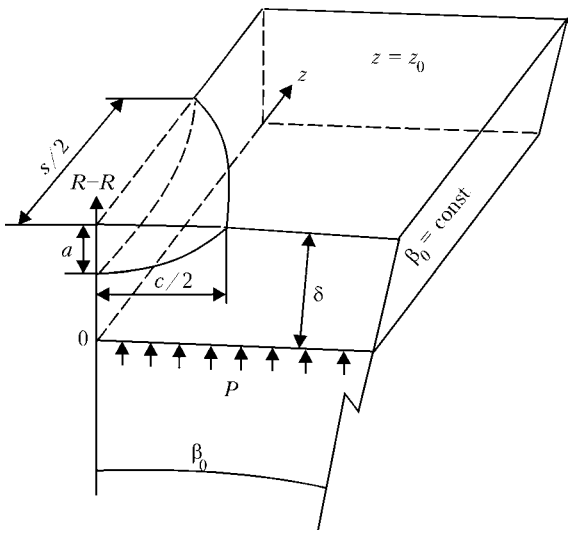


Рис. 2. Фрагмент циліндричної оболонки-труби із симетричним дефектом стоншення розмірами $s\times c\times a$, навантажений внутрішнім тиском P на поверхні $r-R$ = 0, з номінальними напруженнями $\sigma_{\beta\beta} = P\dfrac{R}{\delta}$, $\sigma_{\beta z} = \sigma_{\beta r} = 0$ у площині $\beta = \beta_0$; $\sigma_{zz} = P\dfrac{R}{2\delta}$, $\sigma_{\beta z} = \sigma_{zr} = 0$ у площині $z = z_0$ і умовами симетрії у площині $\beta = 0$ і $z = 0$

змінюють свої початкові розміри, проте змінювання об'єму відбувається лише в межах пружних деформацій і цим змінюванням можна знехтувати; зв'язок між приростами переміщень (U, V, W) і приростами деформацій для елементарного об'єму (рис. 3) виражається наступними залежностями:

$$\Delta\varepsilon_{rr} = \frac{\Delta U_{m,n,k} - \Delta U_{m-1,n,k}}{r_{m,n,k} - r_{m-1,n,k}};$$

$$\Delta\varepsilon_{\beta\beta} = \frac{\Delta U_{m,n,k}}{R_{m,n,k}} + \frac{\Delta V_{m,n,k} - \Delta V_{m,n-1,k}}{(r\beta)_{m,n,k} - (r\beta)_{m,n-1,k}};$$

$$\Delta\varepsilon_{zz} = \frac{\Delta W_{m,n,k} - \Delta W_{m,n,k-1}}{z_{m,n,k} - z_{m,n,k-1}};$$

$$\Delta\varepsilon_{r\beta} = \frac{1}{2}\left[r_{m,n,k}\frac{(\Delta V/r)_{m,n,k} - (\Delta V/r)_{m-1,nk}}{r_{m,n,k} - r_{m-1\,n,k}} + \right.$$

$$\left. + \frac{\Delta U_{m,n,k} - \Delta U_{m,n-1,k}}{(r\beta)_{m,n,k} - (r\beta)_{m,n-1,k}}\right]; \qquad (1)$$

$$\Delta\varepsilon_{z\beta} = \frac{1}{2}\times$$

$$\times\left[\frac{\Delta V_{m,n,k} - \Delta V_{m,n,k-1}}{z_{m,n,k} - z_{m,n,k-1}} + \frac{\Delta W_{m,n,k} - \Delta W_{m,n-1,k}}{(r\beta)_{m,n,k} - (r\beta)_{m,n-1,k)}}\right];$$

$$\Delta\varepsilon_{rz} = \frac{1}{2}\times$$

$$\times\left[\frac{\Delta U_{m,n,k} - \Delta U_{m,n,k-1}}{z_{m,n,k} - z_{m,n,k-1}} + \frac{\Delta W_{m,n,k} - \Delta W_{m-1,n,k}}{r_{m,n,k} - r_{m-1,n,k)}}\right].$$

При досить малих розмірах скінчених елементів залежності (1) дозволяють описати всі тонкощі диференціального зв'язку між приростами деформацій і переміщеннями в області, яка досліджується (сукупність скінчених елементів).

Зв'язок між напруженнями $\sigma_{ij}(i, j = r, \beta, z)$ і приростами деформацій $\Delta\varepsilon_{ij}$ виражається згідно [4] через функцію стану матеріалу ψ в даному скінченому об'ємі (у вузлі m, n, k):

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \psi(\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma) + \delta_{ij}(K\sigma) - b_{ij}, \qquad (2)$$

де δ_{ij} — символ Кронекера, $\sigma = \dfrac{1}{3}(\sigma_{rr} + \sigma_{\beta\beta} + \sigma_{zz})$;

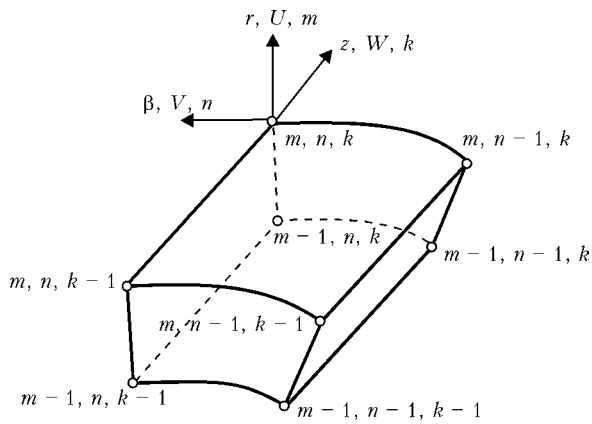


Рис. 3. Схема скінченого елемента в системі координат r, β, z з відповідними переміщеннями U, V, W і нумерацією вузлів m, n, k

$$\psi = \frac{1}{2G} \text{ при } f = \sigma_i^2 - \sigma_s^2(\omega) < 0;$$

$$\psi > \frac{1}{2G} \text{ при } f = 0; \qquad (3)$$

стан $f > 0$ недопустимий.

Тут $\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_{rr} - \sigma_{\beta\beta})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{\beta\beta} - \sigma_{zz})^2 + 6(\sigma_{r\beta}^2 + \sigma_{rz}^2 + \sigma_{\beta z}^2)]^{0,5}$ — еквівалентне напруження; $G = \frac{E}{1+\nu}$; $K = \frac{1-2\nu}{E}$; E, ν — пружні характеристики матеріалу; $\sigma_s(\omega)$ — опір матеріалу деформуванню вище границі плинності, залежить від характеристики деформаційного зміцнення — параметра Одквіста ω в даній точці (у вузлі m, n, k); b_{ij} — відома функція додаткових деформацій, визначається через напруження на попередньому кроці навантаження $t - \Delta t$

$$b_{ij} = \left[\frac{\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma}{2G} + \delta_{ij}(K\sigma) \right]_{t-\Delta t}. \qquad (4)$$

Замість рівнянь рівноваги використовується варіаційний принцип Лагранжа, згідно з яким при заданих значеннях функцій $\psi(r, \beta, z)$ та $b_{ij}(r, \beta, z)$ серед усіх можливих полів вектора приростів переміщень $\Delta U_i = \begin{vmatrix} \Delta U \\ \Delta V \\ \Delta W \end{vmatrix}$, які задовольняють умовам (1) і граничним умовам симетрії в перерізах $z = 0$ і $\beta = 0$, розв'язком є поле ΔU_i, що мінімізує функціонал $Э_1$ [4] в розглянутій області V,

$$Э_1 = -\frac{1}{2}\int_V (\sigma_{ij} + Y_{ij})\Delta\varepsilon_{ij} dV + \int_{S_P} P_i \Delta U_i dS_P, \qquad (5)$$

обмеженій окрім перерізів $z = 0$ і $\beta = 0$ поверхнями S_P, на яких задані компоненти вектора силового навантаження P_i на одиницю площі ($i = r, \beta, z$);

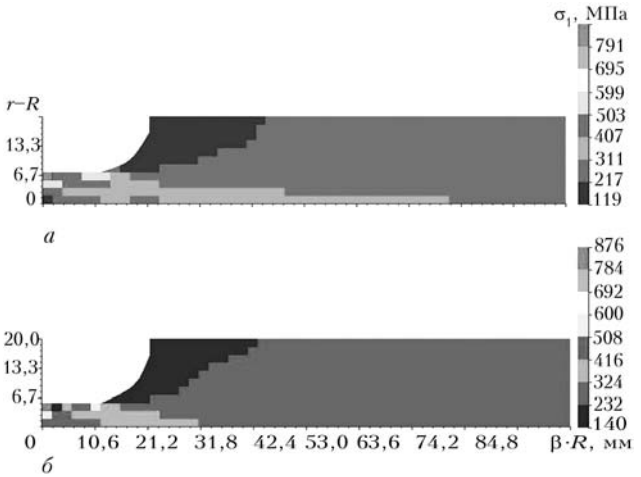


Рис. 4. Розподіл головних напружень σ_1 в перерізі $z = 0$ в зоні зовнішнього дефекту при P = 9,0 МПа, c = 40 мм, a = 14 мм (s_k = 80 мм) (*а*) і 16 мм (s_k = 55 мм) (*б*)

$$Y_{ij} = \frac{1}{\psi}\left(\frac{\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma}{2G}\right)_{t-\Delta t} + \delta_{ij}(\sigma)_{t-\Delta t}, \ \ldots\ , \qquad (6)$$

тобто визначається відомим розв'язком на $t - \Delta t$ кроці простежування і функцією стану матеріалу ψ на даному кроці з умови плинності (3). В загальному випадку значення ψ визначається на основі послідовних наближень. Алгоритм такого процесу був запропонований в роботі [4] і добре апробований на практиці.

Нижче розглядаються окремі результати застосування даного алгоритму до визначення напружено-деформованого стану в зоні дефектів стоншення в трубі зі сталі 17Г1С при геометричних розмірах труби $2R\times\delta$ = 1420×20 мм і робочому тиску 7,5 МПа.

Геометрія дефекту описується напівеліпсоїдом

$$\left(\frac{\xi}{a}\right)^2 + \left(\frac{2\beta R}{c}\right)^2 + \left(\frac{2z}{s}\right)^2 = 1, \qquad (7)$$

де a, c, s — габаритні розміри дефекту по рис. 1: $\xi = r - R - \delta$ для дефекту на зовнішній поверхні $r = R + \delta$ та $\xi = r - R$ для дефекту на внутрішній поверхні $r = R$.

Використовувалися наступні механічні властивості сталі 17Г1С: $E = 2\cdot10^5$ МПа, $\nu = 0{,}3$,

$$\sigma_s(\omega) = \sigma_{0,2}\left[1 + \frac{\omega}{\varepsilon_0}\right]^m, \qquad (8)$$

де $\omega = \int_0^{t-\Delta t} \sigma_i \left(\psi - \frac{1}{2G}\right) dt$ при $\psi \ge \frac{1}{2G}$; m = 0,14; $\sigma_{0,2}$ = 420 МПа; $\varepsilon_0 = \frac{\sigma_{0,2}}{E}$.

На рис. 4 наведені розрахункові дані стосовно розподілу найбільш критичних напружень $\sigma_{\beta\beta} = \sigma_1$ в перерізі $z = 0$ при внутрішньому тиску P = 9 МПа, a = 14 і 16 мм, c = 40 мм, $s = s_k$ (14) = 80 мм і $s = s_k$ (16) = 55 мм (значення s_k (14) і s_k (16) визначалися по [5] з умови критичних розмірів стоншення, коли мінімальна товщина в зоні стоншення $\delta - a$ не нижче $[\delta]R_S(s_k)$, де $[\delta]$ допустима товщина для труби, що розглядається,

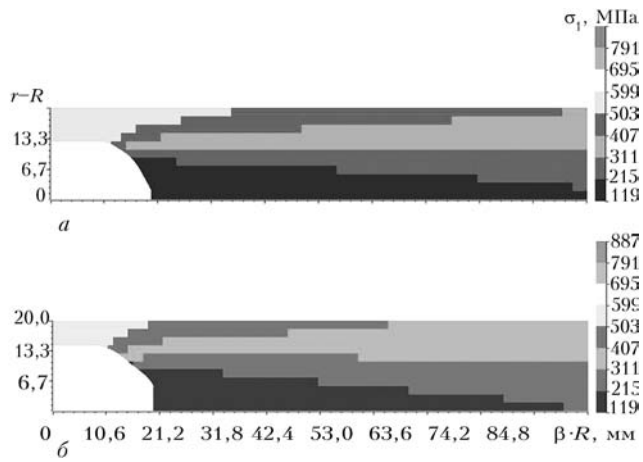


Рис. 5. Те ж саме, що на рис. 4, але для внутрішнього дефекту

без дефектів при робочому тиску P = 7,5 МПа і допустимих напруженнях в стінці на рівні $0{,}8\sigma_{0,2}$, що відповідає $[\delta] \approx 16$ мм). Значення $R_S(s_k)$ по [3] обчислюється за залежністю

$$R_S(s_k) = \begin{cases} \dfrac{0{,}9 - \dfrac{0{,}9}{\sqrt{1 + 0{,}48\lambda^2}}}{1{,}0 - \dfrac{0{,}9}{\sqrt{1 + 0{,}48\lambda^2}}}, \text{ якщо } \lambda > 0{,}3475, \\ \text{і } R_S = 0{,}2, \text{ якщо } \lambda \le 0{,}3475, \end{cases} \quad (9)$$

де $\lambda = \dfrac{1{,}285}{\sqrt{2R[\delta]}} s_k$.

Звідки для a = 16 мм s_k = 55 мм, а для a = = 14 мм s_k = 80 мм.

Характерно, що максимальні нормальні напруження в зоні дефекту для цих випадків (рис. 3) приблизно однакові і досягають значень напружень відриву $\sigma_{від}$ (для сталі 17Г1С по [5] значення $\sigma_{від} \approx 1{,}7\sigma_в$ = 880 МПа). Цей розрахунок показує, що в зоні розглянутих зовнішніх дефектів стоншення, розміри яких відповідають граничному стану за рекомендаціями [3] при внутрішньому тиску в трубі P = 7,5 МПа, перенавантаження внутрішнім тиском до P = 9,0 МПа викликає інтенсивну пластичну течію, у результаті якої створюються умови для крихкого відриву біля вершини дефекту (на рис. 2 $\beta = 0$, $z = 0$).

Для випадку внутрішнього дефекту (рис. 5) при тих же умовах максимальні головні напруження σ_1 також мають місце біля вершини дефектів після інтенсивної пластичної течії, проте їх значення не перевищують 600 МПа (за рахунок зниження ролі згинальних деформацій), тобто при інших рівних умовах внутрішній дефект має більш високий опір руйнуванню, ніж зовнішній.

Висновки

1. Напружено-деформований стан в стінці тонкостінної труби в зоні дефектів стоншення має явно виражений тривимірний характер, в якому основні гіпотези тонкостінних оболонок не дотримуються.

2. Використання тривимірної моделі в поєднанні з теорією пластичної течії Прандтля–Рейсса при ізотропному деформаційному зміцненні матеріалу в зоні дефекту дозволило розробити для локального стоншення в стінці трубопроводу ефективний розрахунковий алгоритм оцінки напружено-деформованого стану з урахуванням фізичної і геометричної нелінійності.

3. Розрахункове дослідження стосовно трубопроводу $2R\times\delta$ = 1420×20 мм із сталі 17Г1С з локальним стоншенням показало, що стоншення на внутрішній поверхні при інших рівних умовах має більш високий опір руйнуванню у порівнянні з таким на зовнішній поверхні.

1. *ВБН В.2.3-00018201.04–2000*. Расчеты на прочность действующих магистральных трубопроводов с дефектами. — Киев: Госнефтегазпром, 2000. — 56 с.
2. *Orynyak I.V*. Leak and break models of ductile fracture of pressurized pipe with axial defects. JPC 2006-10066 // 6th Intern. pipeline conf., Calgary, Alberta, Canada, Sept. 25–29. — New York: ASME, 2006. — P. 41–55.
3. *Fitness-for-Service*. American Petroleum Institute. Recommended Practice 579. — Washington: API Publications and Distribution, Jan., 2000. — 625 p.
4. *Махненко В.И*. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. — Киев: Наук. думка, 1976. — 320 с.
5. *Махненко В.И*. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. — Киев: Наук. думка, 2006. — 618 с.

ПРОЕКТ 1.2

Розробка методики проведення ризик-аналізу для конструктивних елементів об'єктів підвищеної небезпеки з метою декларування їх безпеки та подовження терміну експлуатації

УДК 539.376

МЕТОДИКИ ПРОВЕДЕННЯ РИЗИК-АНАЛІЗУ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ З МЕТОЮ ДЕКЛАРУВАННЯ ЇХ БЕЗПЕКИ ТА ПОДОВЖЕННЯ ТЕРМІНУ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

І.В. ОРИНЯК, М.В. БОРОДІЙ, доктора техн. наук, **А.С. БАТУРА**, канд. техн. наук, **С.М. АГЄЄВ**, інж.
(Ін-т проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України)

Розроблено методику виконання ризик-аналізу для декларування безпеки та подовження терміну експлуатації об'єктів підвищеної небезпеки нафтогазового комплексу — магістральних газопроводів. Модель ризик-аналізу базується на імовірнісній оцінці локального (витікання) і глобального (гільйотинного) руйнувань газопроводу від реальних та гіпотетичних дефектів на основі фізичних моделей їх розвитку. Запропоновано алгоритми визначення імовірнісних параметрів і законів розподілів на основі порівняльних аналізів повторних та різнотипних діагностичних обстежень магістральних газопроводів. Розроблено підхід та програмне забезпечення щодо управління ризиками на основі виконання ремонтних заходів. Підхід використовує результати кількісної оцінки підсилювальної здатності ремонтних конструкцій.

Ключові слова: *ймовірність руйнування, ризик-аналіз, дефекти, трубопровід, наслідки відмов, діагностика, корозія, ремонт*

Сучасні нормативні документи регламентують використання на об'єктах підвищеної небезпеки систем управління цілісністю (СУЦ), в яких ключове місце займає ризик-аналіз [1]. Основною задачею СУЦ є забезпечення такої експлуатації потенційно небезпечного виробництва, яка б дозволила мінімізувати імовірність виникнення аварій внаслідок відмов обладнання, помилок персоналу, виникнення і розвитку дефектів. Функціонування СУЦ передбачає періодичне декларування безпеки підприємством, а також постійне виконання заходів по подовженню терміну його експлуатації. В рамках СУЦ розв'язок задач ризик-аналізу та управління ризиками можливий лише за використання спеціалізованих інформаційних систем, які реалізують функції інтеграції даних, моделювання та виконання розрахункових задач, представлення результатів та рекомендацій. Стосовно трубопровідної галузі, методичною основою таких інформаційних систем є комплекс фізичних і статистичних моделей і методик, що дозволяють оцінювати вплив небезпечних факторів на обладнання і персонал, а також масштаби можливих збитків. Ключовою складовою цих моделей є оцінка імовірності руйнування трубопроводу.

Кількісна оцінка імовірності локального і глобального руйнувань трубопроводів. При побудові методики визначення імовірності локального і глобального руйнувань трубопроводів постулюється наявність результатів внутрішньотрубної діагностики (ВТД) у вигляді даних про виявлені корозійні дефекти, їх розміри та місцезнаходження по трасі трубопроводу. Очевидно, що крім цих дефектів на трубі мають місце ще й дефекти, які не були виявлені діагностичним засобом. Їх кількість, розподіл по глибині металу і місцезнаходженню є невідомими. Щоб усе це визначити можна скористатись інформацією про виявлені дефекти. Якщо побудувати стовпчиковий розподіл кількості виявлених дефектів $K_в$ від певного інтервалу глибин d', щільність такого розподілу визначається як

$$f_в(d') = \frac{K_в(d')}{\int\limits_0^d K_в(d')dd'}. \qquad (1)$$

Згідно [2], імовірність виявлення дефектів можна описати зростаючою функцією експоненційного виду від глибини дефекту

$$I(d') = 1 - e^{-\mu d'}. \qquad (2)$$

Враховуючи значення імовірності виявлення дефектів (2), загальна кількість дефектів (виявлених і невиявлених) $K_з(d')$ для кожного інтервалу глибин буде:

$$K_з(d') = K_в(d')/I(d'). \qquad (3)$$

Тоді з урахуванням (3) відповідна кількість невиявлених дефектів визначається за формулою

$$K_н(d') = K_з(d')(1 - I(d')), \qquad (4)$$

© І.В. ОРИНЯК, М.В. БОРОДІЙ, А.С. БАТУРА, С.М. АГЄЄВ, 2009

а загальна кількість невиявлених дефектів на довжині L пропуску поршня є їх сумою:

$$K_{\text{н}} = \sum_j K_{\text{н}}(d'), \tag{5}$$

де j — кількість інтервалів розбивки по глибині дефекту.

Якщо розглядати однорідні ділянки трубопроводу (в межах яких залишаються незмінними геометричні параметри труби і характеристики матеріалу), то кількість невиявлених дефектів певного діапазону глибин на них буде:

$$K^l_{\text{н}}(d') = K_{\text{н}}(d')\,\frac{l}{L}, \tag{6}$$

де l — довжина однорідної ділянки трубопроводу. Вважається, що на кожній однорідній ділянці знаходяться дефекти всіх можливих діапазонів глибин d'_j.

Імовірність руйнування ділянки з невиявленими (гіпотетичними) дефектами певної глибини визначається добутком імовірної кількості таких дефектів на імовірність руйнування одиничного дефекту такої ж глибини. Якщо слід оцінити імовірність руйнування по всім діапазонам глибин дефектів, то імовірності підсумовуються.

Щоб визначити імовірність руйнування одиничного дефекту певної глибини слід оцінити критичні розміри дефектів, при яких очікується руйнування.

Для їх знаходження можна скористатись методикою [3], яка базується на понятті коефіцієнту ослаблення міцності $\alpha = \dfrac{PR}{\sigma_{\text{в}} t}$, де P — внутрішній тиск на координаті дефекту; R — радіус труби; t — товщина стінки труби; $\sigma_{\text{в}}$ — границя міцності матеріалу. Критичні розміри дефекту $d_{\text{кр}}$, $l_{\text{кр}}$ визначаються через вирази для коефіцієнту α і безрозмірної глибини τ_0 та довжини λ дефекту:

$$\alpha = \frac{1 + 2\lambda^2\tau_0(1 - \tau_0)}{1 + 2\lambda^2(1 - \tau_0)}, \tag{7}$$

де $\lambda = \dfrac{l_{\text{кр}}}{2\sqrt{Rt}}$, $\tau_0 = 1 - d_{\text{кр}}/t$.

Оскільки невідомих параметрів два, а рівняння одне, то приймається, що довжина дефекту залежить від його глибини $l_{\text{кр}} = d_{\text{кр}}/q$, де коефіцієнт q — відношення початкової глибини дефекту до його довжини. Чисельний розв'язок шукається в діапазоні глибин $0{,}95t \le d_{\text{кр}} \le \left(1 - \dfrac{\sigma_\theta}{\sigma_{\text{в}}}\right) t$, де $\sigma_\theta = \dfrac{PR}{t}$.

Після визначення критичних розмірів дефектів $d_{\text{кр}}$, $l_{\text{кр}}$ стає можливою оцінка виникнення глобального (гільйотинного) або локального (свища) руйнування трубопроводу за наступною умовою глобального руйнування [4]:

$$\frac{\sigma_\theta}{\sigma_{\text{в}}} > \frac{1}{\sqrt{1 + 1{,}61\lambda^2}}. \tag{8}$$

У разі, коли умова (8) не виконується, вважається, що руйнування є локальним з утворенням свища.

Частка реальних дефектів K_f, що можуть призвести до глобального руйнування, визначається відношенням їх кількості до загальної кількості виявлених дефектів. Через це значення можна оцінити і частку гіпотетичних дефектів, які можуть призвести до глобального руйнування, а саме $K_h = K_f K_{\text{н}}$.

Проведений попередній аналіз дозволяє перейти до етапу визначення імовірності руйнування реальних і гіпотетичних дефектів через T років після їх виявлення. Для початкових відхилень розмірів дефектів від визначених неруйнівними методами і швидкостей їх росту ν задаються нормальні (Гаусівські) розподіли, щільності яких визначаються за відомим виразом

$$\varphi(T,\, z) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}}\, e^{-(z-m)^2/2\sigma^2}, \tag{9}$$

де z — розмір дефекту; m — математичне очікування; σ — середньоквадратичне відхилення. Тоді глибина дефекту через T років вважається нормально розподіленою величиною з наступними параметрами:

$$m = d + T\nu_d; \quad \sigma = \sqrt{\sigma'^2 + T^2\sigma_\nu^2}, \tag{10}$$

де d — математичне очікування; ν_d — швидкість росту корозійного дефекту; σ' — середньоквадратичне відхилення розміру початкового (виявленого засобами контролю) дефекту, що пов'язане з точністю вимірювань; σ_ν — середньоквадратичне відхилення швидкості росту дефектів.

Отримані імовірнісні розподіли дозволяють визначити імовірність того, що через T років глибина виявленого дефекту досягне або перевищить критичне значення. Ця величина розраховується наступним чином:

$$I_{\text{кр}}(T,\, z) = \int_{d_{\text{кр}}}^{\infty} \varphi_{m,\,\sigma}(T,\, z)\,dz. \tag{11}$$

Для її визначення використовується процедура чисельного інтегрування.

Що стосується гіпотетичних дефектів, то питома імовірність руйнування ділянки трубопроводу довжиною $l_{\text{р}}$ із гіпотетичними дефектами розраховується як

$$I_{\text{кр}}(T,\, l_{\text{р}}) = \tag{12}$$
$$= \frac{1 - (1 - I_{\text{кр}1}(T,\, d_{\text{кр}1}))^{k_1(d_1)} \ldots (1 - I_{\text{кр}\,i}(T,\, d_{\text{кр}\,i}))^{k_i(d_i)}}{l_{\text{р}}}.$$

Наслідки відмов, розрахунок ризиків. Для оцінки наслідків можливого глобального та локального руйнувань трубопроводів траса трубопроводу фрагментується на декілька типів ділянок, які характеризуються різним рівнем соціальних наслідків. Вони визначаються за даними карти місцевості, кадастровими даними, густотою на-

селення, типами доріг тощо. До них відносяться ділянки типу «Зона», які включають населенні пункти та інші території, ділянки типу «Об'єкти в охоронній зоні» та типу «Дороги». Для кожного типу ділянок на основі імовірнісного аналізу визначається кількість людей, які можуть знаходитись у відповідних зонах ураження поблизу траси трубопроводу.

Важливою характеристикою соціальних наслідків є радіуси зон ураження від локального і глобального руйнувань трубопроводу. Для малого ураження, яке характеризується утворенням свища з наступним загоранням повітряно-газової суміші, радіус зони ураження визначається як

$$R_1[\text{м}] = 5{,}5\sqrt{\frac{s[\text{м}^2]}{0{,}0004}\,\frac{P[\text{МПа}]}{4}}, \qquad (13)$$

а для гільйотинного руйнування за [5] приймається наступним:

$$R_2[\text{м}] = 99D[\text{м}]\sqrt{P[\text{МПа}]}. \qquad (14)$$

де s — площа свища; D — діаметр трубопроводу.

Соціальні наслідки від реальних (виявлених ВТД) дефектів в залежності від їх розмірів (8) розраховуються або для локального, або для глобального руйнувань. Вони визначаються добутком імовірності загорання трубопроводу (від свища або розриву труби) на можливу кількість людей у відповідних зонах ураження.

Для гіпотетичних дефектів заздалегідь невідомо чи призведуть вони до глобального або локального руйнувань, тому для них наслідки оцінюються для двох випадків одночасно з подальшим підсумовуванням за наступною формулою:

$$H = (1 - r)H^{\text{свищ}} + rH^{\text{глоб}}, \qquad (15)$$

де r — частка глобальних руйнувань від загальної їх кількості, яка визначається за статистичними даними; $H^{\text{свищ}}$, $H^{\text{глоб}}$ — відповідно наслідки локального і глобального руйнувань.

Економічні наслідки складаються з окремих складових, до яких відносяться такі втрати: прямі від витоку газу; від простою трубопроводу; на ремонт.

Прямі втрати визначаються об'ємом втраченого газу. Об'єм розраховується на основі даних про тривалість витоку, довжину ділянки між кранами, питомі масові втрати, які залежать від тиску в трубопроводі та площі свища або розриву. Інші складові економічного ризику такі, як втрати від простою та затрати на ремонт, визначаються за даних економічних служб оператора газопроводу. Загальні економічні наслідки є сумою складових і виражаються в коштах [6].

Ризик розраховується як добуток значення імовірності руйнування на значення відповідних соціальних або економічних наслідків. Локальний соціальний ризик в точках дефектів трубопроводу за рік визначається як

$$R_{\text{соц}}(\text{рік}, x) = (I_{\text{кр}}(T + 1, d_{\text{кр}}) - I_{\text{кр}}(T, d_{\text{кр}}))H(x), \qquad (16)$$

а загальний ризик на ділянці трубопроводу $l_{\text{р}}$ визначається як

$$R_{\text{соц}}(T, l_{\text{р}}) = H(l_{\text{р}})\sum_{n=1}^{n_{ipz}} I_{\text{кр}}(T, d_{\text{кр}}) + I_{\text{кр}}(T, l_{\text{р}})l_{\text{р}}. \qquad (17)$$

За подібними виразами обчислюються економічні ризики, де в формулах фігурують економічні наслідки.

Співставлення даних діагностичних обстежень. Для конкретизації розроблених вище методик необхідно визначити ряд параметрів і функціональних залежностей. Покажемо як на прикладі співставлення статистичних вибірок за результатами обстежень це можна зробити. Будемо аналізувати дані повторних та різнотипних діагностичних обстежень, які виконані на одній і тій же ділянці трубопроводу.

Співставлення даних двох ВТД обстежень. Обстеження трубопроводів за допомогою ВТД зазвичай проводяться з певною періодичністю [7], отже мають місце повторні дані обстежень. В рамках попередньої серії робіт за проектом «Ресурс» було створено програмне забезпечення для первинної обробки даних двох послідовних обстежень трубопроводів із можливістю їх співставлення [6].

За інформацією про виявлення одних і тих ж дефектів можна наближено оцінити імовірність виявлення дефектів під час першого і другого обстеження та їх загальну кількість. Якщо відома кількість дефектів, виявлених після першого пропуску N_1, дефектів, виявлених після другого пропуску N_2, дефектів, що співпали N_{12}, дефектів, відремонтованих після першого пропуску Q, то імовірності виявлення дефектів першим та другим поршнями відповідно визначається як

$$P_1 = \frac{N_1N_{12}}{N_2(N_1 - Q) + QN_{12}}, \quad P_2 = \frac{N_{12}}{N_1 - Q}, \qquad (18)$$

а їх загальна кількість перед першим і другим пропусками поршня дорівнює

$$N_0^{\text{I}} = \frac{N_1 - Q}{N_{12}}N_2 + Q, \quad N_0^{\text{II}} = \frac{N_1 - Q}{N_{12}}N_2. \qquad (19)$$

Якщо користуватись більш точною методикою визначення кількості дефектів на основі формули для функції імовірності виявлення дефектів (2), то для кожного обстеження при конкретизації цієї функції слід визначити коефіцієнт μ.

Нехай функція $I^{\text{II}}(d)$ характеризує імовірність виявлення дефектів під час другого обстеження. На основі даних про дефекти, що були виявленні під час двох обстежень, введемо у розгляд функцію $\alpha^{\text{II}}(i)$ (i — номер дефекту, виявлений поршнем I). Функція $\alpha^{\text{II}}(i) = 0$, якщо поршень II не виявив дефект під номером i, і $\alpha^{\text{II}}(i) = 1$, якщо поршень II виявив дефект під номером i. Задача пошуку коефіцієнту μ функції $I^{\text{II}}(d)$ зводиться до мінімізації наступного відхилення:

$$\sum_i (\alpha^{\text{II}}(i) - I^{\text{II}}(d_i))^2 = \min, \qquad (20)$$

де d_i — глибина i-го дефекту, виявленого поршнем I. Функція $I^{\mathrm{I}}(d)$ визначається аналогічно $I^{\mathrm{II}}(d)$.

За даною методикою був здійснений аналіз імовірності виявлення дефектів та виконана оцінка загальної кількості дефектів на основі співставлення даних двох обстежень на ділянці газопроводу між компресорними станціями (КС) «Долина» і «Росош». Діаграма зміни розмірів співпадаючих дефектів, які були знайдені за допомогою як першого, так і другого обстежень, зображена на рис. 1. Теоретична залежність між розмірами дефектів описується виразом $d_{\mathrm{II}} = 1{,}885 + 0{,}954 d_{\mathrm{I}}$ (де d_{I}, d_{II} — розмір дефектів відповідно за даними першого та другого обстеження). На рис. 2 представлені статистична і аналітична (2) залежності імовірності виявлення дефектів під час першого обстеження. При цьому аналітична функція імовірності мала наступний вигляд: $I^{\mathrm{I}}(d) = 1 - \mathrm{e}^{-0{,}0236d}$ (де глибина дефекту d має розмірність відсотки товщини стінки).

Похибки визначення розмірів дефектів при першому і другому обстеженні, які фігурують у виразі (10) методики оцінки імовірності руйнування дефектів, також визначається через механізм співставлення даних. Їх можна отримати зі статистичного аналізу двох вибірок дефектів при аналізі їх глибини. Слід для кожної вибірки визначити дисперсії:

$$\sigma_{\mathrm{I}}'^2 = s_{\mathrm{I}}^2 - s_{\mathrm{I,\,II}}, \quad \sigma_{\mathrm{II}}'^2 = s_{\mathrm{II}}^2 - s_{\mathrm{I,\,II}}, \tag{21}$$

де

$$s_{\mathrm{I}}^2 = \frac{1}{N_{12}-1}\left[\sum_{j=1}^{N_{12}} (d_j^{\mathrm{I}})^2 - \frac{1}{N_{12}}\left(\sum_{j=1}^{N_{12}} d_j^{\mathrm{I}}\right)^2\right];$$

$$s_{\mathrm{II}}^2 = \frac{1}{N_{12}-1}\left[\sum_{j=1}^{N_{12}} (d_j^{\mathrm{II}})^2 - \frac{1}{N_{12}}\left(\sum_{j=1}^{N_{12}} d_j^{\mathrm{II}}\right)^2\right]; \tag{22}$$

$$s_{\mathrm{I,\,II}} = \frac{1}{N_{12}-1}\left[\sum_{j=1}^{N_{12}} d_j^{\mathrm{I}} d_j^{\mathrm{II}} - \frac{1}{N_{12}}\left(\sum_{j=1}^{N_{12}} d_j^{\mathrm{II}}\right)\left(\sum_{j=1}^{N_{12}} d_j^{\mathrm{II}}\right)\right].$$

Тоді відповідно для кожного обстеження з імовірністю 68 % похибка визначення глибини дефекту для кожного обстеження не буде перевищувати наступних значень:

$$\sigma_{\mathrm{I}}' = \sqrt{\sigma_{\mathrm{I}}'^2}; \quad \sigma_{\mathrm{II}}' = \sqrt{\sigma_{\mathrm{II}}'^2}. \tag{23}$$

Наприклад, для визначення стандартних відхилень глибин дефектів з довірчим інтервалом 80 %, яке регламентується паспортом на діагностичне обладнання фірми ROSEN, значення σ_{I}, σ_{II} (23) слід помножити на коефіцієнт 1,28.

Швидкість росту дефектів, що використовується у формулі (10) при визначенні математичного очікування, також можна оцінити через співставлення проаналізованих вище вибірок дефектів за формулою

$$\nu = \frac{1}{N_{12}} \sum_{j=1}^{N_{12}} (d_j^{\mathrm{II}} - d_j^{\mathrm{I}})/\Delta T^{\mathrm{I,\,II}}. \tag{24}$$

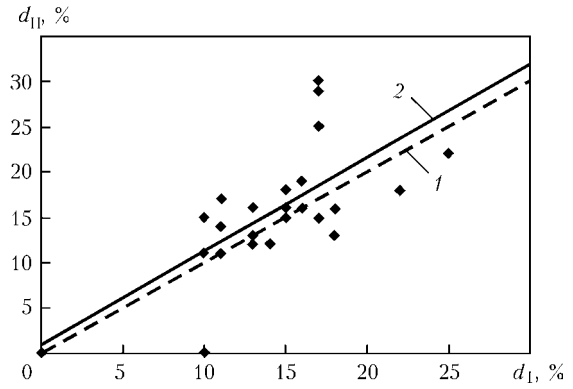


Рис. 1. Залежність зміни розмірів дефектів, що співпали, які були виявлені під час першого та другого обстежень: *1* — $y = x$; *2* — теоретична залежність; ◆ — розмір дефектів; d_{I}, d_{II} — глибина проходу відповідно першого і другого обстежень

Співставлення даних ВТД і прямих обстежень в шурфах. Ці співставлення є найбільш ефективним джерелом верифікації діагностичних даних, отриманими за ВТД. На основі цих співставлень можна оцінити похибку визначення розмірів дефектів діагностичним засобом, швидкість підростання дефектів та імовірність хибного виявлення дефекту під час ВТД. Процедура визначення двох перших параметрів подібна наведеній вище при співставленні даних двох обстежень ВТД.

Оцінку імовірності хибного виявлення дефектів можна здійснити, якщо відома кількість N дефектів, що виявлені під час ВТД, але наявність яких не була підтверджена результатами шурфування:

$$P_{false} = \frac{N}{N + N_{12}}. \tag{25}$$

Значення цієї величина залежить не тільки від похибки ВТД приладу, але й від точності порівняння даних про дефекти, особливо при неспівпадінні координат по дистанції для двох обстежень.

Співставлення даних ВТД і електрохімічному захисту (ЕХЗ). Важливу інформацію для ризик-аналізу можна отримати, якщо провести співставлення даних обстежень за ВТД та обстежень, які виконані в рамках робіт ЕХЗ трубопроводу. За результатами таких робіт визначаються корозійно

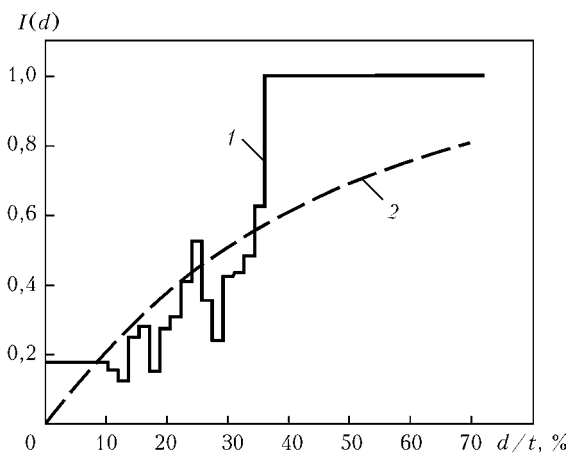


Рис. 2. Імовірність пошуку дефектів залежно від глибини при першому обстеженні: *1* — статистика; *2* — експонента

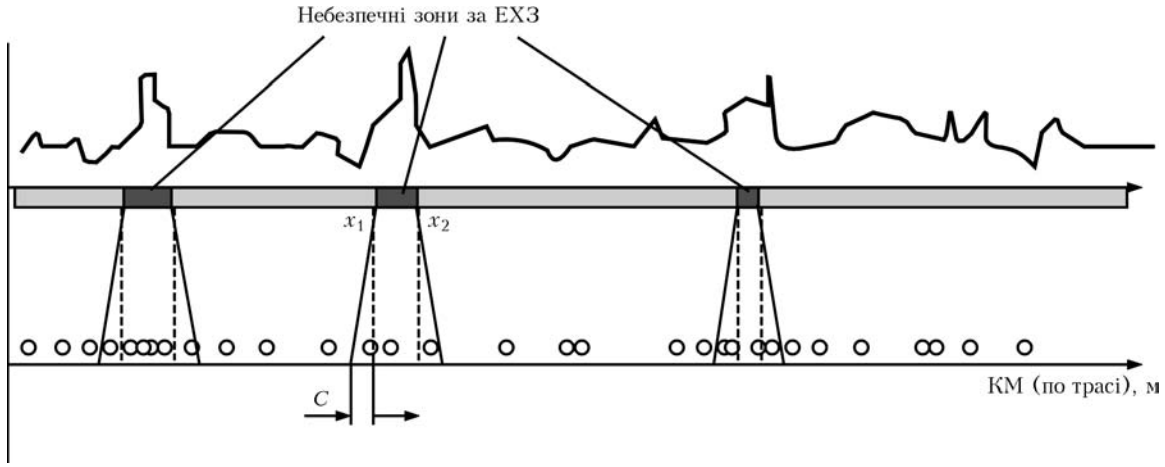


Рис. 3. Схема для порівняння даних ВТД (суцільна крива) і ЕХЗ (штрихова): ○ — дефекти ВТД; *C* — конус розкиду даних; x_1, x_2 — координати відповідно початку та кінця небезпечної зони; КМ — кілометраж

небезпечні ділянки трубопроводу. Співставлення цих ділянок і даних ВТД дозволяють оцінити різні імовірнісні аспекти, наприклад, потрапляння або не потрапляння дефектів на корозійно небезпечні ділянки, щільність дефектів на цих ділянках, імовірність потрапляння на небезпечну ділянку дефекту одиничної глибини.

Імовірність знаходження дефектів ВТД на корозійно небезпечних ділянках визначається відношенням кількості таких дефектів до загальної кількості виявлених ВТД дефектів з урахуванням можливих неточностей при співставленні даних. Останнє можна врахувати збільшивши діапазон дефектів, які аналізуються (рис. 3). Дефекти, які не потрапили на небезпечну ділянку враховуються з ваговим коефіцієнтом, пропорційним віддаленості від небезпечної ділянки.

Управління ризиками на основі виконання ремонтних заходів. Одним із найбільш дієвих механізмів зниження ризиків при збереженні ефективності експлуатації магістральних трубопроводів є проведення ремонтів. Однак для виконання кількісного ризик-аналізу необхідно знати підсилювальну здатність кожної конкретної ремонтної конструкції на трубі з дефектом. Наприклад, для труби з встановленою на ній підсилювальною муфтою або композитним бандажем можна записати наступну формулу для визначення частки навантаження внутрішнім тиском, яку сприймає труба P_1, в залежності від таких характеристик підсилювальної конструкції, як модуля пружності E_2, товщина стінки t_2, радіус R_2:

$$P_1 = \frac{\sigma_\theta t}{R} = \frac{P}{1 + \frac{t_2}{t}\frac{E_2}{E}\frac{R_2}{R_2^2}}. \qquad (26)$$

Знаменник виразу (26) показує частку розвантаження першого елементу — труби двошарової конструкції за рахунок другого елементу підсилювальної муфти. Проте ця формула не враховує послаблюючої дії дефекту. На жаль, до цього часу відсутні теорії розрахунку на міцність труби з дефектом з урахуванням підсилювальної здатності ремонтної конструкції. Тому в рамках проекту розроблені аналітичні підходи для розв'язання подібних задач.

Розрахунок міцності труби з дефектом з урахування підсилювальної роз'ємної муфти. Оцінимо спочатку міцність труби з зовнішнім радіусом $R_з$ = 188,5 мм та з модельним осьовим дефектом довжиною $2c \approx 200$ мм, шириною $2l$ = 15 мм, глибиною d = 4,8 мм та відносною глибиною $\varepsilon = d/t$ = 0,53. Для цього скористаємось наступним виразом для граничного тиску:

$$P_{LL} = \frac{\sigma_в t}{R}\,\alpha_{LL}(\lambda, \tau_0), \qquad (27)$$

де α_{LL} — безрозмірний коефіцієнт зменшення міцності (7), який характеризує, у скільки разів труба з дефектом має меншу міцність по відношенню до бездефектної конструкції ($\alpha_{LL}(\lambda, \varepsilon) = 1$).

Використовуючи формулу (7) та враховуючи розміри труби і дефекту, отримаємо, що α_{LL} = 0,537, а значення граничного внутрішнього тиску за (27) буде P_{LL} = 12,4 МПа. Виконані вже після розрахунку оператором трубопроводу (філія «Придніпровське управління магістральних нафтопроводів») випробування секції труби з модельним дефектом підтвердили це значення руйнуючого тиску.

Була оцінена міцність роз'ємної муфти (рис. 4). Розрахунок здійснювався для найбільш слабкої ланки муфти — болтового з'єднання — через визначення коефіцієнту збільшення напружень у болтах. Цей коефіцієнт представляє собою відношення загальних напружень (з урахуванням моментних) до корисних осьових: $k = (\sigma_N + \sigma_M)/\sigma_N$. Він визначався аналітично та чисельно зі застосуванням программного забезпечення «Ansys». У першому випадку його значення склало k = 3,3, у другому — k = 2,7. За значеннями цього коефіцієнту була оцінена еквівалентна додаткова товщина стінки труби, яка відповідала наявності підсилення ремонтною муфтою. Для першого розрахунку вона склала 2,53 мм, а для другого — 3,12 мм.

Оцінена спільна міцність труби з дефектом за наявності ремонтної муфти [8]. Була застосована

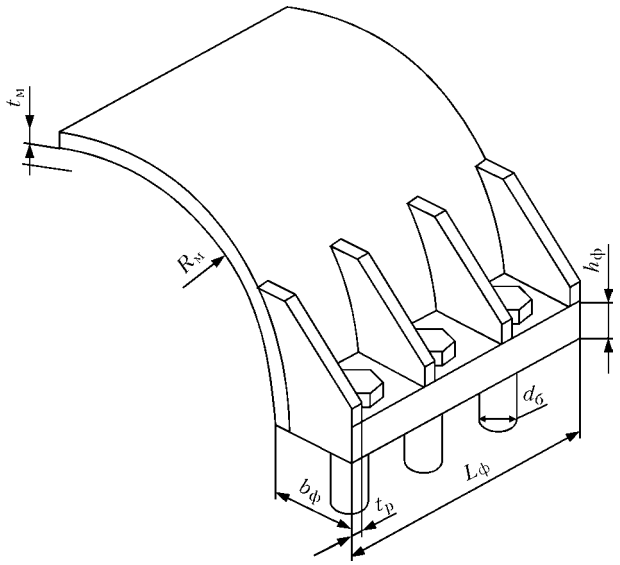


Рис. 4. Конструкція роз'ємної муфти: $R_м$ — радіус муфти; $t_м$ — її товщина; $b_ф$ — ширіна фланця; $L_ф$ — його довжена; $h_ф$ — його висота: $t_р$ — товщина ребра; $d_б$ — діаметр болта

та ж сама процедура розрахунку на міцність, яка використовувалась для визначення тримальної здатності труби з дефектом (використовувався коефіцієнт зменшення міцності α_{LL}) але з урахуванням корисної дії підсилювальної муфти через додаткову товщину стінки труби. Для додаткової товщини стінки труби 2,53 мм α_{LL} = 0,753, а для товщини 3,12 мм α_{LL} = 0,858. Для цих коефіцієнтів були отримані наступні значення граничних тисків P = 17,4 і 19,8 МПа. Залежність α_{LL} від довжини дефекту при різних підсиленнях представлена на рис. 5.

Після виконання розрахунків на пневмогідравлічному стенді Інституту проблем міцності ім. Г.С. Писаренка були виконані експериментальні дослідження для підтвердження або спростування розрахункових результатів. На рис. 6 показані підготовлені до випробувань трубні елементи з дефектами без підсилення та з ним, а також дано зображення дефекту та зруйнованої труби. В результаті експерименту руйнування труби з муфтою відбулося за тиску P = 20,5 МПа, що підтвердило попередні розрахункові оцінки. Оскільки руйнування труби з дефектом без підсилення очікується на рівні P = 12 МПа, то підсилювальна здатність роз'ємної муфти становить приблизно P = 8 МПа. Якщо враховувати, що руйнування бездефектної труби очікується на рівні P = = 23,5 МПа, то загальна тримальна здатність дефектної труби з підсиленням становить 86 % початкової проектної. Отримані значення підсилювальної здатності ремонтних конструкцій є важливою інформацією у процедурі управління ризиками.

Управління ризиками реалізується через механізм переоцінки ризиків після виконання покращувальних заходів на трубопроводі. До таких заходів можна віднести зниження робочого тиску, виконання ремонтів дефектів та ізоляційного покриття, уточнення корозійного стану.

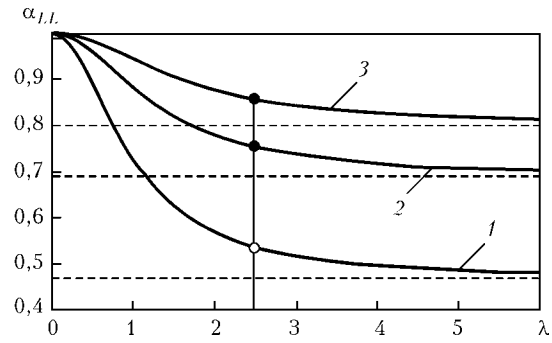


Рис. 5. Залежність коефіцієнта зменшення міцності α_{LL} від безразмірної довжини дефекту λ при різних підсиленнях: *1* — без муфти; *2*, *3* — з муфтою приблизно 2 і 3 мм

Ризики від наявності окремого дефекту можна зменшити або взагалі їх позбутися, якщо відремонтувати або сам дефект, або замінити ту ділянку трубопроводу, де він знаходиться. Порівнюючи сумарну вартість ремонту дефекту зі зменшенням ризиків після його ремонту, можна дати рекомендації щодо негайного виконання ремонту або його виконання через термін, коли економічний ризик стане співмірним із затратами на ремонт. Причому, соціальний ризик повинен задовольнятись безумовно. Для кожного ремонту його атрибутами є тривалість, ціна, показник необхідності зупинки трубопроводу, процент підсилювальної здатності труби за рахунок виконання ремонту (був розглянутий вище). Зменшення ризику для конкретного дефекту вплине на сумарні ризики всієї ділянки. Оскільки описані на початку роботи методики базуються на розрахунку сумарного ризику ділянки трубопроводу, то будемо називати ризиком дефекту (економічним або соціальним) зменшення відповідного сумарного ризику після проведення ремонту дефекту.

Як приклад наведемо оцінку за показниками ризиків ремонту у вигляді нанесення зовнішнього полімерного підсилюючого шару карпатської ділянки газопроводу між КС «Долина» і «Росош» в зоні найбільших наслідків — у Межигірській долині [6]. За моделями оцінки ремонтних конструкцій певній товщині полімерного шару може бути поставлено у відповідність збільшення товщини стінки труби. Нанесеному полімерному шару

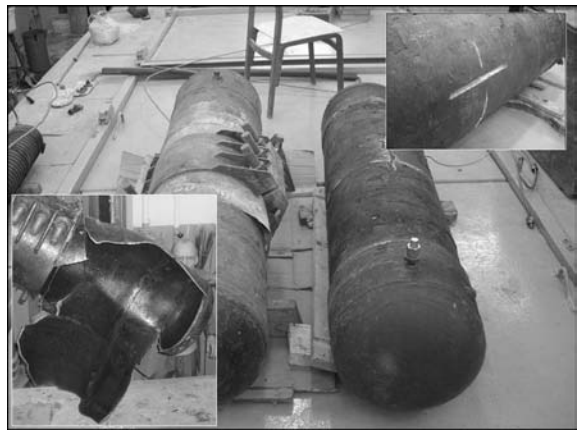


Рис. 6. Випробування труб з ремонтними муфтами

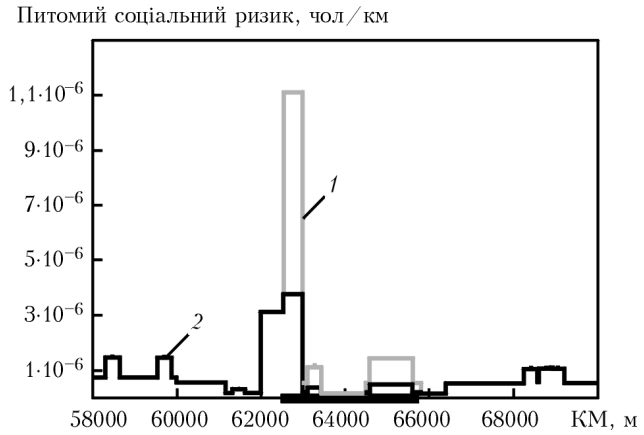


Рис. 7. Значення соціальних ризиків до (*1*) і після ремонту (*2*)

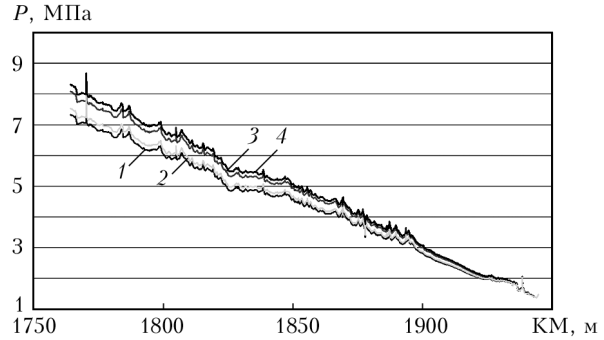


Рис. 8. Розподіли тисків по трасі трубопроводу при різних продуктивності та температурі: *1, 3* — при 8 °С відповідно 340 та 360 т/рік; *2, 4* — при 21 °С відповідно 340 та 360 т/рік

відповідає додаткова товщина стінки труби 2,5 мм. З урахуванням останньої обставини були переоцінені ризики, які мали місце на протязі 2006 р. на даній ділянці. Результати такої переоцінки представлені на рис. 7 у вигляді діаграм питомих соціальних ризиків. Ділянка ремонту зображена темним кольором. Ремонт ділянки дозволив зменшити майже у 3 рази як соціальні, так і економічні ризики.

Інший приклад застосування процедури управління ризиками з використанням розроблених методик — це робота по обгрунтуванню збільшення пропускної спроможності магістрального аміакопроводу з 340 до 360 т/год шляхом підвищення робочого тиску [9]. Була здійснена оцінка збільшення імовірності руйнування найбільш проблемної ділянки аміакопроводу між НС11 і НС12 при роботі за підвищеного тиску. При розрахунках використовувався реальний розподіл тиску по трасі (рис. 8) для зимового і літнього періодів та розподіл глибин дефектів за результатами комплексного обстеження 2001–2002 рр. (рис. 9) з уточненням за даними статистики виявлення наскрізних дефектів у період 2002–2006 рр. Аналіз засвідчив закономірне збільшення імовірності руйнування (таблиця), що є допустимим.

Таким чином, розроблено методику виконання процедури ризик-аналізу магістральних трубопроводів на основі фізичних моделей імовірності локального і глобального руйнування та оригінальних моделей визначення наслідків відмов, а также алгоритми проведення порівняльних аналізів за результатами діагностичних обстежень для отри-

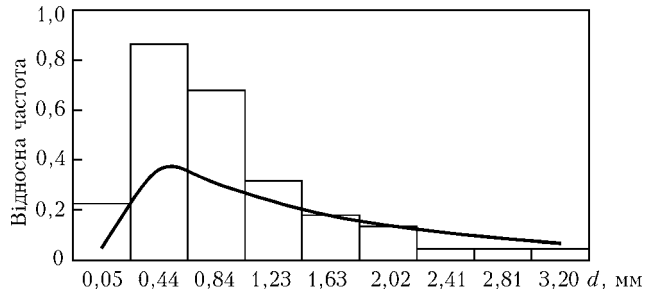


Рис. 9. Розподіл глибин дефектів за даними шурфувань: ❒ — частота розподілу глибини; суцільна крива — розрахункова щільність розподілу

Значення імовірності руйнування

Температура T, °С	Початкова імовірність руйнування $I_0 \cdot 10^4$	Імовірність руйнування $I_L \cdot 10^4$	
		через рік	за рік
Продуктивність 340 т/год			
8	2,3	21	18
21	3,0	26	23
Продуктивність 360 т/год			
8	7,6	55	47
21	11,9	77	65

мання імовірнісних характеристик, які використовуються в процедурах кількісного ризик-аналізу. Запропоновано нові методики оцінки ремонтних технологій з визначенням їх підсилювальної здатності. Результати досліджень реалізовані у вигляді програмних модулів розрахунку ризиків та інтеграції даних і впроваджені на виробництві при виконанні комплексного обстеження ділянки газопроводу, обгрунтуванні типу конструкції ремонтних підсилювальних муфт на підводних переходах нафтопроводів та обгрунтуванні підвищення пропускної спроможності транспортування рідкого аміаку.

1. *Про систему* керування цілісністю магістральних трубопроводів. Поняття ризик-аналізу / В.В. Розгонюк, А.А. Руднік, І.В. Ориняк, С.Ф. Білик // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. — 2004. — № 3(12). — С. 120–125.
2. *Pandey M.D.* Probabilistic models for condition assessment of oil and gas pipelines // NDT&Intern. — 1998. — **31**, N 5. — P. 349–358.
3. *Orynyak I.V.* Leak and break models of pressurized pipe with axial defects. IPC2006-10066 // 6th Intern. pipeline conf., Calgary, Alberta, Canada, Sept. 25–29, 2006. — Calgary, 2006.
4. *ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008.* Магістральні трубопроводи. Настанова. Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами. — Чинний з 01.01.2009.
5. *Pipeline* Safety: Pipeline integrity management in high consequence areas (Gas Transmission Pipelines). Federal Register. Pt II: Department of Transportation. — 2003. — **68**, N 18. — P. 4315.
6. *Розробка* методів ризик-аналізу для узагальненого варіанту обгрунтування безпечного терміну експлуатації конструктивних елементів об'єктів підвищеної небезпеки на території України: Звіт по програмі «Ресурс», проект 1.2. — № 0104U007201. — К., 2006. — 185 с.
7. *Методика* определения опасности дефектов труб по данным обследования внутритрубными профилемерами. — М.: АК «Транснефть», 1997. — 20 с.
8. *Расчет* на прочность разъемной муфты на трубе с дефектом / И.В. Орыняк, С.А. Охримчук, Л.И. Венгловский и др. // Пробл. прочности. — 2009. — № 2. — С. 102–111.
9. *Збільшення* пропускної спроможності магістрального аміакопроводу шляхом підвищення робочого тиску. Обгрунтування безпечної та надійної експлуатації / В.А. Бондік, І.В. Ориняк, О.А. Андріанов та ін. // Хім. пром-сть України. — 2007. — № 4. — С. 51–57.

ПРОЕКТ 1.3

Встановлення механічних та корозійно-механічних характеристик, чутливих до експлуатаційної деградації сталей в об'ємі стінки труби магістральних трубопроводів

УДК 621.181:669.018

ЧУТЛИВІСТЬ МЕХАНІЧНИХ, КОРОЗІЙНО-МЕХАНІЧНИХ ТА ЕЛЕКТРОХІМІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ДО ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ ДЕГРАДАЦІЇ СТАЛЕЙ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ

Г.М. НИКИФОРЧИН, д-р техн. наук, **О.Т. ЦИРУЛЬНИК**, канд. техн. наук, **М.І. ГРЕДІЛЬ**, інж.
(Фізико-механічний ін-т ім. Г. В. Карпенка НАН України)

Проведено порівняння механічних (характеристики міцності і пластичності, ударна в'язкість, статична тріщиностійкість), корозійно-механічних (опір корозійному і водневому розтріскуванню гладких зразків і зразків з тріщинами) та електрохімічних (електродний потенціал, поляризаційний опір, струм корозії) властивостей сталей нафто- газопроводів, та резервуарів зберігання нафти, у вихідному стані і після не менше 28 років експлуатації. Показано інтенсивну деградацію властивостей, які визначають опір матеріалу крихкому руйнуванню, особливо в умовах сумісної дії механічних навантажень і корозійно-агресивних середовищ. Чутливими до експлуатаційної деградації сталей виявилися електрохімічні властивості, що дало можливість побудувати кореляційні залежності між їх зміною та зниженням механічних і корозійно-механічних властивостей.

Ключові слова: *нафто і газопроводи, корозія, водень, механічні властивості, електрохімія, деградація, діагностика*

Нафтові та газові магістральні трубопроводи як складові нафтогазового комплексу України відіграють важливу роль у її економіці та інтеграції у Європейське співтовариство. З кожним роком нафтогазова транспортна система старіє, наростають проблеми, які пов'язані з надійністю та ефективністю її експлуатації. Специфічні умови експлуатації — циклічні зміни тиску, коливання температури, дія на напружений метал корозійно-агресивних середовищ — прискорюють процес деградації трубопроводів, який призводить до формування дефектів у трубі, а можливе зниження опору крихкому руйнуванню в процесі тривалої експлуатації металу, в першу чергу, поширенню тріщини, робить утворені дефекти небезпечними з огляду на можливе катастрофічне руйнування трубопроводу.

Таким чином, особливо актуальною науково-технічною проблемою стає, одного боку, контроль технічного стану металу труби, особливо діагностування корозійних дефектів в процесі її тривалої експлуатації, а з іншого — розроблення розрахункових методів обгрунтування працездатності експлуатованого матеріалу. Важливою ланкою у розв'язанні таких завдань є встановлення ступеня деградації фізико-механічних властивостей сталей труб, оскільки в розрахунок залишкового ресурсу необхідно закладати не вихідні, а реальні характеристики експлуатованого металу. Це робить актуальним питання пошуку показників, які достатньо чутливі до зміни стану матеріалу внаслідок його експлуатації.

© Г.М. НИКИФОРЧИН, О.Т. ЦИРУЛЬНИК, М.І. ГРЕДІЛЬ, 2009

Об'єктом досліджень були указані нижче сталі:

• сталь типу 10ГС магістрального нафтопроводу (діаметр труби 1020 мм, товщина стінки 16 мм) у вихідному стані (труба резервного запасу) та після 28 років її експлуатації [1]. Окремо виділяли верхню та нижню ділянки експлуатованої труби з огляду на можливий тривалий контакт внутрішньої поверхні нижньої ділянки з підтоварною (залишковою) водою;

• сталь Ст3сп експлуатованого 30 років нафтового резервуару [2]. Виділяли ділянки: 1 — верхня частина стінки, яка постійно контактувала упродовж експлуатації з повітрям та конденсованою водою; 2 — середня частина стінки, яка постійно контактувала з нафтою; 3 — стінка поблизу дна; 4 — дно. Ділянки 3 і 4 постійно контактували з підтоварною водою;

• сталь 17Г1С магістрального газопроводу [3, 4] (діаметр труби 529–1420 мм, товщина її стінки 7–21 мм) у вихідному стані (труба запасу) та після 28–40 років експлуатації; сталь Х52 (діаметр труби 275–408 мм) у вихідному (Х52) та стан після 30 років експлуатації (Х52-10 і Х52-12, товщина стінки труби відповідно 10 і 12 мм) станах. Окремо виділяли верхній та нижній частини експлуатованих труб, а в них ділянки ближче до зовнішньої та внутрішньої поверхні.

Деградація механічних властивостей. Експлуатація сталі 17Г1С суттєво впливає на меха-

Механічні властивості сталі 17Г1С магістрального газопроводу

τ, роки експлуатації	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	ψ, %	*n*	*HRB*	*KCV*, Дж/см^2	$J_{0,2}$, Н/мм
0	378	595	79	0,58	90/95	206/194	322
28	403	590	68	–	86/86	165/169	–
29	345	547	71	0,76	87/89	138	–
31	419	574	74	–	78/81	115/133	175/242
38	357	520	73	–	78/79	154	–
40	302	515	69	0,75	79/80	125	–

Примітка. В чисельнику — характеристики металу ближче до внутрішньої поверхні; в знаменнику — до зовнішньої.

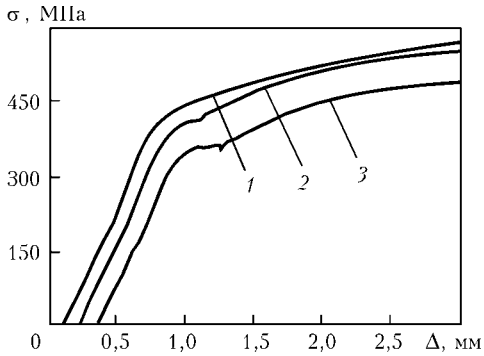


Рис. 1. Криві розтягу сталі 17Г1С запасної труби (*1*) і після 29 (*2*) та 40 (*3*) років експлуатації

нічну поведінку матеріалу (таблиця): знижуються міцність і твердість, а також збільшується коефіцієнт деформаційного зміцнення та з'являється сходинка текучості на кривій розтягу (рис. 1). Встановлено неоднозначну зміну характеристик пластичності сталей: відносне звуження ψ після експлуатації падає, а відносне видовження зростає, що є нетиповим явищем.

Внаслідок експлуатації труб зменшуються також характеристики опору сталі крихкому руйнуванню — ударна в'язкість *KCV* та статична тріщиностійкість J_{Ic}. Опір крихкому руйнуванню металу запасної труби чітко корелює з його твердістю: твердішому матеріалу зовнішньої поверхні труб властива менша ударна в'язкість. Експлуатований метал має іншу залежність: *KCV* та $J_{0,2}$ матеріалу зовнішньої поверхні труби вищі, ніж внутрішньої, що свідчить про більшу деградацію металу в останньому випадку. Це вказує на вагому роль водню в деградації, який виділяється внаслідок корозійної взаємодії сталі з внутрішнім середовищем і частково дифундує в метал.

Поділ енергії руйнування за ударних випробувань на компоненти зародження та поширення тріщини показав (рис. 2), що зниження ударної в'язкості сталі внаслідок експлуатації зумовлене в першу чергу зниженням компоненти поширення тріщини. Зазначимо, що випробування за пониженої температури, тобто за умов окрихчення, дають можливість чіткіше виявити експлуатаційну деградацію сталі.

Для матеріалів з вираженою текстурою (волокнистою структурою) властива анізотропія експлуатаційної деградації їх механічних властивостей [4, 5]. Так, ударна в'язкість експлуатованої сталі Х52 газопроводу не тільки мінімальна за випробувань зразків, які вирізані поперек твірної труби, але у цьому випадку отримано і максимальне зниження цієї характеристики. Ознакою сильнішої деградації властивостей в площині твірної труби (між волокнами структури) служить і поворот на 90° площини руйнування при випробуваннях на ударну в'язкість зразків, які вирізані вздовж твірної труби. Тріщина зароджується і поширюється спочатку у площині надрізу, що спочатку орієнтується поперек твірної труби, а потім переорієнтовується вздовж неї (рис. 3). Аналогічні закономірності виявлено і за

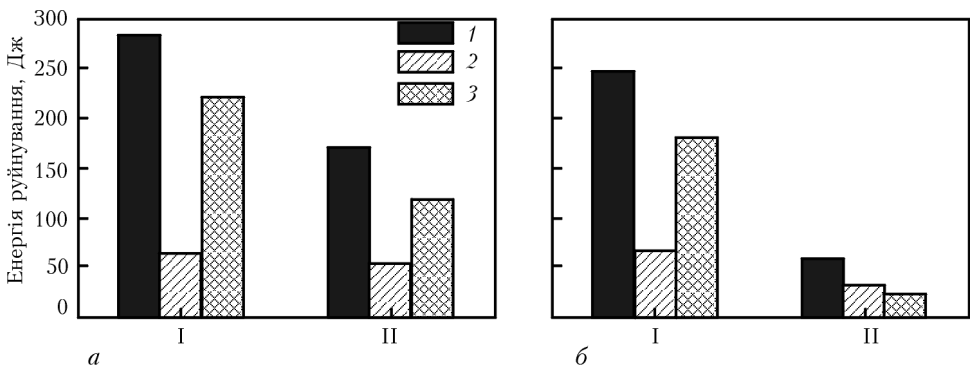


Рис. 2. Результати випробувань на ударну в'язкість (*1*) з розподілом на складові зародження (*2*) та поширення тріщини (*3*) для зразків сталі Х52 (I) та Х52-12 (II), які вирізані з ділянки «низа» вздовж твірної труби при кімнатній температурі (*а*) і −20 °С (*б*)

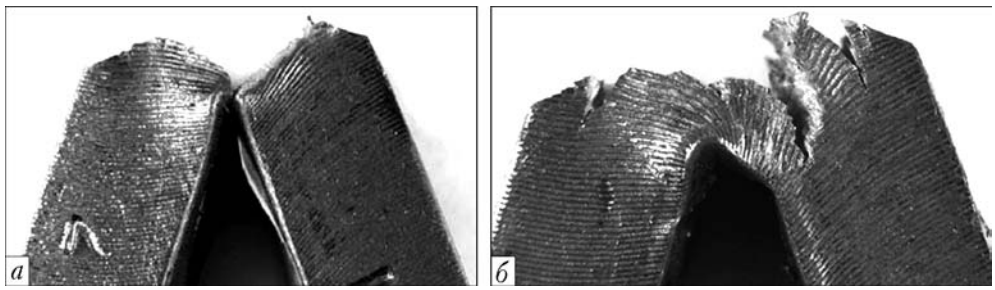


Рис. 3. Типові зломи випробувань на ударну в'язкість зразків Шарпі, які виготовлених з труби запасу (*а*) та нижньої частини експлуатованої труби (*б*) із сталі Х52

випробувань експлуатованих сталей магістральних нафтопроводів [2].

Деградація корозійно-механічних властивостей. Оскільки експлуатаційна деградація сталей зменшує їх опір крихкому руйнуванню, важливо також оцінювати і можливу зміну чутливості експлуатованого металу до водневої крихкості. Випробування розтягом до руйнування гладких циліндричних зразків сталі 17Г1С за швидкості $3 \cdot 10^{-4}$ $с^{-1}$ після попереднього електролітичного наводнювання (ПЕН) без (рис. 4, світлі символи) та за напружень (темні символи)розтягом певного рівня показали принципову відмінність у поведінці експлуатованої сталі та сталі труби запасу. Пластичність ψ цих сталей на повітрі відрізняється на 10 %, однак за ПЕН зразків навіть без навантаження різко падає пластичність експлуатованої сталі, на відміну від вихідного стану. ПЕН навантажених зразків посилює крихкість сталі труби запасу, причому однаковий приріст напружень у пластичній області деформацій, за яких виконували ПЕН, викликав набагато сильніший ефект, ніж у пружній області ($\sigma_{0,2}$ = 363 МПа). Це вказує на різний вплив абсорбованого водню на експлуатований і не експлуатований метал. Після тривалої експлуатації сталь 17Г1С суттєво окрихчується внаслідок ПЕН навіть у ненапруженому стані і чим триваліша експлуатація, тим сильніше. Отже, експлуатація трубної сталі викликає її схильність до водневої крихкості після ПЕН навіть ненапруженого металу.

Випроби на корозійне розтріскування гладких зразків не виявили впливу корозійного середовища (модельного розчину водного конденсату всередині труби) за потенціалу корозії, проте такий вплив відчутний за поміркованої (0,15 мА/см^2) катодної поляризації, що вказує на схильність сталей до водневого розтріскування. При цьому експлуатованому матеріалу «низ» труби властива менший опір водневому окрихченню, ніж матеріалу «верх».

Випробування зразків з тріщиною, на відміну від експериментів на гладких зразках, виявили чутливість досліджуваних сталей до дії корозійного середовища за потенціалу корозії, що проявилося у суттєвій різниці між пороговим значенням J_{Iscc} і критичним значенням J_{Ic} для повітря (рис. 5). Наводнювання густиною катодного струму 0,15 мА/см^2 додатково понизило рівень J_{Iscc}.

Оцінювання експлуатаційної деградації за зміною електрохімічних властивостей. Електрохімічні характеристики традиційно використовуються як показники корозійної тривкості матеріалу у певному корозивному середовищі та для встановлення механізму корозійного процесу. Вони чутливі до структурного та напруженого стану металу. Отже використання електрохімічних показників може мати перспективи для оцінювання деградації властивостей матеріалу як у лабораторних умовах, так і для технічного діагностування стану матеріалів конструкцій, що тривало експлуатуються [6].

До числа електрохімічних показників, які потенційно можна використовувати для цієї мети, можуть належати потенціал корозії $E_{кор}$, коефіцієнти Тафеля b_a і b_c, струм корозії $j_{кор}$ і струм

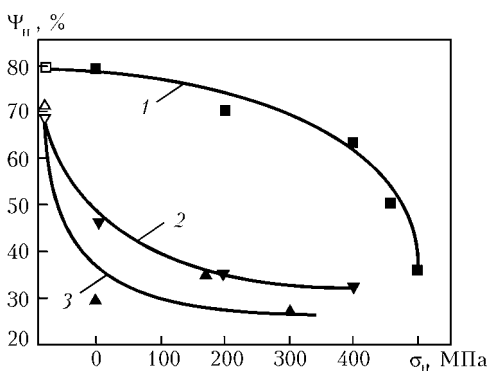


Рис. 4. Вплив напруження $\sigma_н$, за якого виконували ПЕН, на пластичність зразків сталі 17Г1С, які вирізані з резервної труби (*1*), а також після 29 (*2*) та 40 (*3*) років її експлуатації

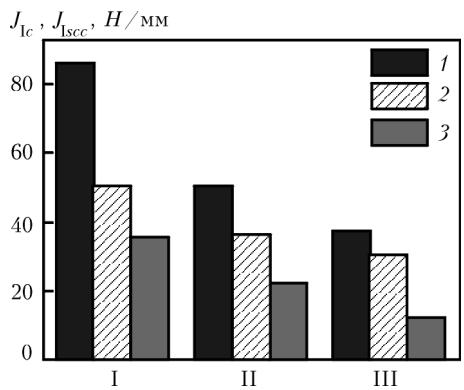


Рис. 5. Тріщиностійкість сталі на повітрі (*1*), у модельному розчині водного конденсату за потенціалу корозії (*2*) і в умовах катодної поляризації (*3*): I — сталь Х52; II — Х52-12; III — Х52-10

при певному анодному потенціалі j_a та поляризаційний опір R_p. Нашими дослідженнями установлено, що порівнювати вихідний і експлуатований стани. Виявилося, що поляризаційний опір і струм корозії є найчутливішими до деградації властивостей сталей.

Зазначимо, що електрохімічні методи оцінювання деградації матеріалів можна застосовувати у випадку його експлуатації і в неактивному середовищі, якщо вона зумовлює зміну стану матеріалу. Важливе також питання вибору корозійного середовища для оцінювання деградації матеріалів. У випадку експлуатації матеріалу у певному технологічному середовищі це ще не означає, що саме його слід використовувати при електрохімічних вимірюваннях, оскільки перевагу можуть мати інші модельні середовища, які забезпечать вищу чутливість в оцінюванні деградації.

При виборі середовища для електрохімічних вимірювань необхідно враховувати ту обставину, що в результаті взаємодії поверхні з електролітом утворюється, як правило, поверхневі плівки з певними бар'єрними властивостями. Тоді виміряні параметри будуть відбивати також і стан поверхневої плівки, а це буде спотворювати електрохімічний відклик на зміну стану самого матеріалу в результаті його експлуатації.

Для прикладу, оцінювання гравіметричним методом корозійної тривкості газопровідної сталі у модельному розчині водного конденсату не виявили значних змін швидкості корозії для експлуатованого 30 років та не експлуатованого металу [7]. Це зумовлено захисними властивостями товстих поверхневих плівок продуктів корозії, що сформувалися впродовж 7 і 30 діб експозиції. Разом із тим порівняльні оцінки поляризаційного опору і струму корозії, а також швидкості корозії у перемішуваному середовищі, тобто за умов, коли поверхневі плівки практично відсутні, засвідчили суттєві відмінності цих показників для матеріалу у вихідному стані та після тривалої експлуатації. Отже, у цьому випадку вони, як і механічні та корозійно-механічні характеристики, чітко вказують на експлуатаційну деградацію трубної сталі.

Особливо гостра проблема екрануючого впливу фазових поверхневих плівок, наприклад на алюмінієвих сплавах. У цьому випадку пропонується використовувати методику дослідження, за якою спочатку катодно відновлюються пасивні оксидні плівки з наступною поляризацією в анодний бік [8]. Висока швидкість поляризації дає можливість оцінити кінетику і термодинаміку електродних процесів за нестаціонарних умов, коли поверхневі плівки тільки починають формуватися. Для авіаційних алюмінієвих сплавів показано, що практично всі електрохімічні властивості міняються внаслідок експлуатаційної деградації. Проте найчутливіші до деградації поляризаційний опір та струм пасивації. Перспективним для оцінювання деградації є також потенціал E_0 катодно-анодного переходу після катодного відновлення пасивних плівок.

Порівняння зміни внаслідок тривалої експлуатації різних відповідальних конструкцій, з одного боку, їх механічних властивостей, а з іншого — електрохімічних параметрів, вказує на чітку кореляцію між ними. Якщо оцінювати ці електрохімічні параметри на практиці, то таку кореляцію можна використати для розроблення відповідного методу неруйнівного контролю стану матеріалу. Він слугуватиме індикатором як структурних змін, так і розсіяної мікропошкодженості металу на ранніх стадіях експлуатації.

Таким чином, можно зробити висновок, що найчутливіші для оцінювання експлуатаційної деградації сталей в об'ємі стінки труби магістральних трубопроводів є характеристики опору крихкому руйнуванню, включаючи тріщиностійкість. Умови випробувань, що окричують матеріал (понижена температури, дія наводнювальних середовищ), підвищують чутливість оцінювання деградації. Перспективно використання електрохімічних характеристик для розроблення методу неруйнівного контролю стану металу.

1. *Слободян З.В., Никифорчин Г.М., Петрущак О.І.* Корозійна тривкість трубної сталі у нафто-водних середовищах // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2002. — № 3. — С. 93–96.
2. *Corrosion* and stress corrosion cracking of exploited storage tank steel / A. Zagórski, H. Matysiak, O. Tsyrulnyk, O. Zvirko et al. // Ibid. — 2004. — N 3. — С. 113–117.
3. *Воднева* деградація тривало експлуатованих сталей магістральних газопроводів / О.Т. Цирульник, Г.М. Никифорчин, Д.Ю. Петрина та ін. // Там само. — 2007. — № 5. — С. 97–104.
4. *In-service* degradation of gas trunk pipeline X52 steel / G. Gabetta, H.M. Nykyforchyn, E. Lunarska, P.P. Zonta et al. // Ibid. — 2008. — N 1. — С. 88–99.
5. *Krasowsky A.Y., Dolgiy A.A., Torop V.M.* Charpy testing to estimate pipeline steel degradation after 30 years of operation // Proc. «Charpy Centary Conference», Oct. 2–5, 2001, Poitiers. Poitiers: European Structural Integrity. — 2001. — Vol. 1. — P. 489–495.
6. *Цирульник О.Т.* Оцінювання електрохімічними методами експлуатаційної деградації низьколегованих сталей та алюмінієвих сплавів // Машинознавство. — 2008. — № 6. — С. 19–25.
7. *Вплив* експлуатації сталі X52 на корозійні процеси у модельному розчині газового конденсату / О.Т. Цирульник, З.В. Слободян, О.І. Звірко та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2008. — № 5. — С. 29–37.
8. *Електрохімічна* оцінка експлуатаційної деградації авіаційного алюмінієвого сплаву / Г.М. Никифорчин, О.П. Осташ, О.Т. Цирульник та ін. // Там само. — 2008. — № 2. — С. 87–91.

ПРОЕКТ 1.4

Розробка методологічних основ оцінки технічного стану та обгрунтування безпечного терміну експлуатації конструктивних елементів об'єктів підвищеної небезпеки засобом індентування

УДК 620.178.16/621.891

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ МЕТОДОМ ИНДЕНТИРОВАНИЯ ПРИ ДИНАМИЧЕСКОМ (ЦИКЛИЧЕСКОМ) НАГРУЖЕНИИ

Чл.-кор. НАН Украины **Ю.В. МИЛЬМАН, К.Э. ГРИНКЕВИЧ**, канд. техн. наук, **С.И. ЧУГУНОВА**, канд. физ.-мат. наук, **З.П. ШУРЫГИНА, Б.В. ШУРЫГИН, И.В. ТКАЧЕНКО, В.Х. МЕЛЬНИК**, инженеры
(Ин-т проблем материаловедения им. И.М. Францевича НАН Украины)

Предложены усовершенствованная техника и методика динамического индентирования для изучения поведения и аттестации материалов и деталей, работающих в условиях вибраций и переменных нагрузок. Показано, что при приложении динамической нагрузки твердость материалов существенно снижается, а пластичность возрастает. Этот эффект тем значительно, чем больше отношение амплитуды динамического нагружения к уровню постоянной нагрузки и больше частота динамической нагрузки. Работа выполнена при финансовой поддержке НАН Украины (Проект 1.4. Комплексная программа научных исследований НАН Украины «Проблемы ресурса и безопасной эксплуатации конструкций, сооружений и машин»).

Ключевые слова: *динамическое индентирование, твердость, пластическая деформация*

Твердость материалов — одна из важнейших характеристик его механических свойств, а ее определение является распространенным и простым методом определения механических свойств материалов. В известных методах измерения твердости нагрузка на индентор имеет статический характер. Вместе с тем, большинство изделий работают под действием переменных нагрузок. В связи с этим измерение твердости под действием циклической (динамической) нагрузки является актуальной проблемой.

Твердость обычно определяют как сопротивление материала локальной пластической и упругой деформации. В этом случае твердость коррелирует с пределом текучести материала [1].

Для некоторых материалов твердость определяется давлением, при котором происходит фазовый переход под давлением в более пластичную фазу [2], а для очень хрупких материалов она может определяться напряжением разрушения [3].

Реально действует тот механизм формирования отпечатка твердости, который осуществляется при наименьшем давлении под индентором, т. е. соответствует наименьшей твердости.

Методы измерения твердости получили значительное развитие в работах [4–8 и др.] Если раньше индентирование позволяло судить только о такой прочностной характеристике материала, как предел текучести, то в настоящее время возможно также определение характеристики пластичности, которая введена в работе [5] как безразмерный параметр δ_H.

$$\delta_H = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon} = 1 - \frac{\varepsilon_e}{\varepsilon}, \qquad (1)$$

где ε_p, ε_e и ε — усредненные (по площади контакта индентора с образцом) значения соответственно пластической, упругой и общей деформации в направлении приложения нагрузки.

В литературе известен ряд зависимостей для определения механических свойств при ударной твердости [9, 10]. Авторы работы [11] исследовали зависимость между ударной и статической твердостью. Тем не менее, определение механических свойств по ударной твердости недостаточно разработано в сравнении со статической твердостью, поскольку при определении ударной твердости имеет место большой разброс экспериментальных данных. На основании детального теоретического анализа статической и ударной твердости Н.Н. Давыденков [12] пришел к заключению, что показатель степени n в уравнении Мейера при ударной нагрузке имеет иное значение, чем при статической. В этом случае с приращением пластической деформации в лунке (приращением диаметра и глубины внедрения сферического индентора) для одного и того же материала уменьшается и является условной величиной.

В связи с этим более определенным условием сравнения статической и ударной (динамической) твердости есть соблюдение одинаковых пластических деформаций в лунке при статическом и динамическом нагружении индентора, на что указывается в работе [13].

© Ю.В. МИЛЬМАН, К.Э. ГРИНКЕВИЧ, С.И. ЧУГУНОВА, З.П. ШУРЫГИНА, Б.В. ШУРЫГИН, И.В. ТКАЧЕНКО, В.Х. МЕЛЬНИК, 2009

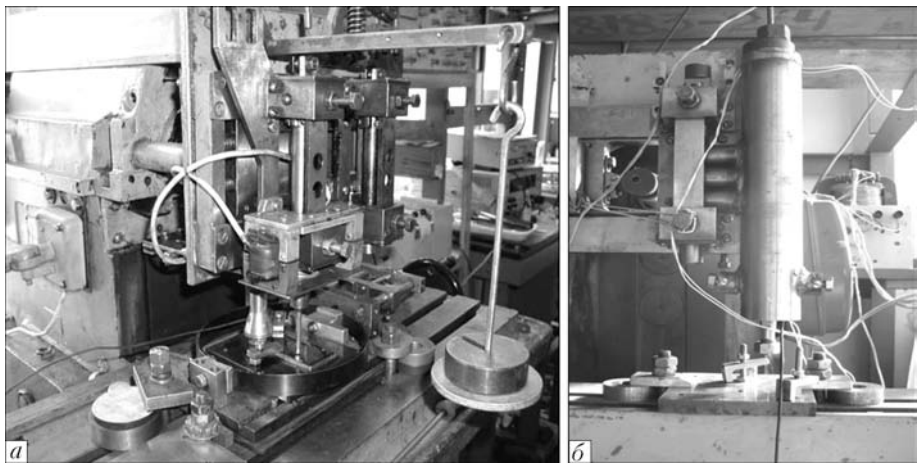


Рис. 1. Общий вид установки для измерения динамической твердости с вибродинамическим (f = 1–25 Гц) (*а*) и пьезодинамическим (f = 20–20000 Гц) (*б*) устройствами для испытаний на твердость в условиях динамического нагружения

Анализ литературных данных позволяет сделать заключение о том, что напряженно-деформированное состояние поверхностных слоев материалов и их физико-химическая активность могут значительно меняться при переходе от постоянной к переменной контактной нагрузке, а следовательно, должно меняться и значение твердости.

Выбор материалов для модельных образцов осуществляли таким образом, чтобы охватить металлы с различными значениями твердости и характеристиками пластичности, а также с разным типом кристаллической решетки.

В табл. 1 приведены значения статической микротвердости HV, упругой деформации на контактной площадке ε_e, модуля упругости E, коэффициента Пуассона ν и параметра пластичности δ_H для металлов с разным типом кристаллической решетки при индентировании индентором Виккерса.

Определение твердости проводили на автоматизированном триботехническом комплексе с динамическим нагружением (АТКД) [14]. Общий вид установки представлен на рис. 1. Статическую составляющую силы нормального давления P_0 в контакте индентора и исследуемого образца задавали с помощью наборов гирь. Модулированную нагрузку прилагали с помощью вибродинамического устройства (частота f = 1–25 Гц) или пъезодинамического устройства (f = 20–20000 Гц). Время выдержки под нагрузкой в обеих модах нагружения составляло 15 с, как и при обычном измерении твердости. Определено, что после выдержки в течение 15 с диаметр отпечатка твердости при статическом и динамическом нагружении практически не изменяется.

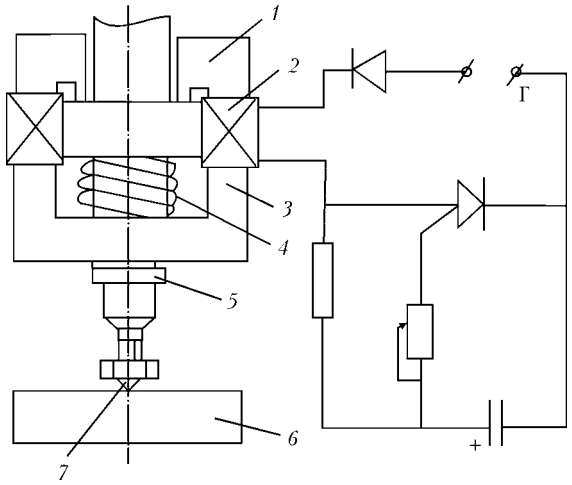


Рис. 2. Схема вибродинамического устройства (*1–7* — см. в тексте)

Вибродинамическое устройство (рис. 2) состоит из неподвижной части *1*, катушки *2* и подвижной части *3* электромагнита, пружины *4*, стопорного кольца 5 и генератора Г. Электрический сигнал от генератора преобразуется электромагнитом в механические колебания, которые благодаря подвижной части *3* электромагнита передаются в зону контакта плоского образца *6* и индентора *7*. В пьезодинамическом устройстве электрический сигнал с генератора преобразуется пьезостолбом в механические колебания, которые также передаются в зону контакта плоского образца *6* и индентора *7*.

Была разработана методика определения твердости и характеристик пластичности под действием на индентор модулированной составляющей силы нормального давления ΔP одновременно со статическим нагружением P_0. В данном случае динамической твердостью для краткости мы называем твердость, полученную при совместном действии статической и модулированной нагрузок. В качестве индентора были использованы шарики из силинита Si_3N_4 диаметром D = 6 мм, а также из стали ШХ-15 (D = 1,8 мм), алмазный конус с углом при вершине $2\gamma = 120°$. Значения твердости рассчитывали по диаметру отпечатка при соответствующих нагрузках на индентор P_0 = 50, 100, 150, 200, 300 Н.

Таблица 1. Механические характеристики металлов

Кристаллическая решетка	Металл	HV, ГПа	E, ГПа	ν	ε_e, %	δ_H
ГЦК	Cu	0,45	130	0,343	0,157	0,98
ОЦК	Mo	2,00	324	0,290	0,361	0,95
	W	4,00	420	0,280	0,560	0,92

Динамическую модулированную составляющую силы нормального давления ΔP задавали в виде цуга колебаний, который прилагается одновременно со статической силой P_0; модулированная составляющая нагрузки (0–30 % статической нагрузки) определяется по формуле:

$$\Delta p = \frac{A}{2}\left(1 - \sin\frac{2\pi t}{T}\right), \qquad (2)$$

где A — амплитуда нагрузки; T — период цикла нагружения; t — время. Переменную нагрузку прикладывали так, что ΔP, как следует из (2), изменяется от 0 до A, при этом общая нагрузка составляет

$$P = P_0 - \Delta P. \qquad (3)$$

При измерении статической твердости $P = P_0$.

Значение диаметров отпечатков образцов измеряли оптическим методом на приборе «Микрон-альфа» [15] на оптическом микроскопе МИМ-10, а также путем профилографирования с помощью профилографа-профилометра модели п-201, изготовленного на заводе «Калибр» (только для индентора из силинита). По значению диаметров отпечатков, полученных оптическим методом, рассчитывали значения твердости по формуле Бринеля для сферического индентора для статической H_S и H_D динамической твердости:

$$H = \frac{2P}{\pi D(D - \sqrt{D^2 - d^2})}, \qquad (4)$$

где D — диаметр сферического индентора; d — диаметр отпечатка.

Таблица 2. Значения твердости H и пластичности δ_H Cu, Mo и W при статическом и динамическом нагружении сферическим индентором из силинита (D = 6 мм)

Металл	P, Н	d, мкм	ε_t, %	ε_e, %	ε_p, %	H_S, МПа	δ_H
Статическое нагружение							
Cu	50	367	–	–	–	–	–
	100	535	0,227	0,13	0,097	39,07	0,428
	150	632	0,357	0,12	0,237	37,38	0,664
	200	720	0,500	0,12	0,380	35,68	0,760
	300	848	0,758	0,115	0,643	35,40	0,848
Mo	50	231	–	–	–	132,80	Близко к 0 при всех нагрузках
	100	341	–	–	–	120,60	
	150	404	–	–	–	133,73	
	200	472	–	–	–	129,24	
	300	555	–	–	–	141,33	
W	50	219	–	–	–	196,59	
	100	240	–	–	–	212,22	
	150	285	–	–	–	216,62	
	200	316	–	–	–	209,17	
	300	358	–	–	–	220,83	

Окончание табл. 2

Металл	P, Н	d, мкм	ε_t, %	ε_e, %	ε_p, %	H_D, МПа	δ_H
Динамическое нагружение							
Cu	50	893	1,114	0,013	1,101	4,04	0,988
	100	871	0,859	0,034	0,825	10,43	0,960
	150	867	0,963	0,034	0,929	13,98	0,965
	200	919	0,998	0,058	0,940	17,99	0,942
	300	1050	1,290	0,066	1,224	20,97	0,949
Mo	50	595	0,170	0,044	0,126	26,10	0,741
	100	590	0,152	0,098	0,054	58,41	0,354
	150	560	0,189	0,120	0,069	70,40	0,365
	200	576	0,247	0,140	0,107	71,96	0,437
	300	673	0,252	0,180	0,072	105,80	0,285
W	50	540	0,133	0,045	0,879	33,35	0,661
	100	453	0,147	0,080	0,067	60,46	0,454
	150	435	0,156	0,120	0,036	85,41	0,229
	200	442	0,188	0,134	0,054	94,22	0,288
	300	479	0,190	0,180	0,010	140,25	0,051

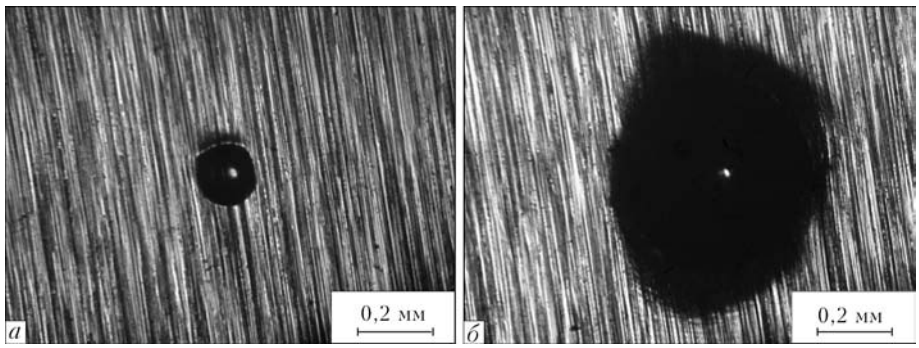


Рис. 3. Отпечаток индентора на образце монокристалла W при статическом (*а*) и динамическом (*б*) режимах нагружения (P = = 100 Н; A = 10 Н; f = 20 Гц)

Для индентора Роквелла (алмазный конус) твердость определяли по формуле Мейер

$$H\text{М} = \frac{4P}{\pi d^2} \qquad (5)$$

и по формуле Бринеля

$$H = 2\sqrt{3}\,\frac{P}{\pi d^2}. \qquad (7)$$

Упругую деформацию рассчитывали по формуле из работы [5]

$$\varepsilon_e = \frac{H\text{М}}{E}\,(1 - \nu - 2\nu^2). \qquad (8)$$

Общая деформация определялась как

$$\varepsilon_t = \int_S^F \frac{dS}{S} = \ln S\Big|_S^F = \ln \frac{F}{S}, \qquad (9)$$

где S — площадь проекции отпечатка твердости на поверхности образца; F — площадь поверхности отпечатка. При этом F определяли как:

$$F = \pi D\,h = \frac{1}{2}\,\pi D(D - \sqrt{D^2 - d^2}) \text{ и } S = \frac{\pi d^2}{4}.$$

Пластическую деформацию находили как ε_p = = $\varepsilon_t - \varepsilon_e$.

Полученные значения динамической и статической твердости, а также значения характеристики пластичности δ_H, общей, упругой и пластической деформаций на площадке контакта в направлении приложения нагрузки представлены в табл. 2. Принимая во внимание, что в табл. 2 приведена макротвердость, которая обычно ниже, чем микротвердость в табл. 1, можно считать, что значение статической твердости, полученное на АТКД, соответствует значению твердости, полученному на стандартных приборах. Анализ данных таблиц и представленных на рис. 3 и 4 позволяет сделать заключение, что для исследуемых материалов характерны отличия в механизме формоизменения отпечатка при динамической нагрузке. Зависимость твердости от нагрузки при динамическом нагружении имеет принципиальные отличия. Так, с увеличением нагрузки наблюдалось увеличение (а не снижение, как в случае статической твердости) динамической твердости. Это можно объяснить уменьшением моделированной составляющей нагрузки (A = 10 Н — const) относительно постоянной нагрузки P_0 при росте P_0.

Результаты, полученные для пластичной меди (рис. 4, 5, табл. 2), позволили провести сравнительный анализ значений твердости и пластичности и определить влияние динамической нагрузки на указанные характеристики. Эти данные свидетельствуют о том, что динамическое нагружение (при A — const) приводит к снижению твердости в несколько раз, но пластичность δ_H при этом существенно возрастает. На рис. 5 показаны изменения значений пластичности меди в случае статического и модулированного нагружения. При статическом нагружении с возрастанием нагрузки наблюдается увеличение значений δ_H, в случае динамического нагружения значения δ_H высокие при всех нагрузках.

Твердость образцов уменьшается с ростом отношения амплитуды динамического нагружения на-

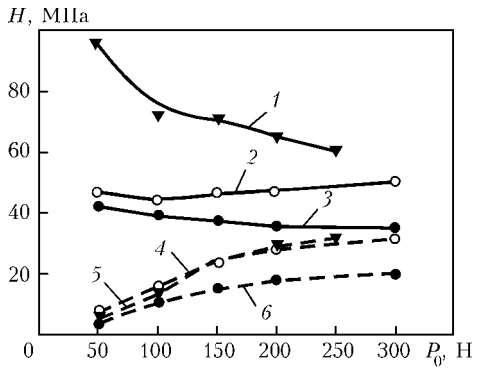


Рис. 4. Зависимость статической (*1–3*) и динамической (*4–6*) твердости меди (A = 10 Н, f = 20 Гц) от нагрузки P_0 при использовании различных инденторов: *1, 4* — алмазный конус; *2, 5* — шарики из стали ШХ15 (D = 1,8 мм); *3, 6* — шарики из силинита (D = 6 мм)

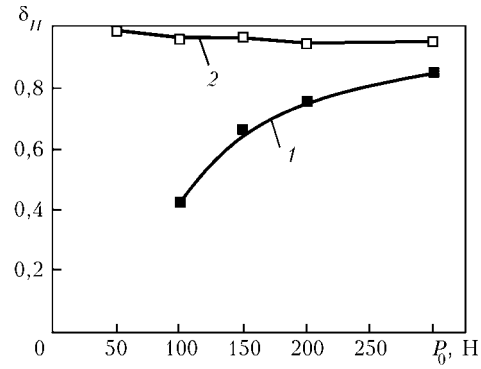


Рис. 5. Зависимость пластичности δ_H меди от нагрузки на силинитовый индентор при статическом (*1*) и динамическом (*2*) нагружении

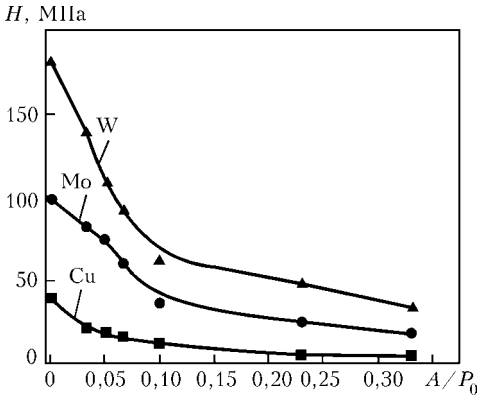


Рис. 6. Зависимость твердости металлов (силинитовый индентор) от отношения A/P_0 при частоте динамического нагружения 20 Гц

грузки к статической нагрузке A/P_0 (рис. 6). Так, при $A/P_0 = 0{,}33$ твердость снижается по отношению к статической твердости в 3–4 раза, хотя значение эффективной нагрузки P, как видно из (2), снижается. Этот результат совпадает с данными, представленными на рис. 4, где вклад переменной составляющей нагрузки фактически уменьшается с увеличением уровня статической нагрузки. Исследование влияния частоты колебаний динамической нагрузки показали, что с возрастанием частоты колебаний происходит существенное снижение динамической твердости H_D (рис. 7).

Таким образом, полученные результаты свидетельствуют о том, что при измерении динамической твердости повышение амплитуды динамической нагрузки A и частоты колебаний f приводит к существенному снижению твердости и увеличению пластичности δ_H. Модулированная составляющая нагрузки создает кинетическую энергию, которая передается через индентор в материал и, как статическая нагрузка, затрачивается на образование отпечатка.

Увеличение амплитуды и частоты колебаний приводит к увеличению передаваемой кинетической энергии и размера отпечатка твердости при том же значении P. Поэтому при расчете твердости и пластичности по общепринятым формулам (3–5) и формуле (1) имеет место снижение первой и повышение второй характеристики.

Выводы

1. Разработаны принципиально новая методика и устройство для определения твердости при наложении на статическую нагрузку P дополнительной модулированной во времени нагрузки ΔP с амплитудой A и частотой от 1 до 20000 Гц. При этом модулированная нагрузка прикладывается так, что $P = P_0 - \Delta P$.

2. Проведено измерение статической и динамической твердости для ГЦК и ОЦК металлов при различных соотношениях A/P_0 и частоте (при этом динамической твердостью для краткости мы называем твердость, полученную при совместном действии статической и модулированной нагрузок). Показано, что твердость существенно снижается, а пластичность возрастает при приложении динамической нагрузки. Этот эффект тем больше, чем

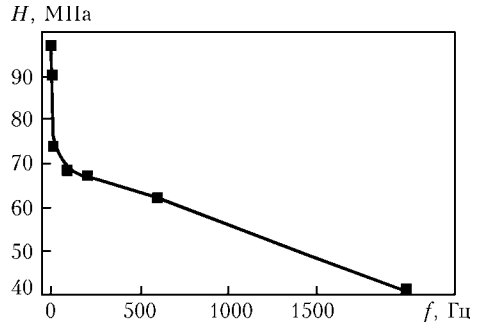


Рис. 7. Зависимость твердости меди (индентор — алмазный конус) от частоты динамического нагружения ($P_0 \approx 29$ Н, $A \approx 3$ Н)

выше значения A/P и больше частота динамической нагрузки.

3. Влияние динамической нагрузки на твердость и пластичность связывается с кинетической энергией, которая передается динамической нагрузкой на образование отпечатка твердости.

4. Разработанная методика и устройства для измерения динамической твердости могут быть использованы также для изучения поведения и аттестации материалов и деталей, работающих в условиях вибраций и переменных нагрузок.

1. *Tabor D.* The hardness of metals. — Oxford: Clarendon Press, 1951. — 130 p.
2. *Gridneva I.V., Milman Yu.V., Trefilov V.I.* Phase transition in diamond — structure crystals during hardness measurements // Phys. Stat. Sol. (a). — 1972. — **14**. — P. 177–182.
3. *The mechanical* properties of the nanocrystalline layer on the surface of railways tracks / W. Lojkowski, Yu.V. Milman, S.I. Chugunova et al. // Materials Sci. of Eng. — 2001. — A303. — P. 209–215.
4. *Булычев С.И., Алехин В.П.* Испытания материалов непрерывным вдавливанием индентора. — М.: Машиностроение, 1990. — 224 с.
5. *Milman Yu.V., Galanov B.A., Chugunova S.I.* Plasticity characteristic obtained through hardness measurement (overview N 107) // Acta Met. and Mater. — 1999. — **41**, N 9. — P. 2523–2532.
6. *Мильман Ю.В.* Новые методики микромеханических испытаний материалов методом локального нагружения материалов жестким индентором // Сучасне матеріалознавство XXI сторіччя. — К.: Наук. думка, 1998. — С. 637–666.
7. *Milman Yu.V.* Plasticity characteristic obtained by indentation // J. of Physics D: Applied Physics. — 2008. — 41.
8. *Новые* принципы, техника и результаты исследования динамических характеристик твердых тел в микрообъемах / Ю.И. Головин, А.И. Тюрин, В.И. Иволгин, В.В. Коренков // Журн. техн. физ. — 2000. — **70**, № 5. — С. 82–91.
9. *Определение* твердости и механических свойств металла энергетического оборудования безобразцовым методом / Ю.А. Букин, Г.А. Бологов, Р.Н. Алексеева и др. // Энергет. стр-во. — 1976. — № 3. — С. 35–36.
10. *Рабцевич А.В.* Измерение модуля упругости металла методом динамического индентирования // Весці НАН Беларусі. Сер. фізіка-тэхнічных навук. — 1999. — № 3. — С. 118–122.
11. *Vytautas Vasauskas, Vytautas Capas.* Energy concept in comparison of static and dynamic hardness // HARDMEKO 2004 Processing Hardness Measurements Theory and Application in Laboratories and Industries, Nov. 11–12, 2004, Washington, USA. — Washington, 2004. — P. 152–158.
12. *Давыденков Н.Н.* Некоторые проблемы механики материалов. — Л.: Лениздат, 1943. — С. 86–108.
13. *Давыденков Н.Н.* Динамические испытания металлов. — М.: ОНТИ, 1936. — 394 с.
14. *Зенкин Н.А., Гринкевич К.Э.* Комплекс диагностической аппаратуры и методология контроля параметров трибосистемы в динамических условиях испытаний // Контроль. Диагностика. — 2002. — № 6. — С. 49–51.
15. *Игнатович С.Р., Закиев И.М., Закиев В.И.* Контроль качества поверхности деталей с использованием бесконтактного профилографа // Авиационно-космич. техника и технология. — 2006. — Вып. 8(34). — С. 20–22.

ПРОЕКТ 1.5

Розробка системи оцінки технічного стану та підвищення ресурсу безпечної експлуатації будівель за складних гірничо-геологічних умов

УДК 622.837:622.838

ЗАЛИШКОВИЙ РЕСУРС БЕЗПЕЧНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ БУДІВЕЛЬ ЗА СКЛАДНИХ ГІРНИЧО-ГЕОЛОГІЧНИХ УМОВ

А.В. АНЦИФЕРОВ, д-р техн. наук, **В.Р. ШНЕЄР**,
О.В. БЛІННІКОВА, кандидати техн. наук (УкрНДМІ НАН України)

Визначено узагальнені деформаційні критерії безпечної експлуатації будівель в зонах зрушень земної поверхні і підтоплення. Запропоновано класифікацію технічного стану будівель за їх залишковим деформаційним ресурсом, яка враховує фактичний стан будівель та їх прогнозований стан від подальшого впливу деформацій земної поверхні. Розроблено систему заходів щодо підвищення залишкового деформаційного ресурсу будівель у відповідності до їх технічного стану.

Ключові слова: *будівлі, безпека експлуатації, деформації земної поверхні, граничні деформації конструкцій, граничний ресурс, класифікація технічного стану, підвищення залишкового ресурсу*

Останніми роками особливої актуальності набула проблема забезпечення надійної експлуатації існуючого фонду житлових, громадських і виробничих будівель у вугільних регіонах України, де велика кількість міст і промислових підприємств підпадають під негативний вплив зрушень земної поверхні, обумовлених підземним видобуванням вугілля. Небезпеку для об'єктів поверхні становить також підтоплення територій внаслідок затоплення гірничих виробок шахт, що ліквідуються. Оскільки у короткий термін неможливо відновити або застосувати заходи захисту великої кількості будівель, надзвичайно важливим є обгрунтування граничного деформаційного ресурсу таких будівель.

Для досягнення цієї мети за даними багаточисельних тривалих спостережень за деформованим станом житлових, громадських і виробничих будівель в зонах зрушень земної поверхні відібрано такі, у яких при першому обстеженні зафіксовано деформації зовнішніх стін, що перевищують існуючі граничні значення критеріїв безпечної експлуатації будівель за складних гірничо-геологічних умов — максимальне розкриття тріщин у зовнішніх стінах більше 25 мм [1] або відхилення зовнішніх стін від вертикалі більше 100 мм [2].

Відібрані будівлі систематизовано за умовами їх існування: без ремонту, виконано ремонт, виконано посилення, будівлі відселено, зруйнована оцегловка, будівлі розібрано або зруйновано внаслідок аварії.

Для житлових і громадських будівель поряд з критеріями максимального розкриття тріщин у зовнішніх стінах та відхилення стін від вертикалі приймається ще один характерний критерій — максимальний перегин кам'яної кладки зовнішніх стін по вертикалі. Місцевий перегин кам'яної кладки стін формується в зонах зосереджених деформацій будівель і є характерним для підроблюваних територій з утворенням уступів земної поверхні при видобуванні вугілля в крутопадаючих пластах або наявності розривних тектонічних порушень в межах впливу гірничих виробок на об'єкти поверхні. Для виробничих будівель приймається один узагальнений деформаційний критерій — максимальне розкриття тріщин у зовнішніх стінах.

З використанням даних натурних спостережень обчислено середні максимальні значення розкриття тріщин у зовнішніх стінах $\delta_{\text{с.макс}}$, відхилення зовнішніх стін від вертикалі $\Delta_{\text{с.макс}}$ та перегину кам'яної кладки зовнішніх стін по вертикалі $t_{\text{с.макс}}$ житлових і громадських будівель в зонах зрушень земної поверхні для трьох варіантів умов їх існування:

- по першому варіанту враховуються усі будівлі з тріщинами у зовнішніх стінах розкриттям більше 25 мм та (або) відхиленням зовнішніх стін від вертикалі більше 100 мм незалежно від умов їх існування (без ремонту, виконано ремонт, виконано посилення, зруйнована оцегловка, відселені, розібрані або зруйновані унаслідок аварії):

$$\delta_{\text{с.макс 1}} = \frac{\sum \delta_{\text{макс } i} + \sum \delta_{\text{макс } j} + \sum \delta_{\text{макс } k}}{n_i + n_j + n_k}; \qquad (1)$$

$$\Delta_{\text{с.макс 1}} = \frac{\sum \Delta_{\text{макс } i} + \sum \Delta_{\text{макс } j} + \sum \Delta_{\text{макс } k}}{n_i + n_j + n_k}; \qquad (2)$$

$$t_{\text{с.макс 1}} = \frac{\sum t_{\text{макс } i} + \sum t_{\text{макс } j} + \sum t_{\text{макс } k}}{n_i + n_j + n_k}; \qquad (3)$$

- по другому варіанту, на відміну від першого, враховуються усі будівлі за винятком тих, що експлуатуються без ремонту:

© А.В. АНЦИФЕРОВ, В.Р. ШНЕЄР, О.В. БЛІННІКОВА, 2009

$$\delta_{\text{с.макс 2}} = \frac{\sum \delta_{\text{макс } j} + \sum \delta_{\text{макс } k}}{n_j + n_k}; \quad (4)$$

$$\Delta_{\text{с.макс 2}} = \frac{\sum \Delta_{\text{макс } j} + \sum \Delta_{\text{макс } k}}{n_j + n_k}; \quad (5)$$

$$t_{\text{с.макс 2}} = \frac{\sum t_{\text{макс } j} + \sum t_{\text{макс } k}}{n_j + n_k}; \quad (6)$$

• по третьому варіанту враховуються тільки ті будівлі, в яких виконано посилення або зруйнована оцегловка, а також такі, що відселені або зруйновані унаслідок аварії:

$$\delta_{\text{с.макс 3}} = \sum \delta_{\text{макс } k}/n_k; \quad (7)$$

$$\Delta_{\text{с.макс 3}} = \sum \Delta_{\text{макс } k}/n_k; \quad (8)$$

$$t_{\text{с.макс 3}} = \sum t_{\text{макс } k}/n_k, \quad (9)$$

де $\delta_{\text{макс } i}$, $\Delta_{\text{макс } i}$, $t_{\text{макс } i}$ — максимальне розкриття тріщин у зовнішніх стінах, відхилення від вертикалі та перегин кам'яної кладки зовнішніх стін будівель, де не було ремонту, мм; $\delta_{\text{макс } j}$, $\Delta_{\text{макс } j}$, $t_{\text{макс } j}$ — максимальне розкриття тріщин у зовнішніх стінах, відхилення від вертикалі та перегин кам'яної кладки зовнішніх стін будівель, де було виконано ремонт, мм; $\delta_{\text{макс } k}$, $\Delta_{\text{макс } k}$, $t_{\text{макс } k}$ — максимальне розкриття тріщин у зовнішніх стінах, відхилення від вертикалі та перегин кам'яної кладки зовнішніх стін будівель, де було виконано посилення або зруйнована оцегловка, а також відселених, розібраних чи зруйнованих унаслідок аварії, мм; n_i — кількість будівель відповідно до визначаємих узагальнених деформацій ($\delta_{\text{макс}}$, $\Delta_{\text{макс}}$, $t_{\text{макс}}$), де не було ремонту; n_j — кількість будівель відповідно до визначаємих узагальнених деформацій, де було виконано ремонт; n_k — загальна кількість будівель відповідно до визначаємих узагальнених деформацій, де було виконано посилення або зруйнована оцегловка, а також відселених чи зруйнованих унаслідок аварії.

Результати обчислення середніх максимальних значень узагальнених деформацій $\delta_{\text{с.макс}}$, $\Delta_{\text{с.макс}}$ і $t_{\text{с.макс}}$ та кількість будівель по варіантах наведено у табл. 1.

Аналіз результатів обчислення середніх значень максимального розкриття тріщин у зовнішніх стінах житлових і громадських будівель в зонах зрушень земної поверхні показує, що найбільш обгрунтованими відповідно до прийнятої методики обчислення по варіантах існування будівель є результати по двоповерхових будівлях. По-перше, кількість розглянутих двоповерхових будівель згідно критерію $\delta_{\text{макс}}$ становить 42, що значно перевищує кількість одно- (7), три- (4), чотири- (10) та п'ятиповерхових будівель (5). По-друге, логічним є зростання середнього значення максимального розкриття тріщин по варіантах 1–3: необхідність ремонту будівель виникає при більшому розкритті тріщин, ніж їх існування без ремонту, а необхідність посилення — при більших значеннях $\delta_{\text{с.макс}}$, ніж їх існування без ремонту, та $\delta_{\text{с.макс}}$, за яким було виконано ремонт.

Слід звернути увагу на дані табл. 1 щодо варіанту 3, де кількість будівель, у яких було виконано посилення, досить мала. Це достовірно відображає практику видобування вугілля на забудованих територіях, що існувала протягом багатьох років, коли заходи захисту будівель у зонах зрушень земної поверхні практично не застосовували, внаслідок чого технічний стан великої кількості будівель є незадовільним, передаварійним, а у деяких випадках аварійним. Виходячи з цього

Таблиця 1. Середні максимальні значення деформацій зовнішніх стін житлових і громадських будівель в зонах зрушень земної поверхні

Будівелі	Узагальнені деформації зовнішніх стін	$\delta_{\text{с.макс}}$, $\Delta_{\text{с.макс}}$, $t_{\text{с.макс}}$ (мм) по варіантах		
		1	2	3
Одноповерхові	$\delta_{\text{макс}}$	47(7)	53(3)	48(1)
	$\Delta_{\text{макс}}$	153(11)	153(9)	152(6)
	$t_{\text{макс}}$	150(3)	150(2)	150(1)
Двоповерхові	$\delta_{\text{макс}}$	56(42)	65(26)	86(11)
	$\Delta_{\text{макс}}$	158(9)	162(6)	191(3)
	$t_{\text{макс}}$	135(5)	135(5)	165(2)
Триповерхові	$\delta_{\text{макс}}$	30(4)	30(4)	30(3)
	$\Delta_{\text{макс}}$	150(1)	150(1)	0(0)
	$t_{\text{макс}}$	0(0)	0(0)	0(0)
Чотириповерхові	$\delta_{\text{макс}}$	71(10)	71(10)	68(5)
	$\Delta_{\text{макс}}$	179(1)	0(0)	0(0)
	$t_{\text{макс}}$	133(2)	133(2)	133(2)
П'ятиповерхові	$\delta_{\text{макс}}$	96(5)	114(4)	137(3)
	$\Delta_{\text{макс}}$	0(0)	0(0)	0(0)
	$t_{\text{макс}}$	150(1)	150(1)	150(1)

Примітка. У дужках наведено кількість будівель.

Таблиця 2. Середні максимальні значення деформацій зовнішніх стін одноповерхових житлових будинків в зонах підтоплення

Узагальнені деформації зовнішніх стін	$\delta_{с.макс}$, $\Delta_{с.макс}$ (мм) по варіантах		
	1	2	3
$\delta_{макс}$	40(8)	40(8)	47(3)
$\Delta_{макс}$	168(38)	170(30)	199(8)
Примітка. У дужках наведено кількість будинків.			

пропонується граничні значення узагальнених деформацій зовнішніх стін будівель в зонах зрушень земної поверхні прийняти як середні з трьох варіантів і визначати по формулах:

$$\delta_{гр} = \frac{\delta_{с.макс\ 1} n_1 + \delta_{с.макс\ 2} n_2 + \delta_{с.макс\ 3} n_3}{n_1 + n_2 + n_3}; \qquad (10)$$

$$\Delta_{гр} = \frac{\Delta_{с.макс\ 1} n_1 + \Delta_{с.макс\ 2} n_2 + \Delta_{с.макс\ 3} n_3}{n_1 + n_2 + n_3}; \qquad (11)$$

$$t_{гр} = \frac{t_{с.макс\ 1} n_1 + t_{с.макс\ 2} n_2 + t_{с.макс\ 3} n_3}{n_1 + n_2 + n_3}, \qquad (12)$$

де n_1–n_3 — кількість будівель по варіантах.

Підставляючи в формулу (10) відповідні значення із табл. 1, визначаємо, що для одноповерхових будівель $\delta_{гр}$ = 49 мм, для двоповерхових — $\delta_{гр}$ = 63 мм; для чотириповерхових — $\delta_{гр}$ = 70 мм.

Зважаючи на невелику кількість даних по три- і п'ятиповерхових будівлях (табл. 1), із запасом приймаємо граничне значення максимального розкриття тріщин у зовнішніх стінах триповерхових будівель таким, як для двоповерхових ($\delta_{гр}$ = = 63 мм), а у п'ятиповерхових будівель — таким, як для чотириповерхових ($\delta_{гр}$ = 70 мм).

Згідно результатам спостережень, відхилення зовнішніх стін від вертикалі характерне для одно- і двоповерхових будівель. Середнє значення $\Delta_{с.макс}$ по усіх варіантах цих будівель приймається за граничне: для одноповерхових будівель $\Delta_{гр}$ = 153 мм, для двоповерхових — $\Delta_{гр}$ = 165 мм.

Граничне значення перегину кам'яної кладки зовнішніх стін житлових і громадських будівель приймаємо незалежно від їх поверховості та обчислюємо по першому варіанту одно-, дво-, чотири- і п'ятиповерхових будівель ($t_{гр}$ = 140 мм).

Для одноповерхових виробничих будівель, у яких ремонти не виконувалися, а посилення окремих конструкцій було виконано тільки у трьох випадках, до того ж у двох із них максимальне розкриття тріщин у зовнішніх стінах було досить малим, граничне розкриття тріщин приймаємо як середнє максимальне її розкриття з урахуванням усіх відібраних будівель ($\delta_{гр}$ = $\delta_{с.макс}$ = 63 мм).

Таблиця 3. Розрахункові граничні деформації житлових і громадських будівель в зонах зрушень земної поверхні

Вид деформацій	Значення деформацій (мм) при кількості поверхів будівлі				
	1	2	3	4	5
$\delta_{гр}$	45	55	55	60	60
$\Delta_{гр}$	145	150	–	–	–
$t_{гр}$	135	125	125	120	120

Для визначення граничних значень узагальнених деформаційних критеріїв технічного стану житлових будинків, що експлуатуються в зонах підтоплення, зі 100 підтоплених одноповерхових житлових будинків з деформаціями зовнішніх стін, що перевищують допустиме за умов експлуатації розкриття тріщин 10 мм [3] або відхилення стін від вертикалі більше 100 мм, відібрано 39 будинків, у яких максимальне розкриття тріщин у зовнішніх стінах перевищує 25 мм. Ці будинки систематизовано за умовами їх існування (без ремонту, виконано ремонт, виконано посилення чи розібрано) і обчислено середні максимальні значення розкриття тріщин у зовнішніх стінах $\delta_{с.макс}$ та відхилення їх від вертикалі $\Delta_{с.макс}$ для варіантів: по варіанту 1 враховуються усі підтоплені будинки незалежно від умов їх існування; по варіанту 2, на відміну від першого враховуються усі будинки за винятком таких, що експлуатуються без ремонту; по варіанту 3 враховуються тільки ті будинки, в яких виконано посилення, а також розібрані (табл. 2).

Граничні значення узагальнених деформацій зовнішніх стін одноповерхових житлових будинків в зонах підтоплення обчислюємо як середні з трьох варіантів по (10), (11) — $\delta_{гр}$ = 41 мм, $\Delta_{гр}$ = 172 мм.

Для одержання розрахункових граничних деформацій будівель застосовуємо коефіцієнт надійності γ_n [4]. Приймаючи для одноповерхових будівель γ_n = 0,95, для дво- і триповерхових будівель γ_n = 0,9 для чотири- і п'ятиповерхових будівель γ_n = 0,85, обчислимо розрахункові граничні деформації з округленням до 5 мм. Для житлових і громадських будівель розрахункові граничні значення $\delta_{гр}$, $\Delta_{гр}$ і $t_{гр}$ наведено у табл. 3.

Для одноповерхових каркасних, з неповним каркасом і безкаркасних виробничих будівель в зонах зрушень земної поверхні розрахункове граничне значення розкриття тріщин у зовнішніх стінах $\delta_{гр}$ = 60 мм. Для одноповерхових житлових будинків в зонах підтоплення розрахункові граничні значення деформацій зовнішніх стін становлять: розкриття тріщин $\delta_{гр}$ = 40 мм, відхилення від вертикалі $\Delta_{гр}$ =165 мм.

Оскільки деформаційний ресурс будівлі характеризує її здатність сприймати деформаційний вплив збоку основи, визначаємо його через розрахункові показники сумарних деформацій Δl з використанням рівнянь взаємозв'язку [5]. Обчислимо нормативний граничний деформаційний ресурс $[\Delta l_{гр}]_н$ житлових і громадських та виробничих будівель (табл. 4 та 5) у відповідності до розрахункового граничного розкриття тріщин у зовнішніх стінах будівель, яке свідчить про їх аварійний стан. Для порівняння в таблицях наведено значення нормативного допустимого деформаційного ресурсу за умов експлуатації будівель $[\Delta l_д]_н$.

На підставі наявного досвіду запропоновано класифікацію технічного стану будівель, що екс-

Таблиця 4. Нормативний граничний і допустимий деформаційний ресурс житлових і громадських будівель в зонах зрушень земної поверхні

Вид ресурсу	Значення ресурсу (мм) при кількості поверхів будівлі				
	1	2	3	4	5
$[\Delta l_{гр}]_н$	255	360	465	610	670
$[\Delta l_д]_н$	110	140	180	225	255
Примітки. 1. Граничний ресурс не залежить від призначення будівлі. 2. Наведені значення допустимого ресурсу стосуються житлових будинків.					

Таблиця 5. Нормативний граничний і допустимий деформаційний ресурс одноповерхових виробничих будівель в зонах зрушень земної поверхні

Типи будівель	Вид ресурсу	Значення ресурсу (мм) при висоті будівлі (м)				
		6	9	12	15	18
Каркасні	$[\Delta l_{гр}]_н$	540	620	705	795	895
	$[\Delta l_д]_н$	135	160	180	205	230
З неповним каркасом і безкаркасні	$[\Delta l_{гр}]_н$	405	465	525	595	670
	$[\Delta l_д]_н$	105	120	135	150	170
Примітка. Наведені значення допустимого ресурсу стосуються будівель третього розряду згідно [3].						

плуатуються за складних гірничо-геологічних умов, за їх залишковим деформаційним ресурсом:

• стан I — фактичний залишковий деформаційний ресурс будівлі дорівнює нормативному допустимому ресурсу за умов експлуатації чи менше його, а прогнозований вплив деформацій земної поверхні на будівлю не призводить до вичерпання нормативного допустимого ресурсу;

• стан II — фактичний залишковий деформаційний ресурс будівлі дорівнює нормативному допустимому ресурсу за умов експлуатації чи менше його, а прогнозований вплив деформацій земної поверхні на будівлю призводить до вичерпання нормативного допустимого ресурсу, але залишковий деформаційний ресурс за умов безпеки становить більше 50 % від нормативного граничного деформаційного ресурсу;

• стан III — фактичний залишковий деформаційний ресурс будівлі дорівнює допустимому ресурсу за умов експлуатації чи менше його або вичерпано та залишковий деформаційний ресурс за умов безпеки з урахуванням прогнозованого впливу деформацій земної поверхні становить менше 50 % від нормативного граничного деформаційного ресурсу;

• стан IV — фактичний залишковий деформаційний ресурс будівлі становить менше 50 % від нормативного граничного деформаційного ресурсу.

У залежності від технічного стану будівлі слід приймати відповідні заходи щодо підвищення її залишкового деформаційного ресурсу. За станом I досить виконання локального ремонту деформованих елементів конструкцій та окремих приміщень після закінчення впливу деформацій земної поверхні на будівлю. За станом II необхідно в процесі впливу деформацій земної поверхні на будівлю проводити інструментальні спостереження за розкриттям тріщин у зовнішніх стінах, а також за їх відхиленням від вертикалі і перегином, та у разі, якщо ці деформації перевищать 25 % від граничних значень $\delta_{гр}$, $\Delta_{гр}$ або $t_{гр}$, потрібно застосування локальних заходів захисту відповідних елементів стін та вузлів з'єднання з іншими конструкціями, а після закінчення впливу деформацій земної поверхні на будівлю — виконання ремонту деформованих елементів конструкцій і окремих приміщень. За станом III необхідно в процесі впливу деформацій земної поверхні на будівлю проводити інструментальні спостереження за розкриттям тріщин у зовнішніх стінах, а також за їх відхиленням від вертикалі і перегином, та у разі, якщо ці деформації перевищують 25 % від граничних значень $\delta_{гр}$, $\Delta_{гр}$ або $t_{гр}$, потрібно застосування локальних заходів захисту відповідних елементів стін та вузлів їх з'єднання з іншими конструкціями, а при подальшому зростанні деформацій будівлі до 50 % від граничних значень — комплексне застосування локальних і загальних заходів захисту конструкцій і будівлі в цілому. За станом IV необхідно до початку впливу деформацій земної поверхні на будівлю застосування загальних заходів захисту будівлі в цілому з урахуванням прогнозованого впливу деформацій земної поверхні.

Локальні заходи захисту включають посилення простінків між віконними прорізами сталевими обоймами, та віконних і дверних прорізів сталевими рамами, збільшення площі спирання плит перекриттів на стіни та плит покриття на балки і ферми. Загальні заходи захисту включають улаштування замкнутих уздовж периметру зовнішніх стін будівлі комплексних сталевих конструкцій посилення простінків та віконних і дверних прорізів, улаштування замкнутих уздовж периметру зовнішніх стін будівлі цокольних, міжповерхових і карнизних сталевих поясів, посилення колон сталевими обоймами, а фундаментів і стін підвалу залізобетонними обоймами.

Розроблена методика визначення та підвищення залишкового деформаційного ресурсу будівель за складних гірничо-геологічних умов сприятиме забезпеченню їх безпечної експлуатації та збільшенню видобування вугілля під існуючими будівлями.

1. *Правила* охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях. — М.: Недра, 1981. — 288 с.
2. *Рекомендации* по выбору комплекса строительных и горных мер защиты подрабатываемых населенных пунктов и промышленных предприятий. — Донецк: ДПСНИИП, 1986. — 224 с.
3. *ГСТУ 101.00159226.001–2003*. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. — Чинний з 01.01.2004.
4. *ГОСТ 27751–88*. Надежность строительных конструкций и оснований. Основные положения по расчету (с изменением № 1, утв. Постановлением Госстроя России от 21.01.93). — Введен с 01.01.95.
5. *Анциферов А.В., Бліннікова О.В., Шнеєр В.Р.* Деформаційний ресурс будівель та споруд, що експлуатуються за складних гірничо-геологічних умов // Цільова комплексна програма НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин»: Зб. наук. ст. за результатами, отриманими в 2004–2006 рр. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 28–32.

Розділ 2
Розробка методів і нових технічних засобів неруйнівного контролю та діагностики стану матеріалів і виробів тривалої експлуатації

Керівник розділу — академік НАН України З.Т. Назарчук

Другий розділ програми «Ресурс» налічує 15 проектів, які пов'язані із розробкою фізичних методів і технічних засобів для неруйнівного контролю та діагностики поточного стану відповідальних виробів і об'єктів тривалої експлуатації. Виконавцями цих проектів є наукові колективи шести інститутів Національної академії наук України. Особливістю проектів розділу є їх практична спрямованість, що підтверджується розробкою конкретних методик діагностування і приладів та систем контролю. Хід виконання проектів щорічно обговорювали на наукових семінарах і засіданнях Ради з програми «Ресурс». Нижче наведено короткий огляд основних наукових і прикладних результатів, які отримані при виконанні проектів розділу.

Для діагностики технічного стану різноманітних об'єктів з високою ефективністю застосовується метод акустичної емісії (АЕ). В одному з проектів розділу (керівник — д-р техн. наук В.Р. Скальський, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка) розроблено методологічні засади проведення АЕ діагностування залізобетонних елементів мостових конструкцій. Дослідження проводили на типовій залізобетонній балці мостового прогону, яку навантажували за допомогою випробувальної установки типу УМЭ-10ТМ із зусиллям, що передавали через тензометричний динамометр. Для відбору сигналів АЕ на боковій поверхні балки через шар акустично-прозорого мастила встановлювали первинні п'єзоперетворювачі і фіксували їх резиновою струбциною із зусиллям притискання 3–5 Н. На основі аналізу отриманих акустограм виявлені ділянки, які відповідають різним етапам зародження та розвитку мікротріщин у бетоні: раннім стадіям зародження та розвитку мікротріщин, початку зародження та розвитку макротріщин та процесам поширення макротріщин у бетоні і відшарування арматури від бетону. Експериментально визначено критерій початку субкритичного розвитоку напівеліптичної макротріщини у бетоні (амплітуда сигналу акустичної емісії досягає значення 4,5 у.о. на акустограмі). Досліджено вплив структури бетону і залізобетону, а також їх пошкодженості на заникання пружних коливань акустичної емісії. Встановлено, що наявність крупного заповнювача покращує умови проходження хвиль у 2–3 рази порівняно з цементно-пісчаною сумішшю; наявність пошкоджень типу тріщин погіршує їх проходження у 1,4–2,0 рази у порівнянні з бездефектною балкою; найбільший вплив на заникання мають геометричні параметри елементів об'єкта контролю. На основі проведених досліджень встановлено, що АЕ діагностування елементів мостових конструкцій повинно здійснюватись на підставі детальної оцінки фізичних особливостей їх матеріалу, що визначають як під час лабораторних досліджень, так і під час попередніх підготовчих робіт на об'єкті контролю. Для отримання достовірної інформації необхідно використовувати найстійкіші параметри АЕ, що встановлені методами спектрального аналізу сигналів. Розроблена методика пройшла випробовування при діагностуванні моста через шлюз Київської ГЕС та ГАЕС методом АЕ. Для акустично-емісійних сигналів використовували восьмиканальну вимірювальну систему SKOP-8. Випробувальним навантаженням слугували чотири автомобілі КрАЗ загальною масою 90 т.

В іншому проекті (керівник — д-р техн. наук А.Я. Недосека, ІЕЗ ім. Є.О. Патона) представлено результати випробувань нового покоління апаратури АЕ-контролю при діагностуванні зварних конструкцій. Досліджувалися чотирьохканальний прилад ГАЛС1, доопрацьований та протестований спільно з НПФ «Промприлад», та лабораторний зразок АЕ приладу АЕД для систем нового покоління ЕМА-3,5, розроблений спільно з угорською компанією «Відеотон». Ці прилади мають такі нові технічні можливості: високу роздільну здатність, мож-

ливість роботи з формою сигналів АЕ у реальному часі та багато параметрів налаштування, що дозволяють фільтрувати хибні АЕ сигнали і ефективно обробляти корисні. Ці прилади допрацювано, внесено зміни до протоколу обміну, розроблено програмні інтерфейси для зберігання та передачі даних, розширено можливості обробки даних, насамперед частотного аналізу та фільтрації. Проаналізовано різні методи обчислення координат джерел АЕ та оцінено рівень похибок при їх застосуванні. Розроблено метод оцінки похибок розрахунку координат джерел АЕ з використанням кольорової схеми. Встановлено, що найменші похибки дає метод прямого пошуку, який і був обраний для подальшого дослідження. Проведено тестування приладів ГАЛС1 та АЕД з використанням програмного забезпечення ЕМА-3. Його результати підтвердили ефективність застосованих методів визначення координат, у тому числі за умов імітування різних джерел АЕ на промисловому стенді та під час реальних механічних випробувань. Імітацію сигналів проводили з використанням датчиків-імітаторів за зламу грифеля олівця. Вказані прилади також випробовувалися на реальних промислових об'єктах. Так, модифікація приладу ЕМА-3,5 застосована для випробування труб внутрішнім тиском.

Метою дослідження було показати ефективність цього засобу АЕ при пошуку координат місця руйнування. Усього випробували три труби зі сталі 20 діаметром 600 мм, із товщиною стінки 10 мм. В якості системи навантаження використовували гідравлічний насос. Робочим середовищем була вода. Акустичну емісію записували під час навантаження, в процесі якого робили зупинку і розвантаження, а після чого знову навантажували до руйнування. В усіх трьох випадках система ЕМА-3,5 заздалегідь показала координати місця руйнування. Сумісно з фахівцями лабораторії технічної діагностики ТзОВ «МГЗ» (м. Миколаїв) система ЕМА-3,5 була випробувана при діагностиці методом АЕ барабанів двох казанів типу БКЗ 75/39. Вироби БКЗ 75/39 мають термін експлуатаційної наробки 25 р. і експлуатуються при робочому тиску 3,9 МПа. Температура робочого середовища (пари) складала 450 °С. Матеріал — сталь 20К. У процесі випробувань внутрішній тиск у барабанах казанів підвищували до 1,25 робочого, а саме від 0 до 5 МПа з витримками 5 хв при тиску 0,4; 0,6; 0,8 і 1,0 від максимуму і зниженням на 0,2 МПа після витримки. При цьому записували параметри АЕ. По результатам проведених випробувань зроблені висновки про можливість продовження подальшої експлуатації даних об'єктів у штатному режимі за умови проведення дефектоскопічного контролю з періодичністю 1 раз у шість місяців. Враховуючи, що контролем було охоплено 100 % поверхні барабанів, весь процес контролю зайняв біля 2 год, а у результаті випробувань отримана уся необхідна інформація для прийняття рішення щодо стану казана, то можна зробити висновок про суттєві переваги запропонованого методом АЕ контролю при діагностиці промислових об'єктів.

Застосуванню акустичних методів контролю для прогнозування працездатності виробів із твердих сплавів ще до початку експлуатації та для моніторингу під час їх роботи присвячений ще один проект розділу (керівник — д-р техн. наук Л.М. Девін, Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля). Тверді сплави завдяки унікальному поєднанню таких властивостей, як високі твердість та міцність, все ширше використовуються у сучасному машинобудуванні. З них виготовляють більшість різальних інструментів, відповідальні елементи вузлів тертя в сучасних силових агрегатах (насоси атомних, нафто- та газоперекачувальних станцій). Вихід з ладу таких виробів може призвести до аварії з непередбаченими екологічними наслідками. Тому контролю якості виробів із твердих сплавів відводиться дуже важливе значення в технологічному процесі їх виробництва. Виробляють тверді сплави з тугоплавких карбідів вольфраму, титану або танталу способами порошкової металургії. При виконанні цього проекту розроблено методику контролю міцності крихких матеріалів при динамічному навантаженні та проведено дослідження інформаційних показників при динамічному руйнуванні зразків. Ці дослідження проводили на спеціальній установці, яка обладнана електромагнітним прискорювачем і призначена для контролю міцності крихких матеріалів при їх динамічному навантаженні. Така методика передбачає руйнування зразків, що у більшості випадків не допускається. Для вирішення цієї проблеми неруйнівними методами проведено аналіз характерних дефектів твердих сплавів і встановлено найбільш поширені їх типи. Показано, що у продукції державного виробничого підприємства «Алкон-твердосплав» Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля найбільш часто зустрічаються окремі пори розміром до 200 мкм, включення графіту в композитах ВН20Гр2, ВН20Гр4 та непровари в місцях капілярного зварювання. Складність виявлення останніх обумовлена тим, що твердосплавний виріб може мати кілька зварних швів, розташованих один під одним на відстанях від 10 до 150 мм. Для виявлення таких дефектів розроблено методику акустичного контролю твердосплавних виробів, які призначені для важких умов експлуатації, на основі суміщених перетворювачів з частотами 5 і 10 МГц та роздільно-суміщеного перетворювача з частотою 10 МГц. Один із варіантів цієї методики орієнтований на ультразвуковий контроль великогабаритних зварних твердосплавних виробів. Такі вироби є найбільш коштовні і поява дефектів у них найбільш вірогідна. Характерним об'єктом контролю слугувала твердосплавна зварна втулка із сплаву ВН20 Гр2 вузла тертя насосу атомної електростанції після її спікання та зварювання. Раніше дефекти втулки виявляли візуально тільки після остаточної механічної обробки, а також умови виходу їх на повер-

хню. Розроблена методика ультразвукового контролю дозволила визначати дефекти розміром від 0,3 мм, при цьому були встановлені тип дефекту, розміри та глибину залягання, визначена швидкість звуку у твердому сплаві, надійно контролювалася якість зварних швів.

Поряд із акустичним контролем важливим джерелом дефектоскопічної інформації для твердосплавних виробів є також магнітний контроль. Оскільки тверді сплави мають виражені магнітні властивості і відносяться до групи магнітотвердих матеріалів, то для неруйнівного контролю їх властивостей застосовують вимірювання коерцитивної сили — одного з основних параметрів петлі гістерезису, наявність якої є характерною ознакою всіх феромагнетиків. Відповідно до теорії включень, при фіксованому складі кобальтової фази коерцитивна сила твердих сплавів визначається об'ємним вмістом кобальту та розміром зерна карбіду вольфрама. На значення коерцитивної сили впливають також хімічний склад вихідної суміші, технологія її отримання та умови спікання. Наявність кореляційних зв'язків між коерцитивною силою, з одного боку, і механічними властивостями твердих сплавів та параметрами режимів термообробки, з другого, є методичною основою застосування коерцитиметрії до оцінки якості твердосплавних виробів, діагностики працездатності та прогнозування їх ресурсу. Практична реалізація такого підходу вимагає відповідних засобів вимірювання коерцитивної сили твердосплавних виробів, які можуть забезпечувати достатню точність та продуктивність вимірювань. Вирішенню цієї задачі присвячений один із проектів розділу (керівник — канд. техн. наук В.Г. Рибачук, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка). Розроблено спеціалізований прилад коерцитиметр ВКС-968, який призначений для прямих вимірювань коерцитивної сили за намагніченістю виробів із спечених твердих сплавів в автоматичному режимі. При розробці коерцитиметра застосовано ряд нових технічних рішень. Так, в основу конструкції блока магнітних вимірювань покладено розмагнічувальну котушку скомпенсованого типу у вигляді соленоїда з внутрішнім пазом, у якому розміщена котушка намагнічування. Остання знаходиться безпосередньо біля контрольованого об'єкту, і енергія її поля максимально використовується для намагнічення. Така конструкція має мінімальні габарити і масу при заданих вимогах до параметрів намагнічувального та розмагнічувального полів. Півелементи ферозонда-градієнтометра розміщені асиметрично відносно площини нейтрального переріз котушки розмагнічування в одній із крайніх точок зони однорідності її поля. Цим досягають максимально ефективного використання внутрішнього об'єму системи. Для досягнення достатньої для доведення твердосплавного об'єкта контролю до стану технічного насичення напруженості поля (до 350–400 кА/м) в розробленому коерцитиметрі застосовано імпульсне намагнічування за рахунок використання енергії трьохфазної електричної мережі з нульовою шиною, чим суттєво зменшено масу і габарити приладу. Також у коерцитиметрі ВКС-968 застосовано безконтактне вимірювання струму розмагнічування із використанням магнітного модулятора. Таким чином забезпечено підвищення точності вимірювання коерцитивної сили завдяки повному усуненню похибок від часової і температурної нестабільності опорів в електричному ланцюгу обмотки котушки розмагнічування. Застосування схеми вибірки-запам'ятовування дозволило відмовитись від тривалого підтримання струму в обмотці котушки розмагнічування під час відліку показів і тим самим підвищити надійність функціонування коерцитиметра. Розроблений коерцитиметр ВКС-968 забезпечує вимірювання коерцитивної сили виробів із твердих сплавів в діапазоні від 2,0 до 40 кА/м з дискретністю 0,1 кА/м і приведеною похибкою 4 %. При цьому похибка визначення напруженості розмагнічуючого поля не перевищує 1 %. Використання коерцитивної сили разом з результатами акустичного контролю дозволяє комплексно діагностувати стан твердосплавних виробів.

Експлуатаційні властивості елементів конструкцій істотно залежать від впливу зовнішнього середовища, одним із факторів якого є водень. Розчинений у металі водень спричиняє окрихчення конструкцій. Ця проблема має важливе значення, зокрема, для елементів і вузлів систем транспортування вуглеводнів — ємностей, трубопроводів, вузлів компресорних станцій тощо. Для надійної експлуатації таких систем та оцінювання їх залишкового ресурсу необхідно здійснювати моніторинг ступеня наводнення найбільш відповідальних вузлів та елементів із застосуванням неруйнівних методів. У проекті розділу (керівник — д-р фіз.-мат. наук В.Ф. Чекурін, Ін-т прикладних проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстригача) розроблено принцип неруйнівного визначення ступеня наводнення, який базується на попередньо встановлених градуювальних залежностях часу релаксації намагніченості металу від концентрації розчиненого у ньому водню, деформації та температури. Розроблено математичну модель, використання якої зводить встановлення залежності часу релаксації залишкової намагніченості металу від концентрації розчиненого водню, деформації та температури до експериментального визначення декількох матеріальних констант. Запропоновано конструкцію комплексного давача, який при встановленні на поверхні об'єкта контрою, забезпечує неперервне використання впродовж проміжків часу сумірних із циклом життя об'єктів тривалої експлуатації. Розроблено структуру інформаційно-вимірювальної системи для реалізації запропонованого принципу неруйнівного контролю ступеня наводнення елементів, що виготовлені із феромагнітних матеріалів. Вона дозволяє неперервно здійснювати вимірювання значення часу релаксації наведеної за-

лишкової намагніченості металу, температури та деформації і визначати на цій основі напружено-деформований стан об'єкта та ступінь наводнення.

В іншому проекті розділу (керівник — д-р техн. наук Я.Л. Іваницький, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка) проблематика попереднього проекту розвивається у більш практичному аспекті. Для вирішення цієї задачі стосовно феромагнітних матеріалів запропоновано застосувати магніторелаксаційний метод вимірювання параметра магнітної післядії. Розроблено експериментальний зразок приладу для оцінювання концентрації водню за параметром магнітної післядії. Прилад випробувано на гладких циліндричних зразках з трубної сталі 17Г2С із різьбовими закінченнями діаметром d = = 8 мм і загальною довжиною l = 180 мм. Наводнення зразків проводили у стандартній камері газоподібним воднем при T = 400 °С за надлишкового тиску 0,4; 0,8; 1,4 і 2,4 МПа з наступним швидким охолодженням. Час наводнення становив 4 год. В результаті встановлено експериментальні залежності параметра магнітної релаксації від концентрації водню. Розроблено підхід до метрологічного забезпечення вимірювань концентрації водню у феромагнітних матеріалах магніторелаксаційним методом.

Серед сучасних підходів до оцінки ресурсу крупногабаритних об'єктів тривалої експлуатації активно використовують моніторинг деформацій. Для цього в рамках одного з проектів розділу (керівник — д-р техн. наук Б.Г. Мицик, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка) розроблено нові високоточні ємнісні деформометри дистанційної дії з похибкою 0,01 % у діапазонах вимірювання від 0–0,1 до 0–5 мм та цифровий спекл-кореляційний деформометр. Останній дозволяє визначати поверхневі переміщення вибраних ділянок об'єкта з абсолютними похибками близько десятків нанометрів і будувати відповідні поля деформацій. Для метрологічного забезпечення деформометрів за класом точності, не гіршим, ніж 0,01, розроблено еталонний деформометр на основі лазерного інтерферометра. На базі ємнісних деформометрів дистанційної дії та інтерфейсного блока, який побудований на інтерфейсі RS 422, створено цифрову чотирьохканальну систему моніторингу мікропереміщень платформ циліндрів високого і низького тиску перегрітої пари турбогенератора К-160-130 Добротвірської ТЕС. Вказані мікропереміщення (особливо у перпендикулярних до осі турбіни напрямах) зумовлюють перекоси осі турбіни і швидке руйнування її підшипників. Крім турбогенераторів ТЕС та АЕС, пропоновані деформометри є ефективними при моніторингу деформацій корпусів морських суден, крупногабаритних промислових будівельних конструкцій, гідротехнічних споруд та ін.

В іншому проекті розділу (керівник — чл.-кор. НАН України І.М. Дмитрах, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка) розроблено методи і засоби технічної діагностики корозійної та корозійно-механічної пошкоджуваності металу парогенеруючих систем енергоблоків закритичного тиску ТЕС під дією присутніх у теплоносії техногенних органічних домішок. Проблема полягає у тому, що, по-перше, обладнання вітчизняних ТЕС у значній мірі вичерпало свій плановий ресурс і в останні роки у ньому виявлено значну кількість пошкоджень, які мають переважно корозійно-втомний характер. По-друге, у теплоносії парогенеруючих систем енергоблоків ТЕС присутні техногенні органічні домішки. У результаті цього утворюються корозійні та корозійно-механічні пошкодження на внутрішніх поверхнях обладнання. Досвід експлуатації електростанцій свідчить, що такі пошкодження можуть становити значний відсоток (біля 40 % загальної кількості) і спричинити появу тріщиноподібних дефектів, подальший розвиток яких призводить до руйнування конструкцій у цілому або її окремих елементів. Сказане повною мірою стосується таких важливих компонентів ТЕС, як живильні трубопроводи енергоблоків закритичного тиску, для виготовлення яких застосовують сталь 16ГС. На внутрішній поверхні цих трубопроводів після 145 тис. год експлуатації виявлено велику кількість корозійних пошкоджень та дефектів різної форми, що становить потенційну загрозу виникнення аварійних ситуацій. В основу критеріїв оцінки працездатності та ризику руйнування дефектних трубопроводів покладено параметри механіки руйнування матеріалів, а саме, характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості експлуатованого металу трубопроводу.

Розглянуто найбільш типові випадки форми дефектів, які виявляються методами неруйнівного контролю при профілактичному огляді трубопроводів в експлуатаційних умовах: корозійну борізду та корозійну виразку (пітинг). Дефект у стінці трубопроводу з внутрішнім діаметром d та товщиною стінки t моделювали півеліптичною тріщиною з розмірами півосей a та c. При цьому для дефектів типу корозійної борізди відношення півосей змінювали у діапазоні c/a = 0,01–0,40, а для корозійної виразки — c/a = 0,4–0,9. Оцінку безпечної експлуатації дефектного трубопроводу запропоновано здійснювати за критерієм порогової глибини тріщини c_{th} на основі її взаємозв'язку із пороговими значеннями коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_{th}. Це дає змогу, враховуючи експериментальні дані про циклічну тріщиностійкість матеріалу труби та дані діагностики стану трубопроводів (тобто розміри та форму тріщин), оцінити потенційну можливість розвитку тріщин у процесі подальшої експлуатації, а також ступінь ризику руйнування трубопроводу. Під пороговим розміром тріщини вважається напівеліптична тріщина фіксованої форми c/a та глибини $c = c_{th}$, у вершині якої значення коефіцієнта інтенсивності напружень рівне пороговому: $K_I = K_{th}$. Тобто, всі виявлені при діагностичному огляді дефекти глибиною $c \le c_{th}$ вважаються безпечними, оскільки не мають потен-

ційної здатності до подальшого розвитку. Дефекти глибиною, близькою до значення c_{fc}, є критично небезпечними, оскільки мають потенційну здатність до спонтанного поширення, що призведе до катастрофічного руйнування трубопроводу. Оцінку допустимої глибини c^* тріщини для забезпечення безаварійної роботи трубопроводу між двома черговими профілактичними оглядами запропоновано здійснювати за критерієм приросту Δc виявленого тріщиноподібного дефекту глибиною c_0.

Грунтуючись на підходах механіки руйнування матеріалів, запропоновано методику та виконано експертні оцінки працездатності та ризику руйнування дефектних живильних трубопроводів із урахуванням характеристик тріщиностійкості експлуатованого металу та концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі. Об'єктом досліджень обрано метал живильного трубопроводу Ладижинської ТЕС (труба розміром 526×50 мм) зі сталі 16ГС, який експлуатувався впродовж 145 тис. год. Дослідження проведено у середовищах різного складу. За основу брали робоче середовище номінального складу згідно норм експлуатації ТЕС: вода високого ступеня очистки з pH 7±0,5 та провідністю $\chi \le 3$ мС/м. За органічну домішку використали мурашину кислоту різної концентрації C_{HCOOH} (мг/кг) у номінальному середовищі, яка є найбільш корозійно агресивною відносно металу трубопроводу, порівняно з іншими домішками, що виявлені у водозаборі даної ТЕС. Встановлено, що присутність техногенних органічних домішок змінює характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості експлуатованого металу живильних трубопроводів, порівняно з випробуваннями у робочому середовищі номінального складу. Найбільш помітні зміни відбуваються в діапазоні $0 \le C_{HCOOH} \le 10$ мг/кг. При цьому зростає значення параметра n степеневої залежності Паріса, а також помітно знижується циклічна в'язкість руйнування ΔK_{fc} при практично незмінному рівні порогового значення коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_{th}. Це повинно враховуватись при експертних оцінках роботоздатності та ризику руйнування експлуатованих живильних трубопроводів із тріщиноподібними дефектами. На основі встановлених критеріїв побудовано спеціальні діаграми у координатах «характеристична глибина дефекту–форма дефекту». Кожна така діаграма містить три характері зони. Перша — зона безпечної експлуатації трубопроводу, що знаходиться нижче кривої $c_{th} = F_1(a/c)$. Це відповідає випадку, коли глибина всіх виявлених при діагностичному огляді дефектів є меншою за порогове значення, тобто $c \le c_{th}$. Такі дефекти не мають потенційної здатності до подальшого розвитку і вважаються безпечними. Друга — зона експлуатації з прогнозованим розвитком наявних тріщиноподібних дефектів. Це означає, що впродовж запланованого терміну експлуатації трубопроводу допускається розвиток існуючих тріщин із швидкістю, що не перевищує деяку встановлену граничну. Всі наявні в трубопроводі тріщиноподібні дефекти глибиною $c_i \le c^*$ будуть розвиватись із швидкістю нижче граничної і можуть вважатись умовно безпечними для даного випадку. Третя — зона ризику крихкого руйнування, яка знаходиться вище кривої $c_{fc} = F_3(a/c)$, тобто для всіх виявлених при діагностичному огляді дефектів глибиною $c_i \ge c_{fc}$ реалізується критерій катастрофічного руйнування, експлуатація трубопроводу з такими дефектами недопустима. При цьому із зростанням концентрації органічних домішок у робочому середовищі допустимі розміри дефектів зменшуються, що підтверджує їх негативний вплив на експлуатаційну міцність та довговічність живильних трубопроводів енергоблоків ТЕС.

На підставі одержаних експериментальних даних та здійснених розрахункових оцінок розроблено комп'ютерну експертну програму для технічної діагностики роботоздатності конструктивних елементів живильних трубопроводів та запобігання виникненню аварійних ситуацій у парогенеруючих системах енергоблоків закритичного тиску ТЕС за присутності техногенних органічних домішок у теплоносії. Використання цієї системи дозволяє підвищити роботоздатність парогенеруючих систем енергоблоків закритичного тиску ТЕС та подовжити їх ресурс. Ці можливості грунтуються, як на підвищенні ефективності фізико-хімічних схем водопідготовки, так і на врахуванні ступеня потенційної небезпеки виявлених корозійних пошкоджень та тріщиноподібних дефектів. Результати проведених досліджень використано на ТЕС електрогенеруючих компаній ВАТ «Західенерго», ВАТ «Центренерго», а також у Державному науково-дослідному інституті теплоенергетики Міністерства палива та енергетики України.

Одним із сучасних методів діагностики, який інтенсивно розвивається, є електронна ширографія, яка із стадії лабораторних застосувань перейшла на етап практичного використання і зайняла важливе місце в ряді галузей промисловості. Суть цього методу полягає у тому, що поверхня об'єкту, який діагностується, частково або повністю освітлюється когерентним лазерним променем. Розсіяне дифузною поверхнею об'єкта світло, що створює спекл-структуру, проходить крізь зсувний елемент і фокусується у площині зображення CCD-камери. На матриці камери формується пара поперечно зсунутих зображень об'єкту. Ці два зображення інтерферують одне з одним, створюючи картину, яка вводиться до комп'ютерного блоку. Порівняння двох широграм, що були записані до та після незначного навантаження об'єкта, дає можливість отримати інтерферограму, яка характеризує деформацію поверхні, обумовлену навантаженням. Електронна ширографія є ефективною для неруйнівного контролю якості у тих випадках, коли присутність дефекта в контрольованій ділянці викликає аномальну деформацію поверхні об'єкта при його навантаженні (нагріванні, розтягуванні,

стисканні тощо). Ця аномалія виявляється внаслідок локальної зміни картини інтерференційних смуг і характеризується кривою розподілу похідної $\partial w/\partial x$ або $\partial w/\partial y$ (w — переміщення площини об'єкта по нормалі до контрольованої поверхні) уздовж обраних перерізів. При цьому екстремуми, які виникають у кривій зміни похідної, характеризують присутність дефектів на контрольованій ділянці. В залежності від оптичної схеми, що використовується під час експериментів, метод ширографії дозволяє окремо визначати як депланаційні деформації, так і площинні. В проекті розділу (керівник — канд. фіз.-мат. наук В.А. Півторак, ІЕЗ ім. Є.О. Патона) проведено дослідження для розробки технології та діагностичної апаратури стосовно елементів тонкостінних конструкцій, які виготовлені із застосуванням точкового зварювання і широко використовуються в машинобудуванні. Їх працездатність залежить від якості зварних точок, які сприймають експлуатаційне, механічне та температурне навантаження. Ця якість визначається розміром ядра зварної точки. Відомо, що при однакових параметрах точкового зварювання розмір ядра зварної точки може змінюватись, залишаючи практично без зміни відбиток електрода на поверхні листів, які зварюють. В зв'язку з цим актуальною є розробка неруйнівної методики контролю розміру ядра зварної точки. В процесі виконання проекту з метою вибору ефективного способу навантаження зварного точкового з'єднання виконано експерименти з використанням теплового та механічного навантаження. Аналіз результатів показав, що термічне навантаження може бути використане під час якісного контролю зварних точок.

Для кількісної оцінки діаметру ядра зварної точки використання термічного навантаження стає неефективним, оскільки важко досягти дозованого теплового вкладу з високою повторюваністю під час виконання експериментів на різних зразках в умовах оточуючого середовища, що можуть змінюватися. Тому під час проведення експериментів з кількісної оцінки діаметру ядра зварної точки обрали механічне навантаження. Розроблено і виготовлено спеціальний навантажувальний пристрій, який дозволив виконати серію експериментів із навантаження зварних зразків з високою точністю та повторністю. Визначені значення навантаження при цьому залишалися в області пружного деформування поверхні навколо зварної точки для всіх діаметрів ядра. Сама методика кількісної оцінки діаметра ядра зварної точки полягає в наступному. Зразок утворюють дві металеві пластини розміром 125×37 мм, які з'єднані зварною точкою. Якщо поперечну кромку першої пластини жорстко закріпити, а навантаження прикласти на другу пластину, тоді на першу пластину деформування передається тільки через ядро зварної точки. Якщо навантаження дозоване, тоді чим більше діаметр ядра, тим більшою буде область деформування поверхні першої пластини в околі зварної точки. Отримавши методом ширографії графік зміни похідної $\partial u/\partial y$ в околі зварної точки на першій пластині, можна визначити залежність величини діаметра ядра зварної точки від кривої розподілу похідної $\partial u/\partial y$ уздовж вибраного перерізу. Виконані дослідження дозволили визначити залежність параметрів деформування від діаметру ядра при певному навантаженні P. Результати експериментів показали, що розмір діаметра ядра зварної точки корелює з відстанню між двома екстремумами графіка зміни похідних $\partial u/\partial y$ від компоненти вектора переміщення u уздовж обраних напрямків x або y під час тестового навантаження зварного точкового з'єднання. Дослідження проводили на зразках двох типів: зі сталі 09Г2С товщиною 1,0 мм (12 шт.) та сталі Ст3 товщиною 1,2 мм (12 шт.). Початкове навантаження для всіх зразків обирали таким, аби контрольовані переміщення нижньої кромки складали 30 мкм, а робоче навантаження дозволяло отримати загальне переміщення 60 мкм. При таком переміщенні у випадку діаметра ядра зварної точки 4 мм значення початкового навантаження складало 20,4 Н, а робочого — 40,8 Н. При фіксованому переміщенні нижньої кромки однієї з пластин відстань між екстремумами графіка змін похідної $\partial u/\partial y$ для другої пластини залежить від розміру ядра зварної точки — чим більший діаметр ядра, тим більша відстань поміж екстремумами. Розроблено програмне забезпечення, яке дозволило отримати трьохвимірну картину деформування поверхні в околі зварної точки на пластині, а також будувати криву розподілу похідної $\partial u/\partial y$ уздовж обраного напрямку.

Один із проектів розділу (керівник — д-р фіз.-мат. наук І.М. Яворський, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка) присвячений розробці портативної інформаційно-вимірювальної системи для вібродіагностики підшипників великих стаціонарних агрегатів. Проведено обгрунтування моделі вібраційних сигналів підшипникових вузлів у вигляді періодично нестаціонарних випадкових процесів (ПКВП). Показано, що використання такої моделі відкриває нові можливості якісного та кількісного аналізу діагностичних сигналів. На основі аналізу вібраційних сигналів верифіковано методи діагностики підшипникових вузлів турбоагрегатів і запропоновано критерії класифікації їх дефектів. На основі розробленої методики побудовано портативну діагностичну систему для відбору, попереднього аналізу, обробки та архівування віброакустичних сигналів. У методичному відношенні система грунтується на використанні сучасних методів кореляційного та спектрального аналізу вібраційних сигналів, як у стаціонарному припущенні, так і з використанням нестаціонарних властивостей вібраційних сигналів, що дає змогу діагностувати дефекти підшипникових вузлів на етапі їх зародження. Методика вібродіагностики полягає у розділенні сигналу віброприскорення на детерміновану та випадкову складові. Аналіз детермінованої складової грунтується на оригінальних методах виявлення і аналізу прихованих періодичностей. Висновки щодо дефектності підшипникового вузла приймаються на основі її амплітудного і фазового спектрів. Випадкова складова містить ін-

формацію про нестаціонарні та нелінійні властивості вібраційного сигналу, що є проявом розвитку дефектів підшипникового вузла. Аналіз випадкової складової, у тому числі характеристик її нестаціонарності, дозволяє вказати на присутність дефектів системи на ранніх стадіях їх зародження. Важливе значення для вивчення структури нестаціонарної складової вібраційного сигналу має його подання через стаціонарні стаціонарно пов'язані випадкові процеси. Для оцінювання цих компонент розроблено відповідні методи, що базуються на теорії ПКВП. Серед них слід відзначити метод виділення стаціонарних компонент ПКВП на основі переносу частот та метод на основі перетворення Гілберта. Аналіз стаціонарних компонентів нестаціонарної складової дозволяє визначити модуляційні частоти та глибину модуляції, що присутня у вібраційному сигналі, що у свою чергу дозволяє встановити присутність дефекта у механічній системі та рівень його небезпеки. На цій основі був побудований критерій дефектності системи, який є співвідношенням взаємно кореляційних зв'язків між стаціонарними компонентами автокореляційних функцій. Такий критерій відображає глибину модуляції, що присутня у вібраційному сигналі. Він також дає змогу визначити ті стаціонарні компоненти, що мають найбільшу глибину модуляції. Спектральний аналіз таких компонентів дозволяє виявити модульовані частоти та встановити тип дефекту. Розроблена портативна діагностична система ВАС-1 дозволяє здійснювати відбір, попередній аналіз, обробку та архівування віброакустичних сигналів від тіл обертання електрогенеруючих та газоперекачувальних агрегатів по трьох осях — x, y та z. Система практично опробувана при здійсненні статистичного аналізу вібраційних сигналів підшипників ковзання турбоагрегату ВК-100-6 Добротвірської ТЕС. При цьому мали місце два типи дефектів — збільшені зазори між шийкою валу та бабітовим вкладишем, а також типу «вихрова змазка». Вібраційні сигнали являли собою дискретний набір показів акселерометра, розміщеного на корпусі підшипникового вузла (радіальна складова). Частота відбору становила 2 кГц, довжина вибірки 30 с.

Серед об'єктів тривалої експлуатації особливе місце за значущістю займають системи та обладнання атомних електростанцій. Для забезпечення їх ефективної та безпечної роботи необхідно здійснювати неперервний моніторинг реального стану цих об'єктів. Ряд проектів розділу пов'язані з даною проблематикою. Так, з метою діагностики технічного стану головних циркуляційних насосів АЕС методами віброконтролю в проекті (керівник — канд. фіз.-мат. наук М.А. Тихоновський, ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» (ХФТІ)) запропоновано конструкцію і розроблено технологію виготовлення двокомпонентних п'єзокерамічних акселерометрів, які можуть надійно працювати у вологій атмосфері, у рідких середовищах, на забруднених поверхнях, при високій температурі та значних радіаційних навантаженнях. Наявна система самоконтролю дозволяє оперативно здійснювати перевірку працездатності акселерометра в процесі експлуатації. Висока чутливість та надійність функціонування розроблених акселерометрів протягом тривалого часу експлуатації забезпечують відповідну ефективність віброконтролю циркуляційних насосів шляхом безперервного відслідковування амплітуди і частотного спектру їх вібрацій. Обслуговування і ремонт проводяться за умов, коли в робочих режимах виникають відхилення небезпечного рівня або при планових зупинках. В разі атомних електростанцій такий підхід зумовлений як економічними чинниками, так і жорсткими вимогами безпечної експлуатації енергоблоків. Виготовлено дослідні зразки акселерометрів, розроблено «Технологічну інструкцію на процес виготовлення низькочастотних двокомпонентних п'єзокерамічних акселерометрів» И 015.2008, яку введено в дію з 15.12.2008 наказом генерального директора ННЦ ХФТІ.

Методи вібродіагностики застосовуються також при контролі металургійного обладнання. Так, в рамках одного з проектів розділу (співкерівники — кандидати техн. наук П.В. Крот та В.В. Вереньов, Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова) розроблено метод та прилад для вібродіагностики кутових зазорів у лініях приводу прокатних клітей на основі різниці часу запізнення реакцій ділянок лінії приводу у нестаціонарних режимах навантаження. Кутові зазори є основними параметрами прокатних клітей при їх технічному обслуговуванні. У зв'язку з підвищеною навколишньою температурою (близько 100–150 °С) у клітях станів гарячої прокатки в якості давачів вібрації застосовано давачі тиску в гідравлічній системі врівноваження опорних валків або вигину робочих валків, які мають електричний вихід і можливість комп'ютерної реєстрації сигналу тиску в гідросистемі. Для визначення часу запізнення імпульсів обертального моменту вздовж всієї лінії приводу застосовано стандартні імпульсні давачі, які використовуються у системі керування прокатним станом. Для опрацювання їх сигналу виготовлено спеціальний перетворювач «частота імпульсів–напруга», що дає змогу ввести сигнали через аналого-цифрову плату комп'ютера поряд з іншими аналоговими сигналами та уникнути суттєвих змін існуючого програмного забезпечення для реєстрації даних. В результаті виконання даного проекту створено цифрові телеметричні вимірювачі динамічних моментів з безконтактним живленням передавачів на валах, що обертаються. Розроблено програмне забезпечення для стаціонарної автоматизованої системи моніторингу, яке дозволяє зберігати дані вимірювання, адаптувати моделі і вести розрахунки залишкового ресурсу основного обладнання прокатних клітей. Здійснено випробування дослідної системи діагностики і приладу вимірювання зазорів на декількох промислових прокатних станах, зокрема, на стані гарячої прокатки 1680 металургійного комбінату ВАТ «Запоріжсталь».

В іншому проекті (керівник — канд. техн. наук Я.П. Кулинич, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка) розроблено технологію вихрострумового неруйнівного контролю аустенітних труб для

виготовлення пеналів зберігання відходів ядерного палива. Для цього запропоновано нові способи параметричного відбору та обробки первинної інформації при вихрострумовій дефектоскопії електрозварних труб, які наближаються за чутливістю до вимог рентгенівського контролю. Зокрема, у 3–5 разів покращено співвідношення сигнал/завада, що дозволяє підвищити чутливість апаратури і суттєво покращити достовірність попереднього контролю дефектності зварного шва електрозварної труби безпосередньо у технологічній лінії виробництва. Розроблено параметричний спосіб відбору первинної дефектоскопічної інформації із застосуванням первинного вихрострумового перетворювача з сегментними обмотками. Використання таких обмоток забезпечує збільшення співвідношення сигнал/завада за рахунок можливості суттєвого зменшення бази вимірювань, тобто відстані між обмотками, та області взаємодії з матеріалом труби, що веде до покращення заглушення завад, які обумовлені впливом зазору та неоднорідності матеріалу. Принципово спрощуються також умови балансування, яке не змінюється при зміні бази вимірювань. Вихід первинного вихрострумового перетворювача з сегментними обмотками підключено до входу диференційного конвертора, сигнал з виходу якого піддають фільтрації з метою компенсації впливу зміни зазору та неоднорідності матеріалу. Вибором бази вимірювань, глибини компенсації струмів збудження та порядку фільтра складової завади, а також застосуванням засобів стабілізації зазору досягнуто збільшення відношення сигнал/завада майже на порядок. Запропонований спосіб вихрострумового контролю реалізовано в експериментальному зразку спеціалізованого дефектоскопа, що призначений для дефектоскопії трубних виробів, зокрема, пеналів для зберігання відходів ядерного палива під час їх виробництва. Експериментальні дослідження показали, що розроблені технічні засоби та методики дозволяють зменшити до 0,3–0,5 мм мінімальний контрольний отвір на трубі діаметром 102×2 мм, який надійно виявляється.

В рамках цього ж проекту розроблено технології та технічні засоби вихрострумового контролю для виявлення втомних тріщин та корозійних пошкоджень у нероз'ємних вузлах авіаційних конструкцій. Переваги вихрострумових засобів неруйнівного контролю визначаються можливістю проведення контролю бічної стінки отворів, неочищеної поверхні об'єкта контролю, відсутністю необхідності застосування контактних рідин, а також невеликими габаритними розмірами і малою апаратури. Так, для виявлення дефектів під обшивкою в зоні заклепок розроблено спеціальний кільцевий вихрострумовий перетворювач (ВСП) типу ARK 2/8, який працює у парі з універсальним вихрострумовим дефектоскопом типу ВДЗ-71 вітчизняного виробництва. Він забезпечує виявлення тріщин довжиною більше ніж 5 мм у другому шарі двошарової конструкції з алюмінієвого сплаву (товщина шарів 1,8 та 0,8 мм) у зоні заклепок з діаметром головки 8 мм. Розроблений прилад відрізняється від стандартних кільцевих ВСП значно меншою висотою (11,6 мм для ARK 2/8 проти 25 мм для ВСП фірми «Rohmann»), що дозволило контролювати зони обмеженого доступу. Його було використано для проведення контролю заднього гермошпангоута у зоні його кріплення до *Y*-хорди по внутрішньому ряду заклепок вище стрингерів 15L–15R. Для виявлення внутрішніх тріщин у зоні підсилювального поясу розроблено методику контролю з використанням ВСП типу МДФ 1201. Вона дозволяє виявляти тріщини глибиною 0,46 мм на листі товщиною 0,9 мм, на який накладено другий лист товщиною 0,9 мм з краєм вздовж тріщини. Контроль виконують з непошкодженої сторони листа. Розроблено методику виявлення дефектів під обшивкою між близько розташованими заклепками, які характерні для багатьох авіаційних конструкцій АНТК «Антонов» та літака ТУ-154М. У цьому випадку виникає проблема виявлення наскрізних тріщин між отворами під заклепки у нижньому листі обшивки (тобто через шар товщиною 1,4 мм). Відстань між краями заклепок потайного типу дорівнює 8 мм. Розроблена методика дозволяє виділяти сигнали від дефектів на фоні впливу завад, які створюються заклепками. Вона реалізується за допомогою вихрострумового дефектоскопа універсального типу ВД 3-71 з використанням ВСП типу МДФ 0801, який має достатню чутливість до дефектів з глибиною залягання до 2–4 мм. При цьому діаметр робочої площадки ВСП, що складає 8 мм, є достатньо малим для сканування зони між заклепками. Методика контролю передбачає сканування зони між заклепками по лінії, перпендикулярній ряду заклепок. Перед проведенням сканування необхідно провести балансування ВСП у точці, що розташована на відстані 10–12 мм від лінії, яка з'єднує заклепки.

Більш складною задачею є виявлення тріщин багатошарових вузлів у зоні заклепок потайного типу. Її складність полягає у тому, що необхідно виявляти тріщини, які можуть утворюватися від заклепок, на глибині від 3,6 до 6,1 мм у різних шарах п'ятишарового нероз'ємного вузла (загальна товщина 13,68 мм). При цьому необхідно виключити вплив самих заклепок. Для вирішення цієї задачі розроблено варіант ковзного ВСП абсолютного типу, який працює у діапазоні робочих частот 0,5–4,0 кГц. Розроблені методики контролю та ВСП уже використовуються на АНТК «Антонов» та в авіакомпаніях «Міжнародні авіалінії України» і «Аеросвіт».

Традиційно одним із найбільш інформативних найпоширеніших методів неруйнівного контролю, який продовжує активно розвиватися, залишається рентгенівський метод. Тому актуальним є створення нових засобів рентгенівського контролю. В проекті розділу (керівник — д-р техн. наук В.А. Троїцький, ІЕЗ ім. Є.О. Патона) вирішено задачу удосконалення портативних ренгентелевізійних засобів на основі останніх досягнень фізики і електроніки. Найважливішою перевагою рентгентелевізійного методу контролю порівняно з плівковою радіографією є його оперативність. У той же час сучасні

технічні засоби, які застосовують при реалізації методу, дозволяють отримувати результати не гірші, ніж при використанні радіографічної плівки.

В даний час найбільш поширені рентгенотелевізійні системи (РТВС) з проміжним перетворенням тіньового рентгенівського зображення в оптичне за допомогою рентгенівських екранів або рентгенівських електронно-оптичних перетворювачів (РЕОП), а також РТВС на основі рентгеновідиконів. РТВС з рентгенівським екранами мають рівні перевага перед РТВС на основі РЕОП: можливість зміни рентгенівського екрана, що дозволяє змінювати розмір робочого поля та інші параметри РТВС; простота конструкції; низька вартість тощо. Однак через низьку яскравість світіння екранів у телевізійних камерах таких РТВС використовують високочутливі перетворювачі «світло–сигнал». Проте в останні роки в якості перетворювачів «світло–сигнал» в РТВС, які виконуються головним чином на основі РЕОП, все ширше використовують ПЗЗ-матриці (прилад із зарядним зв'язком). Цьому сприяють відомі переваги ПЗЗ-матриць перед передавальними трубками (мінімальні геометричні спотворення за рахунок фіксованої геометрії растра, відсутність інерційності, великий термін експлуатації тощо). Рентгентелевізійні системи на основі РЕОП використовують у промисловості, як правило, у стаціонарних умовах. Застосування монокристалічних перетворювачів на основі CsI (Tl) є найкращим рішенням, тому що крім високої роздільної здатності дозволяє досягти більш високої квантової ефективності. У цьому випадку відносна чутливість інтроскопії обмежена (зважаючи на високу чутливість ПЗЗ-матриці) тільки шумами телевізійної системи. Підвищити чутливість рентгентелевізійних систем в цьому випадку можна за рахунок накопичення заряду на ПЗЗ-матриці. Сучасні ПЗЗ-матриці з малим тіньовим струмом дозволяють накопичувати заряд при кімнатній температурі протягом кількох хвилин, що є цілком достатнім для практики. Програмне управління режимом роботи ПЗЗ-камери (вибір оптимального часу накопичення, динамічного діапазону, передавальної характеристики) за допомогою комп'ютера дозволяє отримати характеристики інтроскопії з монокристалічного екрану CsI (Tl), що наближаються до плівкової радіографії. Визначальним фактором при виборі типу камери в якості основи для рентгенелектричного перетворювача системи є характеристика використаної в камері ПЗЗ-матриці: висока чутливість і роздільна здатність, якомога більша площа приймальної поверхні, сумісність телевізійних стандартів з наявною телевізійною апаратурою. Розроблена портативна рентгентелевізійна система на основі високочутливої ПЗЗ-камери та монокристалічного екрану CsI(Tl) забезпечує підвищену чутливість радіаційного контролю (до 1,5–2,0 %), що відповідає чутливості плівкових систем. Портативна РТВС з цифровою обробкою результатів контролю дає можливість проводити в реальному часі радіоскопічний контроль в цехових і польових умовах.

Удосконаленню засобів рентгенівського контролю присвячений ще один проект розділу (керівник — д-р фіз.-мат. наук В.Д. Рижиков, Ін-т сцинтиляційних матеріалів). У ньому представлено результати досліджень і розробки детекторів рентгенівського випромінення з підвищеним просторовим розділенням. Світовою тенденцією розвитку радіографічного методу неруйнівного контролю є поступовий перехід від реєстрації тіньових рентгенівських зображень за допомогою рентгеночутливої плівки до використання цифрових радіографічних систем (ЦРС). Згідно з цією тенденцією автори проекту розробили лінійку 32 тридцяти двохканальних детекторів типу сцинтилятор–фотодіод нової конструкції, яка дозволяє отримувати тіньові рентгенівські зображення з підвищеним просторовим розділенням. Конструкція детектора на базі різних сцинтиляційних кристалів (ZnSe(Te), CsI(Tl), $CdWO_4$ тощо) дає можливість створювати ЦРС з використанням різних джерел іонізуючого випромінення у широкому енергетичному діапазоні (від 30 до 450 кеВ). Виготовлено експериментальну партію детекторів і проведено дослідження щодо температурного впливу на конструктивні елементи детектора, відпрацьовано технологію ультразвукового відмивання сцинтиляційних збірок на всіх технологічних етапах їх виготовлення, мінімізовано товщину світловідбіваючого покриву з боку опромінення детектора рентгенівськими променями. Для проведення досліджень основних характеристик ЦРС з підвищеним просторовим розділенням змонтовано макетний зразок ЦРС на базі приймально-детектуючого тракту з лінійкою 32 канальних детекторів. Дослідження залежності сигналу детектора від кута опромінення показали, що при незначній зміні просторової роздільної здатності при опроміненні детектора під кутом 5–15° можна досягти збільшення сигналу детектора на 10–20 %. При використанні рентгенівського випромінювача з анодною напругою 140 кВ та струмом 1 мА, вдалося дослідити об'єкт із сталі товщиною до 6 мм. У випадку використання промислових рентгенівських апаратів з анодною напругою до 450 кеВ та струмом 10–19 мА розроблені детектори дозволяють отримувати тіньові рентгенівські зображення зварних з'єднань та металевих конструкцій товщиною до 80–100 мм сталі при просторовому розділенні до 1,00–1,25 пар ліній/мм і виявній здатності не гірше 0,1 мм стального дроту. Досягнуті результати дозволяють істотно покращити діагностичні можливості рентгенівського контролю.

В підсумку можна константувати, що у ході виконання проектів другого розділу програми отримано нові фундаментальні і прикладні результати, що втілені у конкретні методики, та технічні засоби діагностики і контролю об'єктів машинобудування, енергетики та транспорту, тривала і безаварійна експлуатації яких має винятково важливе значення для економіки України та безпеки її громадян.

УДК: 539.3:620.179.17

МЕТОДОЛОГІЧНІ АСПЕКТИ АКУСТИКО-ЕМІСІЙНОГО ДІАГНОСТУВАННЯ ЕЛЕМЕНТІВ МОСТОВИХ КОНСТРУКЦІЙ

В.Р. СКАЛЬСЬКИЙ, д-р техн. наук, **О.М. СЕРГІЄНКО**, канд. физ.-мат. наук, **Б.П. КЛИМ,**
Р.М. ПЛАХТІЙ, кандидати техн. наук, **Р.І. СУЛИМ**, інж. (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В.Карпенка НАН України)

Описано методологічні засади проведення АЕ-діагностування залізобетонних елементів мостових конструкцій. Вони побудовані на теоретико-експериментальних результатах, отриманих під час досліджень різних механізмів зародження та розвитку руйнування бетону та залізобетону як у лабораторних умовах випробувань, так і під час апробації створених методик на реальних об'єктах довготривалого експлуатування. Подано методичні рекомендації застосування створених методологічних підходів для діагностування таких об'єктів.

Ключові слова: *акустична емісія; бетон; залізобетон; тріщина, руйнування; коефіцієнт інтенсивності напружень*

В Україні налічується понад 16 тис. мостів загальною довжиною понад 400 км на державних та місцевих дорогах, близько 4100 комунальних та 8050 залізничних мостів протяжністю, відповідно, 200 та 210 км [1]. Найпоширенішими серед них є залізобетонні мости — 91,5 % загальної кількості, металеві — 6 %, кам'яні та дерев'яні — 2,5 %, відповідно.

Експлуатація мостових конструкцій зі збірного залізобетону упродовж 30–40 років показала, що стики є основним недоліком збірних конструкцій і руйнівні процеси починають розвиватися саме з цих місць.

Поряд з незаперечними перевагами над іншими конструкційними матеріалами, залізобетон має і свої недоліки. Вони зумовлені як самою технологією формування матеріалу, так і незворотними процесами під час монтажу та експлуатації. На даний час велика кількість таких елементів конструкцій мають значні дефекти або ж перебувають в незадовільному технічному стані, що вимагає їх негайної заміни або постійного моніторингу. Тому створення акустико-емісійних (АЕ) методик кількісної оцінки ранніх стадій зародження та розвитку руйнування у таких конструкціях дадуть змогу визначати технічний стан елемента чи споруди в цілому, встановити місця зародження та розвитку руйнування, а періодичний АЕ-моніторинг дозволить попередити руйнування конструкцій ще на етапі його зародження та розвитку.

Оцінка амплітуд сигналів АЕ під час зародження та розвитку руйнування у модельній залізобетонній балці. У зв'язку з великою різноманітністю видів та типів залізобетонних елементів, які використовуються у будівництві мостів, нами була вибрана для дослідження типова залізобетонна балка прогонової будови.

Модельні залізобетонні балки розмірами 70×100×900 мм^3, обрані на підставі теорії подібності та моделювання [2], виготовляли із бетону у складі: гідравлічне в'яжуче — портландцемент марки 500; дрібний заповнювач — пісок з модулем крупності $M_к$ = 1,784; крупний заповнювач — щебінь з фракціями 5–10 + 30 % 2,5–5. Співвідношення «цемент:пісок:заповнювач» (в об'ємних долях) — 1:1:1,8 та з водоцементним співвідношенням 0,4.

Каркас балок складався з робочої арматури діаметром 12 мм класу А-III довжиною 890 мм. У крайніх третинах (за довжиною) модельної балки було забезпечено поперечне армування арматурою діаметром 3 мм класу Вр-1 довжиною 80 мм з кроком 50 мм, загальна кількість стрижнів 14 шт. Верхнє армування виконане з двох стрижнів діаметром 3 мм класу Вр-1 довжиною 31,5 мм. Конструкція досліджуваної балки і схема армування приведена на рис. 1. Основні характеристики робочої арматури зі сталі 35 ГС наступні: діаметр арматури 12 мм, площа поперечного перерізу A_s = = 1,313 см^2, модуль пружності E_s = 20,6×10^4 МПа, межа міцності $\sigma_в$ = 621 МПа, межа плинності $\sigma_т$ = = 436 МПа.

Залізобетонні балки *1* (рис. 2) навантажували за допомогою випробувальної установки *10* типу УМЭ-10ТМ із зусиллям, що передавали через тензометричний динамометр *8*. Для відбору сигналів АЕ (САЕ) на боковій поверхні зразка *1* через шар акустико-прозорого мастила встановлювали первинні п'єзоперетворювачі (ПАЕ) *2* і фіксували його резиновою струбциною із зусиллям притискан-

© В.Р. СКАЛЬСЬКИЙ, О.М. СЕРГІЄНКО, Б.П. КЛИМ, Р.М. ПЛАХТІЙ, Р.І. СУЛИМ, 2009

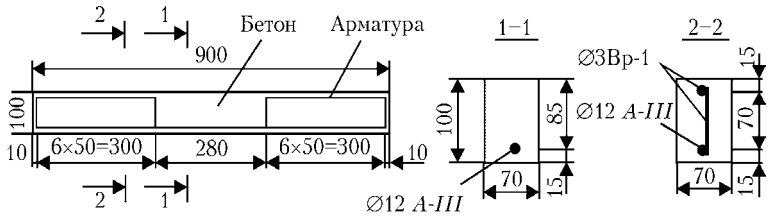


Рис. 1. Конструкція залізобетонної балки

ня 3–5 Н. Електричні САЕ із квазірезонансного ПАЕ *2* поступали на попередній підсилювач *3* із постійним значенням коефіцієнта підсилення 34 дБ, а далі — на блок фільтрів високих і низьких частот *4*, вимірювальний підсилювач потужності *5* і на блоки обробки САЕ *6* АЕ-приладу АВН-3. Підсилювали САЕ у смузі частот 0,1–0,5 МГц. Блок основного вимірювального підсилювача *5* давав можливість ступінчато підбирати коефіцієнт підсилення з кроком *1* та 10 дБ, а коефіцієнт передачі фільтрів був близьким до *1*. Загальний коефіцієнт підсилення АЕ-тракту становив 88 дБ. Із блоку обробки САЕ *6* електричні сигнали в аналоговому виді поступали на швидкодійний реєстратор *7* типу Н-338/6, де записували огинаючу САЕ за період 0,1 мс, їх сумарний рахунок N, зусилля навантаження P та переміщення f, а також САЕ з паралельного АЕ-каналу завад приладом АФ-15 (на рис. 2 не показано). Останній мав налаштування чутливості аналогічне, що й АВН-3. Аналогові електричні сигнали з тензометричного динамометра сили *8* подавали на реєстратор *7* через підсилювачі постійного струму *9* типу У7-1.

Як показав аналіз експериментальних даних, під час руйнування залізобетонних балок спостерігають чотири характерні ділянки зміни кривої $f - \Sigma A_i$ (рис. 3, *а*). Так, на першій ділянці (P = = 0–3,8 кН, f = 0–1,4 мм) спостерігається САЕ з амплітудами 0,5–2,0 умовних одиниць (у.о.). На другій — характер наростання суми амплітуд змінюється (P = 3,8–17 кН, f = 1,4–3,2 мм, A = = 3,5–7,0 у.о.). Ця ділянка відрізняється тим, що за навантаження 3,8 кН на акустограмі з'являються САЕ з амплітудами 4–5 у.о. (рис. 3, *б*).

Візуально перші тріщини на боковій поверхні балки вдалося виявити за навантаження P = 13 кН (рис. 3, *в*). Під час наближення навантаження до 14 кН характерні амплітуди САЕ збільшуються до 8 у.о. На третій ділянці (P = 17–30 кН, f = 3,2–3,5 мм) крива $f - \Sigma A_i$ різко змінює характер наростання, а на акустограмі спостерігаються САЕ з амплітудами 10–12 у.о. Візуально спостерігається поява об'єднання макротріщин (МТ) в похилу магістральну тріщину (рис. 3, *в*). На четвертій, закритичній ділянці, змінюється характер кривої $f - \Sigma A_i$ та генеруються САЕ з амплітудами 15–20 у.о.

Якщо проаналізувати результати досліджень та отримані показники амплітуд САЕ від різних механізмів руйнування, можна припустити, що на першій ділянці генеруються САЕ, які відповідають раннім стадіям зародження та розвитку мікротріщин у бетоні; під час появи на акустограмі САЕ з амплітудами 4,5 у.о. починається зародження та розвиток МТ у бетоні — ділянка *2* [3–7], а на третій — генеруються САЕ від процесів поширення МТ у бетоні та відшарування арматури від бетону [8, 9].

Оцінка старту МТ у модельній залізобетонній балці. Як видно з акустограми (рис. 3, *б*) та зміни характеру кривої $f - \Sigma A_i$ (рис. 3, *а* та 4), розвиток МТ припадає на навантаження 3,8 кН. Беручи до уваги результати праць [10, 11] стосовно стадій руйнування бетону, а також отримані нами амплітудні характеристики САЕ [3–7], можна стверджувати, що поява на акустограмі сигналів з амплітудами 4,5 у.о. свідчить про початок розвитку руйнування — зародження і розвиток МТ. Перевірку цієї гіпотези здійснили таким чином.

Припускали, що зародження тріщин у залізобетоні розпочинається в місцях найбільших розтягуючих напружень. Для нашого випадку навантаження балки за схемою триточкового згину розтя-

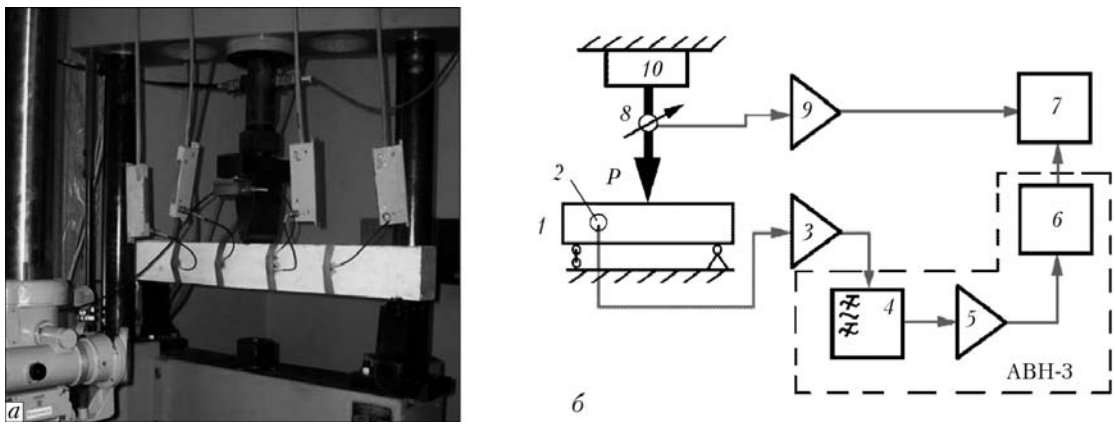


Рис. 2. Загальний вигляд устаткування (*а*) та схема експериментальних випробувань (*б*) (позначки див. у тексті)

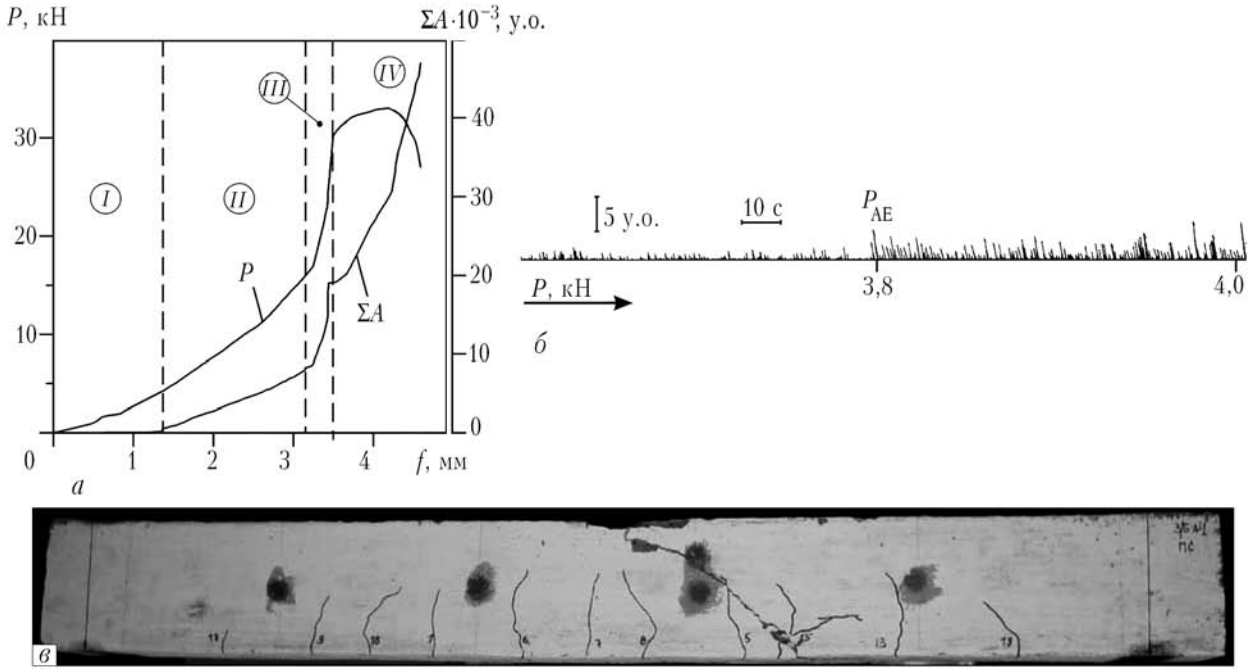


Рис. 3. Залежність суми амплітуд САЕ, зусилля навантаження P від прогину f (*а*), характерні амплітуди САЕ в діапазоні навантаження 3,6–4,0 кН (*б*), вид та розташування макротріщин у балці після руйнування (*в*)

гуючі напруження найбільші у зоні дії максимального згинального моменту (рис. 5).

Для бетону класу В-35 K_{IC} визначали за стандартною методикою, описаною у нормативному документі [12]. Бетонні призми з двома надрізами (рис. 6, *а*) навантажували за схемою триточкового згину квазістатично із переміщенням траверси 0,05 мм/хв (рис. 6, *б*). ПАЕ через шар мастила встановлювали на боковій поверхні призми і кріпили за допомогою гумової стрічки із зусиллям притискання 3–5 Н. Бетонні призми були виготовлені з одного замісу, як і модельні залізобетонні балки, випробування яких описано вище. Надрізи створювали за допомогою встановлення пластин товщиною 2 мм під час заповнення дерев'яної опалубки бетонною сумішшю. Згідно [12] висота нижнього надрізу залежить від максимального розміру зерна заповнювача. Таким чином, використавши для бетону щебінь фракції 5–10, висота нижнього надрізу становила a_0 = 35 мм, а верхнього a_t = = 5 мм (рис. 6, *б*).

Перед початком випробувань проводили 2 цикли навантаження–розвантаження зразків до зусилля, яке відповідало ≈ 10 % максимального очікуваного його значення, яке становило 50 кН. Під час випробувань записували діаграму «зусилля навантаження P — прогин f» з одночасною реєстрацією САЕ. Налаштування АЕ-апаратури аналогічне, як описано вище.

Характеристику статичної тріщиностійкості K_{IC} визначали за формулою:

$$K_{IC} = \frac{3l_0P_C(\sqrt{a_0/b}(1{,}93 - 3{,}07\lambda + 14{,}53\lambda^2 - 25{,}11\lambda^3 + 25{,}8\lambda^4))}{2t^2\sqrt{b}},$$

де l_0 = 0,38 м — віддаль між опорними частинами; a_0 = 0,035 м — висота нижнього надрізу; b = = 0,1 м — ширина перерізу призми; t = 0,002 м — товщина надрізу; $\lambda = (a_0 + a_t)/b$ — відносна

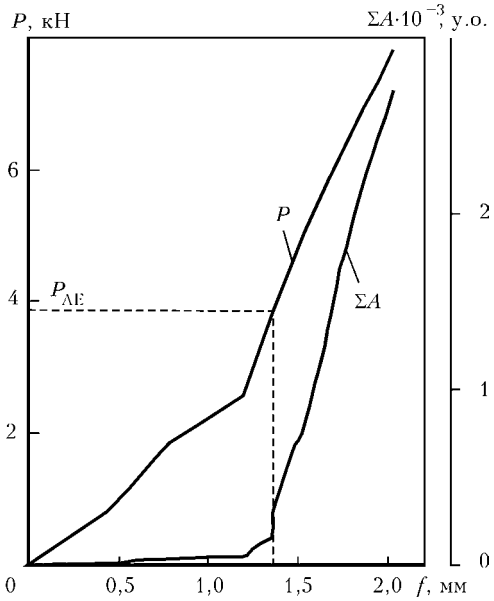


Рис. 4. Залежність зміни суми амплітуд САЕ ΣA_i та зусилля навантаження P від стріли прогину f

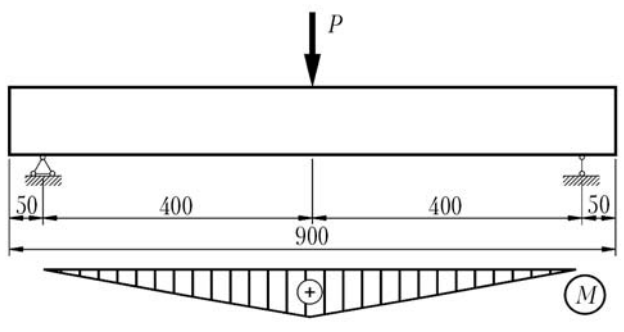


Рис. 5. Схема навантаження балки триточковим згином та епюра згинального моменту

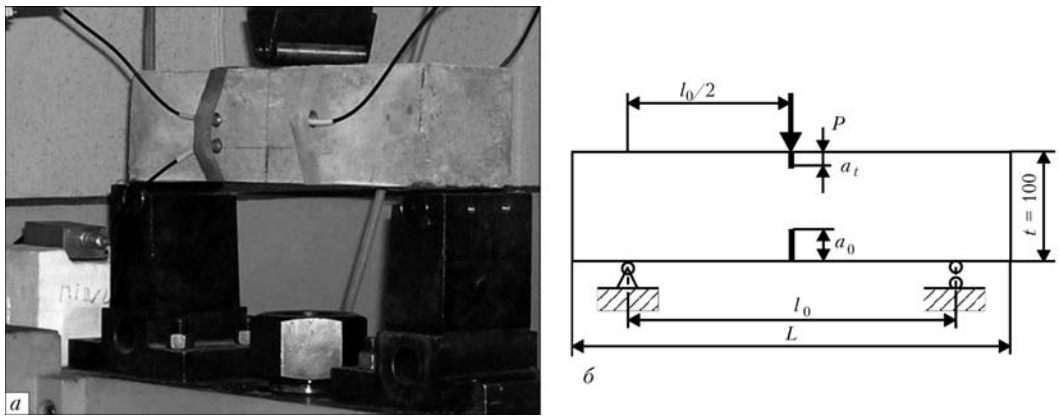


Рис. 6. Вид бетонної призми під час випробувань (*а*) та схема її навантаження (*б*)

довжина початкового надрізу; a_t = 0,005 м — висота верхнього надрізу; P_C — навантаження, яке відповідає динамічному початку руху магістральної тріщини; L = 0,4 м.

Із експерименту було встановлено, що вперше різка зміна характеру наростання кривої $\Sigma A_i - f$ та значень амплітуд на акустограмі припадає на зусилля навантаження 1,72 кН. До наближення до цього зусилля різко зростає інтенсивність АЕ та починається генерування САЕ з амплітудами 3–6 у.о. Таке зростання інтенсивності САЕ та їх амплітуд свідчать про зародження і субкритичний розвиток МТ у бетоні, тому для визначення K_{IC} значення розрахункового зусилля приймаємо P_C = = P_{AE} = 1,72 кН. Як випливає з розрахунків за наведеною вище формулою, K_{IC} для нашого типу бетону становить 0,377 МПа·м$^{-1/2}$.

Отже, ми отримали підтвердження того, що під час появи на акустограмі амплітуд САЕ зі значеннями 4,5 у.о. починається субкритичний розвиток півеліптичної тріщини, велика вісь якої становить 2 мм, мала 1 мм або півдискової з радіусом 1 мм, а згідно зі статистичними даними, наведеними у праці [13], ці розміри мають бути у 2–3 рази більшими. Це свідчить про ефективність визначення старту МТ (стадія завершення зародження руйнування) у бетоні за сигналами АЕ.

Вплив структури бетону і залізобетону та їх пошкодженості на заникання пружних хвиль АЕ. Заникання пружних хвиль АЕ визначали у зразках розмірами 100×100×400 мм^3 із бетону (Б) та для порівняння із цементно-пісчаної суміші (ЦПС); у залізобетонних балках з наявними та без тріщин (ЗБт і ЗБ, відповідно) розмірами 70×100×900 мм^3, а також у залізобетонній трубі (Тр) довжиною 5000 та внутрішнім діаметром 1000 мм з товщиною стінки 100 мм. Компоненти бетонної суміші та фізико-механічні характеристики для зразків з ЦПС були як для залізобетонних балок з об'ємними долями цементу до піску 1:3, бетон типової залізобетонної труби був класу В-25, армування — згідно нормативних документів [14, 15].

Для встановлення впливу крупного заповнювача на заникання пружних хвиль АЕ використали зразки типів Б та ЦПС; тріщиноподібних дефектів у залізобетоні — зразки типів ЗБ і ЗБт, а геометричних розмірів — реальний виріб (зразок Тр).

Імітували пружну хвилю у зразках за допомогою: восьмиканального АЕ-приладу SKOP-8 (варіант I), джерела Гсу (варіант II) [16], а також генератора імпульсів типу Г5-63 (варіант III). Для відбору САЕ використовували серійні ПАЕ типу П-113 із робочою смугою частот 0,2–0,6 МГц ПАЕ. Робоча смуга частот АЕ-приладу становила 0,2–0,8 МГц.

Як показали результати експериментальних досліджень, отримані експериментальні дані можна апроксимувати експоненціальною залежністю типу $A = A_0 a e^{-\delta R}$, де A_0 — початкове значення амплітуди САЕ; R — віддаль від джерела АЕ до ПАЕ; δ — коефіцієнт заникання; a — коефіцієнт апроксимації, значення якого для випробовуваних зразків лежать у межах 2,0–7,6 м$^{-1}$.

Якщо проаналізувати отримані результати, можна зробити висновок, що наявність крупного заповнювача покращує умови проходження хвиль у 2–3 рази в порівнянні із ЦПС, наявність пошкоджень типу тріщин погіршує їх проходження у 1,4–2 рази в порівнянні з бездефектною балкою, а найбільший вплив на заникання мають геометричні параметри елементів об'єкта контролю.

АЕ-діагностування моста через шлюз каскаду Київської ГЕС та ГАЕС. *Методика й програма проведення випробувань*. Випробування прогонових будов моста восьмиканальною вимірювальною АЕ-системою SKOP-8 здійснювали за статичного їх навантаження із реєстрацією характерних САЕ. Як випробувальне навантаження використовували чотири автомобілі КрАЗ вагою 21–24 т. Загальна вага автомобілів становила приблизно 90,3 т.

Діагностували першу балку з верхової сторони прогону 0–1 за статичної силової схеми навантаження та за створення максимальних зусиль в балці несиметричним навантаженням відносно осі проїзної частини. ПАЕ розташовували за лінійною схемою. Їх прикріплювали на внутрішній стороні досліджуваної балки, на верхній грані полички, крок між ними визначали за методикою [17]. З урахуванням згасання пружних хвиль АЕ та для досягнення найкращої чутливості він становив

Характерні амплітуди сигналів АЕ на різних стадіях руйнування бетону

Стадія руйнування	Амплітуда A_{max}, у.о.		
	цементно-піщана суміш	бетон на щебеневій основі	бетон на гравійній основі
I ($\sigma < 0{,}2R$)	2,0	3,5	8,5
II ($0{,}2R \le \sigma < 0{,}75R$)	2,5	4,5	22,0
III ($0{,}75R \le \sigma < 0{,}96R$)	4,0	6,5	22,5
IV ($\sigma \ge 0{,}96R$)	20,5	21,0	> 25,0

1,0 м. Таку схему розташування ПАЕ вибрали з міркувань того, щоб оцінити роботу балки в зонах найбільшого розтягу. Використали квазірезонансні ПАЕ з робочою смугою частот 0,2–0,6 МГц. Коефіцієнт підсилення попереднього підсилювача становив 28 дБ, а АЕ-тракту — приблизно 45 дБ. САЕ реєстрували в смузі частот 200–600 кГц, яку задавали фільтрами високих та низьких частот, відповідно.

Як показали випробування, генерування поодиноких сигналів АЕ спостерігали під час статичного навантаження моста першим, другим та третім автомобілями (загальна вага автомобілів 66,3 т). Вони мали дискретний характер, практично рівномірний в середній частині балки. Їх амплітуди були нижче рівня, який визначили в лабораторних умовах під час встановлення критерію початку старту макротріщини в бетоні мостових конструкцій [18], а саме ≤4,0 у.о. Це свідчить про те, що в контрольованій балці, яка була найбільш навантаженою в умовах статичної схеми випробувань, немає розвитку критичних тріщиноподібних дефектів, а амплітудний рівень САЕ та їх спектральні характеристики відповідають локальному мікроруйнуванню компонент структури залізобетону. Утворення таких мікротріщин за даного значення навантаження (0–90,3 т) та прогинів посередині балки (максимальний прогин становив 0,35 мм) не впливає на міцність і тріщиностійкість балки.

Таким чином, САЕ, які генерувалися під час статичного випробування мосту, не перевищують критичний рівень для залізобетонної балки, і не є характерними для старту та ранніх стадій розвитку руйнування у залізобетоні.

Методичні рекомендації щодо АЕ-діагностування елементів мостових конструкцій. На підставі проведених досліджень методика АЕ-діагностування великогабаритних бетонних конструкцій має передбачати урахування кількісних показників сигналів АЕ, що супроводжують різні механізми зародження та розвитку руйнування матеріалу. Деякі з них встановлюються лабораторно, інші — під час проведення випробувань.

В лабораторних умовах випробувань перед початком АЕ-діагностування необхідно визначити амплітудно-частотні характеристики САЕ, що супроводжують:

1. Відшарування щебеневого включення від цементної матриці (для наведених вище випробувань за напружень σ_1 = 0,9–1,1 МПа генерувалися САЕ з амплітудами A_{max} = 9,5–12,7 у.о.).

2. Руйнування цементного каменю (для наших експериментів за напружень σ_2 = 2,5–3,0 МПа, A_{max} = 10,0–37,0 у.о.).

3. Стадії руйнування бетону (наприклад, для бетону В-35 та описаних вище режимів відбору та обробки САЕ отримали амплітуди АЕ, приведені у таблиці за навантаження — стиску, R — критичні значення напружень руйнування бетону).

4. Відшарування арматури від бетону (в нашому випадку зумовлюється напруженнями σ_3 = = 220 МПа, а сигнали АЕ мають амплітуди A_{max} = = 10,0 у.о.).

Безпосередньо на об'єкті контролю провести такі дії:

1. Визначити коефіцієнт заникання δ пружних хвиль АЕ.

2. Вибрати оптимальну відстань між первинними перетворювачами АЕ (як показали експерименти, для бетону В-35 вона становить L_{min} = = 1,36 м, L_{max} = 2,0 м) та, у залежності від мети випробувань, схему розташування хвилеводів АЕ та ПАЕ на об'єкті контролю.

3. Після установки ПАЕ на об'єкті контролю провести тарування чутливості вимірювальних каналів і оптимізувати режими вимірювань. Оптимізування установки ПАЕ провести згідно методики, описаної у праці [17, 19].

4. Провести випробування. За появи сигналів АЕ під час навантаження встановити стадії розвитку макротріщини у залізобетоні, виходячи із наведених у праці методологічних засад (у наших випробуваннях процес початку макроруйнування можна охарактеризувати параметрами:

- K_{IC} = 0,364 МПа $м^{-1/2}$, макротріщина — півеліпс з осями a = 1 мм, b = 2 мм;
- K_{IC} = 0,378 МПа $м^{-1/2}$, макротріщина — півдиск r = 1,5 мм).

5. Після проведення випробувань скласти протокол АЕ-діагностування, де вказати режими вимірювань та випробувань, привести отримані результати тощо.

Таким чином, в результаті проведених досліджень встановлено, що АЕ-діагностування елементів мостових конструкцій повинно здійснюватись на підставі детальної оцінки фізичних особливостей їх матеріалу, які визначають як під час лабораторних досліджень, так і під час попередніх підготовчих робіт на об'єкті контролю. Для отримання достовірної інформації необхідно використовувати найстійкіші параметри АЕ, встановлені методами спектрального аналізу сигналів.

1. *Експлуатація* і реконструкція мостів / Н.Є. Страхова, В.О. Голубєв, П.М. Ковальов та ін. / Під заг. редакцією А.І. Лантуха-Лященка. — К.: Транспортна Академія України, 2000. — 384 с.
2. *Экспериментальные* методы исследования деформаций и напряжений. Справочное пособие / Б.С. Касаткин, А.Б.

Кудрин, Л.М. Лобанов и др. — К.: Наук. думка, 1981. — 584 с.
3. *Скальський В.Р., Лотоцький Ю.Л.* Оцінка амплітуд сигналів акустичної емісії під час руйнування бетонних кубів // Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів. — Львів, 2004. — Вип. 9. — С. 54–61.
4. *Акустико-емісійна* оцінка ранніх стадій мікротріщиноутворення в композитному матеріалі / В.Р. Скальський, О.М. Сергієнко, П.М. Коваль, Ю.Л. Лотоцький // Машинознавство. — 2004. — № 5. — С. 36–40.
5. *Розподіл* напружень у призмі з еліпсоїдальним включенням за триточкового її згину / В.Р. Скальський, О.М. Сергієнко, Ю.Л. Лотоцький, П.М. Коваль // Дороги і мости. — 2005. — № 3. — С. 16–25.
6. *Скальський В.Р., Лотоцький Ю.Л.* Оцінка об'ємної пошкодженості бетону на різних стадіях розвитку руйнування // Вісник Нац. ун-ту «Львівська політехніка». Теорія і практика будівництва. — 2005. — № 545. — С. 155–161.
7. *Оцінка* розподілу напружень за триточкового згину ізотопної призми з еліпсоїдальним включенням / В.Р. Скальський, О.М. Сергієнко, Ю.Л. Лотоцький, Р.М. Плахтій // Вісник ЛНУ ім. І. Франка. — Сер. мех.-мат. — 2006. — Вип. 65. — С. 173–179.
8. *Оценка* параметров сигналов акустической эмиссии при отслоении арматуры в железобетоне / В.Р. Скальский, Л.Ю. Лотоцкий, Р.М. Плахтий, Р.И. Сулым / Тез. докл. межд. науч.-техн. конф. «Современные проблемы и перспективы механики», Ташкент, 17–18 мая 2006 г. — Ташкент, 2006. — С. 386–388.
9. *Оценка* сигналов акустической эмиссии, генерируемых разрушением железобетонных балок / В.Р. Скальский, П.М. Коваль, П.М. Сташук, Ю.Л. Лотоцкий // Технич. диагностика и неразруш. контроль. — 2005. — № 3. — С. 27–30.
10. *Arrington M., Evans B.M.* Acoustic emission testing of high alumina cement concrete // NDT Int. — 1977. — N 7. — P. 81–87.
11. *Tomachevsky E.G., Drouet A., Despreslas P.J.* Recherche de la dimination de resistance en fraction du beton par detection d'emission d'ondes de contrainte // J. d'Etudes sur l'Emission Acoustique. — 1975. — **17**. — P. 336–360.
12. *ГОСТ 29167–91.* Бетоны. Методы определения характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении. — Введ. 01.07.1992 г. — М.: Изд. стандартов. — 1992. — 20 с.
13. *Разрушение* бетона и его долговечность / Е.А. Гузеев, С.Н. Леонович, А.Ф. Милованов и др. / Под ред. Е.А. Гузеева. — Мн.: Редакция журнала «Тыдзень», 1997. — 170 с.
14. *ГОСТ 6482–88.* Трубы железобетонные безнапорные. Введ. 01.01.1990 г. — М.: Изд-во стандартов, 1989. — 54 с.
15. *Типовой* проект 503-7-015.90. Трубы водопропускные круглые железобетонные из длинномерных звеньев отверстием 1,0, 1,2, 1,4, 1,6 м под автомобильные дороги. Введ. в действие 01.01.1990 г. — Воронеж: Воронежский филиал ГипродорНИИ, 1989.
16. *The EWAGE AE Code* for acoustic emission examination of sources of discrete acoustic events // NDT Int. — 1981. — **14**, N 8. — P. 181–183.
17. *Скальський В.Р., Сергієнко О.М., Лотоцький Ю.Л.* Алгоритм оптимізації розташування первинних п'єзо-перетворювачів акустичної емісії // Дороги і мости. — 2007. — № 7. — С. 184–189.
18. *Скальський В.Р., Лотоцький Ю.Л.* Оцінка амплітуд сигналів акустичної емісії під час руйнування бетонних кубів // Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів. — Львів, 2004. — Вип. 9. — С. 54–61.
19. *Назарчук З.Т., Скальський В.Р.* Діагностика пошкодженості матеріалів і елементів конструкцій методом акустичної емісії / Актуальные проблемы современного материаловедения. В 2-х т. — Т. 2. — Киев: ИД «Академпериодика», 2008. — С. 497–527.

ПРОЕКТ 2.2

Розробка методів і нових технічних засобів неруйнівного контролю та діагностики стану матеріалів і виробів тривалої експлуатації

УДК 621.314: 621. 396. 66

РОЗРОБКА ІНФОРМАЦІЙНО-ВИМІРЮВАЛЬНОЇ СИСТЕМИ ДЛЯ ВІБРОДІАГНОСТИКИ ПІДШИПНИКІВ ВЕЛИКИХ СТАЦІОНАРНИХ АГРЕГАТІВ

І.М. ЯВОРСЬКИЙ, д-р фіз.-мат. наук, **П.П. ДРАБИЧ**, канд. техн. наук, **І.Ю. ІСАЄВ**, канд. фіз.-мат. наук, **І.Б. КРАВЕЦЬ**, канд. техн. наук, **І.Г. СТЕЦЬКО, Г.Т. ЧЕРЧИК, І.Й. МАЦЬКО**, інженери
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Представлено модель вібраційних сигналів підшипникових вузлів великих стаціонарних агрегатів у вигляді періодично нестаціонарних випадкових процесів. Показано, що використання такої моделі відкриває нові можливості якісного та кількісного аналізу діагностичних сигналів. На основі аналізу вібраційних сигналів верифіковано методи діагностики підшипникових вузлів турбоагрегатів і запропоновано критерії класифікації їх дефектів. На основі розробленої методики побудовано портативну діагностичну систему для відбору, попереднього аналізу, обробки та архівування віброакустичних сигналів.

Ключові слова: *сигнали вібрації, періодично корельовані випадкові процеси, оцінки імовірнісних характеристик, діагностичні ознаки, програмне забезпечення, система збору та обробки, підшипники ковзання*

Вступ. Створення систем діагностування й прогнозування стану широко розповсюджених видів машин є одним з перспективних напрямків технічної діагностики. Основна увага тут приділяється створенню стаціонарних і переносних систем автоматичного діагностування таких вузлів складних машинних комплексів:

- ротори та вали;
- підшипники кочення й ковзання;
- механічні передачі, у тому числі зубчасті;
- робочі колеса насосів, вентиляторів, компресорів і турбін;
- електромагнітні системи електричних машин.

Одним із підходів, які використовують при вирішенні задач технічної діагностики, є статистичний аналіз вібраційних сигналів, випромінюваних діагностованим обладнанням. Найбільш доступним засобом вимірювання та аналізу сигналів у цей час можна вважати персональний комп'ютер із пристроями перетворення сигналів вібрації й шуму в цифрову форму.

Збільшення потужності мікрокомп'ютерів стимулює розвиток ще одного напрямку в створенні технічних засобів для діагностики машин і обладнання. Це об'єднання в одному приладі можливостей функціональної й тестової діагностики. Для цього необхідно забезпечити можливості статистичного аналізу сигналів, у тому числі кореляційного та спектрального, а також ввести в програмне забезпечення приладу функції формування тестових сигналів і керування зовнішніми джерелами цих сигналів.

Протягом багатьох років методи і системи контролю й діагностування машин і обладнання стосовно будь-яких видів діагностичних сигналів грунтувалися на порівнянні амплітуди сигналу або його інформативних складових із граничними значеннями, що розділяють бездефектні та дефектні стани. Вид дефекту визначали за сукупністю складових, що перевищили задані для кожної з них пороги [1, 2].

Основні методи віброакустичної діагностики розраховані на виявлення дефектів, що зароджуються в елементах і вузлах машин і обладнання. Виявлені дефекти за характером впливу на вібрацію й шум об'єкта діагностування можуть бути розділені на три основні групи:

- змінюють характеристики коливальних сил, що є причиною виникнення вібрації й шуму;
- змінюють не характеристики коливальних сил, а механічні властивості вузлів, у яких вони діють;
- призводять до зміни механічних властивостей вузлів і конструкції, по яких поширюється вібрація.

Методи функціональної діагностики дозволяють ефективно виявляти дефекти першої групи. Методи тестової діагностики ефективніше всього працюють при пошуку дефектів третьої групи. Дефекти другої групи можуть виявлятися методами як функціональної, так і тестової діагностики. Якщо ж дефекти мають властивості першої й другої груп, то для їх виявлення, як правило, доцільно використовувати методи функціональної діагнос-

© І.М. ЯВОРСЬКИЙ, П.П. ДРАБИЧ, І.Ю. ІСАЄВ, І.Б. КРАВЕЦЬ, І.Г. СТЕЦЬКО, Г.Т. ЧЕРЧИК, І.Й. МАЦЬКО, 2009

тики. І, нарешті, дефекти всіх трьох груп на останніх етапах свого розвитку впливають на сигнали вібрації й/або шуму й тому можуть бути виявлені до моменту виникнення аварійної ситуації системами моніторингу віброакустичного стану машин і обладнання.

Сьогоденна діагностика розвивається по шляху аналізу вібрації, збуджуваною силами тертя. Останні, а також збуджувана ними високочастотна вібрація у справних підшипниках являють собою випадкові процеси з постійною за час вимірювання потужністю.

При виникненні дефектів поверхонь кочення з'являється періодична зміна потужності цих процесів, тобто амплітудна модуляція сил тертя й високочастотної вібрації.

Частота останньої визначає вид дефекту, глибина модуляції — ступінь розвитку дефекту. Тому нами в межах проекту «Розробка інформаційно-вимірювальної системи для вібродіагостики підшипників великих стаціонарних агрегатів», що виконується у розділі «Розробка методів і нових технологічних засобів неруйнівного контролю та діагностики стану матеріалів і виробів тривалої експлуатації» комплексної програми «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» («Ресурс»), затвердженої розпорядженням Президії НАН України від 25.11.2003 р. № 082, проведено дослідження щодо аналізу методів обробки вібраційних сигналів від підшипників обертових механізмів, розроблено методику їх діагностування та на цій основі створено портативну діагностичну систему.

Методи обробки вібраційних сигналів. Методична та діагностична база даної системи грунтується на використанні сучасних методів кореляційного та спектрального аналізу вібраційних сигналів як у стаціонарному припущенні, так і з використанням нестаціонарних властивостей вібраційних сигналів, що дає змогу діагностувати дефекти підшипникових вузлів на етапі їх зародження.

Методика вібродіагностики полягає у розділенні сигналу віброприскорення на детерміновану та випадкову складові. Аналіз детермінованої складової базується на оригінальних методах виявлення і аналізу прихованих періодичностей. Висновки щодо дефектності підшипникового вузла приймаються на основі її амплітудного і фазового спектрів. Випадкова складова містить інформацію про нестаціонарні та нелінійні властивості вібраційного сигналу, що є проявом розвитку дефектів підшипникового вузла. Аналіз випадкової складової, в тому числі характеристик її нестаціонарності, дозволяє вказати на присутність дефектів системи на ранніх стадіях їх зародження.

Відповідно до зазначеного, модель вібраційного процесу $\zeta(t)$ складних машинних комплексів з одним джерелом дефекту має такий вигляд [3, 4]:

$$\zeta(t) = s(t) + \eta(t), \qquad (1)$$

де $\zeta(t)$ — вібраційний сигнал; $s(t)$ — детермінована складова сигналу; $\eta(t) = \xi(t) + \varepsilon(t)$ — випадкова складова сигналу; $\xi(t)$ — нестаціонарна складова процесу, яку випромінює дефектний елемент системи; $\varepsilon(t)$ — стаціонарний фоновий шум, причому взаємна кореляція $b_{\xi\varepsilon}(n, u) = E[\xi(t)\varepsilon^*(t-u)] = 0$. Нестаціонарна складова, обумовлена наявністю одного дефектного елемента у механічній системі, описується моделлю у вигляді періодично корельованого випадкового процесу (ПКВП) у роботі [5], детермінована складова — майже періодичною функцією $s(t) = \sum_{k=-M}^{M} c_k e^{j\omega_k t}$. Діагностичними критеріями дефектності механізму в такому випадку будуть характеристики нестаціонарної та детермінованої складових, а саме амплітуди та фази гармонічних складових, кореляційна функція та спектральна густина потужності нестаціонарної складової, а також їх компоненти [6].

Важливе значення для вивчення структури нестаціонарної складової вібраційного сигналу має його представлення через стаціонарно пов'язані випадкові процеси

$$\xi(t) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} \xi_k(t) e^{j\omega_0 t},$$

де $\xi_k(t)$ — стаціонарні компоненти періодично нестаціонарної складової вібраційного процесу. Для оцінювання цих компонент нами розроблені відповідні методи, побудовані на теорії ПКВП. Серед них слід відзначити метод виділення стаціонарних компонент ПКВП на основі переносу частот та метод на основі перетворення Гілберта [7, 8].

Аналіз стаціонарних компонентів нестаціонарної складової дозволяє визначити модуляційні частоти та глибину модуляції, присутньої у вібраційному сигналі. А це дає можливість встановити наявність дефекту у механічній системі та рівень його небезпеки. На цій основі нами побудований критерій дефектності системи, який являє собою відношення взаємокореляційних зв'язків між стаціонарними компонентами до автокореляційних функцій:

$$I_{k,m} = \frac{|R_{k,l}(0)|^2}{|R_{k,k}(0)\|R_{l,l}(0)|},$$

де $R_{k,l}(u)$ — взаємокореляційна функція центрованих процесів $\xi_k(t)$ та $\xi_l(t)$. Такий критерій відображає глибину модуляції, присутньої у вібраційному сигналі. Він також дає змогу визначити ті стаціонарні компоненти, які мають найбільшу глибину модуляції. Спектральний аналіз вказаних компонентів дозволяє виявити замодульовані частоти та встановити тип дефекту.

Фізичні засади аналізу вібраційних сигналів від підшипників ковзання. При вібраційному моніторингу машин та механізмів обертової дії значну увагу надають перевірці стану підшипників, ос-

кільки він піддається зношуванню та виходить з ладу частіше за інші складові механізму. Існують два типи підшипників — кочення та ковзання. Як правило, останні спричиняють менший рівень вібрації, ніж підшипники кочення, джерелом вібрацій для яких є процес зіткнення між елементами кочення та корпусом підшипника. Для підшипників ковзання вібрації виникають через наявність сил тертя та недостатність або відсутність мастила.

Підшипники ковзання є невід'ємною складовою частиною потужних стаціонарних агрегатів, використовуваних у турбоагрегатах ТЕС, компресорах, газо- та нафтоперекачувальних станціях, насосах та електродвигунах. Вони складаються з трьох основних елементів: антифрикційного вкладиша, частини поверхні валу та масляного шару між ними. Проте фізичні процеси, що виникають в них, досить складні та залежать від співвідношення як зовнішніх, так і внутрішніх сил. Дефекти, що виникають під час експлуатації підшипників кочення, є наслідками пошкоджень робочої поверхні підшипника, збільшення зазору між валом і антифрикційним вкладишем та зміни несучої спроможності масляного шару.

Основним експлуатаційним параметром масляного клину підшипника є його несуча спроможність, що нелінійно залежить від зазору між валом і антифрикційним вкладишем: чим тонший шар мастила, тим вища несуча спроможність. Проте зменшення шару мастила знижує стійкість підшипника проти динамічних навантажень і підвищує імовірність механічного контакту валу і вкладишу.

Вібрації масляного клину проявляються в спектрі вібраційного сигналу у вигляді збільшення амплітуди гармонік, частоти яких дорівнюють 0,42–0,48 частоти обертання вала, а також у модуляції цих гармонік на основну частоту обертання валу. Якщо амплітуда гармонік зростає в процесі експлуатації, це свідчить про нестабільність масляного клину. Найбільше впливають на вібрацію масляного клину такі ситуації:

- навантаження валу на підшипник не відповідає розрахунковій несучій спроможності масляного клину, зазвичай при пониженому значенні навантаження;
- в турбоагрегаті присутня ще одна зовнішня сила, що спричиняє вібрацію;
- змінились робочі параметри мастила (в'язкість, температура, тиск, домішки), порівняно з розрахунковими.

Зазори між шийкою валу й антифрикційним бабітовим вкладишем мають важливе значення при стабілізації положення валу. В процесі експлуатації зазори збільшуються, що сприяє виникненню вібрацій. Збільшення зазорів найчастіше спричиняють інші дефекти підшипникового вузла, наприклад небаланс або розцентровку. В результаті вал частково змінює своє положення і контактує з боковою поверхнею підшипника.

Зауважимо, що при збільшенні зазорів вертикальна складова вібропереміщення росте швидше, ніж горизонтальна, а на спектрі віброшвидкості з'являються як вищі гармоніки частоти обертання валу, так і гармоніки, частоти яких кратні до субгармоніки основної частоти обертання валу.

Неправильне встановлення бабітових антифрикційних вкладишів та їх перекоси проявляються на спектрі вібраційного сигналу підсиленням першої та другої гармонік частоти обертання валу, причому значно зростає осьова складова вібропереміщення. Проте, як відомо, амплітуди спектральних гармонік залежать не стільки від амплітуд вібросигналу, скільки від параметрів його обробки, таких як довжина реалізації та точка усічення корелограми. Тому при діагностиці підшипникових вузлів важливо слідкувати за зміною фазової картини вібраційних сигналів.

Якщо фаза першої гармоніки всіх складових вібросигналу, включно з осьовою, стійка, то, найімовірніше, присутній дефект викривлення валу. Якщо ж фаза змінюється значно, то, найімовірніше, наявний перекіс бабітового вкладиша. Окремо треба відмітити, що при рухомому бабітовому вкладиші підшипника ковзання виникає резонансне підняття в діапазоні середніх та високих частот.

Аналіз вібраційних сигналів від підшипників ковзання. Наведемо приклад статистичного аналізу вібраційних сигналів підшипників ковзання турбоагрегату ВК-100-6 Добротвірської ТЕС з двома типами дефектів: збільшені зазори між шийкою валу та бабітовим вкладишем, а також наявність дефекту «вихрова змазка». Вібраційні сигнали являють собою дискретний набір показів акселерометра, розміщеного на корпусі підшипникового вузла (радіальна складова). Частота відбору дорівнює 2 кГц, довжина вибірки — 30 с. На рис. 1, *I* показано реалізацію вібраційних сигналів.

На спектральній густині потужності наявні спектральні підняття на частотах, кратних до частоти обертання, проте встановити відповідність розвитку дефекту до імовірнісних характеристик при стаціонарному підході досить важко.

Основні технічні характеристики системи ВАС-1

Кількість каналів	3
Частотний діапазон, Гц	0,3–20000
Коефіцієнт підсилення	0,3–100
Живлення, В	220–12
Температурний діапазон, °С	−10...+30
Габарити, мм	100×240×300
Маса, кг	3,5
Стандартний інтерфейс	USB-2.0
Первинні перетворювачі	електронний або п'єзоелектричний

Парафазні входи/виходи
Ручний та автоматичний вибір підсилення
Персональний комп'ютер типу «ноутбук»

Це пов'язано зі значною потужністю детермінованої складової, форма якої не залежить від наявності дефекту на ранній стадії розвитку. Використовуючи методи теорії ПКВП, ми виділили регулярну складову, застосовуючи розроблений

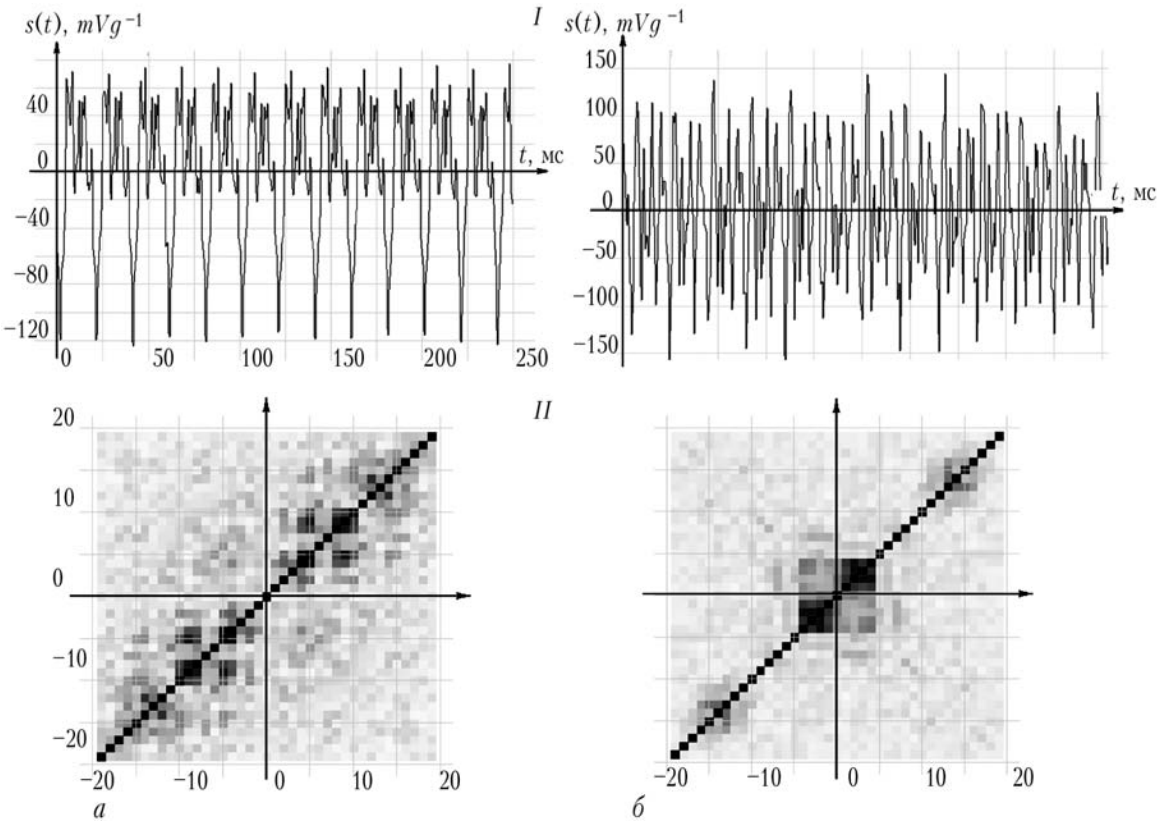


Рис. 1. Реалізація (*I*) та критерії нестаціонарності (*II*) вібраційних сигналів підшипникових вузлів турбоагрегатів Добротвірської ТЕС: *а* — зі збільшеним зазором між шийкою валу та бабітовим вкладишем; *б* — з дефектом «вихрова змазка»; на осях *x, y* вказані номери стаціонарних компонентів; яскравість графіку відображає відносну величину их взаємокореляційних зв'язків при нульовому зсуві

нами метод спектральної надлишковості, відфільтрували стаціонарну складову та оцінили імовірнісні характеристики стаціонарних компонент періодично корельованого процесу, викликаного дефектом підшипникового вузла. На рис. 1, *II*, зображено критерій нестаціонарності, побудований на основі взаємокореляційних зв'язків між стаціонарними компонентами вібраційного сигналу. Як бачимо, нестаціонарність породжена модуляцією стаціонарних компонент на четверту, п'яту, восьму, дев'яту та десяту основну частоту у випадку збільшених зазорів між шийкою валу та бабітовим вкладишем та модуляцією стаціонарних компонент на першу, другу, третю, четверту основні частоти у випадку «вихрової змазки». По спектральній густині потужності можна встановити модулюючу частоту. У першому випадку вона дорівнює 25, а у другому — 23 Гц, що дає змогу ідентифікувати тип дефекту.

Діагностична система. Складовою частиною інформаційної технології на базі будь-якого методу обробки сигналів є відповідна система. Тому розроблену нами портативну діагностичну систему ВАС-1 (рис. 2) призначено для відбору, попереднього аналізу, обробки та архівування віброакустичних сигналів від тіл обертання електрогенеруючих та газоперекачувальних агрегатів по трьох осях: *X, Y* та *Z*.

Структурна схема віброакустичної системи ВАС-1 показана на рис. 3. П'єзоакустичні перетворювачі являють собою давачі віброприскорення, що встановлюються на корпусі обертового тіла за допомогою магніту або з'єднання шпилькою. Перетворювачі заряду *7–9* необхідні для узгодження та передачі електричного заряду з віброакустичних перетворювачів до вхідних кіл системи

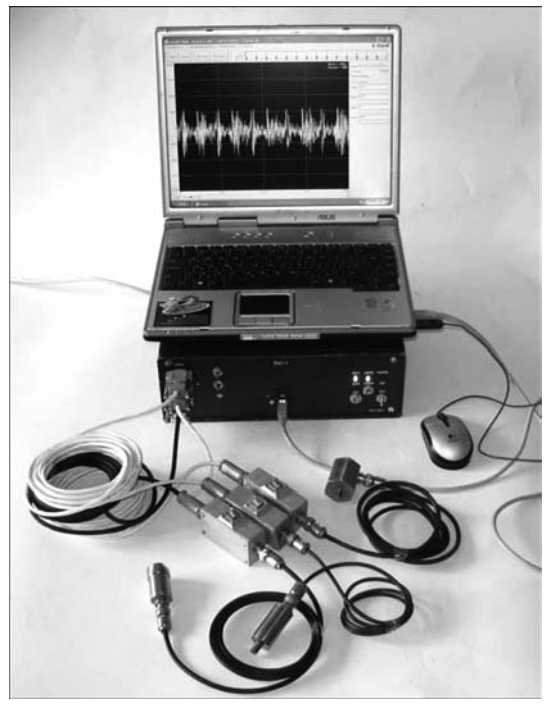


Рис. 2. Зовнішній вигляд системи ВАС-1

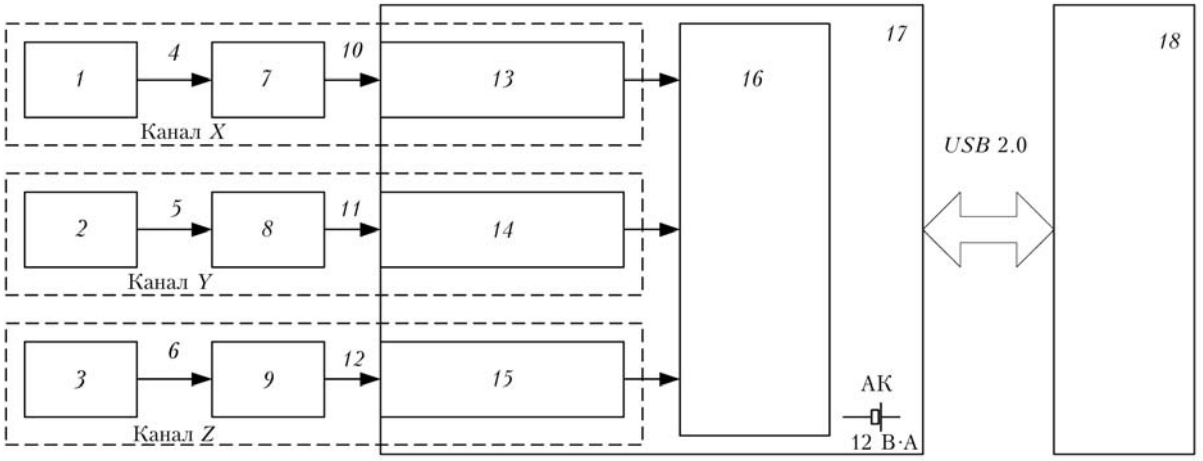


Рис. 3. Структурна схема віброакустичної системи ВАС-1: *1–3* — п'єзоакустичні перетворювачі; *7–9* — перетворювачі заряду; *4–6* і *10–12* — з'єднувальні кабелі; *13–15* — канал основного підсилення та формування АЧХ; *16* — аналогово-цифровий перетворювач типу Lcard (100–400 кГц); *17* — блок системи ВАС-1; *18* — персональний комп'ютер типу ноутбук

обробки інформації. З'єднання між вузлами в системі здійснюється за допомогою з'єднувальних кабелів *4–6* та *10–12*, довжина яких складає близько 10 м.

Канали основного підсилення *13–15* та формування амплітудно-частотної характеристики дозволяють встановлювати коефіцієнти передачі від –3 до 30 дБ по напрузі та смугу пропускання в залежності від задачі збору інформації. В початковому варіанті можна вибрати одну зі смуг пропускання 0,3–0,5; 0,3–5; 0.3–10 чи 0,3–30 кГц на рівні 3 дБ.

Сигнали з кожного каналу надходять на аналогово-цифровий перетворювач типу Lcard, частота дискретизації якого становить до 400 кГц і через порт USB 2.0 надходить у персональний комп'ютер типу ноутбук, де здійснюється обробка по закладених алгоритмах обробки та архівування. З метою забезпечення передачі сигналів від можливих потужних перешкод у системі широко використовуються парафазні лінії прийому-передачі. Передбачено можливість автономної роботи системи від акумулятора 12 В·А.

Висновки

1. Використання методів ПКВП відкриває нові можливості для якісного та кількісного аналізу діагностичних сигналів.

2. Методи виділення нестаціонарної складової дозволяють виокремлювати характеристики процесу, що пов'язані з відгуками дефектних елементів системи, мінімізуючи тим самим шумові характеристики.

3. Методика, побудована на аналізі стаціонарних компонент вібраційного сигналу, дозволяє аналізувати стан підшипникових вузлів турбоагрегатів ТЕС та уможливлює класифікацію таких дефектів, як збільшення зазорів між валом та бабітовим вкладишем, а також кута прилягання валу, виколювання бабіту, обертового зриву.

1. *Неразрушающий* контроль. Справочник. Т. 7 / Под ред. В.В. Клюева. — М.: Машиностроение, 2005. — 829 с.
2. *Norton M.P., Karczub D.G.* Fundamentals of Noise and Vibration Analysis for Engineers. — Cambridge: University Press, 2003. — 630 p.
3. *Antoni J.* Blind separation of vibration components: Principles and demonstrations // Mechanical systems and signal proc. — 2005. — Vol. 19. — P. 1166–1180.
4. *Кравець І.Б., Ісаєв І.Ю., Яворський І.М.* Алгоритм виділення періодично нестаціонарної складової вібраційного сигналу // «УКРОБРАЗ'2008»: Праці IX всеукр. міжнар. конф. з оброблення сигналів і зображень та розпізнавання образів. — Київ: Ін-т кібернетики НАНУ, 2008. — С. 7–10.
5. *Драган Я.П., Рожков В.А., Яворский И.Н.* Методы вероятностного анализа ритмики океанологических процессов. — Л.: Гидрометеоиздат, 1987. — 319 с.
6. *Методи* та нові технічні засоби вібродіагностики підшипникових вузлів та зубчастих передач / І.М. Яворський, О.П. Драбич, П.П. Драбич та ін. // Проблеми ресурсу та безпеки експлуатацій конструкцій, споруд і машин: Зб. наук. ст. — Київ: Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 52–56.
7. *Яворський І.М., Ісаєв І.Ю., Кравець І.Б.* Лінійна смугова фільтрація при дослідженні структури періодично нестаціонарних випадкових сигналів // Відбір і обробка інформації. — 2006. — Вип. 25. — С. 30–36.
8. *Яворський І.М., Ісаєв І.Ю., Кравець І.Б.* Виділення квадратурних складових періодично нестаціонарних випадкових процесів на основі перетворення Гілберта // Там же. — 2007. — Вип. 27. — С. 11–17.

ПРОЕКТ 2.3

Розробити технологію та апаратуру для діагностики методом електронної ширографії елементів тонкостінних конструкцій, виготовлених із застосуванням дугового точкового зварювання

УДК 621.791.019:658.562

РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЇ ТА АПАРАТУРИ ДЛЯ ДІАГНОСТИКИ МЕТОДОМ ЕЛЕКТРОННОЇ ШИРОГРАФІЇ ЕЛЕМЕНТІВ ТОНКОСТІННИХ КОНСТРУКЦІЙ, ВИГОТОВЛЕНИХ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ТОЧКОВОГО ЗВАРЮВАННЯ

Академік НАН України **Л.М. ЛОБАНОВ, В.А. ПІВТОРАК**, канд. фіз.-мат. наук, **В.В. САВИЦЬКИЙ**, канд. техн. наук, **І.В. КИЯНЕЦЬ, О.В. ТХОР**, інженери (Ін-т електрозварювання ім. Є.О.Патона НАН України)

Проведені експерименти, за результатами яких встановлена залежність величини відстані між екстремумами кривої зміни похідної в околі зварної точки від діаметра її ядра. Характер кривих зміни похідної в околі зварної точки під дією механічного навантаження, що отримані методом електронної ширографії, підтверджений математичним моделюванням. Виконані дослідження довели, що метод ширографії можна застосовувати для неруйнівного визначення діаметра ядра зварної точки в з'єднанні, яке виконане контактним точковим зварюванням.

Ключові слова: *неруйнівний контроль, дефектоскопія, деформація, електронна ширографія*

Останнє десятиліття характеризується інтенсивним розвитком неруйнівних методів контролю якості конструкцій, створюються нові та удосконалюються відомі методи, активно впроваджується комп'ютерна техніка, створено широку гаму приладів різноманітного цільового призначення. Новим методом, який інтенсивно розвивається, є електронна ширографія, яка із стадії лабораторних застосувань перейшла на етап практичного використання і зайняла надійне місце не тільки в дослідних лабораторіях, але і в ряді галузей промисловості [1, 2].

Суть методу ширографії полягає у наступному [3, 4]. Поверхня об'єкта дослідження частково або повністю освітлюється когерентним лазерним променем. Розсіяне дифузною поверхнею об'єкта світло, що створює спекл-структуру, проходить крізь зсувний елемент і фокусується у площині зображення CCD-камери. На матриці камери формується пара поперечно зсунутих зображень об'єкта. Ці два зображення інтерферують одне з одним, створюючи картину, яка вводиться до комп'ютерного блоку. Порівняння двох широграм, які були записані до та після незначного навантаження об'єкта, дає можливість отримати інтерферограму, яка характеризує деформацію поверхні об'єкта, обумовлену його навантаженням.

Електронна ширографія є ефективною для неруйнівного контролю якості, коли присутність дефекту в контрольованій ділянці об'єкта викликає аномальну деформацію поверхні об'єкта при його навантаженні (нагріванні, розтягуванні, стисканні тощо). Ця аномалія виявляється внаслідок локальної зміни картини інтерференційних смуг і характеризується кривою розподілу похідної $\partial w/\partial x$ або $\partial w/\partial y$ (w — переміщення із площини об'єкта по нормалі до контрольованої поверхні) уздовж обраних перерізів. При цьому екстремуми, які виникають в кривій зміни похідної, характеризують присутність дефектів на контрольованій ділянці. В залежності від оптичної схеми, що використовується під час експериментів, метод ширографії дозволяє окремо визначати як депланаційні деформації, так і площинні [5, 6].

В автомобіле-, машинобудуванні тощо при виготовленні тонкостінних конструкцій широко використовується точкове зварювання. Працездатність таких конструкцій залежить від якості зварних точок, які сприймають експлуатаційне, механічне та температурне навантаження. Безпека експлуатації та підвищення їх працездатності потребують розробки та впровадження високопродуктивних і достовірних методів неруйнівної діагностики конструкцій.

Важливим для забезпечення якісного зварного з'єднання є контроль розміру ядра зварної точки. Відомо, що при однакових параметрах точкового зварювання розмір ядра зварної точки може змінюватись, залишаючи практично без зміни відбиток електрода на поверхні листів, що зварюються. В зв'язку з цим актуальним є розробка неруйнівної методики контролю розміру ядра зварної точки.

© Л.М. ЛОБАНОВ, В.А. ПІВТОРАК, В.В. САВИЦЬКИЙ, І.В. КИЯНЕЦЬ, О.В. ТХОР, 2009

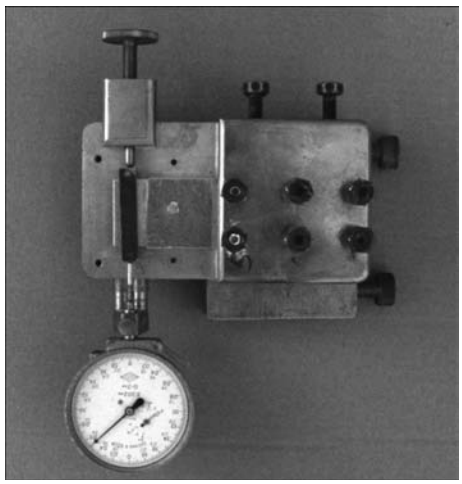


Рис. 1. Загальний вигляд навантажувального пристрою для визначення діаметра ядра зварної точки з використанням механічного навантаження

З метою вибору ефективного способу навантаження зварного точкового з'єднання були виконані експерименти з використанням теплового та механічного навантаження. Для виконання експериментів з тепловим навантаженням був виготовлений пристрій закріплення зварного зразка розмірами 125×37 мм, що виготовлений із сталі 14Г2 товщиною 1,2 мм, з затисненням його по контуру. Це дозволило обмежити його розширення при нагріванні та створити деформації в зоні зварної точки. В якості навантаження використовували обдув теплим повітрям за допомогою промислового фена, при цьому час обдуву складав від 20 до 30 с, а температура підігрітого повітря 60 °С.

Аналіз результатів проведених експериментів показав, що термічне навантаження може бути використане під час якісного контролю зварних точок. У випадку необхідності виконання кількісної оцінки діаметра ядра зварної точки використання термічного навантаження стає неефективним, оскільки важко досягти дозованого теплового вкладу з високою повторюваністю під час виконання експериментів на різних зразках в умовах оточуючого середовища, що можуть змінюватися. Тому в якості метода навантаження під час проведення експериментів з кількісної оцінки діаметра ядра зварної точки був обраний механічний спосіб.

Для проведення експериментів з використанням механічного способу навантаження було розроблено та виготовлено навантажувальний пристрій, що наведений на рис. 1. Пристрій являє собою корпус, що зібраний із двох пластин відповідної форми, в якому розміщені елементи кріплення зразка, вузол навантаження та вузол кріплення індикатора годинникового типу (точність вимірювання 0,001 мм).

В розробленому пристрої досліджуваний зразок фіксувався за допомогою жорсткого кріплення поперечної кромки, що дозволило отримати досить великі пружні переміщення елементів зварного з'єднання. Розроблений та створений пристрій для механічного навантаження дозволив виконати серію експериментів із навантаження зварних зразків з досить високою точністю та повторністю. Визначені величини навантаження залишалися в області пружного деформування поверхні навколо зварної точки для всіх величин діаметра ядра.

Методика кількісної оцінки діаметра ядра зварної точки полягає в наступному. Зразок являє собою дві металеві пластини розмірами 125× ×37 мм, які поєднані зварною точкою (рис. 2, а). Якщо поперечну кромку першої пластини жорстко закріпити (зона *А*), а навантаження прикласти на другу пластину (зона *Б*), тоді на першу пластину деформування передається тільки через ядро зварної точки. Якщо навантаження дозоване, тоді чим більше діаметр ядра, тим більшою буде область деформування поверхні першої пластини в околі зварної точки. Таким чином, отримавши методом ширографії графік зміни похідних $\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial y}\right)$ в околі зварної точки на першій пластині, можемо визначити залежність величини діаметра ядра зварної точки від кривої розподілу цих похідних уздовж вибраного перерізу.

Виконані дослідження дозволили визначити залежність параметрів деформування від величини діаметра ядра при певному навантаженні P. Результати експериментів показали, що розмір діаметра ядра зварної точки корелює з величиною відстані поміж двома екстремумами графіка зміни похідних $\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial y}\right)$ від компонент вектора переміщення (u, w) уздовж обраних напрямків x або y під час тестового навантаження зварного точкового з'єднання.

У випадку прикладення навантаження P до зони *Б* на зварну точку діє крутильний момент, який передається також на першу пластину. При цьому в околі точки превалює деформування пластини в площині XOY. Тому була обрана оптична схема експерименту (рис. 2, *б*), що дозволяє реєструвати площинні деформації уздовж вісі OY. Лазерне випромінювання освітлювало досліджувану ділянку зразка під кутом 60° від нормалі до поверхні зразка, а ширографічна камера розміщувалась уздовж нормалі до досліджуваної поверхні.

Дослідження проводили на зразках двох типів: зі сталі 08КП товщиною 1,0 мм (12 шт.) та сталі 14Г2 товщиною 1,2 мм (12 шт.). Початкове навантаження для всіх зразків було обране таким, аби контрольовані переміщення нижньої кромки складали 30 мкм, а величина робочого навантаження дозволяла отримати загальне переміщення 60 мкм. При таких величинах переміщень, у випадку діаметра ядра зварної точки 4 мм, значення початкового навантаження складало 20,4 Н, а робочого 40,8 Н. Загальний вигляд апаратури для визначення діаметра ядра зварної точки з використанням механічного способу навантаження наведений на рис. 3.

При фіксованому переміщенні нижньої кромки пластини *2* відстань поміж екстремумами графіку

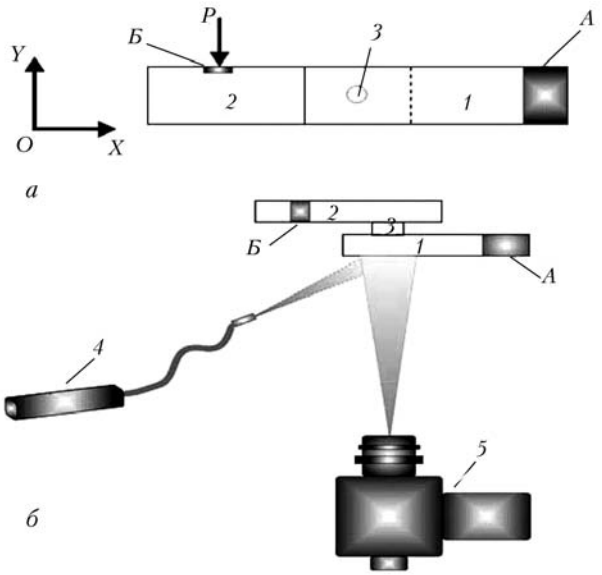


Рис. 2. Схема експерименту, який виконувався для кількісної оцінки діаметра ядра зварної точки: *а* — схема навантаження зразка; *б* — оптична схема експерименту; *1, 2* — відповідно передня та задня металева смуга; *3* — зварна точка; *4* — лазер із світловодом; *5* — ширографічний модуль (*А* — зона кріплення зразка; *Б* — зона прикладення навантаження *P*)

змін похідних $\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial y}\right)$ пластини *1* залежить від розміру ядра зварної точки: чим більший діаметр ядра, тим більша відстань поміж екстремумами. Результати, що отримані під час контролю зразків з використанням механічного навантаження, наведені на рис. 4.

Програмне забезпечення дозволяло отримувати трьохвимірну картину деформування поверхні в околі зварної точки на пластині *1*, а також будувати криву розподілу похідних $\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial y}\right)$ уздовж обраного напрямку (рис. 4). З наведених результатів можна бачити, що графік зміни похідних $\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial y}\right)$ має вигляд кривої з двома виразними екстремумами. Відстань поміж екстремумами є

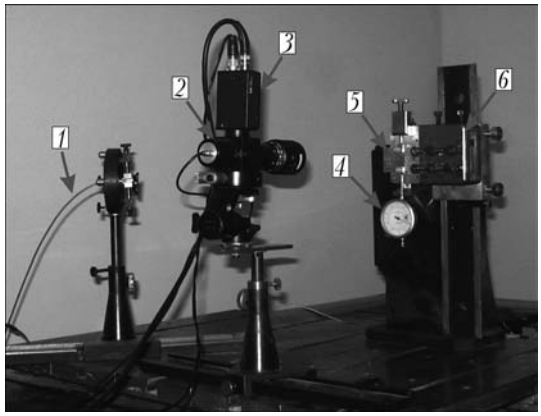


Рис. 3. Загальний вигляд апаратури для визначення діаметра ядра зварної точки з використанням механічного способу навантаження: *1* — світловод; *2* — широмодуль; *3* — CCD-камера; *4* — індикатор годинникового типу; *5* — досліджуваний зразок; *6* — навантажувальний пристрій

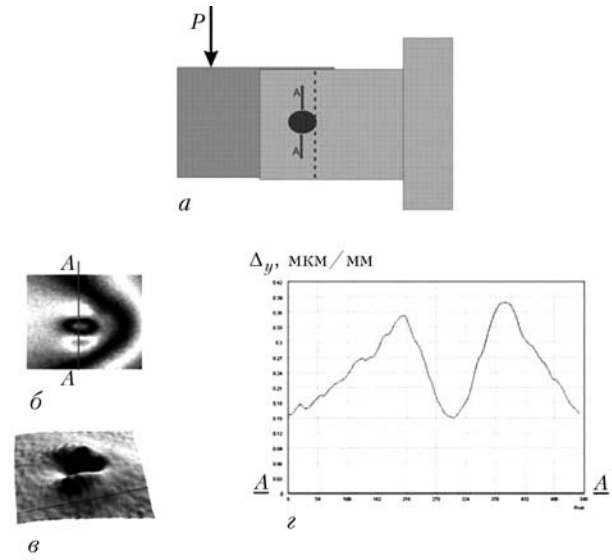


Рис. 4. Оцінка діаметра ядра зварної точки досліджуваного зразка із сталі 3 під дією механічного навантаження *P*: *а* — схема навантаження зразка з позначеною досліджуваною ділянкою; *б* — широграма досліджуваної ділянки зразка; *в* — трьохвимірна картина деформування поверхні; *г* — графік зміни похідної $\partial u/\partial y$ уздовж перерізу *А–А*

тією величиною, що характеризує розмір зварної точки, тобто діаметр ядра зварної точки.

Для визначення реальних розмірів ядра зварних точок зразки, що досліджуються, були зруйновані за допомогою скручування однієї пластини відносно іншої. На рис. 5 представлені фотографії зварних точок після руйнування. Чітко видно структуру зварної точки, ядро, зону термічного впливу, область вигорілого цинку та наявні раковини. Наведені фотографії зварних точок на зразках з різними величинами діаметрів ядра.

Для підтвердження правильності запропонованої методики та отриманих результатів було виконане математичне моделювання деформування досліджуваних зразків при їх механічному навантаженні. Оскільки для задачі чисельного моделювання потрібно було створити розбивку на елементи і області зварної точки, а після її вирішення обробити великий масив даних, для цього були розроблені та написані спеціальні програми, які дозволяють із необхідними параметрами проводити розбивку на елементи, задавати граничні умови, а також автоматизувати процес обробки результатів

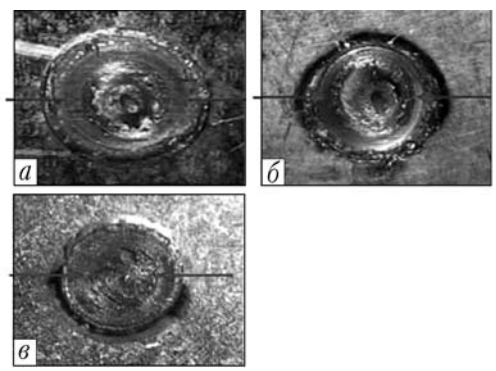


Рис. 5. Фотографії зварних точок після руйнування: *а, б* — відповідно зразки із сталі 3 товщиною 1, 2 мм; *в* — зразок із сталі 09Г2С товщиною 1 мм

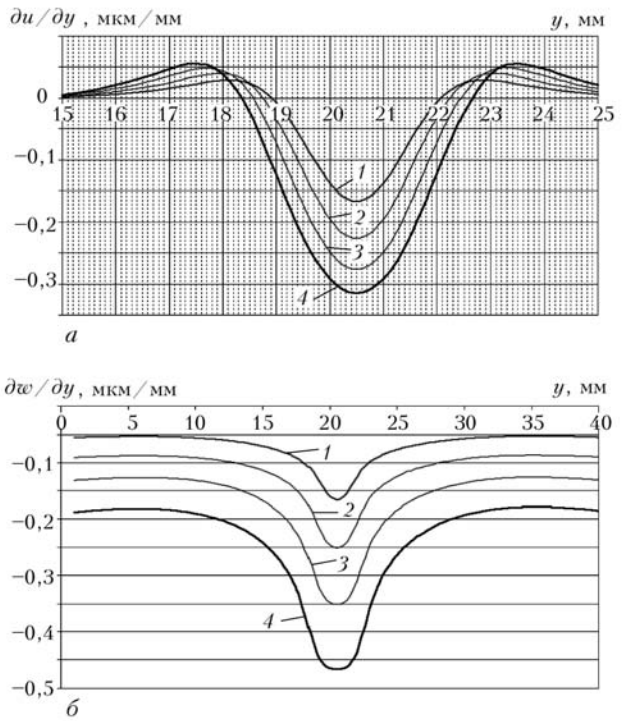


Рис. 6. Значення компонент $\partial u/\partial y$ (*а*) та $\partial w/\partial y$ (*б*) вздовж центрального перерізу пластини *1* (*1* — D = 2,5; *2* — 3,0; *3* — 3,5; *4* — 4,0 мм)

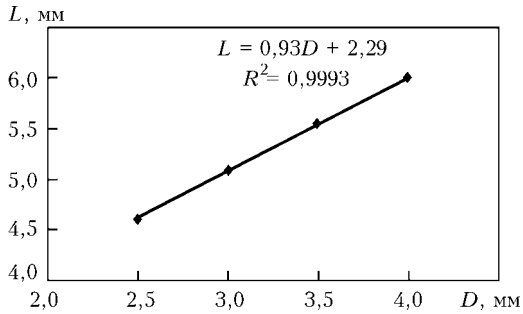


Рис. 7. Залежність відстані L між точками максимуму значень Δy від діаметра зварної точки D

обчислень. Після обрахунків отримано такі залежності компонентів переміщень u та w від координати y (рис. 6), на яких чітко проявляються два максимуми, що розташовані симетрично щодо центра точкового з'єднання, а відстань між максимумами прямо пропорційна діаметру точкового з'єднання (рис. 7).

Використовуючи розрахункові дані, можна обчислити значення різниці фаз Δ за формулою:

$$\Delta_y = \frac{2\pi}{\lambda}\left(C_1\frac{\partial u}{\partial y} + C_2\frac{\partial v}{\partial y} + C_3\frac{\partial w}{\partial y}\right)\delta y,$$

де λ — довжина хвилі лазерного випромінювання; C_1, C_2, C_3 — коефіцієнти, які визначаються геометрією оптичної схеми; ∂y — ширографічний зсув у напрямку вісі OY.

На основі отриманого графіку (рис. 8) можна стверджувати, що існує кореляція діаметра точкового з'єднання з відстанню між максимумами на кривій зміни похідної, що реєструється методом електронної ширографії.

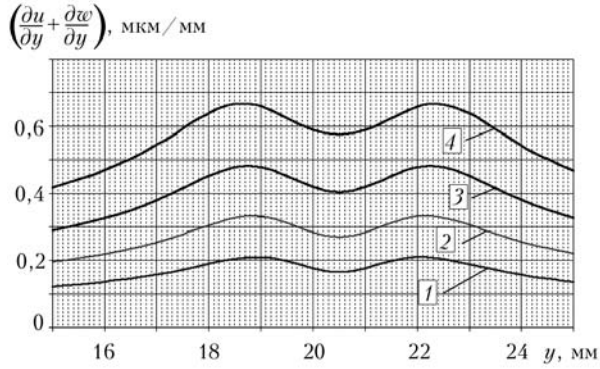


Рис. 8. Профіль деформування поверхні в околі точкового з'єднання уздовж центрального перерізу (*1* — D = 2,5; *2* — 3,0; *3* — 3,5; *4* — 4,0 мм)

Таким чином, виконані експериментальні дослідження, які спрямовані на визначення оптимального способу навантаження елементів конструкцій, виготовлених точковим зварюванням. Аналіз результатів проведених експериментів показав, що термічне навантаження може бути використане під час якісного контролю зварних точок. У випадку необхідності виконання кількісної оцінки діаметра ядра зварної точки використання термічного навантаження стає неефективним, оскільки важко досягти дозованого теплового вкладу з високою повторністю під час виконання експериментів на серії зразків в температурних умовах оточуючого середовища, що можуть змінюватись.

Розроблений та створений пристрій для механічного навантаження дозволив виконати серію експериментів із тестування зварних зразків з досить високою точністю та повторністю. Визначені величини навантаження залишалися в області пружного деформування поверхні навколо зварної точки для всіх величин діаметрів ядер. Аналіз даних, які отримані за допомогою математичного моделювання, показав, що використання кривої зміни похідних уздовж вибраного перерізу точкового з'єднання, отриманого за допомогою методу електронної ширографії, дозволяє однозначно визначити діаметр зварної точки.

1. *Коллрен Й., Крупка Р., Зиберт Т.* Применение ширографии для контроля деталей в аэрокосмической промышленности // В мире неразруш. контроля. — 2007. — № 2. — С. 28–31.
2. *Hung Y.Y., Ho H.P.* Shearography: an optical measurement technique and applications // Materials Sci. and Eng. — 2005. — R49. — P. 61–87.
3. *Методика*, технология и аппаратура ширографического неразрушающего контроля материалов и элементов конструкций / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, И.В. Киянец, Е.М. Олейник // Технич. диагностика и неразруш. контроль. — 2004. — № 3. — С. 29–33.
4. *Оперативный* контроль качества и определение остаточных напряжений в сварных конструкциях методами электронной ширографии и спекл-интерферометрии / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, Г.И. Ткачук и др. // Автомат. сварка. — 2005. — № 8. — С. 14–19.
5. *Неруйнівний* контроль якості конструкцій, виготовлених із металевих і композиційних матеріалів, методом електронної ширографії / Л.М. Лобанов, В.А. Півторак, П.Д. Кротенко, І.В. Киянець // Тр. 8-й Міжнар. симпозіума українських інженерів-механиків, 23–25 травня 2007р., м. Львів
6. *Диагностика* элементов и узлов конструкций с применением метода электронной ширографии / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, Е.М. Савицкая, И.В. Киянец // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2008. — № 4. — С. 7–13.

ПРОЕКТ 2.4.1

Розробка методу акустичної діагностики для прогнозування властивостей твердих сплавів

УДК 620.178.73:620.179.16:620.179.17

РОЗРОБКА МЕТОДИКИ ТА ДОСЛІДЖЕННЯ ІНФОРМАЦІЙНИХ ПОКАЗНИКІВ ПІД ЧАС АКУСТИЧНОГО КОНТРОЛЮ ВИРОБІВ З ТВЕРДИХ СПЛАВІВ

Л.М. ДЕВІН, д-р техн. наук, чл.-кор. НАН України **В.П. БОНДАРЕНКО**, **А.Г. НАЙДЕНКО,** канд. техн. наук, **Т.В. НІМЧЕНКО, О.А. ОСАДЧИЙ, О.Г. СУЛІМА**, інженери, **М.Є. СТАХНІВ, В.П. БОТВИНКО, М.М. ПРОКОПІВ,** кандидати техн. наук, **Л.М. МАРТИНОВА**, канд. хім. наук

(Ін-т надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України)

Представлено результати по розробці методик та засобів прогнозування працездатності виробів з твердих сплавів. Розроблена методика контролю міцності крихких матеріалів при їх динамічному навантаженні та досліджено інформаційні показники при динамічному руйнуванні твердосплавних зразків. Проведено аналіз дефектів твердих сплавів і встановлено найбільш поширені їх типи. Розроблено систему акустичного контролю відповідальних твердосплавних виробів, призначених для важких умов експлуатації виробництва Державного науково-виробничого підприємства «Алкон-твердосплав». Розроблено методику ультразвукового контролю великогабаритних зварних твердосплавних виробів, яка була випробувана при контролі твердосплавної зварної втулки зі сплаву з ВН20 Гр2 вузла тертя насосу атомної електростанції для виявлення дефектів типу «непровар». Для діагностики твердосплавних виробів в процесі їх експлуатації була розроблена мобільна автономна вимірювальна система на основі широкосмугового датчика акустичної емісії «ДИСМ». Приведено результати експериментальних досліджень по визначенню впливу зносу різців на сигнал акустичної емісії при точінні сталі ріжучими чотирьохгранними пластинами з твердого сплаву Т15К6 до та після термокомпресійної обробки.

Ключові слова: *твердий сплав, ультразвуковий контроль, акустична емісія, дефект, зварний шов*

Тверді сплави все ширше використовуються в сучасному машинобудуванні завдяки унікальному поєднанню таких властивостей, як високі твердість та міцність. Виробляють тверді сплави з тугоплавких карбідів вольфраму, титану або танталу методами порошкової металургії. З твердих сплавів виготовляють більшість різальних інструментів, відповідальні елементи вузлів тертя в сучасних силових агрегатах (насоси в атомних, нафто- та газоперекачувальних станціях). Вихід з ладу таких виробів може призвести до аварії з непередбаченими екологічними наслідками. Тому контролю якості виробів з твердих сплавів відводиться дуже важливе значення в технологічному процесі їх виробництва.

Найбільш поширеними методами контролю твердих сплавів є вимірювання міцності, твердості, густини та пористості [1, 2]. Ці методи потребують виготовлення спеціальних зразків — свідків, які руйнуються під час випробувань. Але для виробів порошкової металургії характерні і такі недоліки, як порушення суцільності та геометричних розмірів під час спікання, які неможливо визначити за допомогою зразків — свідків. Деякі з таких дефектів іноді можна виявити під час фінішної механічної обробки. Однак будь яка обробка твердих сплавів до кінцевої форми і розмірів (шліфування, точіння, фрезерування, свердлування, стругання, електроерозійна різка та прошивка отворів) досить трудомісткі та дорогі. Тому виявлення дефектів на ранніх стадіях технологічного процесу (до спікання або одразу після нього) є дуже актуальним. Це дозволить не витрачати дорогий алмазний інструмент та інші ресурси на обробку непридатного для подальшого використання виробу. Крім того, існує вірогідність того, що внутрішні дефекти не будуть виявлені під час механічної обробки, що може зробити твердосплавні вироби небезпечними для подальшого використання.

Для прогнозування працездатності виробів з твердих сплавів до початку експлуатації бажано мати інформацію про їх міцність та розсіяння показників міцності, за допомогою неруйнівних методів контролю виявити дефекти структури, які можуть привести до передчасного руйнування виробів, а також розробити систему моніторингу за станом виробів безпосередньо під час їх експлуатації, використовуючи сигнали акустичної емісії (АЕ).

© Л.М. ДЕВІН, В.П. БОНДАРЕНКО, А.Г. НАЙДЕНКО, Т.В. НІМЧЕНКО, О.А. ОСАДЧИЙ, О.Г. СУЛІМА, М.Є. СТАХНІВ, В.П. БОТВИНКО, М.М. ПРОКОПІВ, Л.М. МАРТИНОВА, 2009

Більшість виробів з твердих сплавів експлуатуються в умовах інтенсивних динамічних навантажень. Тому для більш достовірного прогнозування їх поведінки треба їх міцність визначати в умовах, максимально наближених до умов експлуатації, тобто при динамічному навантаженні (до 5–10 м/с). Як показали попередні дослідження, для вимірювання динамічної міцності установки повинні мати досить великий запас енергії, який неможливо отримати за рахунок вільного польоту бойка з висоти 1–3 м. Використання для прискорення бойка порохових або газових пушок небажано по причині їх небезпечності. Тому в роботі було прийняте рішення використати електромагнітні методи прискорення бойка на існуючій в Інституті надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля (ІНМ) установці на базі мірних стрижнів Гопкінсона-Кольского «Копер».

Для цього в рамках плану робіт завдання програми «Ресурс» в 2007 р. була виконана модернізація та комплексне налагодження установки контролю міцності крихких матеріалів при динамічному навантаженні та оснащення її електромагнітним прискорювачем. Розроблений електромагнітний прискорювач виявився дуже ефективним, простим в експлуатації і не створював шкідливих шумів.

Також була розроблена методика контролю міцності крихких матеріалів при динамічному навантаженні та проведені початкові дослідження інформаційних показників при динамічному руйнуванні зразків.

Розроблена методика може бути використана тільки за рахунок руйнування зразків, але це не завжди потрібно, оскільки деякі задачі діагностики виробів можна вирішити за допомогою методів неруйнівного контролю.

Наприклад, для виявлення внутрішніх дефектів в твердих сплавах застосовують неруйнівні методи акустичного та електромагнітного контролю [2, 3]. За допомогою електромагнітного контролю визначають коерцитивну силу. За допомогою акустичних методів контролюють наявність пор, тріщин та інших дефектів, вимірюють модуль пружності та демпфуючі властивості.

Дуже часто неможливо визначати дефекти в твердосплавних виробах на ранніх стадіях технологічного процесу. Такі дефекти як усадочні раковини, розшарування, ліквація по питомій вазі, неметалічні включення, газові пузирі, шліфувальні тріщини, вм'ятини частково можна визначити на окремих операціях технологічного процесу. Але в багатьох випадках необхідно контролювати дефекти всередині виробів після пресування та спікання. Аналіз таких дефектів показав, що найбільш поширеними та небезпечними є розшарування (перепресовка або недопресовка), внутрішні та поверхневі тріщини, пори та інші несуцільності. Також небезпечними є великі структурні неоднорідності всередині виробу (включення графіту, оксиду кремнію, скупчення особливо великих зерен та ін.). Для паяних та зварених виробів характерні несуцільності паяного з'єднання твердого сплаву зі сталевою державкою або зварного з'єднання капілярним зварюванням окремих твердосплавних виробів між собою. На практиці виявляються і такі дефекти, як ділянки з великим градієнтом напружень, включення η_1-фази острівної і мереживної форми, включення вільного вуглецю [1].

На рис. 1 показані характерні дефекти, виявлені на «Алкон-твердосплав» Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України. Найбільш часто зустрічаються окремі пори розміром до 200 мкм (рис. 1, *а*), включення графіту в композитах ВН20Гр2, ВН20Гр4 (рис. 1, *б*), непровари в місцях капілярного зварювання (рис. 1, *в*). В останньому випадку складність виявлення непроварів обумовлена тим, що виріб може мати кілька зварних швів, розташованих один під одним на відстанях від 10 до 150 мм.

Для своєчасного виявлення таких дефектів в рамках національної програми «Ресурс» в ІНМ НАН України була розроблена система акустичних методів контролю твердосплавних виробів, призначених для важких умов експлуатації.

Ультразвуковий контроль (УЗК) твердосплавних виробів проводили на дефектоскопі Einstein-II фірми «Modsonic» (рис. 2, *а*). В якості датчиків використовували серійні суміщені перетворювачі (рис. 2, *б*) з частотами 5 та 10 МГц (K5N і K10N MODSONIC), а також роздільно-суміщений перетворювач (рис. 2, *в*) з частотою 10 МГц (SEB 10F MODSONIC). Контролювали найбільш відповідальні елементи вузлів тертя, крупногабаритні ножі та пластини, матриці апаратів високого тиску, які були виготовлені на виробничому підприємстві Алкон-твердосплав. Також проводили контроль зварних з'єднань.

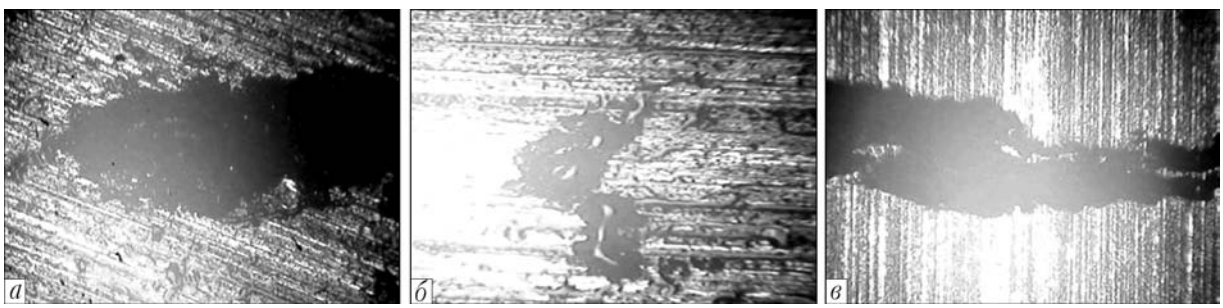


Рис. 1. Дефекти в середині зразка із сплаву ВК8 (×100): *а* — пори; *б* — включення графіту; *в* — непровари

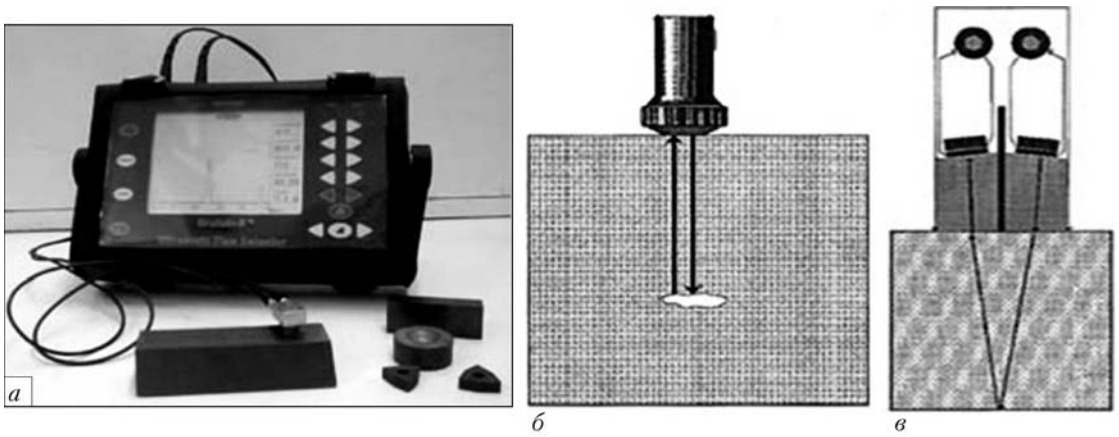


Рис. 2. Зовнішній вигляд дефектоскопу «Einstein-II» (*а*) та схема УЗ контролю: *б* — суміщені перетворювачі; *в* — роздільно-суміщені

Ультразвуковий контроль твердосплавних деталей. За допомогою УЗ перетворювача в об'єкт вводили короткий зондувальний імпульс та на осцилограмі фіксували відбитий імпульс. Попередні дослідження показали, що достовірність результатів контролю залежала від стану поверхні вводу зондувальних імпульсів. Тому зразки, що поступали для контролю, шліфували до отримання шорсткості поверхні не гірше Ra = 2,5 мкм.

Зразок осцилограми сигналу, що отримана при дослідженні виробу без дефектів, представлена на рис. 3, *а*. На ній показані зондувальний та відбитий імпульс. Відстань між початком зондувального та відбитого імпульсів показує товщину виробу, що контролюється.

На рис. 3, *б* приведена осцилограма сигналу, що відповідає дефекту «нахилена тріщина». Стверджувати про її наявність можна по відсутності на осцилограмі сигналу відбитого імпульсу, що вказує на наявність та великий розмір дефекту. Найбільш часто такі сигнали відповідали дефектам тріщина та підповерхневий дефект. На рис. 3, *в* представлений вигляд цього дефекту, отриманий при розрізі твердосплавного виробу в місці його локалізації, встановленому за допомогою УЗК.

При проведенні випробувань найбільш часто зустрічали дефекти типу «пористість». Осцилограми сигналів, що відповідають цьому дефекту, приведені на рис. 4, *а*.

Характерною особливістю, що дозволяє стверджувати про те, що дефект є порою — наявність на осцилограмі як зондувального, так і відбитого імпульсів, та імпульсу, відбитого від дефекту. Вигляд пористості на розрізі виробу у місці дефектів-пор приведено на рис. 4, *б*.

На рис. 5, *а* представлена осцилограма, що відповідає дефекту «розшарування». Характерною особливістю такого дефекту є декілька відбитих від дефекту імпульсів та складний вид відбитого сигналу. Така осцилограма також спостерігалась у разі наявності декількох пор, що знаходилися одна під одною. Ще одним характерним дефектом для твердосплавних виробів є підповерхневий дефект. Найчастіше це тріщина (рис. 5, *б*) або розшарування (рис. 5, *в*), що знаходиться близько до поверхні виробу.

Контроль зварних швів. Крім контролю цільних твердосплавних виробів проводили також контроль зварних швів. Для цього модернізували методику УЗК таким чином, що якісний шов як дефект не сприймався, а дефект типу «непровар» можна було виявити по осцилограмі дефектоскопу. Так, на осцилограмі рис. 6, *а* зображений сигнал, отриманий при контролі деталі з якісним зварним швом, а на осцилограмі рис. 6, *б* — сигнал, що свідчить про наявність дефекту в зварному шві.

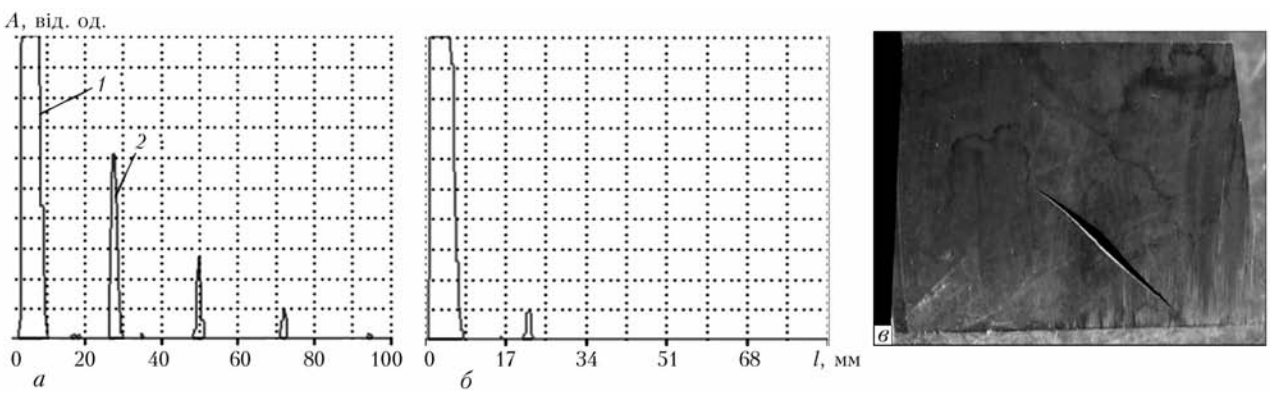


Рис. 3. Осцилограми сигналу, що отримані при дослідженні виробу без дефектів (*а*) (*1* — зондувальний імпульс; *2* — відбитий) та при наявності дефекту «нахилена тріщина» (*б*), а також розріз виробу в місці дефекту «нахилена тріщина» (*в*)

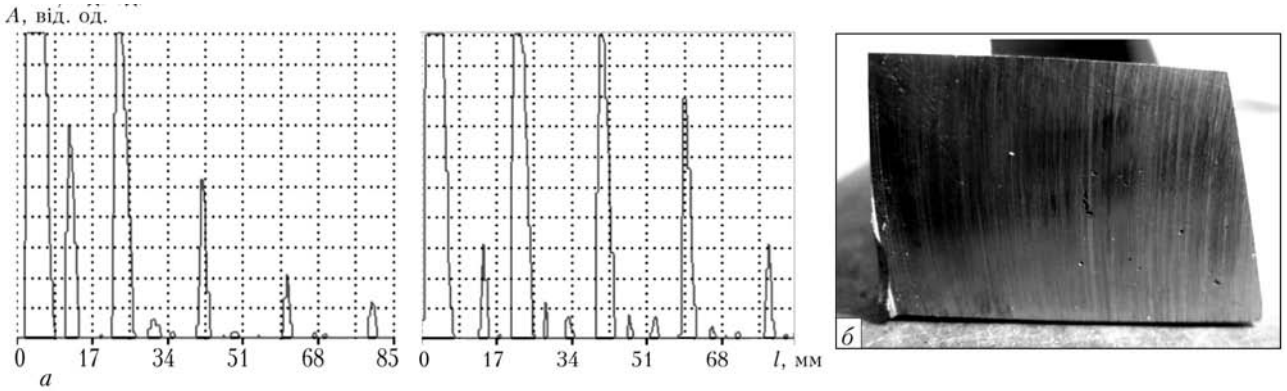


Рис. 4. Осцилограми, що відповідають дефекту «пористість» (*а*) та розріз виробу в місці дефекту «пористість» (*б*)

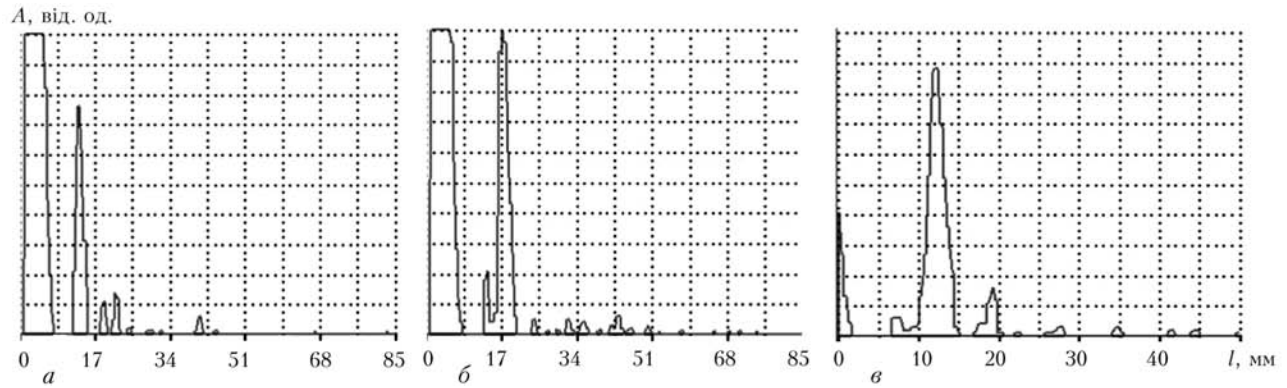


Рис. 5. Осцилограми, що відповідають дефекту розшарування (*а*), підповерхнева тріщина (*б*) та підповерхневе розшарування (*в*)

Дуже важливо проводити акустичний контроль великогабаритних зварних твердосплавних виробів. Вони є найбільш коштовні і в них поява дефектів найбільш вірогідна. На рис. 7, *а* показана осцилограма сигналу при контролі твердосплавної зварної втулки вузла тертя насосу атомної станції зі сплаву з ВН20 Гр2 без дефекту, а на рис. 7, *б* з дефектом зварного шва типу «непровар». Після спікання та зварювання такі дефекти візуально неможливо фіксувати. На рис. 7, *в* показано зовнішній вид дефекту «непровар» зварного шва твердосплавної втулки, який можливо було спостерігати на поверхні втулки тільки після її механічної обробки.

Впровадження розробленої методики УЗК дозволило спостерігати суцільність або своєчасно ви-

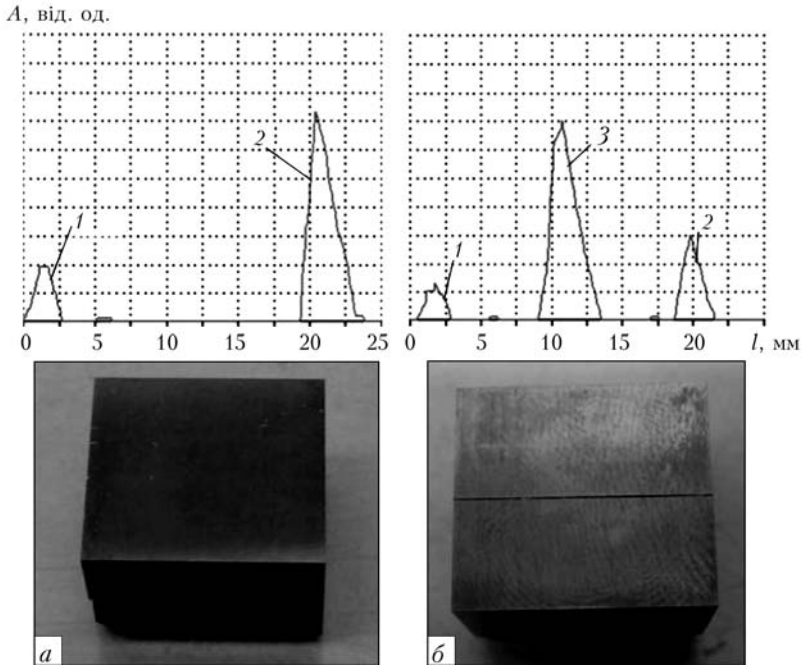


Рис. 6. Зовнішній вигляд деталей та осцилограми сигналу, отриманого при контролі деталі з якісним зварним швом (*а*) та сигналу, що свідчить про наявність дефекту в зварному шві (*б*): *1* — зондувальний імпульс; *2* — імпульс, відбитий від протилежної сторони виробу; *3* — імпульс, відбитий від дефекту у зварному шві

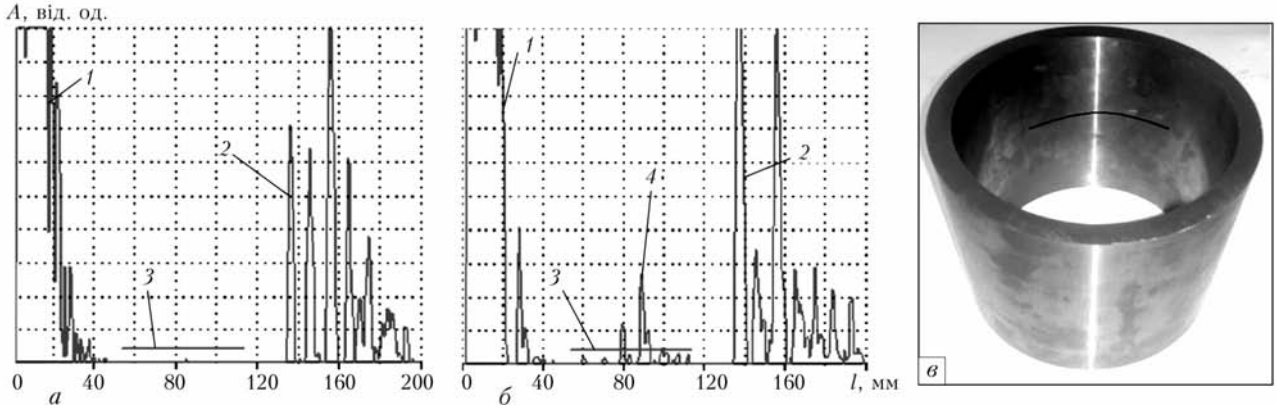


Рис. 7. Осцилограми сигналу при контролі зварної втулки вузла тертя насосу атомної станції без дефекта (*а*), з дефектом типу «непровар» (*б*) (*1* — зондувальний імпульс; *2* — відбитий імпульс; *3* — лінія стробу (рівень, вище якого відображається небезпечний рівень відбитого сигналу); *4* — сигнал від дефекту) та зовнішній вид дефекту «непровар» (*в*)

являти непровари та інші приховані дефекти. Якщо такі дефекти були виявлені, деталі з твердого сплаву повертались на переробку і після регенерації твердого сплаву по розробленій в «Алкон-твердосплав» технології знову спікались і проходили контроль. Така система контролю дозволила проводити 100 % атестацію великогабаритних виробів з твердого сплаву, призначених для важких умов експлуатації.

Визначення швидкості звуку. Метод ультразвукової дефектоскопії дозволив визначати швидкість звуку в виробах, що підлягали контролю. Це важливо для подальшого розрахунку модуля пружності матеріалу. Крім того, зміна швидкості звуку та модуля пружності може свідчити про появу небажаної в сплаві ВК8 η_1-фази. Для проведення досліджень були виготовлені 5 зразків із твердого сплаву ВК8 з різним вмістом η_1-фази. Розміри зразків 20×15×15 мм. Поверхні зразків шліфували до отримання шорсткості *Ra* 0,63 мкм. Кількість вуглецю в зразках становила, мас. %: 5,52; 5,31; 5,08; 4,92; 4,77. В табл. 1 наведені результати експериментів, які показали, що існує кореляція між швидкістю звуку та кількістю вуглецю в сплаві ВК8: чим менше вуглецю в сплаві, тим менша швидкість звуку.

Визначення демпфуючих властивостей. Демпфуючу властивість різних матеріалів необхідно враховувати при проектуванні багатьох деталей вузлів і механізмів, що працюють в складних вібраційних умовах, наряду з такими загальноприйнятими характеристиками, як межі міцності та плинності. При однакових інших умовах деталь з твердого сплаву із більшими демпфуючими властивостями буде більш надійною при значному вібраційному навантаженні і ударах, ніж деталь, що виготовлена з твердого сплаву із меншими демпфуючими властивостями [4, 5].

В даній роботі для проведення випробувань по визначенню демпфуючих характеристик регенерованого твердого сплаву марки ВК6, отриманого різними методами переробки, були виготовлені зразки (в кожній партії 10 штук), що мали форму штапиків розмірами 5×5×16 мм. Зразки були виготовлені з твердосплавних сумішей різних виробників: 1 — ДНВП «Алкон-твердосплав» (м. Київ), 2 — ООО «Технокор» (м. Харків), 3 — ООО «Карма» (м. Светловодськ), 4 — ОАО «КЗТС» (м. Кіровоград, Росія) та мали різну морфологічну структуру.

Для оцінки демпфіруючих властивостей твердих сплавів була розроблена вимірювальна установка на базі вимірювальної стійки приладу «Звук-107» [6].

Установка складалась із стійки «Звук-107», аналізатора спектру СК4-59, широкосмугового підсилювача УЗ-32, аналогово-цифрового перетворювача (АЦП) ADA 1406 і персонального комп'ютера (ПК).

Електричні синусоїдальні коливання створювали за допомогою генератора качаючої частоти та підсилювача потужності УЗ-32, які далі перетворювались в механічні. Збуджені в зразку коливання сприймалися п'єзоелектричним приймачем стійки «Звук-107», підсилювали і подавали на вхід аналізатора спектра СК4-59, де спостерігали резонансні криві. Подальшу обробку сигналу здійснювали за допомогою програмного пакету PowerGraph 3.3 Professional (рис. 8).

В якості оцінки демпфуючих властивостей матеріалу використовували значення добротності Q і логарифмічного декремента затухання коливань δ.

Якщо визначати частоту резонансу та ширину смуги резонансного максимуму B, вимірюючи її на висоті 70 % (точніше при $1/\sqrt{2} = 0{,}707$) від мак-

Таблиця 1. Результати дослідження зразків зі сплаву ВК8 з різним вмістом η_1-фази

№ зразка	Кількість вуглецю, мас. %	Швидкість звуку, м/с	Твердість *HRC*	Густина, г/см^3
1	5,52	6950	89,8	14,77
2	5,31	6880	90,7	15,00
3	5,08	6710	91,2	15,04
4	4,92	6610	90,6	14,93
5	4,77	6500	90,9	15,03

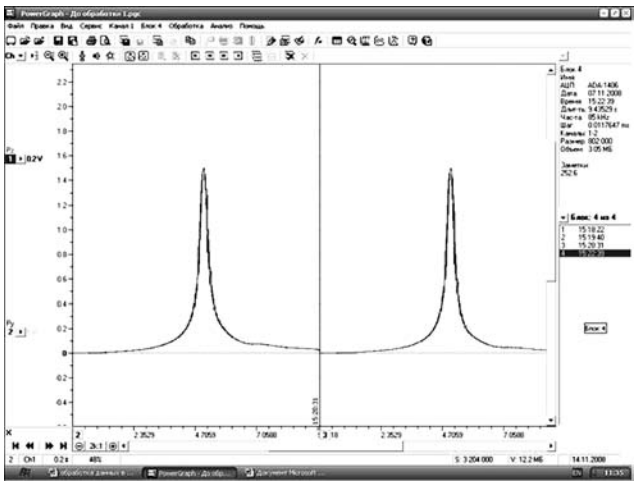


Рис. 8. Сигнал після обробки в PowerGraph

симального значення, то при не дуже сильному демпфуванні, тобто при значеннях добротності, що перевищують, наприклад, 10, ми отримуємо формулу для визначення добротності [3]:

$$Q = \frac{f_0}{B},$$

де $B = F_в - F_н$; f_0 — частота резонансу.

Тоді формула для визначення добротності буде мати вигляд:

$$Q = \frac{f_0}{F_в - F_н},$$

де $F_в$, $F_н$ — вірхнє та нижнє значення частоти резонансного піку, виміряне на висоті 0,7 від його амплітуди.

Логарифмічний декремент згасання коливань зв'язаний з добротністю залежністю:

$$Q = \frac{\pi}{\delta}.$$

Проведені дослідження показали, що демпфуючі характеристики твердого сплаву WC-6 % Co різних виробників мають відмінності, що обумовлені їх морфологічною структурою. Зразок, виготовлений в ДНВП «Алкон-твердосплав», мав більш високі демпфіруючі характеристики порівняно з іншими досліджуваними зразками.

Розробка акустико-емісійної апаратури для контролю твердосплавних виробів. Метод АЕ знаходить широке застосування в різноманітних галузях науки і техніки. Завдяки АЕ стало можливо проводити діагностику виробів з твердих сплавів в процесі їх експлуатації.

В ІНМ ім. В.М. Бакуля була розроблена мобільна автономна вимірювальна система з використанням сучасної елементної бази, до складу якої увійшли широкосмуговий датчик АЕ «ДИСМ» [7], підсилювач з детектором «DANA-1», АЦП ADA 1406 розрядністю 14 біт.

Для запису інформації та подальшої обробки сигналів АЕ використовували програмне забезпечення «PowerGraph», яке дозволило обирати необхідну кількість каналів, задіяних під час експерименту та встановлювати частоту опитування, а також аналізувати записану інформацію, формувати масиви з їх подальшим зберіганням, представляти результати аналізу в зручному для оператора вигляді, будувати спектри сигналів.

Таблиця 2. Демпфуючі характеристики зразків із сплаву ВК6

№	Добротність Q	Логарифмічний декремент затухання коливань $\delta \cdot 10$, %
1	998±8	3,19±0,02
2	1149±11	2,80±0,03
3	1196±15	2,71±0,06
4	2018±5	1,60±0,03

Згідно вимог до апаратури АЕ, амплітудно-детектуючий тракт повинен мати низький рівень шумів, високий вхідний опір та працювати в широкому частотному діапазоні. Для побудови тракту АЕ було використано операційні підсилювачі: AD 8055 фірми «Analog Devises» в підсилюючому та детектуючому каскадах, та підсилювач OPA 604 фірми «Burr-Brown» в якості повторювача напруги.

Розроблений підсилюючий каскад АЕ забезпечує коефіцієнт підсилення приблизно в 100 разів, в частотному діапазоні до 2МГц.

Для запису сигналу АЕ на ПК в діапазоні від 100 кГц до 2 МГц застосовували аналого-цифровий перетворювач (АЦП). Згідно теореми Котельникова [8], частота опитування АЦП повинна складати не менше 4 МГц. АЦП з такою частотою опитування дуже дорогі, а розміри файлів з даними експерименту про АЕ досягають сотні та навіть тисячі мегабайт. Тому для реєстрацій сигналу АЕ в зазначеному діапазоні застосовували амплітудний детектор і аналізували обвідну сигналу АЕ. Для мобільності системи використовували живлення +5 В від USB ноутбука.

Розроблена мобільна система аналізу сигналу АЕ показала високу чутливість (близько 100 мкВ) в широкому частотному діапазоні. З її використанням була проведена серія експериментів по визначенню впливу зносу різців на сигнал АЕ при точінні сталі ріжучими чотирьохгранними пластинами з твердого сплаву Т15К6 до та після термокомпресійної обробки.

На рис. 9 представлені спектри сигналів АЕ.

На основі проведених експериментів видно, що амплітуда спектрів та амплітудно-часова характеристика сигналів АЕ при різанні пластинами, що пройшли термокомпресійну обробку, суттєво залежали від зносу різця. Використання розробленої апаратури із застосуванням амплітудного детектора дозволило зафіксувати найменші зміни амплітуди при збільшенні зносу. Розроблена система та методика досліджень виявилися дуже ефективними та дозволили значно зменшити кількість вимірювальних

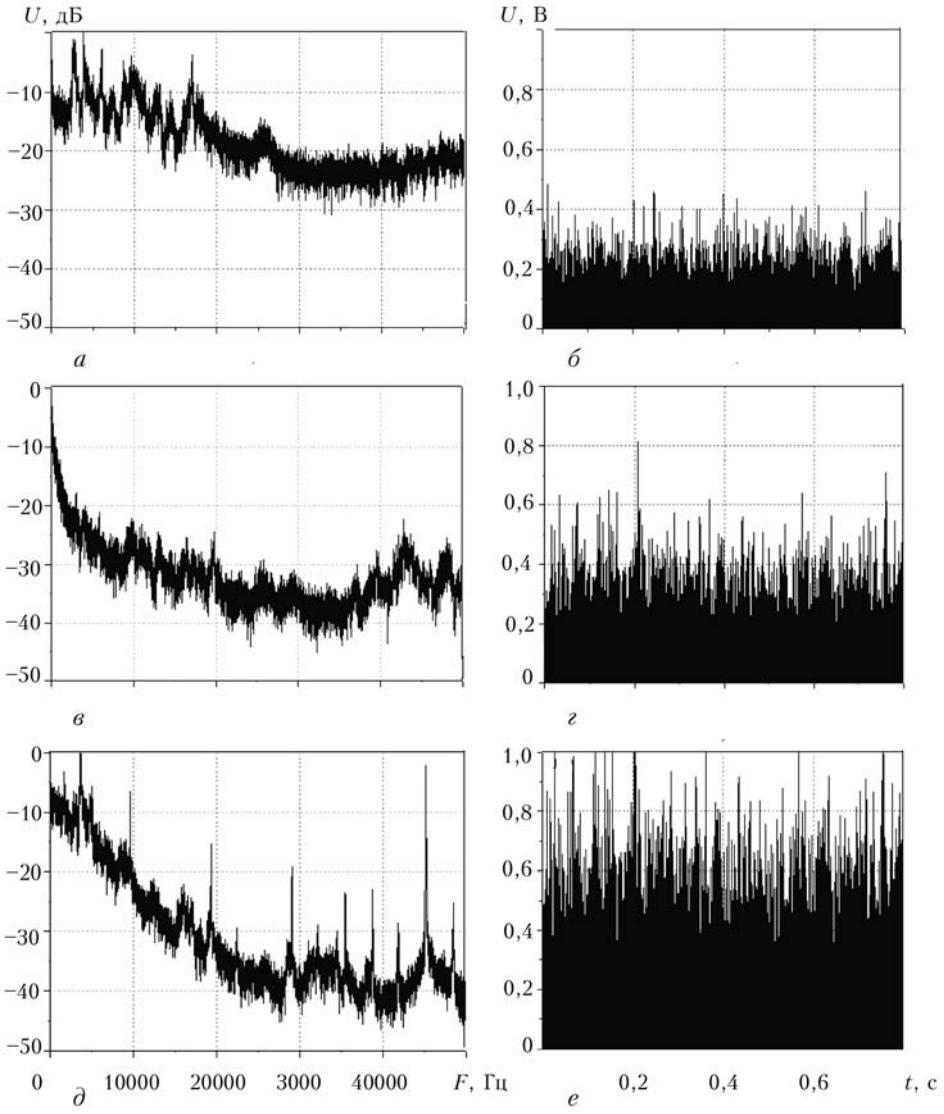


Рис. 9. Спектри сигналів АЕ при точінні пластинами після термокомпресійної обробки: *а* — початковий знос 0,1 мм; *в* — нормальний знос 0,3 мм; *д* — катастрофічний знос 0,4 мм та амплітудно-часова залежність сигналів АЕ при точінні пластинами після термокомпресійної обробки: *б* — початковий знос 0,1 мм; *г* — нормальний знос 0,3 мм; *е* — катастрофічний знос 0,4 мм

даних і час для прийняття вірного рішення відносно стану зносу різця під час точіння.

Таким чином, застосування акустичних методів для контролю виробів з твердих сплавів відповідальних елементів вузлів тертя в сучасних силових агрегатах є необхідною технологічною операцією. Такий контроль дозволяє визначати дефекти розміром від 0,3 мм, при цьому можливо визначити тип дефекту, розміри та глибину їх заляган-ня, визначити швидкість звуку в твердому сплаві та контролювати якість зварних швів. Крім того, контроль за допомогою ультразвукової дефектоскопії на ранніх стадіях технологічного процесу виробництва інших виробів з твердих сплавів дозволив знизити затрати на механічну обробку виробів з дефектами за рахунок їх своєчасного знятя з технологічного процесу.

1. *Третьяков В.И.* Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов. — 2-е изд. — М.: Металлургия, 1976. — 528 с.
2. *Сухорукий В.В.* Неразрушающий контроль: Уч.пособие. В 5 кн. — М.: Высш. шк., 1992–1995. — Кн. 2. Акустический контроль. — 250 с.
3. *Крауткрамер Й., Крауткрамер Г.* Ультразвуковой контроль материалов: Справ. изд. Пер. с нем. — М.: Металлургия, 1991. — 752 с.
4. *Фавстов Ю.К., Шульга Ю.Н., Рахштадт А.Г.* Металловедение высокодемпфирующих сплавов. — М.: Металлургия, 1980. — 272 с.
5. *Глаговский Б.А., Ройтштейн Г.Ш., Яшин В.А.* Контрольно-измерительные приборы и основы автоматизации производства абразивных инструментов: Учеб. пособие для машиностроительных техникумов. — Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1980. — 278 с.
6. *Исследование* демпфирующих свойств твердых сплавов WC-6 % Co, полученных из смеси порошков различных производителей / Л.Н. Девин, Л.М. Мартынова, Т.В. Нимченко, А.А. Осадчий // Материалы 8-го Междунар. научно-техн. семинара 26–28 февр. 2008г., г. Свалява, Карпаты. — С. 62–64.
7. *Пат. 23804 Україна, G01 N 29/04.* П'єзоелектричний перетворювач / Л.М. Девін, А.Г. Найденко, Т.В. Німченко. — Заявл. 12.01.2007. — Опубл. 11.06.2007; Бюл. № 8.
8. *Орнатский П.П.* Теоретические основы информационно-измерительной техники. — К.: Вища шк., 1976. — 432 с.

ПРОЕКТ 2.4.2

Розробка коерцитиметричної апаратури для неруйнівного контролю виробів з твердих сплавів

УДК 620.179.14

КОЕРЦИТИМЕТР ДЛЯ НЕРУЙНІВНОГО КОНТРОЛЮ ВИРОБІВ З ТВЕРДИХ СПЛАВІВ

В.Г. РИБАЧУК, канд. техн. наук (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Представлено результати розробки коерцитиметричної апаратури для неруйнівного контролю виробів із спечених твердих сплавів. На основі аналізу особливостей твердосплавних виробів запропоновано здійснювати їх імпульсне намагнічування від трифазної мережі змінного струму. В якості розмагнічуючої котушки використовується скомпенсована котушка з внутрішнім пазом, у якому розміщена котушка намагнічування. На основі цих технічних рішень розроблено коерцитиметр ВКС-968, який дозволяє вимірювати коерцитивну силу за намагніченістю твердосплавних виробів як у процесі їх виготовлення, так і під час експлуатації. Результати цих вимірювань є одним із джерел інформації про структурні властивості твердосплавних виробів тривалої експлуатації при комплексній оцінці їх працездатності та ресурсу.

Ключові слова: *неруйнівний контроль, коерцитивна сила, намагніченість, коерцитиметр, твердий сплав, ресурс*

Працездатність та робочий ресурс деталей і виробів із спечених твердих сплавів залежить від цілого комплексу їх механічних та структурних характеристик. Визначення цих характеристик можливе тільки у лабораторних умовах з використанням спеціального випробувального устаткування та приладів і вимагає певного часу. Здійснення 100%-го експрес-контролю твердосплавних виробів безпосередньо у виробничих умовах можливе тільки на основі застосування відповідного неруйнівного методу контролю. Оскільки тверді сплави мають виражені магнітні властивості і відносяться до групи магнітотвердих матеріалів, то для їх неруйнівного контролю найбільш доцільним є застосування одного з магнітних методів. Серед сукупності цих методів чільне місце займає метод контролю феромагнітних матеріалів на основі вимірювання коерцитивної сили (коерцитиметрія) [1–6].

Відповідно до теорії включень, при фіксованому складі кобальтової фази коерцитивна сила твердих сплавів визначається об'ємним вмістом кобальту та розміром зерна карбіду вольфрама [7, 8]. На значення коерцитивної сили впливають також хімічний склад вихідної суміші, технологія її отримання та умови спікання. Тому технологію виробництва твердосплавних виробів будують таким чином, щоб отримувати вироби з приблизно однаковими значеннями коерцитивної сили, які мають однакову структуру, та задані властивості матеріалу [8]. Саме наявність кореляційних зв'язків між коерцитивною силою і механічними властивостями твердих сплавів, а також параметрами режимів їх термообробки є методичною основою застосування коерцитиметрії до оцінки якості твердосплавних виробів, діагностики працездатності та прогнозування їх ресурсу. Практична реалізація такого підходу вимагає наявності відповідних засобів вимірювання коерцитивної сили твердосплавних виробів, які можуть забезпечувати достатню точність та продуктивність вимірювань.

Процес вимірювання коерцитивної сили зводиться до визначення напруженості розмагнічуючого поля при якому намагніченість твердосплавного об'єкта контролю, попередньо намагніченого до стану технічного насичення, приймає нульове значення. В коерцитиметричній апаратурі створення намагнічуючого та розмагнічуючого полів відбувається в блоці магнітних вимірювань (БМВ), у якому конструктивно об'єднані найважливіші функціональні вузли підсистем намагнічування та розмагнічування апаратури для вимірювання коерцитивної сили твердосплавних виробів. До складу БМВ входять котушки намагнічування та розмагнічування, ферозонд-градієнтометр, який виконує роль давача полярності намагніченості об'єкта контролю, транспортувальний пристрій для подачі об'єкта контролю на позицію вимірювань. Крім БМВ до складу коерцитиметра входить блок електронних перетворень (БЕП).

В основу конструкції БМВ покладено розмагнічуючу котушку скомпенсованого типу у вигляді соленоїда з внутрішнім пазом, відомого як котушка Монтгомері [9, 10]. Наявність у неї внутрішнього паза дозволяє розмістити у ньому котушку намагнічування, яка буде знаходитись безпосередньо біля контрольованого об'єкту. При цьому енергія поля намагнічуючої котушки максимально використовується для його намагнічення. Така суміщена конструкція намагнічуючо-розмагнічуючої системи має мінімальні габарити і масу при заданих вимогах до параметрів намагнічуючого та розмагнічуючого полів завдяки розміщенню пів-

© В.Г. РИБАЧУК, 2009

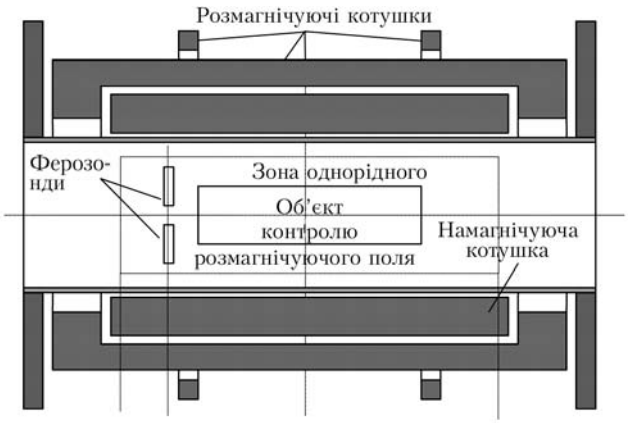


Рис. 1. Схема конструкції намагнічуючо-розмагнічуючої системи на основі котушки Монтгомері

елементів ферозонда-градієнтометра асиметрично відносно площини нейтрального перерізу котушки Монтгомері в одній із крайніх точок зони однорідного розмгнічуючого поля досягає максимально ефективного використання внутрішнього об'єму намагнічуючо-розмагнічуючої системи. На рис. 1 зображена схема конструкції суміщеної намагнічуючо-розмагнічуючої системи, яка застосована в розробленому БМВ.

Для досягнення достатньої для доведення об'єкта контролю до стану технічного насичення напруженості намагнічуючого поля (до 350–400 кА/м) у розроблюваному БМВ застосовано імпульсне намагнічування за рахунок використання енергії трифазної електричної мережі з нульовою шиною. Узагальнена функціональна електрична схема цієї системи показана на рис. 2. При її застосуванні намагнічування виробів або зразків матеріалів відбувається за рахунок почергового протікання через обмотку намагнічуючої котушки струмів від кожної з трьох фаз електричної мережі на нульову шину. Підключення намагнічуючої котушки до відповідних фаз електричної мережі відбувається за допомогою тиристорів $VS1$–$VS3$, роботою яких керує схема управління. Переключення з однієї фази на іншу відбувається в момент, коли наростаюча напруга наступної фази сягає значення спадаючої напруги попередньої фази. Намагнічуючі системи такого типу за ефективністю нічим не поступається традиційним пристроям з накопичувальними конденсаторами, але на відміну від останніх має суттєво менші масу та габарити. Намагнічування контрольованого об'єкту до стану технічного насичення відбувається за два півперіоди напруги кожної фази, тобто за (40±3) мс. Тиристор $VS4$ призначений для регулювання струму у обмотці котушки розмагнічування. Він керується відповідними сигналами, які надходять від БЕП.

Функціональна схема підсистеми намагнічування представлена на рис. 3. Обмотка котушки намагнічування через тиристорні ключі почергово підключається до кожної з фаз — A, B та C. Ключі відкриваються за допомогою запускаючих імпульсів, які формуються вузлом запуску. Для

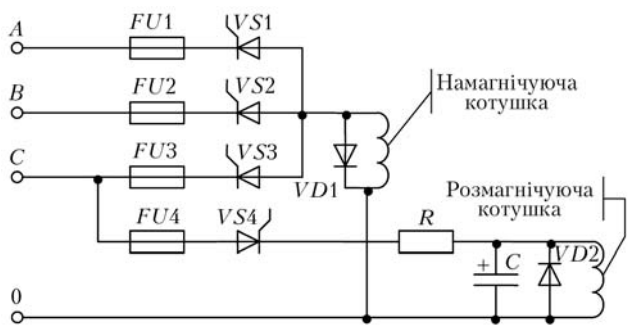


Рис. 2. Узагальнена функціональна схема намагнічуючо-розмагнічуючої системи з імпульсним намагнічуванням від трифазної електричної мережі

досягнення максимально ефективного використання інтервалу намагнічування його початок прив'язується до початку позитивного півперіоду фази A. Цю функцію виконує вузол синхронізації.

Конструктивно вузли синхронізації та запуску розміщені у БЕП на платі пристрою програмування, а тиристорні ключі та котушка намагнічування знаходяться у БМВ.

Після завершення процесу намагнічування магнітний стан об'єкта контролю характеризується залишковою намагніченістю. Для визначення коерцитивної сили об'єкт необхідно повністю розмагнітити. Для цього підсистема розмагнічування генерує плавно наростаюче за величиною однорідне магнітне поле. Необхідна ступінь однорідності розмагнічуючого поля у зоні контролю (область, де розміщений контрольований об'єкт) забезпечується відповідною конструкцією та параметрами котушки розмагнічування. Функціональна схема підсистеми розмагнічування показана на рис. 4.

Підсистема розмагнічування працює наступним чином. Напруга однієї із фаз трифазної мережі змінного струму через запобіжник FU та обмежувальний резистор $R_{обм}$ надходить на випрямляючий міст. Позитивні півхвилі випрямленої напруги поступають на анод тиристора VS. Для відкривання тиристора на його управляючий електрод подаються короткі запускаючі імпульси з вторинної обмотки запускаючого трансформатора $TV_{зап}$. Змінюючи момент відкривання тиристора у межах другої половини кожного півперіода випрямленої напруги регулюють струм у котушці розмагнічування (КР). Конденсатори $C1$–Cn разом із індуктивністю КР утворюють фільтр, який згладжує пульсації напруги. Діоди $D1$ та $D2$ є

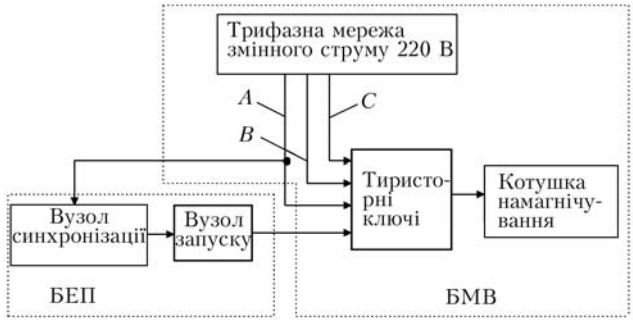


Рис. 3. Функціональна схема підсистеми намагнічування

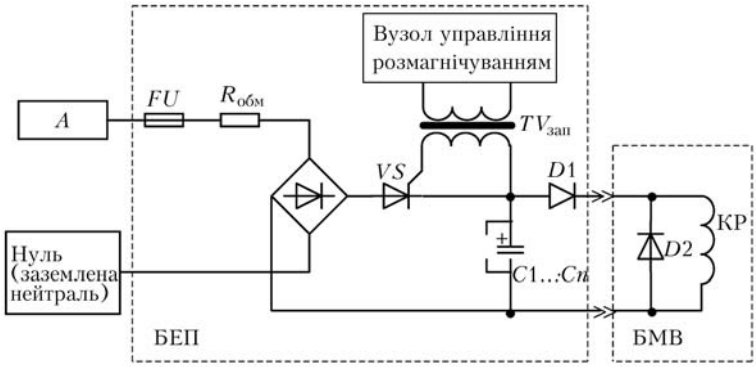


Рис. 4. Функціональна схема підсистеми розмагнічування

допоміжними елементами, які виконують захисні функції. Функція діода $D2$ (Д243А) полягає в обмеженні амплітуди наведеного імпульсу напруги. При цьому діод працює в режимі пробою подібно до стабілітрона. У свою чергу діод $D1$ (КД203Д) перешкоджає проникненню цього обмеженого за амплітудою імпульса у низьковольтну частину схеми. Використана схема із двома захисними діодами підвищує надійність функціонування підсистеми розмагнічування зокрема та усього приладу в цілому.

Резистор $R_{обм}$ обмежує струм у обмотці КР. Значення його опору розраховується виходячи із забезпечення необхідного максимального значення струму розмагнічування для заданого діапазону вимірюваних значень коерцитивної сили. Знаючи максимальне вимірюване значення коерцитивної сили $H_{cJ\ max}$ та параметри КР, можна визначити необхідне максимальне значення струму розмагнічування (при цьому виходять із необхідності створення розмагнічуючого поля дещо більшого $H_{cJ\ max}$). Вимірявши активний опір обмотки КР і знаючи напругу живлення (для розроблюваного приладу це 220 В), розраховують значення опору резистора $R_{обм}$.

Управління струмом у КР здійснюється наступним чином. При закритому тиристорі VS на його аноді діють імпульси у вигляді півхвиль випрямленої синусоїдальної напруги 220 В. Амплітуда цих імпульсів становить $\sqrt{2}\times 220$ = 311 В (рис. 5). Поки тиристор закритий, струм у КР відсутній і напруженість розмагнічуючого поля дорівнює нулю. При частоті електричної мережі 50 Гц тривалість півхвилі випрямленої напруги становить 10 мс. Перший запускаючий імпульс, який надходить на управляючий електрод тиристора VS, з'являється майже на прикінці першої півхвилі випрямленої напруги. Тиристор відкривається тому, що на його анод ще діє напруга позитивної полярності. Заштрихована частина півхвилі на рис. 5 є імпульсом напруги, який через відкритий тиристор поступає на анод діода $D1$, а далі — на КР. Під час другого півперіода випрямленої напруги вузол управління розмагнічуванням генерує запускаючий імпульс дещо раніше, під час третього півперіоду — ще раніше і т. д. В результаті напруга на конденсаторах $C1$–Cn плавно наростає, а відповідно наростають струм у КР та напруженість розмагнічуючого поля. Конденсатори $C1$–Cn відфільтровують змінну складову напруги, яка через відкритий тиристорний ключ VS надходить на КР. Для частоти змінної напруги 50 Гц тривалість півперіоду становить 10 мс, а тривалість половини півперіоду — 5 мс. Час відкриття тиристора змінюється $t_{відкр}$ від значення близького до нуля до 4 мс, тобто значення $t_{відкр\ max}$ трохи менше чверті періоду напруги живлення. При цьому відкриття тиристора буде гарантовано запускатися кожним черговим імпульсом.

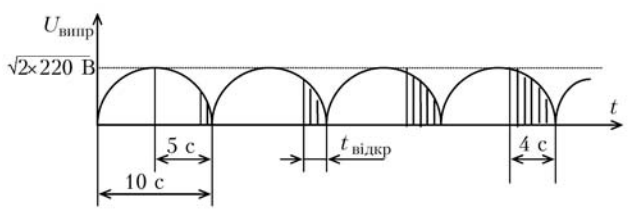


Рис 5. Принцип управління значенням струму в котушці розмагнічування

Конструктивно підсистема розмагнічування, як і розглянута вище підсистема намагнічування, розділена між БЕП та БМВ. До БМВ відносяться котушка розмагнічування і обмежуючий діод $D2$.

ББМ конструктивно об'єднує у собі наступні функціональні вузли коерцитиметра: котушку намагнічування та тиристорні ключі для формування імпульсів намагнічуючого струму розмагнічування разом із запускаючим трансформатором (відносяться до підсистеми намагнічування); КР і обмежуючий діод (відносяться до підсистеми розмагнічування); ферозондовий перетворювач (відноситься до вузла визначення полярності намагніченості об'єкта контролю); систему кріплення ферозондового перетворювача в середині циліндричної частини каркаса котушок у зоні однорідного розмагнічуючого поля; транспортуючий пристрій для подачі твердосплавного об'єкта контролю на позицію вимірювання та ряд допоміжних елементів (мікроперимикачі обмоток ферозондового перетворювача, електричні запобіжники, світодіодні індикатори наявності напруг фаз мережі змінного струму та деякі інші). БМВ за допомогою чотирьохжильного силового кабеля підключається до трифазної електричної мережі 220 В із

заземленою нейтралью, а за допомогою сигнального кабеля (32 жили) — до БЕП.

Основою конструкції БМВ є каркас котушок намагнічування і розмагнічування. На каркасі намотані обмотки котушок намагнічування та розмагнічування, до нього з боку кріпиться плата, де розміщені тиристорні ключі підсистеми намагнічування разом із запускаючим трансформатором, а також резистори, конденсатори і стабілітрони підсистеми індикації наявності напруги окремих фаз трифазної електричної мережі 220 В. У середині циліндричної частини каркасу котушок розміщена обойма для кріплення півелементів ферозондаградієнтометра та основа транспортувального пристрою. Вони жорстко скріплені між собою та кріпляться до передньої боковини каркасу котушок фіксуючою пластиною, а до задньої боковини — двома спеціальними кронштейнами.

БЕП об'єднує всі вузли коерцитиметра, які відповідають за управління процесом намагнічування контрольованого виробу або зразку до стану технічного насичення, процесом його наступного розмагнічення до стану нульової намагніченості, фіксацію момента досягнення об'єктом контролю вказаного стану, визначення напруженості розмагнічуючого поля у вказаний момент, індикацію виміряного значення коерцитивної сили у цифровій формі, а також деякі допоміжні вузли і елементи коерцитиметра.

Із складу підсистеми намагнічування коерцитиметра до блока електронних перетворень відносяться вузли синхронізації та запуску.

Із складу підсистеми розмагнічування до блоку БЕП входять всі основні вузли та елементи цієї підсистеми, крім КР і захисного діода, який підключений паралельно до її обмотки, а саме, вузол управління розмагнічуванням, запускаючий трансформатор, тиристорний ключ, випрямляючий міст, фільтруючі конденсатори, струмообмежувальний резистор, запобіжник.

Точність вимірювання напруженості розмагнічуючого поля, яка однозначно визначається струмом у обмотці КР, значною мірою визначає метрологічні характеристики коерцитиметра. В коерцитиметрі ВКС-968 застосоване безконтактне вимірювання струму розмагнічування із використанням магнітного модулятора. Функціональна схема підсистеми розмагнічування у цьому випадку має вигляд, представлений на рис. 6.

Магнітний модулятор (ММ) являє собою тороїдне кільце, через його вікно пропущено провідник, по якому протікає струм розмагнічування. Генераторні обмотки модулятора живляться від генератора збудження, а вимірювальна обмотка підключена до вузла вимірювання напруженості розмагнічуючого поля (ВВНРП). ММ та ВВНРП фактично утворюють спеціалізований магнітометр компенсаційного типу, який вимірює напруженість циркулярного магнітного поля струму розмагнічування. За її значенням визначається значення самого струму. Тому вихідна напруга ВВНРП у кожен момент часу пропорційна поточному значенню струму у обмотці КР. Підсистема розмагнічування коерцитиметра, до складу якої входить ММ, працює наступним чином. Після завершення етапу намагнічування об'єкта контролю до стану технічного насичення розпочинається етап його розмагнічування. Під час цього процесу неперервно вимірюється намагніченість об'єкта контролю та аналізується її полярність. В момент досягнення об'єктом контролю стану нульової намагніченості вузол визначення полярності намагніченості

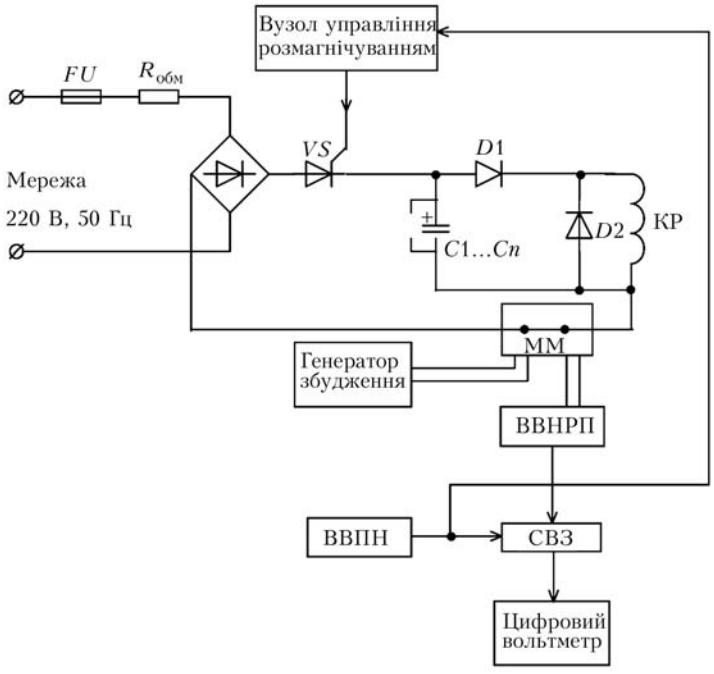


Рис. 6. Функціональна схема підсистеми розмагнічування коерцитиметра ВКС-968 із використанням ММ

(ВВПН) генерує сигнал, за командою якого вузол управління розмагнічуванням зупиняє подальше збільшення струму в обмотці КР, а схема вибірки-запам'ятовування (СВЗ) фіксує значення напруги на виході ВВНРП. Ця напруга, пропорційна коерцитивній силі, вимірюється цифровим вольметром і відображається на його індикаторі. В процесі калібрування коерцитиметра встановлюють таке значення коефіцієнта перетворення вольтметра, щоб його покази відповідали коерцитивній силі контрольних зразків.

Для захисту від сторонніх магнітних полів природнього та техногенного походження магнітний модулятор захищають спеціальним екраном із магнітом'якого матеріалу.

Використання у підсистемі розмагнічування в якості перетворювача струм–напруга ММ замість зразкового резистора дозволяє усунути похибку, обумовлену нестабільністю опору цього резистора. Одночасно ММ забезпечує гальванічну розв'язку електричного кола обмотки котушки розмагнічування, в якому діє висока напруга електричної мережі, та низьковольтного кола цифрового вольтметра. Завдяки застосуванню схеми вибірки-запам'ятовування відпадає потреба у тривалому підтриманні струму в обмотці КР під час відліку показів, що підвищує надійність функціонування коерцитиметра.

*А*1 — плата стабілізатора напруг, які живлять усі інші вузли блока.

*А*2 — плата генератора збудження, який генерує напруги частотою 10 та 20 кГц.

Перша використовується для живлення обмоток збудження ферозондового перетворювача та магнітного модулятора, а друга — для детектування сигналу другої гармоніки.

*А*3 — плата програмувального пристрою. Він запускається шляхом натискання кнопки «Пуск» і здійснює загальне керування процесом вимірювання коерцитивної сили шляхом синхронізації роботи всіх інших функціональних вузлів коерцитиметра.

*А*4 — плата ВВПН, який являє собою спеціалізований магнітометр, що реагує тільки на власне магнітне поле твердосплавного об'єкта контролю і є нечутливим до поля котушки розмагнічування. Це досягається за рахунок використання в якості первинного вимірювального перетворювача ферозонда-градієнтометра, що розміщений у зоні однорідного розмагнічуючого поля і магнітні вісі півелементів якого орієнтовані перпендикулярно до силових ліній цього поля. Якщо об'єкт контролю намагнічений, його поле діє на сердечники ферозонда-градієнтометра, що викликає появу другої гармоніки, амплітуда якої пропорційна намагніченості об'єкта.

*А*5 — плата вузла управління розмагнічуванням. Здійснює керування даним процесом. Процес розмагнічування розпочинається за командою програмувального пристрою після завершення намагнічування об'єкта контролю. Він починається з швидкого збільшення напруженості розмагнічуючого поля, причому ця напруженість збільшується з постійною швидкістю, тобто за законом dH/dt = const. Наростання струму в КР продовжується поки об'єкт контролю не досягне стану нульової намагніченості.

*А*6 — плата ВВНРП. Визначає значення напруженості цього поля у момент, коли вузол визначення полярності намагніченості фіксує стан нульової намагніченості об'єкта контролю. Особливості вимірювання коерцитивної сили за намагніченістю у відкритому магнітному колі дозволяють робити це за значенням струму в обмотці котушки розмагнічування [4].

*А*8 — плата аналого-цифрового перетворювача, що здійснює перетворення вихідної напруги ВВНРП у цифровий код, який безпосередньо керує індикаторами відлікового пристрою, що складається з трьох світодіодних індикаторів типу SA56-11YWA.

Блок електронних перетворень коерцитиметра (рис. 7) виконаний у стандартному корпусі промислового виготовлення, розміри якого становлять 450×362×150 мм. На його передній панелі встановлені вимикач напруги живлення $B_{кл}$, кнопка «Пуск» (для запуску процесу вимірювання коерцитивної сили), а також світодіодні індикатори наявності напруги живлення БЕП (оранжового кольору) та трьох фаз напруги блоку магнітних вимірювань (зеленого кольору). Роз'єми кабелів живлення та сигнального кабеля, який з'єднує блоки електронних перетворень і магнітних вимірювань, знаходяться, на задній панелі корпуса. Тут же розміщені корпуси плавких запобіжників на 1 і 10 А. Маса БЕП не перевищує 11 кг. Коерцитиметр ВКС-968 має наступні технічні характеристики:

Діапазон вимірювання коерцитивної сили, кА/м 2,0–40
Дискретність відліку, кА/м 0,1
Відносна похибка вимірювання, яка включає систематичну та випадкову складові становить, % ..... $\delta = \pm\left[4 + 0{,}4\left(\frac{H_{ск}}{H_c}\right)\right]$,



Рис. 7. БЕП коерцитиметра ВКС-968

(де $H_{ск}$ — верхнє значення діапазону вимірювань;
H_c — показ коерцитиметра)
Похибка визначення напруженості розмагнічуючого поля, % 1
Вимоги до об'єкта контролю:
матеріал — тверді спечені сплави вольфрамової, титановольфрамової і титано-тантало-вольфрамової груп відповідно до ГОСТ 3882 (ISO 513–75)
мінімальний вміст кобальту в об'єкті контролю, г 0,15
максимальна маса об'єкта контролю, г 200
максимальні розміри, мм ..... 50×30×20 або ∅ 35
висота 16
Живлення коерцитиметра здійснюється від мережі трифазного змінного струму 220 В, 50 Гц із заземленою нейтраллю
Середня потужність споживання коерцитиметра не перевищує 250 В·А, амплітудне значення струму в процесі намагнічування біля 25 А
Робочі умови експлуатації:
температура повітря в приміщенні, °С 10–35
відносна вологість повітря при температурі 25 °С, % ..... до 80
атмосферний тиск, кПа 84–107
час встановлення робочого режиму, хв ..... не більше за 5

1. *Приборы* для неразрушающего контроля материалов и изделий: Справ. / Под ред. В.В. Клюева. — М.: Машиностроение, 1986. — 352 с.
2. *Неразрушающий* контроль. В 5 кн. Кн. 3. Электромагнитный контроль: Практ. пособие / В.Г. Герасимов, А.Д. Покровский, В.В. Сухоруков; Под ред. В.В. Сухорукова. — М.: Высш. шк., 1992. — 312 с.
3. *Февралева Н.Е.* Магнитотвердые материалы и постоянные магниты. Определение характеристик: Справ. — Киев: Наук. думка, 1969. — 232 с.
4. *Назарчук З.Т., Рибачук В.Г., Учанін В.М.* Методи та засоби вимірювання коерцитивної сили в неруйнівному контролі // Матеріали Четвертої нац. наук.-техн. конф. і виставки «Неруйнівний контроль та технічна діагностика» (НКТД-2003), м. Київ, 19–23 трав. 2003 р. — Київ, 2003. — С. 177–182.
5. *Бида Г.В., Ничипурук А.П.* Коэрцитиметрия в неразрушающем контроле // Дефектоскопия. — 2000. — № 10. — С. 3–28.
6. *Безлюдько Г.Я.* Эксплуатационный контроль усталостного состояния и ресурса металлопродукции неразрушающим магнитным (коэрцитиметрическим) методом // Техн. диагностика и неразрушающий контроль. — 2003. — № 2. — С. 20–26.
7. *Третьяков В.И.* Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов. — М.: Металлургия, 1976. — 528 с.
8. *Лошак М.Г., Александрова Л.И.* Использование коэрцитиметров для контроля производства твердых сплавов и металлоалмазных композиций // Вест. СевГТУ. Механика, энергетика, экология. — Севастополь: СевГТУ, 2000. — Вып. 25. — С. 116–123.
9. *Монтгомери Д.* Получение сильных магнитных полей с помощью соленоидов. — М.: Мир, 1971. — 360 с.
10. *Средства* измерений параметров магнитного поля / Ю.В. Афанасьев, Н.В. Студенцов, В.Н. Хорев и др. — Л.: Энергия, 1979. — 320 с.

ПРОЕКТ 2.5

Моніторинг деформацій та визначення безпечного ресурсу крупногабаритних об'єктів тривалої експлуатації на основі високоточного компактного інформаційно-вимірювального комплексу

УДК 681.2.082:531715.1

ЗАСОБИ НЕПЕРЕРВНОГО МОНІТОРИНГУ ДЕФОРМАЦІЙ КРУПНОГАБАРИТНИХ ОБ'ЄКТІВ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

Б.Г. МИЦИК, д-р фіз.-мат. наук, **Л.І. МУРАВСЬКИЙ**, д-р техн. наук, **Н.М. ДЕМ'ЯНИШИН**, канд. фіз.-мат. наук (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України), **Ю.М. КАРПЛЮК**, заст. нач. цеху (Добротвірська ТЕС)

Розроблено методику виготовлення елементів «ємність–кераміка–метал», на базі якої створено компактні деформометри дистанційної дії класу точності 0,01 для діапазонів переміщень від 0–0,1 до 0–5,0 мм. Пропоновані деформометри за точністю і температурною стабільністю більш як на порядок переважають кращі світові аналоги.

Ключові слова: *деформометр, стабільність, ємність, дистанційна дія, похибка, цифрова спекл-кореляція, переміщення*

Сучасні методи оцінки експлуатаційного ресурсу об'єктів тривалої експлуатації на основі моніторингу деформацій цих об'єктів вимагають створення засобів вимірювання з підвищеною точністю. До таких об'єктів слід віднести корпуси морських суден; турбогенератори ТЕС; крупногабаритні промислові будівельні конструкції; геофізичні станції; гідротехнічні споруди та ін.

Існуючі засоби вимірювання деформації мають надто низьку точність. Так, типові похибки плівкових вимірювачів деформації, так званих тензометрів, складають близько 3 %. Крім того, ці похибки зростають при тривалій дії експлуатаційних фікторів, що обмежує застосування таких вимірювачів для вирішення промислових задач. Високою точністю характеризуються лазерні інтерферометричні деформометри [1, 2] (близько 0,1 % діапазону вимірювання), однак неконтрольвані похибки довгочасової експлуатації та температурна і вібраційна нестабільність роблять такі деформометри також непридатними для довгочасового моніторингу народно-господарських об'єктів. Кращі світові аналоги деформометрів, придатних для такого моніторингу (наприклад, вимірювачі поздовжньої деформації УПТ-1, ДДИ, ДДН; Росія), мають надто низьку точність (основна похибка 0,5–1,0 %) при ціні близько $3000.

Пропоновані в роботі особливо точні ємнісні деформометри дистанційної дії характеризуються похибкою 0,01 % в діапазонах вимірювання від 0–0,1 до 0–5 мм, мають високу температурну і часову стабільність, і саме вони можуть бути базою для створення ефективної методики оцінки ресурсу безпечного функціонування дорогих об'єктів тривалої експлуатації. Новий якісний результат деформаційного моніторингу можна отримати також за допомогою цифрового спекл-корелятора (ЦСК), оскільки ЦСК-деформометри дозволяють визначати поверхневі переміщення вибраних ділянок об'єкта з абсолютними похибками порядку десятків нанометрів і будувати відповідні поля деформацій. Об'єктивна оцінка ресурсу безпечної експлуатації важливих народно-господарських об'єктів на основі еволюції їх одномірних і поверхневих деформацій, в тому числі передбачення їх руйнування при дії на них несприятливих експлуатаційних і природних факторів, має важливе економічне і соціальне значення.

Деформометри високого класу точності: оптичний і ємнісний. Принцип побудови оптичного деформометра є таким, як і вимірювача тиску класу точності 0,01, описаного в роботі [3]. Тиск деформує мембрану первинного перетворювача, шторка якої перекриває однорідний світловий пучок. Пріоритетна схема автокалібрування фотоелектричного каналу, який сформований оптоелектронною парою світлодіод–фотоприймач, зводить температурну похибку оптопари практично до нуля. Розробка деформометра звелась до заміни жорсткої мембрани на м'яку, сильфоноподібну і приєднання до неї штока, який передає переміщення об'єкта. При високих технічних характеристиках первинні перетворювачі (ПП) такого типу деформометрів мають два суттєві недоліки: по перше, механічне збурення об'єкта і первинного перетворювача, що погіршує такі метрологічні показники як точність і додаткова температурна похибка; по друге, малий діапазон переміщень (±0,5 мм). Другий аргумент є вирішальним, оскільки більшість відомих задач точного вимірювання переміщень передбачають роботу в діапазонах від 0–1 до 0–5 мм.

© Б.Г. МИЦИК, Л.І. МУРАВСЬКИЙ, Н.М. ДЕМ'ЯНИШИН, Ю.М. КАРПЛЮК, 2009

Ці задачі можуть успішно вирішуватись при використанні пропонованих ємнісних деформометрів дистанційної дії. Їх робота базується на тому, що при наближенні металу чи діелектрика до неекранованої ємності C_x, створеної двома провідниками чи металевими пластинами, C_x змінює (зменшує) свою величину. Цей принцип використаний в роботах [4, 5] при створенні пристроїв сигналізації, а в [6, 7] — при створенні деформометрів. Однак в цих роботах не йдеться про високий клас точності, описуються лише технічні рішення вимірювачів переміщення. Заслуговує на увагу серійний прилад безконтактного вимірювання переміщень в діапазонах від 0–0,2 до 0–5 мм (тип VT5200/5700, фірма «ONO SOKKI», Японія). Але низький клас точності приладу (0,25) та велика температурна похибка (0,5 % на 10°) обмежують його застосування для вирішення задач точного моніторингу деформацій крупногабаритних об'єктів тривалої експлуатації.

Мета даної роботи — створити ємнісні особливо точні деформометри дистанційної дії на діапазони переміщень від 0–0,1 до 0–5 мм з наступними основними характеритиками: основна похибка 0,01 %; роздільна здатність (шкала приладу) 0,001 % (10^5); додаткова температурна похибка близько 0,02 % на 100°; діапазон робочих температур від –30 до +200 °С; ефекти старіння в межах 0,01 % відсутні.

Вибір матеріалів для первинних перетворювачів (ПП). При виготовленні ПП ємнісних деформометрів використані вузли титан–кераміка (рис. 1). Титан і титанові сплави мають коефіцієнт термічного розширення $\alpha = 8–9\cdot10^{-6}$ 1/град [8], співмірний з коефіцієнтом α глиноземної кераміки 22ХС. Тому вплив температури на жорсткі вузли титан–кераміка зумовлює відносно невеликі напруження на межі взаємодії двох таких матеріалів. З'єднання вказаних матеріалів здійснено за допомогою склокристалічного матеріалу, спеціально розробленого для виготовлення вузлів титан–кераміка [9]. Такий матеріал має коефіцієнт α, співмірний з титаном і керамікою, а також невелику текучість при дії механічних напружень, зумовлених впливом температури на вузол титан–склокомпозит–кераміка. Тому вказані напруження мінімізуються і не призводять до таких негативних ефектів, як велика температурна похибка дрейфу, похибка гістерезису термоциклу, похибка старіння, в тому числі під час дії десятків термоциклів в експлуатаційному діапазоні зміни температури T (в місцях кріплення первинних перстворювачів на Добротвірській ТЕС, на якій заплановано натурні випробовування деформометрів, зміна температури відбувається в діапазоні 10–80 °С). Крім того, розроблений склокристалічний матеріал [9] має високу адгезію як до вибраного титанового сплаву, так і до кераміки 22ХС, що забезпечує високу механічну надійність виготовлених вузлів.

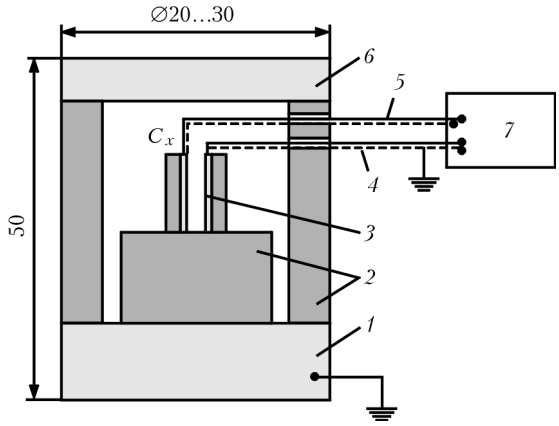


Рис. 1. Схема ПП ємнісного дистанційного деформометра: *1* — титанова основа, зв'язана з екраном вимірювача C_x; *2* — керамічні циліндри; *3* — впалені електроди зі срібної пасти; *4* — екран блока електроніки (БЕ); *5* — екрановані провідники; *6* — захисна титанова пластина; *7* — БЕ

Вибрана кераміка має наступні важливі характеристики [10]: малу вагу (густина $\rho = 3,6$ г/см^3), високу механічну міцність на стиск і розтяг ($\sigma_с$ = = 2500 МПа, $\sigma_в$ = 1900 МПа; за цими параметрами кераміка 22ХС переважає більшість марок високоякісних сталей і титанових сплавів [8]), високу міцність на згин ($\sigma_и$ = 300 МПа), великий питомий опір (10^{13}–10^{16} Ом·см). Останній параметр має особливо важливе значення, оскільки саме провідність керамічних елементів ПП, а особливо температурна залежність провідності є причиною неконтрольованої нестабільності вихідного сигналу ємність–напруга, в тому числі причиною неповторюваності характеру температурної залежності робочої характеристики ПП. Така неповторюваність виключає можливість точної компенсації температурних похибок ПП на основі сигналу термодавача. Зовнішній вигляд керамічних і титанових деталей для перевинних перетворювачів деформометра приведено на рис. 2.

Основні технологічні операції, використані для створення ПП ємнісних деформометрів, зводяться до наступного: пресування деталей із глиноземного (корундового) матеріалу; обпалювання (близько 1450–1600 °С) і спікання (близько 1800 °С) деталей; шліфування, полірування, глазурування керамічних циліндрів і пластин; нанесення електродів із високотемпературної (750 °С) срібної пасти; виготовлення склокристалічного матеріалу



Рис. 2. Зовнішній вигляд основних деталей корпусів ПП (діаметр керамічних циліндрів 30 мм)

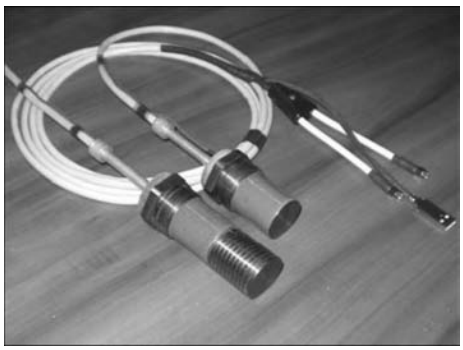


Рис. 3. Зовнішній вигляд ПП

для з'єднання вузлів кераміка–титановий сплав; розробка температурно-часових режимів для з'єднання вузлів кераміка–титан. Зовнішній вигляд ПП ємнісних деформометрів наведено на рис. 3.

Характеристика власної ємності деформометра. Важливе значення має вибір кераміки для створення власної ємності ПП. Головною вимогою до такої кераміки є висока температурна стабільність діелектричної проникності ε і, відповідно, стабільність ємності C_x конденсатора, створеного на керамічній пластині. В таблиці подані значення ємності двох ідентичних пластин, виготовлених із глиноземної кераміки «Полікор», при різних температурах. Відносна температурна зміна ємності розрахована як $\beta = \delta C_x(T)/C_x(T_0)$, де T_0 — кімнатна температура. Можна відзначити наступне: температурна залежність C_x незначна і не перевищує величини β = 1,25 % на 100°; нелінійність залежності $C_x(T)$ (рис. 4) складає $\beta_н$ = 4 % величини температурної зміни C_x, тому компенсаційним методом на основі сигналу термодавача можна зменшити температурну похибку β в N = = 100 %:4 % = 25 разів (де 100 % — повна зміна C_x від температури, а 4 % — величина нелінійності C_x від T, рис. 4) і звести температурний дрейф вихідного сигналу до величини близько 0,05 % на 100°. Такий результат є відмінною характеристикою кераміки «Полікор» і тому дозволяє використовувати її для створення власної ємності деформометра. Крім того, вказана кераміка має малі діелектричні втрати ($tg\delta \le 1\cdot10^{-5}$ в межах точності використаного вимірювального приладу).

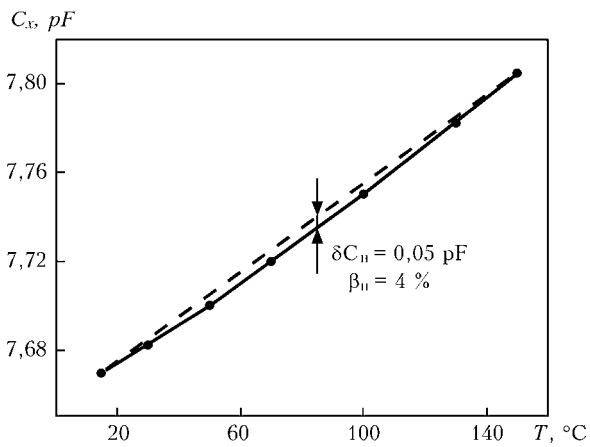


Рис. 4. Температурна залежність ємності полікорової пластини № 2

Більше того, до температур близько 100 °С величина tgδ не змінюється (див. таблицю). Така стабільність діелектричних втрат забезпечує повторюваність характеру T-залежності вихідного сигналу деформометра, відсутність температурного гістерезису для температур до 100 °С, що дозволяє з високою точністю компенсувати похибки температурного дрейфу вихідного сигналу до вказаної вище величини (близько 0,05 % на 100° зміни T). На високу діелектричну якість кераміки «Полікор» вказує також те, що температурні характеристики C_x і tgδ для двох довільно вибраних пластин із партії близько 30 штук є практично тотожними (див. таблицю). Що стосується кераміки 22ХС, то її відповідні характеристики дещо поступаються кераміці «Полікор», тож перевагу при створенні власної ємності ПП деформометра слід віддати останній.

На основі даних таблиці можна розрахувати температурний коефіцієнт зміни діелектричної проникності вибраної кераміки. Для цього визначимо зміну C_x за рахунок термічного розширення керамічної пластини, скориставшись очевидним співвідношенням для температурної зміни ємності плоского конденсатора

$$\delta C_x = C_x(T) - C_x(T_0) = \frac{\varepsilon\varepsilon_0 S_0 \alpha \Delta T}{d_0}, \qquad (1)$$

де S_0 і d_0 — відповідно площа і товщина керамічної пластини при кімнатній температурі T_0; ε_0 — електрична стала; α — коефіцієнт термічного розширення; ΔT — зміна температури.

Із (1) і виразу $C_x(T_0) = \varepsilon\varepsilon_0 S_0/d_0$ знаходимо відносну зміну ємності, зумовлену температурною зміною розмірів пластини $\beta_р = \delta C_x/C_x(T_0) = \alpha\Delta T$. Оцінку $\beta_р$ проведемо, виходячи із наступних вихідних даних: ΔT = 100°, $\alpha = 7{,}5\cdot10^{-6}$ град$^{-1}$ [10]. Отримаємо: $\beta_р$ = 0,075 % на 100°. Це мізерна величина зміни C_x. Все інше зумовлене T-залежністю діелектричної проникності ε. Віднявши від ε величину $\beta_р$, отримаємо величину відносної температурної зміни C_x за рахунок T-залежності ε: β_ε = = 1,25 % − 0,075 % ≈ 1,18 % на 100° зміни T.

Відзначимо, що при T >> 100 °С швидкість зміни ε і C_x при зміні T набагато збільшується, суттєво проявляються нелінійні ефекти як щодо C_x, так і щодо діелектричних втрат (див. таблицю). Тому отримати ємнісний ПП з хорошими

Ємність, її відносна температурна зміна та діелектричні втрати двох полікорових пластин розмірами 10×11×1 мм при різних температурах T

T, °С	C_{x1}, пФ	β, %	tgδ, $\cdot10^{-5}$	C_{x2}, пФ	β, %	tgδ, $\cdot10^{-5}$
15	7,758	0	0	7,670	0	0
30	7,771	0,17	0	7,683	0,17	0
50	7,788	0,39	0	7,700	0,39	0
70	7,809	0,66	0	7,720	0,65	0
100	7,839	1,04	0	7,750	1,04	0
130	7,876	1,52	25	7,786	1,51	17
150	7,896	1,78	62	7,805	1,76	50

метрологічними характеристиками для вказаних температур є, звичайно, проблемною задачею. В рамках даного проекту діапазон експлуатаційних температур є таким (10–80 °С), що дозволяє на основі полікорової кераміки створити високостабільну власну ємність ПП і досягти в цьому діапазоні температур високих метрологічних характеристик деформометра.

Температурна стабільність оптимізованих ПП. При розміщенні власної ємності C_x деформометра в корпусі первинного перетворювача вона зменшується на близько 25 % за рахунок взаємодії з металевими і діелектричними деталями ПП. Однак така взаємодія дає і позитивний ефект: зменшується величина і нелінійність температурного дрейфу C_x (рис. 5). Зміна ємності в температурному інтервалі 20–100 °С складає $\Delta C_x(T) = 0{,}004$ пФ або у відносних одиницях $\beta = 0{,}004/5{,}274 \equiv 0{,}075$ % на 80°, що тотожне величині $\beta = 0{,}095$ % на 100° зміни T. Корисна модуляція ємності в діапазоні переміщення 0–2 мм складає $\Delta C_x^{к} = 2{,}0$ пФ. Відповідно, відносно $\Delta C_x^{к}$ отримаємо температурний коефіцієнт зміни ємності $\beta^{к} = 0{,}004/2{,}0 \equiv 0{,}2$ % на 80° або 0,25 % на 100° зміни T. Лінійність залежностей $C_x(T)$ (рис. 5) і $\Delta C_x^{к}(T)$ дозволяє на основі сигналу термодавача звести відповідну похибку вихідного сигналу деформометра до величини ~ 0,01 % на 100°. Слід звернути увагу й на те, що амплітуда і характер залежності $C_x(T)$ не змінюються при дії кількох десятків термоциклів в температурному інтервалі 20–120 °С, в тому числі при дії термоударів (зміна T на 100° за час близько 5 хв). Це додатково підтверджує високу температурну стабільність ПП, а також малу імовірність старіння ПП при тривалій дії експлуатаційних температур.

Робочі характеристики ємнісних ПП. На рис. 6 подана робоча характеристика (РХ) первинного перетворювача в координатах C_x (пФ) – l (мм) та $l^{БЕ} - l$, де l — віддаль до об'єкта, а $l^{БЕ}$ — індикація віддалі на дисплеї блока електроніки (БЕ). Бачимо, що РХ має велику нелінійність ($\beta_н = 35$ %), яка є недоліком створених ємнісних деформометрів, однак не принциповим. В роботі використано два способи лінеаризації РХ, які дозволяють звести $\beta_н$ до значення 0,01 %. Спершу лінеаризація проводиться аналітичним мікропроцесорним методом за допомогою функції $y = f(x)$, де y — вихідний сигнал блока електроніки в мм ($y \equiv l^{БЕ}$), $x = l$ — реальне переміщення, яке вводиться у мікропроцесор. Останній подає вихідний сигнал $y = f(x) = = l^{БЕ}$ на індикатор чи у канал вихідного інтерфейсу. На рис. 6 подано приклад лінеаризації РХ за допомогою степеневої функції

$$y = 0{,}11x^{1{,}74}e^{0{,}84x}. \qquad (2)$$

Основним недоліком цієї функції є велика сумарна нелінійність виправленої РХ, яка складає 5,9 % діапазону переміщення. Тому первинна лінеаризація здійснена за допомогою складного поліному 6-ї степені:

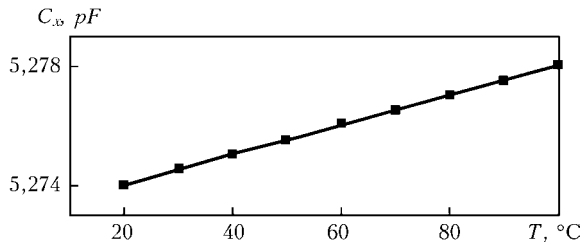


Рис. 5. Приклад температурної залежності ємності ПП

$$y = 6{,}29006\cdot10^{-5} - 2{,}73821\cdot10^{-4}x + 1{,}34759x^2 - 2{,}64747x^3 + 2{,}64073x^4 - 1{,}23716x^5 + 0{,}23631x^6. \qquad (3)$$

Використання поліному (3) дозволяє зменшити похибку нелінійності до величини $\beta_н = 0{,}1\%$. В цьому випадку подальша лінеаризація РХ методом кусково-лінійної апроксимації до величини $\beta_н = 0{,}01$ % передбачає введення в процесор лише восьми метрологічних точок. Підкреслимо, що в межах точності 0,01 % первинні РХ (графік 1 на рис. 6) є індивідуальними для кожного деформометра. Тому поліноми типу (3) є теж індивідуальними. Їх вигляд легко встановити, використовуючи стандартне програмне забезпечення і таблиці експериментальних даних, на основі яких побудована РХ.

Основні функції блока електроніки. Головним вузлом БЕ є його аналогова частина — перетворювач «ємність–напруга», який виконано на основі пріоритетних технічних рішень. З цього перетворювача напруга, пропорційна ємності C_x, поступає на аналогово-цифровий перетворювач (АЦП). Кодовий сигнал, пропорційний C_x, поступає з АЦП на контролер, виконаний на базі сучасного мікропроцесора. Контролер здійснює такі стандартні операції: перетворює код АЦП в одиниці переміщення; лінеаризує РХ на основі полінома (3); проводить вторинну лінеаризацію РХ методом кусково-лінійної апроксимації; забезпечує індикацію переміщення l і температури T на рідкокристалічному дисплеї; забезпечує введення у мікропроцесор службової і метрологічної інформації за допомогою вмонтованої у корпус БЕ

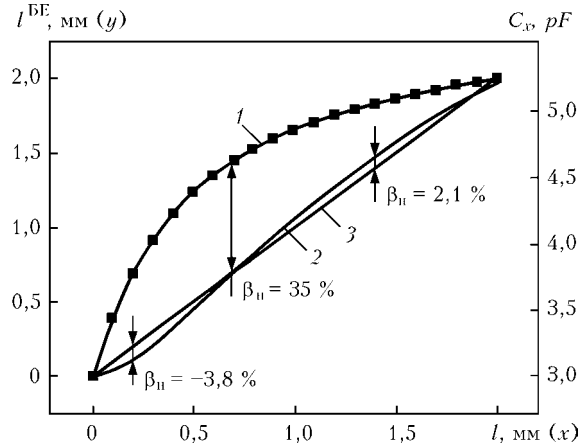


Рис. 6. Робочі характеристики деформометра: *1* — неліанеризована РХ (стосується осей C_x і $l^{БЕ}$; *2*, *3* — відповідно РХ, лінеаризовані функцією (*2*) і поліномом (*3*) (стосуються осі $l^{БЕ}$)



Рис. 7. Зовнішній вигляд БЕ

клавіатури; передає інформацію про l і T у вихідні інтерфейси RS 232 (для зв'язку з ПК) і RS 422 (для передачі даних на відстань близько 100 м). Зовнішній вигляд БЕ наведено на рис. 7.

Важливою функцією БЕ є компенсація температурних похибок дрейфу вихідного сигналу і калібрування (зміни нахилу) РХ. Дані про температурну похибку поступають від термодавача первинного перетворювача до АЦП і далі до процесора, який коректує вихідний сигнал на основі виразу

$$l^{\text{БЕ}} = l_{\text{ш}} \frac{A_x - A_{\min}(T_0)\left[1 + \alpha_1 \frac{T_x - T_o}{T_{\max} - T_0}\right]}{A_{\max}(T_0) - A_{\min}(T_0)\left[1 + \alpha_2 \frac{T_x - T_0}{T_{\max} - T_0}\right]}, \quad (4)$$

де $l^{\text{БЕ}}$ — віддаль до об'єкта; $l_{\text{ш}} = 2{,}0$ мм — шкала приладу (максимальне переміщення); A_x — поточне значення коду АЦП, що відповідає ємності C_x при поточній температурі T_x; $A_{\min}(T_0)$ — мінімальне значення коду при кімнатній температурі T_0, $A_{\max}(T_0)$ — максимальне значення коду при кімнатній температурі T_0, $T_{\max}$ — максимальна робоча температура; α_1 і α_2 — відповідно коефіцієнти температурного дрейфу нуля та температурної зміни нахилу РХ. Останні коефіцієнти задаються виразами:

$$\alpha_1 = \frac{A_{\min}(T_{\max}) - A_{\min}(T_0)}{A_{\min}}, \quad (5)$$

$$\alpha_2 = \frac{[A_{\max}(T_{\max}) - A_{\max}(T_0)] - [A_{\min}(T_{\max}) - A_{\min}(T_0)]}{A_{\max}(T_0) - A_{\min}(T_0)} \quad (6)$$

Використовуючи алгоритм (4), на всіх п'яти створених експериментальних зразках вдалось отримати сумарну температурну похибку $\alpha \le \pm 0{,}02$ % на 100° зміни T.

Висновки

1. Розроблено методику виготовлення елементів «ємність–кераміка–метал», на базі якої створено високоточні (клас точності 0,01) деформометри дистанційної дії для діапазонів переміщень від 0–0,1 до 0–5,0 мм. Деталі вузлів кераміка–метал первинних перетворювачів з'єднані склокристалічним композитом, внаслідок чого — висока часова і температурна стабільність вихідного сигналу. Габарити ПП ∅30×55(85) мм, блока обробки і передачі інформації 180×140×40 мм. Основна похибка 0,01 %, температурна похибка ±0,02 % на 100°, роздільна здатність (шкала) 0,001 % (10^5).

Для метрологічного забезпечення деформометрів за класом точності не гіршим, ніж 0,01, розроблено еталонний деформометр на основі лазерного інтерферометра.

2. На базі ємнісних деформометрів дистанційної дії та інтерфейсного блока, побудованого на інтерфейсі RS 422, створено цифрову чотирьохканальну систему моніторингу мікропереміщень платформ циліндрів високого і низького тисків перегрітої пари турбогенератора К-160-130 Добротвірської ТЕС. Вказані мікропереміщення (особливо в напрямках, перпендикулярних до осі турбіни) зумовлюють при зміні режимів роботи турбогенератора перекоси осі турбіни і швидке руйнування її підшипників. Проводиться монтаж та підготовка системи для натурних випробовувань, за результатами яких буде прийняте рішення про доцільність застосування системи в проблемних місцях Добротвірської ТЕС. До них відносяться, крім згаданих платформ циліндрів високого і низького тисків, ротори турбогенератора. Сумарна потреба на один турбогенератор — 17 деформометрів (підтверджено протоколом технічної наради). Крім турбогенераторів ТЕС та АЕС, пропоновані деформометри будуть ефективними при моніторингу деформацій корпусів морських суден, крупногабаритних промислових будівельних конструкцій, гідротехнічних споруд та ін.

3. Завдяки високим метрологічним показникам створені деформометри можуть мати також вторинне застосування: реєстрація рівня сипучих та гранульованих матеріалів, в тому числі рівня гарячого (до 300 °С) цементу; визначення вологості таких матеріалів.

1. *Dubrov M. N., Alyoshin V. A.* Precise laser interferometry with 1 pm resolution // Журнал радиоэлектроники. — 2004. — № 5. — С. 2–7.
2. *Латынина Л.А.* Изучение современных движений земной коры по данным подземных деформационных станций // Геодинамика. — 2007. — № 1(**6**). — С.26–31.
3. *Mytsyk B., Haskevych H.* Pressure sensors of especially high accuracy class // 13th intern. conf. SENSOR'2007, 22–24 May 2007: Proceedings. — Nürnberg (Germany), 2007. — Vol. 2. — P. 289–294.
4. *Христов И.* Устройство за сигнализация при приближаване и докосване // Радио, телевизия, электроника. — 1997. — № 10. — С. 12–13. болг.
5. *ГОСТ Р50030.5.2–99.* Аппаратура распределения и управления низковольтная. Ч. 5.2. Аппараты и коммутационные элементы цепей управления. Бесконтактные датчики. — Введ. 1.01.2002 г.
6. *Пат. №2272298 РФ.* Емкостный измеритель перемещений // Вавилов В.Д., Долгов А.Н., Вавилов И.В. — Опубл. 20.03.2006; Бюл. № 8.
7. *Способ* повышения точности прецизионных емкостных измерителей перемещений // Ф.Б. Гриневич, М.Н. Сурду, А.С.Левицкий и др. // Вимірювальна та обчислювальна техніка в технологічних процесах. — 2005. — № 1. — С. 68–72.
8. *Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.В.* Справочник по сопротивлению материалов // Под ред. Г.С. Писаренко. — Киев: Наук. думка, 1988. — 736 с.
9. *Пат. України 59563 А.* Склокристалічний матеріал // Мицик Б.Г., Бучинський П.П., Гаськевич Г.І. — Опубл. 15.09.2003; Бюл. № 9.
10. *Материалы* в приборостроении и автоматике / Ю.М. Пятин, А.М. Чернявская, Р.А. Владимирський и др. // Под ред. Пятина Ю.М. — М.: Машиностроение, 1982. — 528 с.

ПРОЕКТ 2.6

Розробка технологій вихрострумової дефектоскопії для діагностики елементів конструкцій тривалої експлуатації в енергетиці та авіації

УДК 620.179.14

ТЕХНОЛОГІЇ ВИХРОСТРУМОВОЇ ДЕФЕКТОСКОПІЇ ДЛЯ ДІАГНОСТИКИ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ ТА ОБЛАДНАННЯ ДОВГОТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ В АВІАЦІЇ ТА ЕНЕРГЕТИЦІ

В.М. УЧАНІН, канд. техн. наук, **А.Я. ТЕТЕРКО**, д-р техн. наук, **Я.П. КУЛИНИЧ**, канд. техн. наук
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В.Карпенка НАН України)

Подано результати розробки ефективних технічних засобів та технологій вихрострумового контролю для виявлення втомних тріщин та корозійних пошкоджень у нерознімних вузлах авіаційних конструкцій , а також при неруйнівному контролі аустенітних труб для виготовлення пеналів зберігання відходів ядерного палива.

Ключові слова: *неруйнівний контроль, вихрострумова дефектоскопія, дефекти зварного шва, трубні вироби, авіаційні конструкції, первинні перетворювачі, стандартні зразки*

Зменшення надійності авіаційних конструкцій у процесі експлуатації значною мірою спричинене виникненням дефектів втомного корозійного походження. Особливо небезпечними є скриті дефекти у нерознімних вузлах: дефекти під металевою обшивкою, головкою заклепки, шаром герметика або лакофарбового покриття тощо. Аналогічні проблеми виникають в енергетиці, зокрема при виготовленні та експлуатації пеналів зберігання відходів ядерного палива, коли виникають дефекти втомного та корозійного походження, які неможливо виявити візуально.

Використання ультразвукового методу неруйнівного контролю у цих випадках малоефективне. Так, для проведення контролю ультразвуковим методом необхідний доступ до поверхні об'єкта контролю та її відповідна підготовка. Крім того, через відбиття акустичної хвилі від поверхонь в двошарових вузлах акустичний метод мало придатний для задач виявлення та оцінки глибини поверхневих тріщин, що негативно позначається на достовірності результатів технічної діагностики. Рентгенівський метод потребує двостороннього доступу до об'єкта контролю.

Цих недоліків позбавлений вихрострумовий метод із застосуванням низьких робочих частот. Переваги технічних засобів вихрострумового неруйнівного контролю визначаються можливістю проведення контролю бічної стінки отворів, неочищеної поверхні об'єкта контролю, відсутністю потреби у застосуванні контактних рідин та невеликими габаритними розмірами і масою апаратури.

Методики виявлення прихованих дефектів у внутрішніх шарах багатошарових нерознімних авіаційних вузлів. За останні десятиріччя розроблено низку методик контролю, реалізованих у спеціальних низькочастотних приладах, що знайшли широке застосування в авіаційній промисловості. Вони дозволяють проводити контроль з непошкодженого боку металевого листа, виявляти дефекти під металічною обшивкою різної товщини (у тому числі під ремонтною накладкою) та під головкою заклепок [1–3].

З появою на ринку вихрострумових приладів універсального типу, які працюють у широкому діапазоні частот, потреба у використанні спеціалізованих приладів відпала.

Перспективи таких приладів для авіації пов'язані з широким діапазоном робочих частот, можливістю підключення вихрострумових перетворювачів (ВСП) різного типу, великими можливостями щодо обробки та реєстрації сигналу, невеликими габаритними розмірами та масою. Прикладом такого приладу є вітчизняний вихрострумовий дефектоскоп типу ВДЗ-71[2–6].

Для виявлення дефектів під обшивкою в зоні заклепок розроблено спеціальний кільцевий ВСП типу ARK 2/8. Він забезпечує виявлення тріщин довжиною понад 5 мм у другому шарі двошарової конструкції із алюмінієвого сплаву (товщина шарів 1,8 и 0,8 мм) у зоні заклепок з діаметром головки 8 мм.

Для настроювання кільцевого ВСП використовують стандартний зразок (СЗ) з двох пластин відповідної товщини (рис. 1, *а*). Зразок містить заклепки без дефекту (*БД*) і з дефектом (*Д*), ви-

© В.М. УЧАНІН, А.Я. ТЕТЕРКО, Я.П. КУЛИНИЧ, 2009

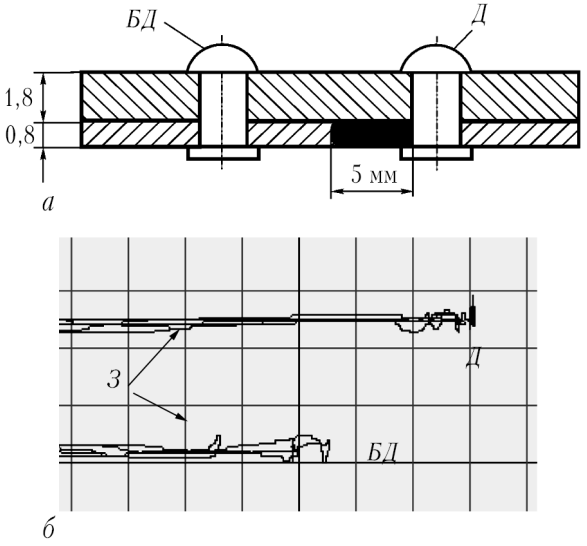


Рис. 1. Зразок для імітації заклепок у зоні заднього гермошпангоута (*а*) та інтерпретація отриманих сигналів (*б*)

конаним електроерозійним методом з шириною тріщини 0,1 мм, довжиною 5 мм, що відповідає необхідній чутливості контролю. Годографи сигналів від змін зазору (*З*, рис. 1, *б*) для бездефектної та дефектної заклепок орієнтовано у горизонтальному напрямку.

Сигнали ВСП досліджували на робочій частоті 6 кГц. При настроюванні дефектоскопу вертикальне підсилення K_y було на 12 дБ більше за горизонтальне K_x, що дозволило відокремити сигнали від дефекту (*Д*, рис. 1, *б*) при встановленні ВСП на заклепку. Розроблений ВСП відрізняється від стандартних кільцевих ВСП значно меншою висотою (11,6 мм для ARK 2/8 проти 25 мм для ВСП фірми «Rohmann»), що дозволило контролювати зони обмеженого доступу [7, 8]. Його було використано для контролю заднього гермошпангоута у зоні кріплення до Y-хорди по внутрішньому ряду заклепок вище стрингерів 15L–15R.

Для виявлення внутрішніх тріщин в зоні підсилюючого поясу (рис. 2, *а*) запропоновано використовувати ВСП типу МДФ 1201 [5]. Розроблена методика дозволяє виявляти тріщини глибиною 0,46 мм на листі товщиною 0,9 мм, на який накладено інший лист товщиною 0,9 мм, край якого проходить по тріщині. Контроль виконують з непошкодженого боку листа.

Досліджували ВСП на СЗ, який імітує контрольований вузол (рис. 2, *б*). Сигнали спостерігали у комплексній площині при робочій частоті 26 кГц, причому сигнал від краю орієнтують у горизонтальному напрямку (рис. 3).

У випадку однакового підсилення по вертикалі та горизонталі провести розділення сигналів від краю підсилювального поясу та дефекту досить складно (рис. 3, *а*). Зі збільшенням підсилення по вертикалі K_y на 14 дБ, порівняно з підсиленням по горизонталі K_x, сигнал від дефекту легко відрізнити від сигналу, обумовленого краєм (рис. 3, *б*).

Розроблено методику виявлення дефектів під обшивкою між близько розташованими заклепками, що зустрічаються у багатьох авіаційних конструкціях АНТК «Антонов». Крім того, подібні вузли характерні для з'єднання по стрингеру між шпангоутами літака ТУ-154М. У цьому випадку виникає проблема виявлення наскрізних тріщин між отворами під заклепки у нижньому листі обшивки (тобто через шар товщиною 1,4 мм). Відстань між краями заклепок потайного типу дорівнює 8 мм.

Для відпрацювання методики відстроювання від впливу заклепок і настроювання дефектоскопу запропоновано спеціальні СЗ [9, 10], на яких передбачено дві зони контролю: одна зона (ліворуч)

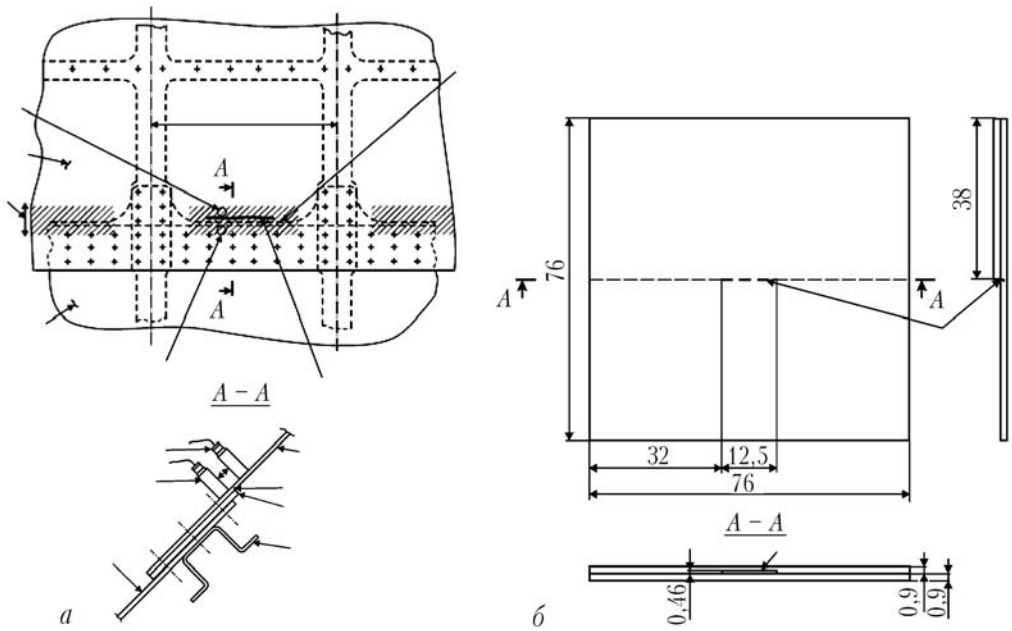


Рис. 2. Вузол з дефектом на краю підсилюючого поясу (*а*) та відповідний СЗ (*б*)

відповідає випадку бездефектного з'єднання; друга — імітує двошарове з'єднання з тріщиною, що проходить між заклепками у другому шарі (рис. 4, *а*). Основною перешкодою у цьому випадку є вплив заклепок і отворів на сигнал ВСП через близьке розташування заклепок. Тому методика контролю повинна забезпечувати можливість виділення сигналів від дефекту на фоні впливу сигналу від перешкод, створених заклепками.

В основі методики лежать відмінності у структурі сигналів (годографів) при скануванні зони між заклепками з тріщиною і без тріщини. Ці особливості ілюструють годографи сигналів (рис. 4). При відсутності тріщин годографи сигналів розгортаються від точки балансування у нижню частину комплексної площини. Водночас годограф сигналу від дефекту має інший напрямок — він розгортається у верхню частину комплексної площини.

Методику можна реалізовувати за допомогою вихрострумового дефектоскопу універсального типу ВД 3-71 [4, 5] з використанням ВСП типу МДФ 0801, який має достатню чутливість до дефектів з глибиною залягання до 2–4 мм. При цьому діаметр робочої площадки ВСП (8 мм) є досить малим для сканування зони між заклепками. Методика контролю передбачає сканування зони між заклепками по лінії, перпендикулярній низці заклепок (рис. 4, штрихова лінія). Перед скануванням необхідно провести балансування ВСП у точці, розташованій на відстані 10–12 мм від лінії, що з'єднує заклепки (рис. 4, чорний кружок).

Більш складною задачею є виявлення тріщин багатошарових вузлів у зоні заклепок потайного типу. Складність задачі полягає у необхідності виявлення тріщин, які можуть утворюватися від заклепок на глибині 3,6–6,1 мм у різних шарах 5-шарового нерознімного вузла загальної товщини 13,68 мм. При цьому необхідно виключити вплив самих заклепок. Для вирішення задачі розроблено варіант ковзного ВСП абсолютного типу, який працює у діапазоні робочих частот 0,5–4,0 кГц [1, 2]. Незважаючи на запропоновану схему побудови ВСП він досить добре скомпенсований, що дозволило отримати хороше підсилення у всьому діапазоні частот.

Зауважимо, що ВСП такого типу не забезпечують виключення впливу зазору. Тому усунення впливу зазору при інтерпретації сигналів необхідно забезпечити за рахунок аналізу особливостей цих сигналів у комплексній площині. Дослідження проводили на СЗ типу NDT 3049 американської фірми «NDT engineering corporation» на робочій частоті 500 Гц.

На рис. 5 представлено сигнали від дефекту типу тріщини довжиною 11,43 мм, які починаються від заклепки на глибині 3,6 мм у четвертому шарі зразка (дефект 1), а також сигнали від тріщини довжиною 16,5 мм на глибині 6,1 мм у четвертому шарі зразка (дефект 2).

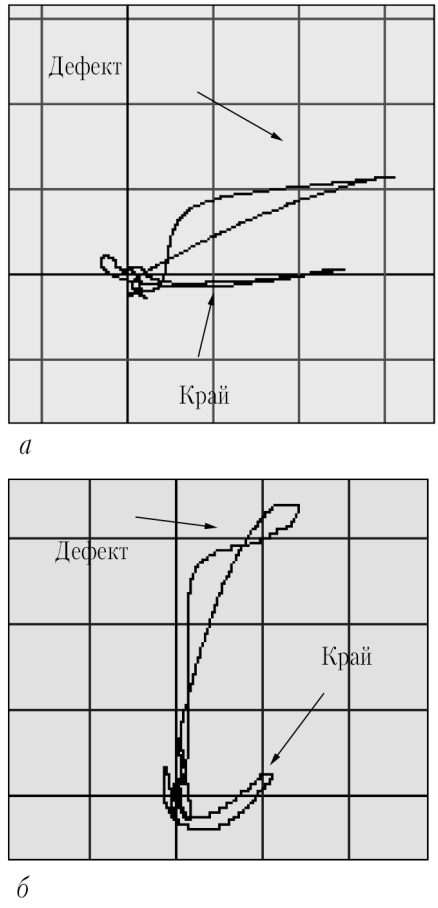


Рис. 3. Сигнали ВСП від дефекту і краю у зоні підсилювального поясу: *а* — підсилення $K_y = K_x$; *б* — підсилення $K_y > K_x$

Для оцінювання селективної інтерпретації сигналів на рис. 5 подано також сигнали від бездефектної заклепки і впливу змін зазору. Сигнали від бездефектної заклепки за допомогою розвороту комплексної площини орієнтовано у горизонтальному напрямку, сигнали впливу зазору — до низу від точки балансу. Аналіз отриманих сигналів показує можливість чіткого виділення сигналів від дефектів типу тріщин у зоні заклепок на глибині до 6 мм.

Розроблені методики та ВСП використовуються на АНТК «Антонов», авіакомпаніях «Міжнародні авіалінії України» і «Аеросвіт» (рис. 7) [4, 5, 7, 8].

Метод дефектоскопії електрозварних труб при виготовленні заготовок пеналів для збереження відходів ядерного палива. Відповідно до ПН АЕГ-7-010–89 «Оборудование и трубопроводы атомных энергетических установок. Сварные соединения и наплавки. Правила контроля», штатним методом контролю якості зварного шва електрозварних труб діаметром 102×2 мм із аустенітних сталей, призначених для виготовлення пеналів для зберігання відходів ядерного палива атомних електростанцій (ЗВЯП АЕС), є рентгенівський метод.

У процесі виготовлення пеналів контролю піддають зварний шов трубних заготовок довжиною 8–10 м з реєстрацією результатів дефектоскопії на рентгенівську плівку по всій довжині шва. Плано-

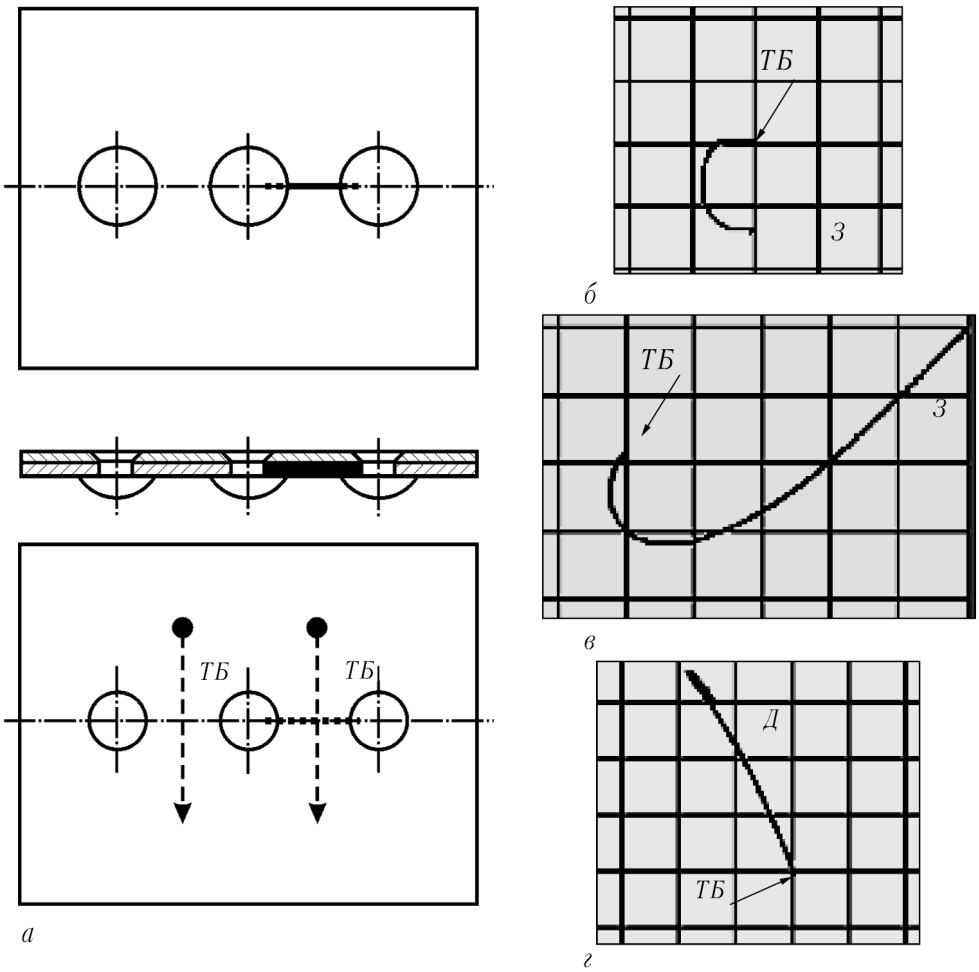


Рис. 4. СЗ для імітації двошарового заклепкового вузла (*а*) і отримані сигнали: *б* — за симетричного сканування без дефекту; *в* — за несиметричного сканування без дефекту; *г* — при наявності дефекту у другому шарі; *ТБ* — точка балансу; *З* — зразок; *Д* — дефект

ві обсяги заготовок пеналів становлять тисячі одиниць на рік. Значний обсяг виробництва потребує, таким чином, значних витрат дороговартісної рентгенівської плівки та виробничих, пов'язаних із проведенням контролю. При цьому на контроль можуть надходити трубні заготовки з неприпустимими дефектами, які можна виявити безпосередньо під час виготовлення в технологічній лінії електрозварювання із застосуванням вихрострумового методу дефектоскопії.

У світовій практиці для дефектоскопії електрозварних труб ефективно використовують засоби вихрострумової дефектоскопії відповідно до ASTM E 309 «Стандартна методика випробувань методом вихрових струмів сталевих трубних виробів...» та стандарту SEP 1925 «Електромагнітні випробування труб на герметичність». Проте ці засоби вихрострумової дефектоскопії реалізують традиційні підходи щодо відбору та обробки первинної інформації, які можуть бути суттєво по-

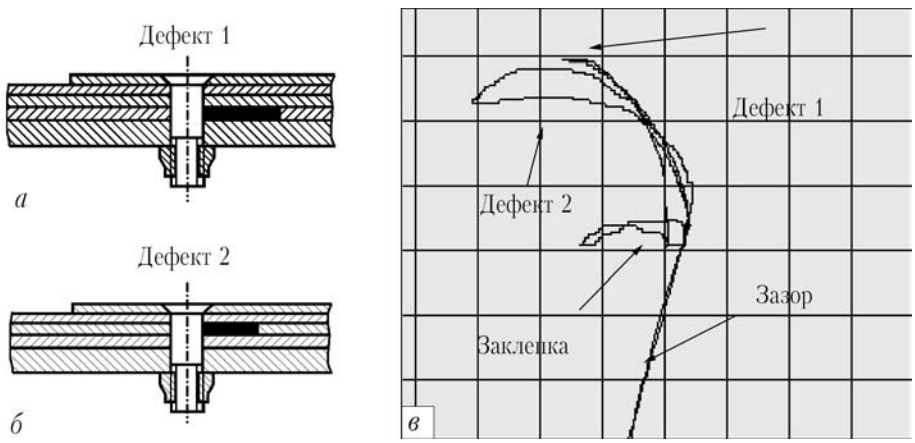


Рис. 5. Дефекти у 4- (*а*) і 3-му (*б*) шарах зони заклепок п'ятишарового вузла; інтерпретація сигналів ВСП від дефектів і перешкоджаючих факторів — впливу заклепки і зазору (*в*)

кращені до чутливості та стійкості проти перешкод на основі нових розробок в цій галузі.

У ході виконання проекту запропоновано нові методи параметричного відбору та обробки первинної інформації при вихрострумовій дефектоскопії електрозварних труб, які за чутливістю наближаються до вимог рентгенівського контролю. Зокрема, у 3–5 разів покращено співвідношення сигнал/перешкода, що дозволяє підвищити чутливість контролю і суттєво збільшити достовірність попереднього контролю дефектності зварного шва електрозварної труби безпосередньо у технологічній лінії під час виробництва.

За первинні перетворювачі у вихрострумових дефектоскопах для контролю електрозварних труб використовують перетворювачі трансформаторного типу, що мають систему первинних обмоток для збудження вихрових струмів та вторинних диференційних обмоток для формування відгуку, обумовленого локальними дефектами різного типу. Системи обмоток можуть бути трьох типів:

- прохідні, що охоплюють трубу по периметру і забезпечують відбір інформації про дефекти як зварного шва, так і основного матеріалу труби;
- секційні, що частково або повністю покривають трубу по периметру;
- локальні, що потребують прецизійної системи сканування та збільшення апаратурних витрат при реалізації контролю.

Для перевірки чутливості засобів дефектоскопії трубних виробів стандарт SEP1925 передбачає використання зразків труби зі штучними дефектами у вигляді отворів у стінці труби, діаметр яких збільшується зі збільшенням діаметра труби. Так, для труб з $D \le 25$ мм діаметр контрольного мінімального отвору становить $d = 1{,}2$ мм, для труб діаметром $65 \le D \le 140$ мм — $d = 2{,}7$ мм. При цьому співвідношення сигнал/перешкода становить не менше двох.

Загальним недоліком первинних перетворювачів трансформаторного типу є складність технічних рішень взаємного балансування обмоток з метою заглушення нормальної складової результуючого поля, а також велика база диференційних вимірювальних обмоток. Все це впливає на ступінь заглушення складової сигналу перешкоди, що обумовлюється неоднорідністю матеріалу та зміною зазору або зміщенням під час контролю труби відносно обмоток первинного перетворювача.

Запропонований параметричний метод відбору первинної інформації передбачає використання тільки однієї пари обмоток в сегменті або в давачі прохідного типу.

На рис. 6 подано схему параметричного відбору первинної інформації з використанням конвертора різниця струмів–напруга. Останній забезпечує глибоке (до 80 дБ) заглушення синфазних струмів I_1 та I_2 в обмотках давача.

Самі обмотки можуть бути підключені так, що утворюють магнітний потік одного (рис. 6, *а*) або протилежних напрямків, при тому що різниця струмів формується конвертором. Те ж саме стосується і пари сегментних обмоток (рис. 6, *б*).

Сегментні обмотки використовуються для дефектоскопії області зварного шва, що забезпечує збільшення співвідношення сигнал/перешкода за рахунок можливості суттєвого зменшення бази вимірювань, тобто відстані між обмотками та області взаємодії з основним матеріалом труби. Це сприяє покращенню заглушення перешкод, обумовлених впливом зазору та неоднорідності матеріалу. Принципово спрощуються також умови балансування, яке не змінюється при зміні бази вимірювань.

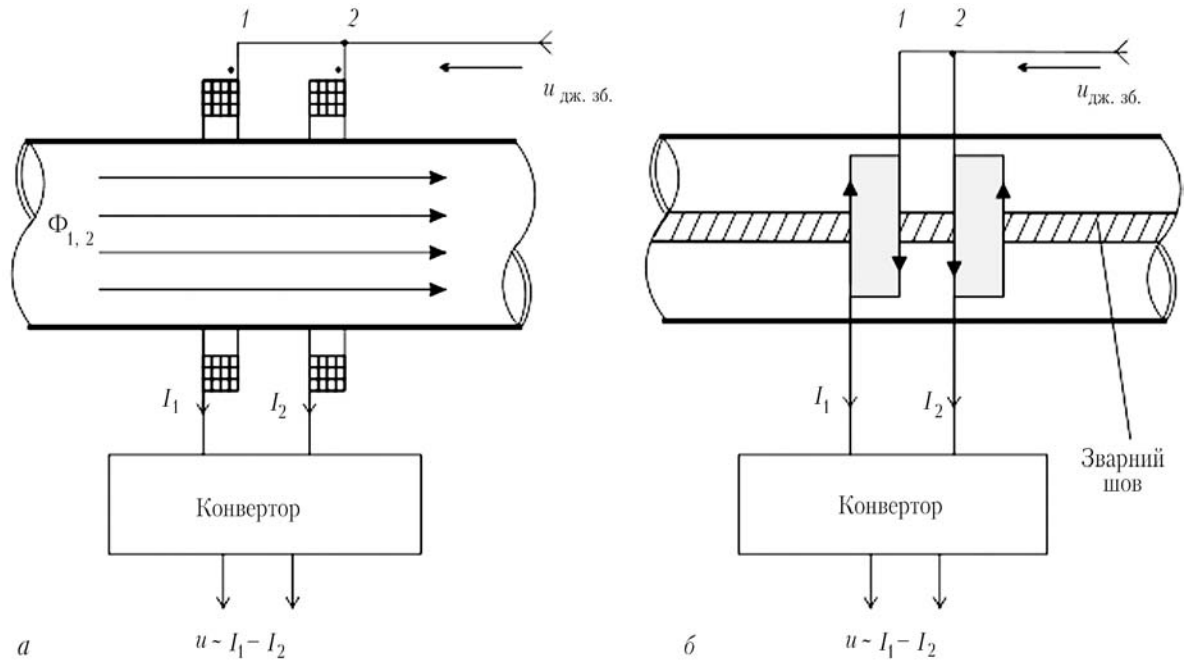


Рис. 6. Структурна схема вихрострумових первинних перетворювачів з параметричним відбором інформації

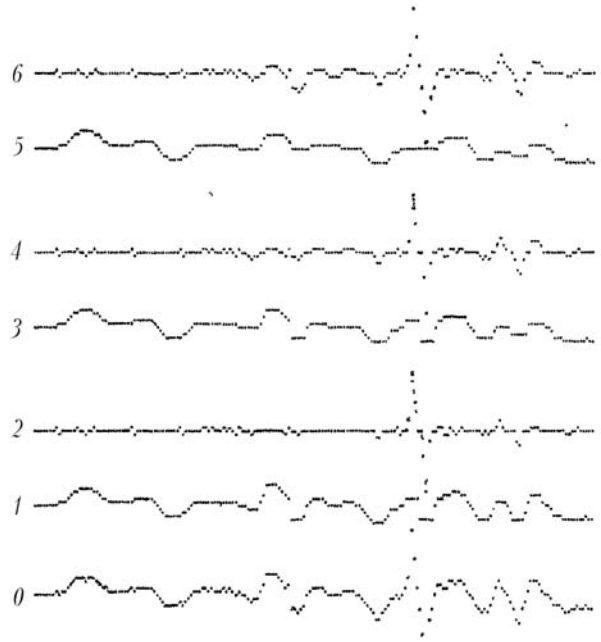


Рис. 7. Діаграми відгуку ВСП під дією дефекту та перешкоди при застосуванні медіанної фільтрації: *0* — сигнал на виході ВСП; *1, 3, 5* — сигнал перешкоди на виході фільтра приблизно $n = 7, 9, 11$; *2, 4, 6* — різницевий сигнал відгуку ВСП та сигналу на виході фільтра при $n = 7, 9, 11$

Відгук первинного перетворювача подамо сумою корисного сигналу s та сигналу перешкоди n:

$$u(x) = s(\sigma, \alpha, D) + n(\sigma, \alpha),$$

де σ, α — відповідно питома електрична провідність матеріалу та зазор, що змінюються під час сканування; D — вектор параметрів дефекту.

Зміна питомої електричної провідності та зазору впливає мультиплікативно на корисний сигнал s, а також утворює адитивну перешкоду n. Оскільки не ставиться задача дефектометрії, тобто оцінки параметрів дефектів, то мультиплікативним впливом дефектів на корисний сигнал можна знехтувати.

Для компенсації впливу адитивної перешкоди n застосовано метод просторової частотної фільтрації. Ефективним тут виявився метод медіанної фільтрації, за яким здійснюють переміщення апертури заданої ширини уздовж дискретного ряду та замінюють значення відліку в центрі апертури медіаною u_{im} значень відліків, що охоплюються апертурою

$$u_{im} = \underset{N}{med}(u_{i-\nu}, \ldots, u_{i+\nu}),$$

де $\nu = (n - 1)/2$; ν, $i \in N$ — множина відліків у реалізації.

В залежності від порядку фільтра на його виході з різною точністю формується сигнал, який відтворює складову перешкоди n. Корисний сигнал s формується як різниця відгуку давача з сигналом перешкоди.

На діаграмах *1, 3, 5* (рис. 7) зображено сигнал на виході медіанного фільтра різного порядку $N = 7, 9, 11$, який відтворює складову перешкоди $n(\sigma, \alpha; l)$, де l — поздовжня координата переміщення ВСП. Корисний сигнал $s(\sigma, \alpha, D; l)$ зображено на діаграмах *2, 4, 6* (відповідно до порядку фільтра) як різницю між сигналом ВСП (діаграма *0*) та сигналом перешкоди на виході фільтра. Якість компенсації складової перешкоди залежить від довжини апертури фільтра відносно просторових характеристик сигналів дефекту та перешкоди і може бути поліпшена шляхом оптимізації ВСП.

Наведені результати підтверджують ефективність використання сучасних методів фільтрації сигналів щодо компенсації адитивної складової перешкод для покращення відношення сигнал/перешкода і, відповідно, підвищення надійності контролю в задачах дефектоскопії.

Встановлено, що нержавіючі сталі з нестабільним аустенітом можуть утворювати магнітну фазу (α-Fe), яка призводить до зміни магнітної проникності μ_r і, відповідно, вектора параметрів перешкоди (σ, α, μ_r).

Якщо зміни магнітної проникності мають локальний характер, то це значно ускладнює задачу заглушення перешкоди у відгуку ВСП. При цьому магнітна фаза в аустенітній сталі спричиняє корозійні процеси, що неприпустимо для відповідальних виробів тривалої експлуатації, якими є пенали для ЗВЯП АЕС.

Тому використання нержавіючих сталей зі стабільним аустенітом для виготовлення вказаних пеналів впливає на їх експлуатаційну надійність, а також на підвищення достовірності діагностики за результатами вихрострумового контролю.

Таким чином, метод відбору та формування корисного сигналу, за допомогою якого встановлюється наявність дефекту в області зварного шва, полягає у параметричному відборі інформації первинним перетворювачем з сегментними обмотками, підключеними на вхід диференційного конвертора.

Сигнал з виходу конвертора піддають фільтрації з метою компенсації впливу зміни зазору та неоднорідності матеріалу у відгуку первинного перетворювача. Шляхом вибору бази вимірювань, глибини компенсації струмів збудження та порядку фільтра складової перешкоди, а також використання засобів стабілізації зазору можна досягти покращення співвідношення сигнал/перешкода майже на порядок.

Розглянутий метод вихрострумового контролю реалізований у експериментальному зразку спеціалізованого дефектоскопа, призначеного для дефектоскопії трубних виробів, зокрема пеналів для зберігання відходів ядерного палива під час їх виробництва. Експериментальні дослідження показали, що мінімальний контрольний отвір на трубі діаметром 102×2 мм можна зменшити до 0,3–0,5 мм.

Таким чином, внаслідок виконання проекту створено комплекс ефективних технічних засобів та відповідні технології вихрострумового контролю вузлів авіаційної техніки та електрозварних

труб, використовуваних в енергетиці. Вони застосовуватимуться для виявлення втомних тріщин та корозійних пошкоджень в елементах конструкцій літака під обшивкою та шаром герметика під головкою заклепки без її демонтажу, у стиках стрингер–обшивка, а також при неруйнівному контролі аустенітних труб для пеналів зберігання відходів ядерного палива.

1. *Механіка* руйнування і міцність матеріалів. Т. 9. Міцність і довговічність авіаційних матеріалів та елементів конструкцій / О.П. Осташ, В.М. Федірко, В.М. Учанін та ін. — Львів: Сполом, 2007. — 1068 с.
2. *Учанін В.М., Осташ О.П., Дереча В.Я.* Роль неруйнівного контролю при реалізації сучасних концепцій безпечної експлуатації авіаційної техніки // Неруйнівний контроль і технічна діагностика (UkrNDT-2009): Праці 6-ї нац. наук.-техн. конф. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2009. — С. 42–47.
3. *Учанин В.Н.* Вихретоковые методы выявления дефектов в зоне заклепок многослойных авиационных конструкций // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2006. — № 2. — С. 3–12.
4. *Модернизация* вихретокового дефектоскопа ВДЗ-71 / Г.Г. Луценко, В.Н. Учанин, А.В. Джаганян и др. // Електромагнітні та акустичні методи неруйнівного контролю матеріалів та виробів ЛЕОТЕСТ-2009: Матеріали 14-ї Міжнарод. наук.-техн. конф. — Львів: ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України, 2009. — С. 21–22.
5. *Применение* универсального вихретокового дефектоскопа ВДЗ-71 для эксплуатационного контроля авиационной техники / В.Н. Учанин, А.В. Джаганян, А.В. Опанасенко и др. // Неразрушающий контроль. — 2009. — № 1. — С. 20–22.
6. *Учанин В.Н.* Вихретоковые мультидифференциальные преобразователи и их применение // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2006. — № 3. — С. 34–41.
7. *Семочкин С.В., Учанин В.Н.* Опыт вихретокового контроля элементов конструкции самолетов фирмы «БОИНГ» в условиях эксплуатации // Електромагнітні та акустичні методи неруйнівного контролю матеріалів та виробів ЛЕОТЕСТ-2009: Матеріали 14-ї міжнар. наук.-техн. конф. — Львів: ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України, 2009. — С. 71–72.
8. *Учанин В.Н., Семочкин С.В.* Разработка и исследование вихретоковых преобразователей для контроля узлов самолетов фирмы «Боинг» в условиях эксплуатации // Неруйнівний контроль і технічна діагностика (UkrNDT-2009): Праці 6-ї нац. наук.-техн. конф. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2009. — С. 347–350.
9. *Пат. 39189 України, МПК G 01 N 27/90.* Стандартний зразок для настроювання та атестації вихрострумових дефектоскопів / В.М. Учанін, В.Г Рибачук. — Опубл. 10.02.2009, Бюл. № 3
10. *Учанін В.М.* Розвиток методології метрологічного забезпечення вихрострумових дефектоскопів // Сучасні прилади, матеріали і технології для неруйнівного контролю і технічної діагностики машинобудівного і нафтогазопромислового обладнання: Матеріали 5-ї міжнарод. наук.-техн. конф. — Івано-Франківськ: ІФТУНГ, 2008. — С. 15–17.

ПРОЕКТ 2.7

Розробка та виготовлення приймально–детектуючого тракту цифрової радіографічної системи з підвищеним просторовим розділенням для контролю зварних з'єднань, трубопроводів та металоконструкцій

УДК 620.179.152:621.791/792

ВИГОТОВЛЕННЯ ТА ВИПРОБУВАННЯ ЛІНІЙКИ ДЕТЕКТОРІВ РЕНТГЕНІВСЬКОГО ВИПРОМІНЕННЯ З ПІДВИЩЕНИМ ПРОСТОРОВИМ РОЗДІЛЕННЯМ

В.Д. РИЖИКОВ, д-р. фіз.-мат. наук, **О.Д. ОПОЛОНІН**, інж, **О.К. ЛИСЕЦЬКА**, канд. хім. наук
(Ін-т сцинтиляційних матеріалів НАН України)

Представлено результати досліджень детекторів рентгенівського випромінення з підвищеним просторовим розділенням у складі макету цифрової радіографічної системи. Отримано тіньові рентгенівські зображення тестових об'єктів, здійснено оцінку виявної здатності та просторової роздільної здатності ЦРС, що може бути створена на базі лінійки детекторів з підвищеним просторовим розділенням.

Ключові слова: *детектор рентгенівського випромінення, сцинтилятор, фотодіод, цифрова радіографічна система, просторова роздільна здатність, неруйнівний контроль, зварні з'єднання*

Цифрові радіографічні системи набувають все більшого поширення у неруйнівному контролі, у тому числі зварних з'єднань [1–4]. Світовою тенденцією розвитку радіографічного методу неруйнівного контролю є поступовий перехід від реєстрації тіньових рентгенівських зображень за допомогою рентгеночутливої плівки до використання цифрових радіографічних систем (ЦРС).

Нами було розроблено та виготовлено партію експериментальних детекторів типу сцинтилятор-фотодіод нової конструкції з підвищеним просторовим розділенням, створено макетний зразок приймально–детектуючого тракту та проведено випробування лінійки 32-канальних детекторів рентгенівського випромінення у складі макету ЦРС. На базі макету ЦРС проведено експериментальні дослідження щодо змінення сигналів 32-канальних детекторів в залежності від кута опромінення (0–15°).

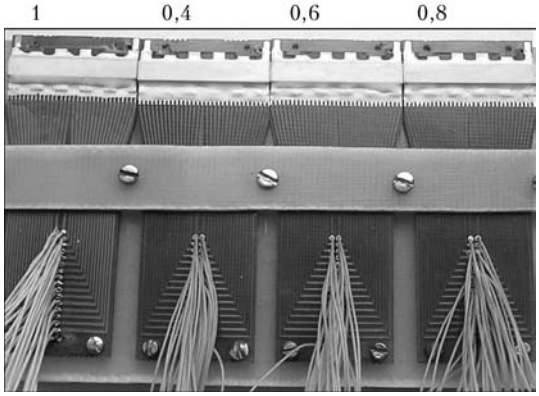


Рис 1. Зовнішній вигляд експериментальної лінійки 32-канальних детекторів рентгенівського випромінення з сцинтиляційними елементами різної товщини (0,4–1,0 мм)

При тестуванні лінійки детекторів у складі макету ЦРС отримано тіньові рентгенівські зображення тестових об'єктів, здійснено оцінку виявної здатності та просторової роздільної здатності ЦРС, що може бути створена на базі розробленої лінійки детекторів з підвищеним просторовим розділенням. Проведено порівняння просторової роздільної здатності при використанні сцинтиляційних елементів ZnSe(Te) різної товщини (від 0,4 до 1 мм).

Створення детекторів з підвищеним просторовим розділенням. Для створення ЦРС з підвищеним просторовим розділенням було виготовлено 32-канальні детектори рентгенівського випромінення на базі сцинтиляційних елементів різної товщини (0,4; 0,6; 0,8 та 1 мм), що дозволило провести дослідження з визначення залежності просторової роздільної здатності від товщини.

Зовнішній вигляд експериментальної лінійки детекторів наведено на рис. 1.

Нова конструкція 32-канальних детекторів дозволяє опромінювати сцинтиляційні елементи як з боку більшої апертури — 4×0,6 мм, так і з боку меншої апертури — 0,8×(0,4; 0,6; 0,8 або 1) мм. Застосування сцинтилятора ZnSe(Te) та фотодіодів з довжиною фоточутливих елементів 4 мм дозволяє створювати ЦРС на базі джерел рентгенівського випромінювання (ДРВ) з анодною напругою до 140 кВ. При застосуванні інших сцинтиляційних кристалів, наприклад, CsI(Tl), $CdWO_4$ ефективна реєстрація рентгенівського випромінення може бути здійснена для ДРВ з анодною напругою до 450 кВ.

© В.Д. РИЖИКОВ, О.Д. ОПОЛОНІН, О.К. ЛИСЕЦЬКА, 2009

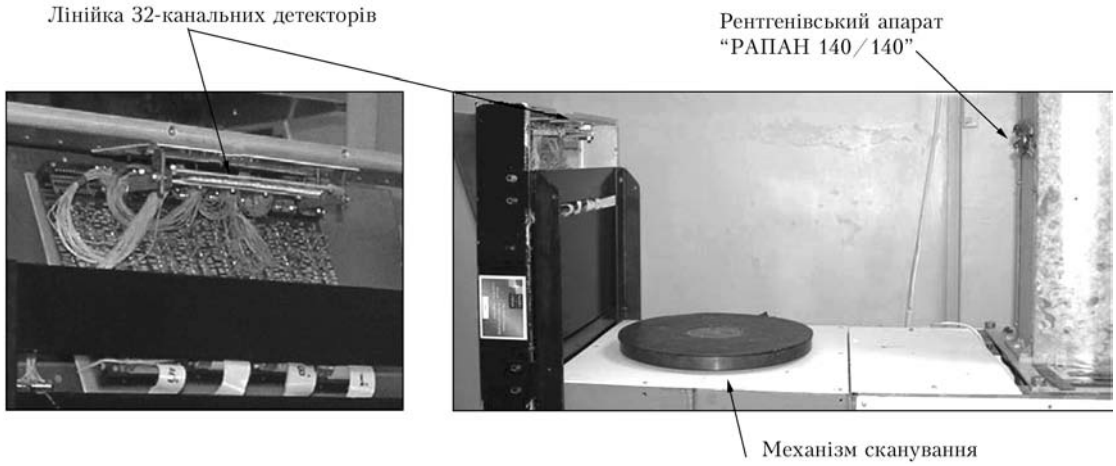


Рис. 2. Макетний зразок ЦРС на базі ПДТ з лінійкою 32-канальних детекторів

При виготовленні експериментальної партії детекторів проведено дослідження щодо температурного впливу на конструктивні елементи детектору; відпрацьовано технологію ультразвукового відмивання сцинтиляційних збірок на всіх технологічних етапах їх виготовлення; мінімізовано товщину світловідбиваючого покриття з боку опромінення детектора рентгенівським випромінюванням.

Макет ЦРС. Для проведення досліджень основних характеристик ЦРС з підвищеним просторовим розділенням було змонтовано макетний зразок ЦРС на базі приймально-детектуючого тракту (ПДТ) з лінійкою 32-канальних детекторів. Зовнішній вигляд макетного зразка ЦРС наведено на рис. 2.

При монтажі макету ЦРС враховувалась можливість змінення кута опромінення лінійки детекторів, тому її змонтовано на поворотному шасі. Вісь обертання шасі при цьому максимально наближена до центру сцинтиляційного елемента детектора.

Змонтований макет ЦРС дозволив провести випробування виготовленої лінійки 32-канальних детекторів з отриманням тіньових рентгенівських зображень та дослідження залежності рентгеночутливості детекторів від кута опромінення.

Випробування лінійки детекторів у складі макету ПДТ. Випробування лінійки детекторів у складі ПДТ проводилось з визначенням відносної рентгеночутливості детекторів на базі сцинтиляційних збірок різної товщини; залежності сигналів детекторів від кута опромінення; просторової роздільної здатності.

На рис. 3. наведено у графічному вигляді сигнали детекторів при опроміненні рентгенівським випромінюванням. Як видно з рис. 3, зміна товщини сцинтиляційного елемента з 0,4 до 0,8 мм призводить до незначного збільшення рівня сигналу (≈ 10 %). Більш значне збільшення сигналу детектора з товщиною сцинтиляційного елемента 1 мм (≈ 30 %) пояснюється тим, що при його виготовленні використано кристал селеніду цинку з більшим світловиходом. Сцинтиляційні елементи товщиною 0,4; 0,6; 0,8 мм виготовлені з одного кристалу.

За результатами попередніх робіт було встановлено, що при опроміненні детектора з боку меншої апертури (рис. 4, варіант *II*) струмовий сигнал детектора зменшується не пропорційно зменшенню апертури.

Результати вимірювання сигналів детектора в залежності від кута опромінення, при опроміненні ДРВ з анодною напругою 140 кВ, наведено на рис. 5. З отриманих даних видно, що при зміненні

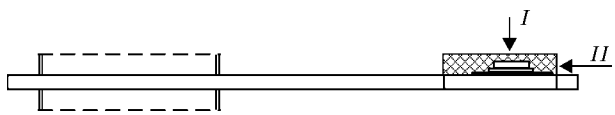


Рис. 4. Можливі варіанти опромінення 32-канального детектора з боку більшої апертури (*I*) та з меншої (*II*)

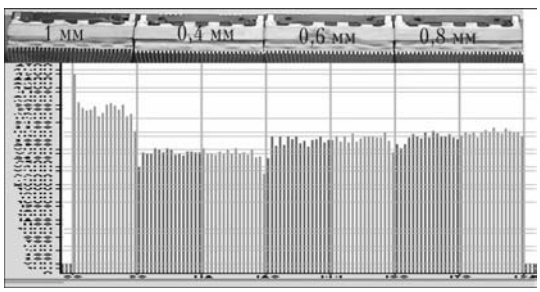


Рис. 3. Сигнали, отримані з лінійки детекторів (без калібрування), при застосуванні ДРВ «РАПАН 140/140» (U_a = 140 кВ; I_a = 1 мА)

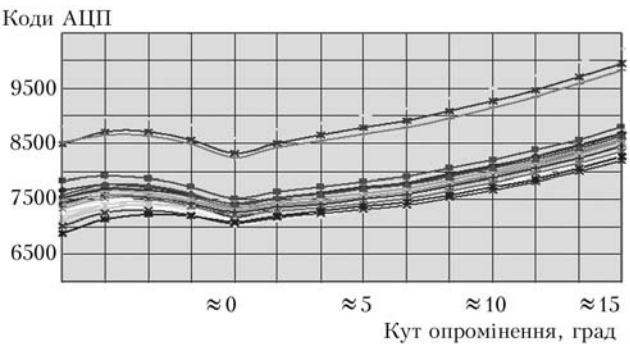


Рис. 5. Виміряна залежність сигналів детекторів (32 канала) від кута опромінення при опроміненні ДРВ з анодною напругою 140 кВ

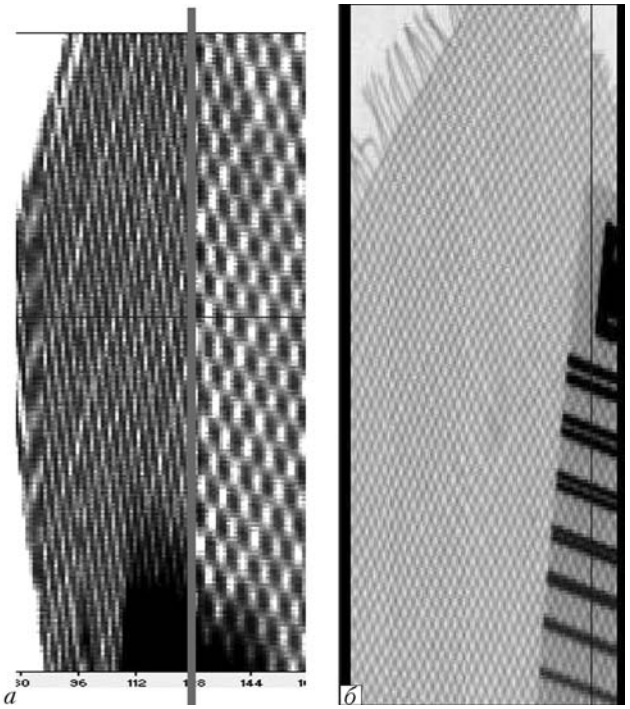


Рис. 6. Порівняння тіньового рентгенівського зображення латунної сітки (×2), що отримано за допомогою 16-канальних та 32-канальних детекторів попередньої конструкції (*а*), та 32-канальних детекторів нової конструкції (*б*) (16-канальні детектори з кроком 1,6; 32-канальні — 0,8)

кута опромінення до ≈ 15° збільшення сигналу детектора становить ≈ 15–20 %.

Використовуючи детектори з різною товщиною сцинтиляційного елемента, було проведено визначення просторової роздільної здатності ЦРС за допомогою тест-об'єктів: калібровані пари дротиків (товщиною 1,6; 1,26; 1,0; 0,8; 0,64; 0,5; 0,4; 0,32; 0,26; 0,2; 0,16; 0,13; 0,1 мм) та латунна сітка з кроком 1,23 мм та діаметром дроту 0,38 мм (див. рис. 6, 7).

Проведені випробування лінійки детекторів у складі макету ЦРС з отриманням тіньових рентгенівських зображень пар дротиків товщиною від 1,6 до 0,1 мм показали, що в залежності від товщини використаної при виготовленні детекторів сцинтиляційної збірки просторове розділення становить 1,0–1,25 пар ліній/мм, а виявна здатність краща, ніж 0,1 мм стального дроту.

Таким чином, розробка лінійки 32-канальних детекторів типу сцинтилятор — фотодіод нової конструкції дозволяє отримувати тіньові рентгенівські зображення з підвищеним просторовим розділенням. Конструкція детектора на базі різних сцинтиляційних кристалів (ZnSe(Te), CsI(Tl), $CdWO_4$, тощо) дозволяє створювати ЦРС з використанням різних джерел іонізуючого випромінення в широкому енергетичному діапазоні (від 30 до 450 кеВ).

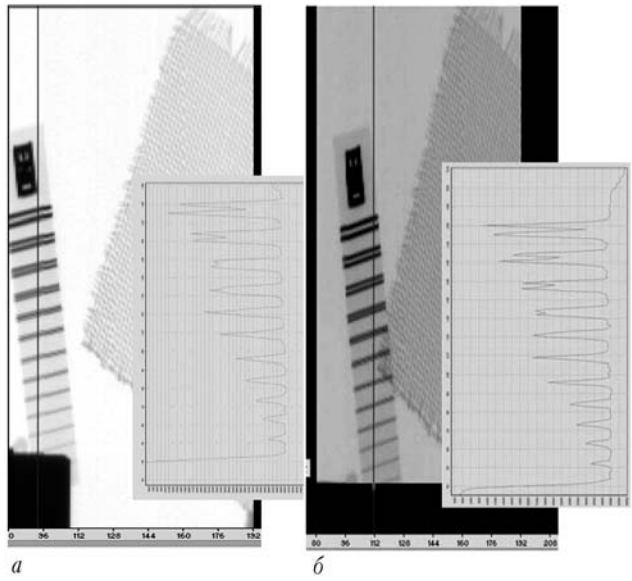


Рис. 7. Тіньове рентгенівське зображення пар дротиків товщиною 1,6; 1,26; 1,0; 0,8; 0,64; 0,5; 0,4; 0,32; 0,26; 0,2; 0,16; 0,13; 0,1 мм та графік вертикального перетину зображення: *а* — товщина сцинтиляційного елемента 1 мм; *б* — 0,4

Проведені дослідження залежності сигналу детектора від кута опромінення свідчать, що при незначній зміні просторової роздільної здатності при опроміненні детектора під кутом 5–15° можливо досягти суттєвого збільшення сигналу детектора на 10–20 %.

Нами використано рентгенівський випромінювач з анодною напругою 140 кВ та струмом 1 мА, що дозволило провести дослідження «тонких» об'єктів (до 6 мм сталі). Використання промислових рентгенівських апаратів з анодною напругою до 450 кеВ та струмом 10–19 мА дозволить отримувати тіньові рентгенівські зображення зварних з'єднань та металевих конструкцій товщиною до 80–100 мм сталі при просторовому розділенні до 1,0–1,25 пар ліній/мм.

1. *Гриньов Б.В., Рижиков В.Д., Семиноженко В.П.* Сцинтилляционные детекторы и системы контроля радиации на их основе. — Киев: Наук. думка, 2007. — 447 с.
2. *Scintillation* materials and detectors on their base for non-destructive two-energy testing / B. Ryzhikov, A. Grynyov, S. Opolonin et al. // Radiation Measurements. — 2007. — N 42. — P. 915–920.
3. *Thiele H., Friemel H.-J.* Automatic wall thickness estimation on insulated pipes using digital radiography // 15t World conf. on non-destructive testing. — Roma, Italy, 15–21 Oct. 2000.
4. *Morro F.A.* Computed radiography: the future of radiographic inspection // 15t World conf. on non-destructive testing. — Roma, Italy, 15–21 Oct. 2000.

ПРОЕКТ 2.8

Розробка низькочастотних двокомпонентних акселерометрів для вібраційного контролю головних циркуляційних насосів АЕС та іншого енергетичного обладнання, виготовлення відповідних дослідних партій, їх випробування та метрологічна атестація

УДК 621.039.564

РОЗРОБКА НИЗЬКОЧАСТОТНИХ ДВОКОМПОНЕНТНИХ АКСЕЛЕРОМЕТРІВ ДЛЯ ВІБРАЦІЙНОГО КОНТРОЛЮ ГОЛОВНИХ ЦИРКУЛЯЦІЙНИХ НАСОСІВ АЕС, ВИГОТОВЛЕННЯ ДОСЛІДНИХ ПАРТІЙ ДАВАЧІВ, ЇХ ВИПРОБУВАННЯ ТА СЕРТИФІКАЦІЯ

М.А. ТИХОНОВСЬКИЙ, О.М. ВЕЛИКОДНИЙ, кандидати фіз.-мат. наук, **О.А. ЄФІМОВ, В.А. ПАНОВ, Т.М. ТИХОНОВСЬКА**, інженери (ННЦ «Харьківский фізико-технічний інститут» НАН України)

Розроблено конструкцію та відпрацьовано технологію виготовлення низькочастотних високотемпературних двокомпонентних п'єзокерамічних акселерометрів для вібраційного контролю головних циркуляційних насосів. Виготовлено дослідні зразки акселерометрів 2АП-01 та проведено їх випробування. За результатами випробувань встановлено, що характеристики акселерометрів повністю відповідають технічному завданню.

Ключові слова: *атомна електростанція, циркуляційний насос, діагностика, вібраційний контроль, акселерометр, п'єзокераміка, коефіцієнт перетворення, чутливість, радіаційна стійкість*

В процесі експлуатації головних циркуляційних насосів (ГЦН) на атомних електростанціях має проводитись безперервний моніторинг амплітуди і спектру вібрації, за якими визначають технічний стан агрегату. Обслуговування і ремонт провадять за умови, коли в робочих режимах виникають відхилення небезпечного рівня або при планових зупинках [1–4]. Щодо атомних електростанцій такий підхід зумовлений як економічними чинниками, так і жорсткими вимогами безпечної експлуатації енергоблоків [3]. Ефективність віброконтролю залежить від чутливості та надійності акселерометра протягом тривалого часу експлуатації. Виходячи з цього запропоновано конструкцію і технологію виготовлення двокомпонентних п'єзокерамічних акселерометрів, які можуть надійно працювати у вологій атмосфері, на забруднених поверхнях, в умовах високих температур та значних радіаційних навантаженнь.

Конструкція акселерометра дозволяє вимірювати коливання в двох взаємно перпендикулярних напрямках, а також контролювати працездатність акселерометра без демонтування його з поверхні об'єкту за рахунок того, що чутливий елемент має дві незалежні частини, кожна із яких сприймає і контролює тільки свою складову компоненту коливань у заданому напрямку (рис. 1).

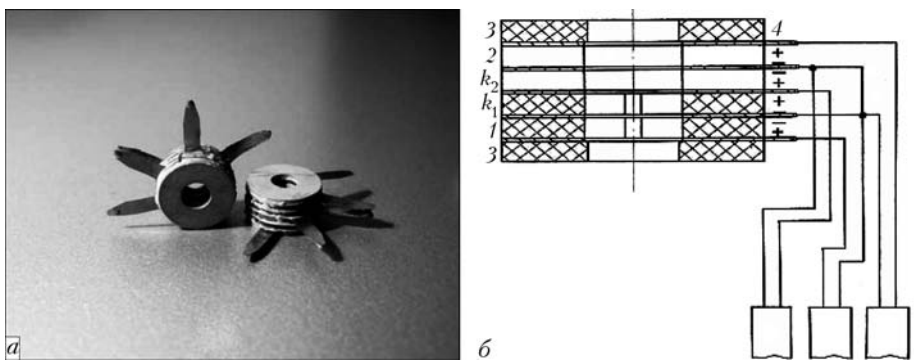


Рис. 1. Чутливий елемент (*а*) та схема з'єднання п'єзопластин акселерометра (*б*): *1, 2* — відповідно перша та друга компоненти, k_1, k_2 — контроль працездатності відповідної компоненти; *3* — ізолюючі шайби; *4* — контактні площадки

© М.А. ТИХОНОВСЬКИЙ, О.М. ВЕЛИКОДНИЙ, О.А. ЄФІМОВ, В.А. ПАНОВ, Т.М. ТИХОНОВСЬКА, 2009

Перетворення механічних коливань в електричний сигнал відбувається за допомогою п'єзокерамічних півкілець, виготовлених з п'єзокераміки ЦТС-26, яка має відповідний інтервал робочих температур та задовольняє умовам радіаційної стійкості [5, 6]. Монтаж і складання акселерометра провадили за допомогою тонких слоїв високотемпературного клею КТ-2, який витримує максимальну робочу температуру, а наявність двох шайб дозволяє повністю ізолювати чутливий елемент від корпусу акселерометра, що зменшує рівень наводок [7].

Можливість самоконтролю забезпечували додатковими п'єзоелементами k_1 і k_2 (рис. 1, *б*). З генератора сигнал частотою 45 Гц і амплітудою 1 В подавали на п'єзоелементи k_1 і k_2, які перетворюють його в механічні коливання, а потім в електричний сигнал, що вимірюється вольтметром. Значення коефіцієнта передачі при контролі має відповідати наведеному в паспорті вказаного акселерометра.

Запропонована конструкція (рис. 2) є герметичною, що дозволяє акселерометру працювати в забрудненому середовищі при контролі ГЦН атомних електростанцій. Матеріали, використані для виготовлення складових деталей акселерометра, типи п'єзокераміки і сигнального кабелю забезпечують широкий інтервал робочих температур (до 300 °С) та радіаційну стійкість. Вказані фактори визначили конструктивні особливості і форму виконання акселерометра.

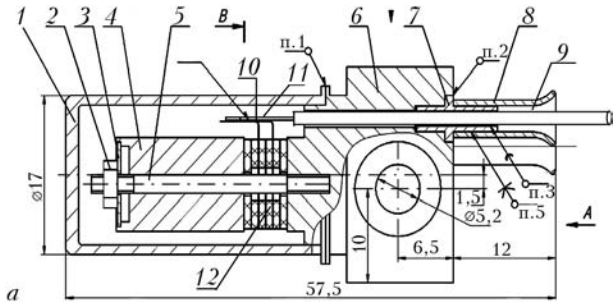




Рис. 2. Схема двокомпонентного акселерометра 2АП-01 (*а*) та зовнішній вигляд дослідного зразка і його основних конструктивних елементів (*б*): *1* — кожух; *2* — гайка; *3* — пружинна шайба; *4* — інерційний вантаж; *5* — шпилька; *6* — основа; *7, 8* — втулки; *9* — сигнальний кабель КТМС; *10* — контактна площадка; *11* — сигнальні проводи кабелю; *12* — п'єзокерамічні кільця; п. 1 — точкове зварювання; п. 2 — лазерне зварювання; п. 3 — пайка ПСр-50; п. 5 — герметик;

Досліджували технічні характеристики за допомогою атестованого вібростенду [8]. Значення коефіцієнта перетворення акселерометра визначали за такою формулою:

$$k = \frac{U_б}{\gamma_{п.ф} a}, \qquad (1)$$

де k — дійсне значення коефіцієнта перетворення по прискоренню, пКл/м·с$^{-2}$; $U_б$ — показання електронного вольтметра на базовій частоті, мВ; a — дійсне значення віброприскорення, відтворене еталонним вібростендом, м/с^2; $\gamma_{п.ф}$ — коефіцієнт передачі підсилювача-формувача, мВ/пКл.

У підсумку отримали таке значення коефіцієнта перетворення: 3,2 пКл/мс$^{-2}$ — для першої компоненти та 3,3 пКл/мс$^{-2}$ — для другої.

Далі визначили відносний коефіцієнт поперечного перетворення. Для цього акселерометр встановили на вібростенд таким чином, щоб напрямок відповідної компоненти був перпендикулярним напрямку коливань. Вихід акселерометра приєднували до підсилювача заряду вібростенда. На вібростенді при частоті 45 Гц задається прискорення 1 g і проводиться відлік значень напруги. Відносний коефіцієнт поперечного перетворення $k_\perp$ для кожної компоненти визначали за такою формулою:

$$k_\perp = \frac{U}{U_0} \cdot 100\ \%, \qquad (2)$$

де U, U_0 — показання вольтметра відповідно для поперечної та поздовжньої складових.

Отримано такі значення відносного коефіцієнта поперечного перетворення: для першої компоненти — $k_\perp$ = 3 %; для другої — $k_\perp$ = 5 %.

Нерівномірності амплітудно-частотної характеристики (АЧХ) визначали при постійному значенні прискорення 1 g на частотах 10, 45, 80, 100, 250, 400, 1000 і 2000 Гц. Акселерометр при цьому встановлювали на вібростенд, а вихід акселерометра підключали до підсилювача заряду. Задавали необхідні значення частоти при прискоренні 1 g і проводили відлік по вольтметру. Одержані результати наведено в табл. 1.

Нерівномірність АЧХ визначали за формулою:

$$\gamma = \frac{U_m - U^0}{U^0} \cdot 100\ \%, \qquad (3)$$

де U_m — мінімальне або максимальне показання вольтметра; U^0 — показання вольтметра на частоті 45 Гц.

Значення нерівномірності АЧХ складало 6,5 % для першої компоненти та 5 % — для другої.

Визначали нелінійність АЧХ на тому ж вібростенді на частоті 45 Гц при значеннях прискорення 0,1; 0,5; 1; 2,5; 5 і 10 g. Встановивши акселерометр на вібростенд при частоті 45 Гц, відтворили всі вказані значення прискорення (табл. 2).

Для кожної точки нелінійність АЧХ визначали за формулою

Таблиця 1. Дані для розрахунку нерівномірності АЧХ

Напруга, мВ, при частоті, Гц							
10	45	80	100	250	400	1000	2000
Перша компонента							
782	800	788	820	814	824	852	830
Друга компонента							
776	800	832	788	772	827	840	834

Таблиця 2. Дані для розрахунку нелінійності АЧХ

Напруга, мВ, при прискоренні, g					
0,1	0,5	1	2,5	5	10
Перша компонента					
78	418	800	2110	4150	7830
Друга компонента					
81	420	800	2160	4120	8090

Таблиця 3. Результати досліджень технічних характеристик акселерометра 2АП-01

Параметр	Значення параметру		
	Відповідно до технічного завдання	Фактичні компоненти	
		перша	друга
Коефіцієнт перетворення акселерометра k, пКл/мс$^{-2}$	≥3,0	3,1	3,3
Коефіцієнт передачі при контролі, пКл/В	60	58	74
Відносний коефіцієнт поперечного перетворення $k_\perp$, %	≤10	3	5
Нерівномірність АЧХ γ, %	≤10	6,5	5
Нелінійність амплітудної характеристики δ, %	≤10	3,9	4,8
Опір ізоляції при температурі 20 °С, Ом	$\geq 1\cdot 10^9$	$3\cdot 10^9$	$1\cdot 10^9$

$$\delta_n = \frac{nk_i - \sum_i^n k_i}{\sum_i k_i} \cdot 100\ \%, \qquad (4)$$

де $k_i = U_i/a_i$; U_i — показання вольтметра; a_i — прискорення; n — кількість вимірювань.

При визначенні нелінійності АЧХ враховуються найбільші значення δ_n. Для досліджуваного акселерометра отримано такі значення: 3,9 — для першої компоненти і 4,8 % — для другої.

В табл. 3 наведено фактичні значення параметрів досліджуваного акселерометра при температурі 20 °С.

Досліджували температурну залежность коефіцієнта перетворення для акселерометра 2АП-01 в інтервалі температур мінус 30 − плюс 300 °С з використанням вібростенду ВСВ-131. Акселерометр закріплювали на верхній площадці штоку, який забезпечував температурну розв'язку з вібростендом, та встановлювали в термостат для можливості регулювати температуру. При цьому вібростенд та еталонний віброперетворювач знаходилися в стандартних умовах при кімнатній температурі. Контролювали температуру за допомогою термопари, спай якої кріпили на основі досліджуваного акселерометра. Шляхом змінювання температури акселерометра за допомогою еталонного віброперетворювача визначали коефіцієнт перетворення. Результати випробувань наведено на рис. 3.

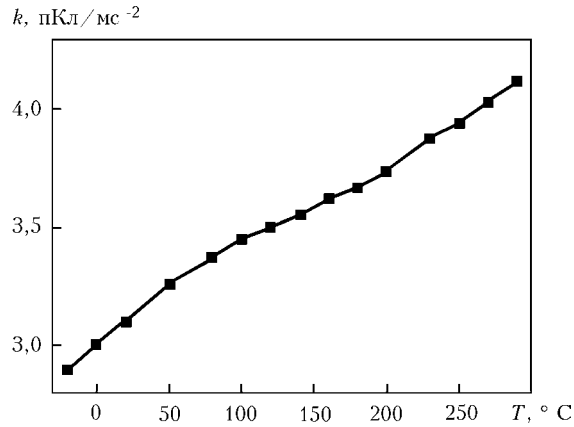


Рис. 3. Температурна залежність коефіцієнта перетворення акселерометра 2АП-01

Як свідчить рис. 3, коефіцієнт перетворення монотонно зростає з підвищенням температури від 2,9 при −20 °С до приблизно 4,2 пКл/мс$^{-2}$ при 300 °С, що пов'язано з особливостями температурної поведінки п'єзомодулів.

Висновки

1. Розроблено конструкцію високотемпературного двокомпонентного акселерометра та виготовлено конструкторську документацію. Всі елементи і складові частини акселерометра виготовлено з радіаційно-стійких матеріалів, здатних працювати при значеннях температури до 300 °С.

2. Розроблено технологію виготовлення двокомпонентних п'єзокерамічних акселерометрів, підготовлено та затверджено технологічну інструкцію [7].

3. Виготовлено дослідні зразки акселерометрів та проведено дослідження їх технічних характеристик. За результатами випробувань встановлено, що основні характеристики акселерометрів відповідають вимогам до давачів, контролюючих вібрації ГЦН АЕС.

1. *Генкин М.Д., Соколов А.Г.* Виброакустическая диагностика машин и механизмов. — М.: Машиностроение, 1987. — 284 с.
2. *Курчавова Т.П.* Измерение вибрации машин на производстве. — СПб.: С.-Петерб. ун-т экономики и финансов, 1991. — 126 с.
3. *Трофимов А.И.* Пьезоэлектрические преобразователи в атомной технике. — М.: Энергоатомиздат. — 1983. — 64 с.
4. *Неруйнівний* контроль і технічна діагностика. Довідник / Під ред. З.Т. Назарчука. — Львів: ФМІ НАН України, 2001. — Т. 5. — 1138 с.
5. *Пьезокерамика* различного назначения / В.В. Климов, О.С. Дидковская, Г.Е. Савенкова и др. // Неорган. материалы. — 1995. — **31**, № 3. — С. 419–422.
6. *Высокоэффективные* пьезокерамические материалы: Справочник. — Ростов-на-Дону: АО «Книга», 1994. — 30 с.
7. *Технологічна* інструкція на процес виготовлення низькочастотних двокомпонентних п'єзокерамічних акселерометрів / М.А. Тихоновський, О.М. Великодний, О.А. Єфімов та ін. — Харків: ННЦ ХФТІ НАН України, 2008. — 17 с.
8. *Равдин С.И.* Современные методы и средства вибрационных испытаний. — М.: Знание, 1984. — 132 с.

ПРОЕКТ 2.9.1

Розроблення макету приладу визначення концентрації водню в металі на основі магніторелаксаційного методу

УДК 621.317.44

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИЙ ЗРАЗОК ПРИЛАДУ ДЛЯ ОЦІНЮВАННЯ КОНЦЕНТРАЦІЇ ВОДНЮ В МЕТАЛІ НА ОСНОВІ МАГНІТОРЕЛАКСАЦІЙНОГО МЕТОДУ

Я.Л. ІВАНИЦЬКИЙ, д-р техн. наук, **О.П. БУХАЛО**, **Г.В. МИКИТИН**, кандидати техн. наук, **З.В. ДМИТРІВ**, **М.М. ГВОЗДЮК**, інженери (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Запропоновано магніторелаксаційний метод вимірювання параметра магнітної післядії. Розроблено експериментальний зразок приладу для оцінювання концентрації водню у циліндричному феромагнітному зразку. Створено підхід до метрологічного забезпечення вимірювання параметра магнітної післядії.

Ключові слова: *неруйнівний контроль, феромагнетик, метод магнітної післядії, концентрація водню, експериментальний зразок приладу, установка, метрологічне забезпечення*

Аспекти дослідження системи метал–водень. На сьогодні в галузі неруйнівного контролю і технічного діагностування залишається актуальною проблема визначення концентрації водню в металах і на цій основі оцінювання міцності та довговічності матеріалів і конструкцій [1–3]. Система метал–водень має свої особливості при дослідженні взаємодії феромагнетиків з воднем. Актуальним аспектом у цих дослідженнях є динамічні процеси намагнічування феромагнетиків. Особливим є явище магнітної післядії, яке проявляється у вигляді акомодації (зростання у часі) і дезакомодації (спаду у часі) магнітної проникності відповідно після включення та виключення зовнішнього магнітного поля [4, 5]. Дослідження часової зміни параметрів феромагнітних матеріалів на основі запропонованих методу, засобу, алгоритму реєстрації магнітної післядії уможливлює встановлення її зв'язку з концентрацією водню в матеріалі і на цій основі визначення стану якості конструкційного матеріалу. Відомо декілька методів визначення концентрації водню у металах за відповідних експериментальних умов. Аналіз процесів взаємодії водню з металами проводять методами: ядерно-фізичними, месбауерівської спектроскопії, ядерного магнітного резонансу, нейтронографії [6]. Концентрацію водню визначають методами оцінювання теплоємності; зважування; хроматографії, вакуумної екстракції.

Особливо цікавими є результати дослідження системи метал–водень на предмет визначення теплоємності водню, розчиненого в металі, при постійному тиску C_P і при постійному об'ємі C_V. За таких умов рівноважна концентрація водню аналітично визначається залежно від температури і тиску [7]. У роботі [8] представлені результати дослідження впливу температурно-механічних напружень на процес вбирання водню титаном. Умови експерименту — температура до 800 К, тиск водню $0{,}5–0{,}6\cdot10^6$ Па. Кількість поглиненого водню (кінетична концентрація) визначена методом зважування на вагах ВЛР-20 з точністю до $1{,}5\cdot10^{-8}$ кг і розрахована за зміною тиску і об'єму реакторної системи. Вміст водню також визначається еволографом ВГ-9 з чутливістю до газів, меншою за 1 мм^3. Метод газової хроматографії (мас-спектрометрії) дозволяє екстрагувати водень із зразка досліджуваного матеріалу за умови високотемпературного нагрівання у вакуумі [9, 10]. У сфері неруйнівного контролю і технічного діагностування розроблені та функціонують прилади, давачі для визначення вмісту водню в металах. Наприклад, вимірювач вмісту водню і його важких ізотопів у поверхневому шарі твердого зразка без його руйнування [11]. Для визначення концентрації водню в металах сьогодні застосовують давачі водню з характеристиками: діапазон робочих температур 77–330 К, діапазон робочих тисків $1–5\cdot10^5$ Па, вимірювана концентрація водню в діапазонах 0,2–3,1 % з точністю +0,1 %; 3,1–20 % з точністю +0,1 %; 20–95 % з точністю +0,1 % [12].

Визначення концентрації водню у металах і сплавах здійснюють приладами американської фірми «Leco» — аналізатори RH (RHEN)-600/602, RH-402 [13]. Наприклад, аналізатор RH-402 широко застосовується для експрес-аналізу вмісту водню у чорних металах, сталях, сплавах. Розроблений і запатентований спосіб та пристрій для визначен-

© Я.Л. ІВАНИЦЬКИЙ, О.П. БУХАЛО, Г.В. МИКИТИН, З.В. ДМИТРІВ, М.М. ГВОЗДЮК, 2009

ня водню в металах, який грунтується на виділенні водню у газоподібну фазу шляхом впливу випромінювання імпульсного лазера на досліджуваний або порівняльний зразок металу з відомим вмістом водню [14]. Відомий аналітичний спосіб визначення концентрації водню у феромагнетиках за параметром магнітної післядії за умов наводнення і навантаження зразка [15]. Спосіб грунтується на вимірюванні часу релаксаційних процесів у феромагнітному матеріалі.

Магніторелаксаційний метод вимірювання параметра магнітної післядії. В роботі [16] представлено макет приладу для оцінювання магнітної післядії феромагнітних матеріалів та алгоритм експериментального визначення зміни магнітної проникності $\mu(t)$ в часі:

$$\mu(t) = \frac{(f^0)^2 \mu_ф}{\mu_ф f^2(t) - (f^0)^2}, \qquad (1)$$

де $f(t)$ — значення частоти автоколивань в момент часу t; f^0 — частота автоколивань у відсутності осердя; $\mu_ф$ — магнітна проникність форми об'єкта.

Однак для практики експериментальних досліджень і виробничих потреб необхідно встановити деяку числову характеристику, яка містить інформацію про характер зміни $\mu(t)$ в часі без кропіткого аналізу кривої перехідного процесу. Для цього було проведено експериментальні дослідження ефекту магнітної післядії і виявлено, що після закінчення зондуючого магнітного імпульсу значення $\mu(t)$ заникає від початкового значення μ_0 до деякого сталого значення μ_∞, причому функція заникання значень $\mu(t)$ від μ_0 до μ_∞ близька до експоненційної. На цій основі прийнята гіпотеза, що функцію заникання $\mu(t)$ в часі можна представити експоненційною моделлю

$$\mu(t) = \mu_\infty + (\mu_0 - \mu_\infty) \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right), \qquad (2)$$

де τ — постійна часу заникання магнітної проникності в часі.

Саме це значення τ було обрано за числову характеристику заникання в часі магнітної проникності $\mu(t)$. Тоді, підставляючи формулу (2) у (1), отримуємо алгоритм оцінювання значення τ:

$$\tau = -\frac{t}{\ln\left[\dfrac{\mu_ф f_0^2 - (f^0)^2}{\mu_ф f^2(t) - (f^0)^2} \dfrac{f_\infty^2 - f^2(t)}{f_\infty^2}\right]}, \qquad (3)$$

де f_0, f_∞ — значення частоти автоколивань безпосередньо після закінчення зондуючого імпульсу і на нескінченості, відповідно.

Алгоритм (3) дозволяє оцінювати значення τ у довільний момент часу t, але для його практичної реалізації необхідно прийняти до уваги такі обставини. По-перше, відліки частоти $f(t)$ реально реєструються після деякого часу її накопичення Δt, а по-друге, формула (3) справедлива для довільного відліку частоти. Тому, якщо провести усереднення значень τ по усіх відліках частоти, отримуємо більш точне значення τ, ніж за одним відліком. Це необхідно, в основному, внаслідок ефекту Баркгаузена, згідно з яким має місце стохастичний процес оберненого повертання доменів і встановлення їх границь стрибкоподібним чином, що може призвести до суттєвих похибок визначення τ за одним відліком частоти $f(i\Delta t)$, де $i = 1, 2, 3 \ldots$. Із врахуванням згаданого вище, практичну реалізацію алгоритму (3) можна представити у вигляді

$$\bar{\tau} = -\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \frac{i\Delta t}{\ln\left[\dfrac{\mu_ф f_0^2 - (f^0)^2}{\mu_ф f^2(i\Delta t) - (f^0)^2} \dfrac{f_\infty^2 - f^2(i\Delta t)}{f_\infty^2 - f_0^2}\right]}, \qquad (4)$$

де n — кількість відліків частоти; $\bar{\tau}$ — середнє значення постійної часу спаду величини $\mu(t)$.

Експериментальний зразок приладу для оцінювання концентрації водню за параметром магнітної післядії. На рис. 1 показано загальний вигляд експериментального зразка приладу та установки для дослідження зміни параметра магнітної післядії феромагнетика від концентрації водню та від деформації [17].

Структурна схема експериментального зразка приладу для реєстрації параметра магнітної післядії феромагнітних зразків зображена на рис. 2 [18].

Стрижень *1*, який виготовлено з матеріалу, який досліджують, може бути наводненим чи навантаженим, разом із інформаційною *2* і збуджуючою *3* обмотками розміщено у магнітному екрані *4* (відпалений пермалой) для зменшення завад. Навантаження зразка *1* здійснюють через немагнітні фіксатори *5* навантажувальною установкою (на рис.2 не показана). У процесі дослідження характеристик вихідного чи наводненого зразків навантаження відсутнє. Обмотки *2* і *3* намотані

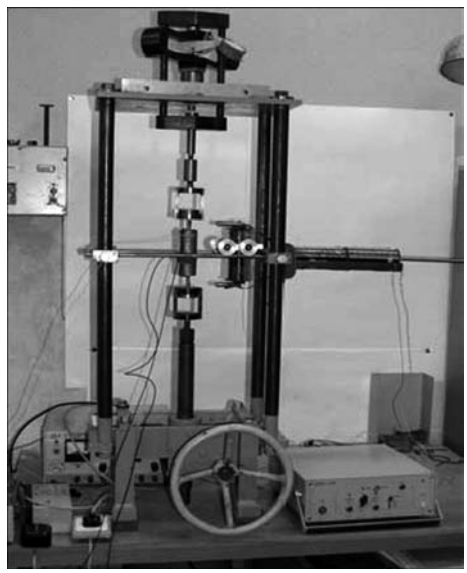


Рис. 1. Загальний вигляд експериментального зразка приладу та установки

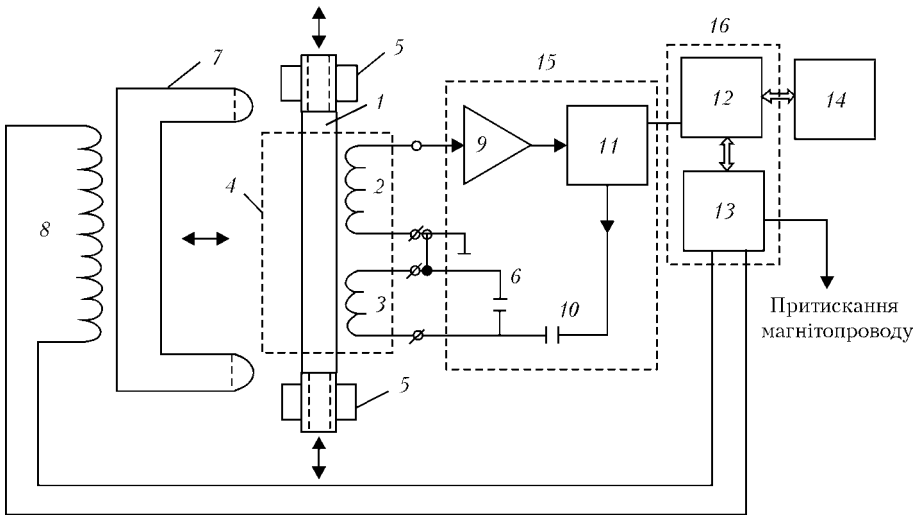


Рис. 2. Структурна схема експериментального зразка приладу для вимірювання параметра магнітної післядії (позначки див. у тексті)

одна поверх другої і перекривають активну довжину зразка, обмежену магнітним екраном *4*. Збуджуюча обмотка *3* і конденсатор *6* утворюють коливний контур з деякою резонансною частотою f, значення якої залежить від індуктивності обмотки *3*, а отже, і від магнітної проникності зразка *1*.

Попереднє розмагнічення чи намагнічення циліндричного зразка *1* проводять за допомогою електромагніту, який складається з магнітопроводу *7* і генеруючої обмотки *8*, на яку залежно від режиму (розмагнічення/намагнічення) подають спадну в часі синусну напругу, чи синусну напругу постійної амплітуди, відповідно, з виходу блоку управління *13*. Під час розмагнічення чи намагнічення зразка магнітопровід *7* притискають до зразка *1*, при цьому канал передавання сигналів блокується і їх реєстрація не проводиться. Притискання магнітопроводу *7* до зразка *1* і його відведення проводять за сигналами блоку управління *13* спеціальним механічним пристроєм (на рис. 1 не показано). Фіксовані часові інтервали намагнічення і розмагнічення зразка *1*, а також його намагнічення до насичення магнітної індукції забезпечують постійні початкові умови експерименту. Зазначимо, що котушку *8* не слід розміщувати на зразку *1*, оскільки для досягнення в ньому насичення магнітної індукції (максимальне значення 2,2 Тл для АРМКО-заліза), необхідно забезпечити напруженість магнітного поля ~50 кА/м, що вимагає великої потужності (20–30 ВА) і призводить до її нагрівання. Тоді результати експерименту неконтрольованим чином будуть залежати від температурного режиму зразка із суттєвою похибкою. Застосування відкидного електромагніту *7, 8* локалізує в ньому виділення тепла, а частина тепла, що дифундує у зразок *1* під час намагнічення, відбирається через масивні немагнітні теплопровідні фіксатори *5* (мідь, латунь) в тіло навантажувальної установки. Так забезпечуються сталі температурні умови експерименту.

Інформаційна обмотка *2*, підсилювач з високоомним входом *9* і термостабільний нормалізатор амплітуди *11* через конденсатор 10 створюють ланцюг додатного оберненого зв'язку коливного контуру *3, 6*, що забезпечує в ньому неперервні коливання з деякою частотою f. Ця частота буде змінюватись в часі залежно від зміни в часі магнітної проникності зразка *1*. Конденсатор *10* вимикає постійний струм підмагнічення зразка *1*, щоб не впливати на процес встановлення його власної доменної структури. Амплітуду коливань в контурі *3, 6* обрано мінімальною на фоні шумів (~1 мВ), для збереження власної магнітної характеристики зразка *1*. Значення резонансної частоти f контуру *3, 6* за наявності зразка *1* становить величину порядку 10 кГц, що забезпечує достатньо точність її вимірювання за час близько 1 с. Зауважимо, що при зондуванні металів змінним магнітним полем в них виникає явище скін-ефекту, тобто магнітне поле проникає в метал на глибину Δl, яку визначають за формулою

$$\Delta L \sim (\sqrt{2\mu_*\mu\lambda f})^{-1}, \qquad (5)$$

де μ_* — магнітна постійна; μ — магнітна проникність на цій частоті; λ — питома провідність; f — частота коливань змінного магнітного поля.

Для діамагнетиків і парамагнетиків (мідь, алюміній), в яких $\mu \sim 1$, значення $\Delta l \sim \frac{1}{\sqrt{f}}$, тобто із зменшенням частоти глибина проникнення поля збільшується. Однак для феромагнетиків значення μ зменшується із збільшенням частоти f таким чином, що в діапазоні частот 1–10 кГц значення величини $\sqrt{\mu f}$ залишається приблизно постійним. Тому зменшення частоти зондування не приведе до помітного збільшення глибини проникнення магнітного поля.

У цьому випадку глибина проникнення магнітного поля для феромагнітних матеріалів становить величину порядку 1 мм, тобто зондують поверхневі шари зразка, де, власне, і є максимальна концентрація водню, а механічні навантаження практично однаково впливають як на поверхневі, так

і на внутрішні шари об'єму зразка. З виходу інформаційної обмотки *2* синусний сигнал підсилюється підсилювачем *9* з високоомним входом і надходить на термостабілізований нормалізатор амплітуди *11* з двома виходами — один для збудження резонансного контуру *3, 6*, а другий — для реєстрації частоти автоколивань блоком перетворення частоти — код *12*, який через інтерфейсну шину з'єднаний з комп'ютером *14*. Останній фіксує біжучу зміну частоти f з часом і опрацьовує отриману інформацію за заданими алгоритмами. Комп'ютер *14* керує також режимом роботи блока перетворення таймера *12* (час набору, скид, пуск і т. д.) і через нього — роботою блока управління *13*. Конструктивно прилад складається із зразка *1*, обмоток *2, 3* і магнітного екрану *4* (які розміщені в навантажувальній установці), блока *15* автогенератора, який містить підсилювач *9*, термостабілізований нормалізатор амплітуди *11* і конденсатори *6, 10*, а також блока управління та попередньої обробки *16*, до якого входять блок перетворення частота — код та інтерфейс *12* і блок управління *13*. Пропонований експериментальний зразок приладу вимірює параметр магнітної релаксації феромагнітних матеріалів за алгоритмом (4).

Експериментальні дослідження. Для проведення експериментальних досліджень було виготовлено гладкі циліндричні зразки з трубної сталі 17Г2С, з різьбовими закінченнями діаметром d = = 8 мм і загальною довжиною l = 180 мм. Наводнення зразків проводили у стандартній камері газоподібним воднем при T = 400 °С та значеннях надлишкового тиску 0,4; 0,8; 1,4 і 2,4 МПа з наступним швидким охолодженням. Час наводнення становив 4 год. Після попереднього розмагнічення циліндричного зразка, виготовленого із сталі 17Г2С, на нього подають зондуючий імпульс змінного (синусного) магнітного поля, направленого вздовж осі зразка, з амплітудою такою, що забезпечує магнітну індукцію насичення зразка. Тривалість імпульсу магнітного поля може регулюватись в певних межах (від 20 до 120 с). За час дії зондуючого імпульсу проходить стабілізація петлі гістерезису, а при амплітудному значенні поля формується однодоменна структура зразка. Тобто, вектор його власного магнітного поля співпадає з напрямком вектора зондуючого магнітного поля (індукція насичення зразка). Намагнічення зразка до насичення забезпечує незалежність початкових умов магнітної післядії від нестабільності амплітуди і тривалості зондуючого імпульсу, що підвищує ефективність реєстрації ефекту магнітної післядії. Зондуюче магнітне поле вимикається в момент досягнення ним амплітудного значення. Після закінчення дії зондуючого імпульсу магнітного поля однонаправлена доменна структура частково руйнується за рахунок стохастичних теплових коливань і матеріал зразка згідно явища гістерезису переходить із стану насичення у стан із залишковою індукцією та деякою затримкою в часі. Ця затримка характеризується відповідними складовими спаду магнітної проникності (швидкою ~10–100 мс і повільною >100 с), причому їх абсолютні значення суттєво залежать від температури. Тому порівняння параметрів магнітної післядії для наводнених і ненаводнених зразків потрібно проводити за однакових температурних умов. Експериментально досліджувалась зміна повільної компоненти параметру магнітної післядії (рис. 3).

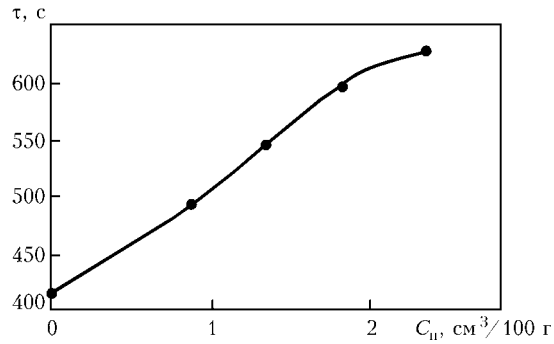


Рис. 3. Залежність параметра магнітної релаксації від концентрації водню у зразку із сталі 17Г2С

Якщо газоподібний водень в металі рівномірно розподілений по всьому об'єму, його концентрація C_H визначається за законом Сівертса [2]:

$$C_H = K(T)\sqrt{P}, \qquad (6)$$

де $K(T)$ — коефіцієнт розчинності водню, см^3/100 г (для сталі 17Г2С $K(T)$ = 1,5 см^3/100 г); P — тиск газоподібного водню, МПа.

Час спаду магнітної проникності у матеріалі залежить від ступеню його наводнення. Отже, знаючи величину часу спаду магнітної проникності, яка є певною характеристикою кількості розчиненого водню у матеріалі, можна визначити середню концентрацію водню для відповідної системи метал–водень [19].

Метрологічне забезпечення вимірювання параметра магнітної післядії. Запропонований підхід до метрологічного забезпечення вимірювань (МЗВ) параметра магнітної післядії охоплює об'єкт дослідження — постійна часу магнітної післядії феромагнетика (параметр τ); засіб вимірювальної техніки (ЗВТ) — прилад для вимірювання параметра магнітної релаксації (експериментальний зразок); технічне завдання (ТЗ) на розроблення приладу; технічний опис та інструкція з експлуатації; проекти програми та методики метрологічної атестації (ППМА) приладу для вимірювання магнітної післядії; методологію вимірювання параметру магнітної післядії τ згідно методу, методики вимірювань; метрологічну атестацію приладу згідно ППМА за розробленими методиками атестації, методиками і алгоритмами опрацювання результатів вимірювань, формою подання результатів атестації згідно закладених вимог ТЗ на розроблення ЗВТ; зразкові ЗВТ, що використовуються для метрологічної повірки. Кожний елемент структури МЗВ має нормативно-технічну

основу — це державні, міждержавні, міжнародні стандарти та рекомендації.

Точність вимірювання параметра магнітної післядії залежить від точності прямих вимірювань постійної частоти автоколивань та від похибки алгоритму оцінювання параметра магнітної післядії τ.

Похибки результатів вимірювань параметра магнітної релаксації наступні: основна похибка однократного вимірювання частоти; відносна похибка оцінювання параметра магнітної післядії δ_τ, що визначається похибками початкової f_0 і кінцевої f_∞ частот автоколивань в LC-контурі з осердям. Згідно проведеного метрологічного контролю основна похибка однократного вимірювання частоти не перевищує ±0,02 %, а за рахунок невизначеності частот f_0 та f_∞ методична похибка приймає відповідно значення $\delta_{\tau_0} = \pm 4$ % та $\delta_{\tau_\infty} = \pm 2$ %.

Достовірність отриманих результатів перевірена за допомогою атестованого магнітометра LEMI-011B, розробленого Львівським центром Інституту космічних досліджень НАН та НКА України. Обидва значення постійної часу спаду магнітної проникності $\mu(t)$ порівнюють і результат їх збігу підтверджує коректність процедури оцінювання параметра магнітної післядії τ. Розбіжність значень τ не перевищує 3 %. Додатковою перевіркою стабільності роботи є багаторазове повторення оцінювання значення τ за однакових умов. Розбіжність результатів проведених експериментальних досліджень зміни магнітної післядії феромагнітного матеріалу не перевищувала 1–2 % [18].

Таким чином, у роботі проаналізовано методи і засоби визначення концентрації водню у металі; запропоновано магніторелаксаційний метод вимірювання параметра магнітної післядії у феромагнетику; розроблено експериментальний зразок приладу для оцінювання концентрації водню за параметром магнітної післядії; встановлено експериментальні залежності параметра магнітної релаксації від концентрації водню; розроблено підхід до метрологічного забезпечення вимірювання параметра τ.

1. *Карпенко Г.В.* Вплив водню на механічні властивості сталі. — Київ: Вид-во Академії наук Української РСР, 1960. — 70 с.
2. *Панасюк В.В.* Механика квазихрупкого разрушения материалов. — Киев: Наук. думка, 1991. — 416 с.
3. *Похмурський В.І., Федоров В.В.* Вплив водню на дифузійні процеси в металах. — Львів: Еней, 1998. — 208 с.
4. *Вонсовский С.В.* Магнетизм. Магнитные свойства диа-, пара-, ферро-, антиферро- и ферримагнетиков. — М.: Наука, 1971. — 1032 с.
5. *Тикадзуми С.* Физика ферромагнетизма. Магнитные характеристики и практические применения. — М.: Мир, 1987. — 419 с.
6. *Швачко В.И.* Анализ и исследование водорода в сталях масспектральным методом // Физ.-хим. механика материалов. — 1988. — № 4. — С. 85–99.
7. *Смирнов Л.И.* Теплоемкость водородной подсистемы в системах металл-водород // Металлофизика и новейшие технологии. — 2006. — **28**, № 3. — С. 295–302.
8. *Школа А.А.* Вплив температурно-механічних напружень на сорбцію водню в титані (початковий етап насичування воднем) // Там саме. — 2006. — **28**, № 6.— С. 837–846.
9. *Швед М.М.* Изменение эксплуатационных свойств железа и стали под влиянием водорода. — Киев: Наук. думка, 1985. — 120 с.
10. *Вайнман А.Б., Мелехов Р.К., Смиян О.Д.* Водородное охрупчивание элементов котлов высокого давления. — Киев: Наук. думка, 1990. — 272 с.
11. http://iki.cosmos.ru/innov/rus/isiv3.htm
12. http://www.hydrogen.ru/ifsseht2000/projects/1580censor.html
13. http://www.leco.ru/index.php?pname=branch&id=1
14. *Пат. RU (11) 2282182 (13) C1, G01N 27/ 12.* *Способ* определения водорода в металлах и устройство для его реализации / Н.П. Глухов, А.К. Калитеевский, С.Д. Лазарев и др. — Опубл. 20.08.2006.
15. *Деклараційний* пат. № 71821A UA, G 01N17/00. Спосіб визначення концентрації водню в маловуглецевих сталях за параметрами магнітної післядії / Андрейків О.Є., Іваницький Я.Л., Чекурін В.Ф., Гембара О.В.; Опубл. 15.12.2004. — Бюл. № 12.
16. *Метод* магнітної релаксації для неруйнівного контролю феромагнітних матеріалів / Я.Л. Іваницький, О.П. Бухало, Г.В. Микитин и др. // Фізичні методи та засоби контролю середовищ матеріалів та виробів. — Львів: ФМІ НАНУ, 2008. — С. 35–39.
17. *Експериментальна* установка та методика досліджень впливу деформацій на параметр магнітної післядії / Я.Л. Іваницький, О.П. Бухало, Г.В. Микитин, З.В. Дмитрів // Фізичні методи та засоби контролю середовищ матеріалів та виробів. — Львів: ФМІ НАНУ, 2008. — С. 40–44.
18. *Система* реєстрації магнітної післядії феромагнітних матеріалів / Я.Л. Іваницький, О.П. Бухало, Г.В. Микитин та ін. // Відбір і обробка інформації. — 2008. — № 29. — С. 50–55.
19. *Дослідження* системи метал-водень магніторелаксаційним методом / Я.Л. Іваницький, О.П. Бухало, Г.В. Микитин та ін. // Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів: В 2-х т./ Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів». — № 7. — Львів: Фізико-механічний інститут ім.. Г.В. Карпенка НАН України, 2008. — Т. 1. — С. 87–91.

ПРОЕКТ 2.9.2

Розроблення неруйнівного методу оцінки ступеня наводнення металу елементів газотранспортної системи з використанням магніторелаксаційного ефекту

УДК 539.3:537.22:669.778

ПРИНЦИП НЕРУЙНІВНОГО ВИЗНАЧЕННЯ КОНЦЕНТРАЦІЇ ВОДНЮ В МЕТАЛІ З ВИКОРИСТАННЯМ ЯВИЩА МАГНІТНОЇ ПІСЛЯДІЇ

В.Ф. ЧЕКУРІН, д-р. фіз.-мат. наук (Ін-т прикладних проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстригача НАН України)

Запропоновано принцип неруйнівного визначення ступеня наводнення, який базується на попередньо встановлених градуювальних залежностях часу релаксації намагніченості металу від концентрації розчиненого в ньому водню, деформації та температури. Розроблено метод та конструкція комплексного напівпровідникового давача для одночасного вимірювання деформації об'єкта і його температури.

Ключові слова: *неруйнівні методи, залишкова намагніченість, одночасне вимірювання деформації і температури, напівпровідниковий давач для комплексних вимірювань*

Водень, розчинений в металі, спричиняє його окрихчення, що за достатньо високих концентрацій може призводити до істотного зниження експлуатаційних властивостей елементів конструкцій — міцності, надійності, залишкового ресурсу тощо. Ця проблема має важливе значення, зокрема, для елементів і вузлів систем транспортування вуглеводнів — ємностей, трубопроводів, вузлів компресорних станцій тощо. Для надійної експлуатації таких систем та оцінювання їх залишкового ресурсу необхідно здійснювати моніторинг ступеня наводнення найбільш відповідальних вузлів та елементів із застосуванням неруйнівних методів.

У статті розглядається підхід до методології вимірювання ступеня наводнення елементів конструкцій, що базується на використанні залежності часу релаксації залишкової намагніченості металу від концентрації розчиненого в ньому водню.

Математична модель ефекту магнітної післядії в насиченому воднем металі за змінних деформації та температури. У публікаціях [1, 2] запропонована ідея неруйнівного методу визначення ступеня наводнення феромагнітного матеріалу, що базується на залежності часу релаксації його залишкової намагніченості від концентрації атомів водню.

Ефект магнітної післядії проявляється таким чином. Якщо намагнітити феромагнітний взірець до деякого рівня M_0 постійним зовнішнім магнітним полем H_0, а відтак різко змінити магнітне поле, то встановлення рівноважного значення намагніченості M_{eq}, що відповідає новому значенню напруженості поля H, відбуватиметься не миттєво, а з деяким запізненням. Цей ефект пояснюється [3] інерційністю процесів перебудови магнітної структури матеріалу зі зміною зовнішнього магнітного поля.

Перебудову магнітної структури металу зі зміною зовнішнього магнітного поля зумовлюють різні фізичні механізми, часи релаксації яких істотно відмінні [4]. В деякому наближенні можна розглядати процес встановлення рівноважної намагніченості як двостадійний, виділяючи в ньому «швидку» та «повільну» компоненти. При розгляді довготривалої релаксації можна вважати, що «швидка» компонента намагніченості змінюється синхронно зі зміною зовнішнього магнітного поля. Виходячи з цього, а також вважаючи, що темп спонтанного спадання залишкової намагніченості є пропорційний відхиленню миттєвого значення M від її рівноважного значення M_{eq}, що відповідає миттєвому значенню магнітного поля H, запишемо рівняння релаксації для одновимірного випадку у вигляді

$$\frac{d(M - \kappa_f H)}{dt} = -\alpha(M - \kappa_{eq} H), \qquad (1)$$

де κ_f та κ_{eq} — «швидка» та рівноважна складові магнітної сприйнятливості матеріалу; α — коефіцієнт, який визначає темп спонтанного спадання намагніченості.

Якщо характерний час $\Delta\tau$ зміни зовнішнього магнітного поля $H(t)$ значно перевищує час релаксації $\tau = \alpha^{-1}(\tau/\Delta\tau \to 0)$, то рівняння (1) наближено зводиться до класичного співвідношення для намагніченості

$$M = \kappa_{eq} H. \qquad (2)$$

З іншого боку, якщо $\Delta\tau\tau$, то з рівняння (1) випливає, що для достатньо малих проміжків часу

© В.Ф. ЧЕКУРІН, 2009

варіації намагніченості ΔM зумовлені, в основному, «швидкою» складовою магнітної сприйнятливості:

$$\Delta M(t) \sim \kappa_f H(t). \quad (3)$$

За відсутності зовнішнього магнітного поля (та нехтуванні власним полем розмагнічування) рівняння релаксації (1) набуває вигляду

$$\frac{dM}{dt} = -\alpha M. \quad (4)$$

За результатами проведених експериментальних досліджень [5, 6] встановлено, що зміна залишкової намагніченості з часом на проміжках порядку 1000 с добре апроксимується спадною експоненціальною функцією зі сталим декрементом згасання. Однак на проміжках часу порядку декількох днів виявляється його залежність від часу t. Звідси випливає, що швидкість релаксації намагніченості металу є функцією від M: $\alpha = \alpha(M)$. Оскільки ця функція — слабкозмінна, то розіб'ємо проміжок часу спостереження $[0, t^{\max}]$ на N інтервалів $[t^{\lambda-1}, t^{\lambda}]$, $\lambda = 1, 2, \ldots N$, а діапазон зміни залишкової намагніченості $[M^0, M^{\min}]$ на цьому проміжку на N відрізків $[M^{\lambda-1}, M^{\lambda}]$ і замінимо функцію $\alpha(M)$ на кожному з них деяким фіксованим значенням α_λ. Тоді на кожному інтервалі матимемо рівняння

$$\frac{dM}{dt} = -\alpha_\lambda M, \quad M \in [M^{\lambda-1}, M^{\lambda+1}], \quad t \in [t^{\lambda-1}, t^{\lambda}]. \quad (5)$$

Інтегруючи рівняння (3), отримаємо закон релаксації намагніченості:

$$M = M^{\lambda-1} \exp\left[-\alpha_\lambda (t - t^{\lambda-1})\right], \; t \in [t^{\lambda-1}, t^{\lambda}]. \quad (6)$$

Якщо виміряти миттєві значення намагніченості в деякій множині моментів часу $t_i \in [t^{\lambda-1}, t^{\lambda}]$, то з співвідношення (6) можна визначити значення часу релаксації $\tau_\lambda = \alpha_\lambda^{-1}$ на проміжку λ.

Процеси перебудови магнітної структури є структурно чутливі, тобто залежні від мікроструктури металу, деформації, концентрації домішок тощо. Проведені експерименти підтвердили залежність часу темпу спадання залишкової намагніченості від концентрації C розчиненого в металі водню, компонент деформації зразка ε_{ij} та температури T, тобто

$$\alpha_\lambda = \alpha_\lambda(C, \varepsilon_{kl}, T), \quad \lambda = 1, 2, \ldots, N. \quad (7)$$

Залежності (7) можна встановити емпірично шляхом вимірювання часу релаксації τ_λ для кожного із вибраних інтервалів. Для здійснення таких вимірювань візьмемо $N_T \times N_\varepsilon$ серій ідентичних зразків матеріалу по N_C штук у кожній. Наситимо зразки кожної серії воднем до концентрацій C_1, C_2, …, C_{N_C} і проведемо на них вимірювання кінетики зміни залишкової намагніченості $M(t)$ за фіксованих для цієї серії значень температури $T \in \{T_1, T_2, \ldots T_{N_T}\}$ та деформації $\varepsilon_{kl} \in \{\varepsilon_{kl}^1, \varepsilon_{kl}^2, \ldots \varepsilon_{kl}^{N_\varepsilon}\}$. Для цього створюватимемо у зразках за допомогою зовнішнього магнітного поля залишкову намагніченість M^0, однакову для всіх зразків, знімати-мемо зовнішнє магнітне і вимірюватимемо зміни намагніченості кожного зразка $M(t)$ на проміжку спостереження $[0, t^{\max}]$. Нехай $t_j \in [0, t^{\max}]$ — моменти часу, в яких здійснювали вимірювання, $M(t_j, C, \varepsilon_{kl}, T)$ — значення намагніченості, виміряне в момент часу t_j на зразку, насиченому воднем до концентрації C, підданому деформації ε_{kl} за сталої температури T. Враховуючи співвідношення (6), та використовуючи метод найменших квадратів, отримаємо наступну формулу для обчислення параметра магнітної релаксації

$$\alpha_\lambda(C, \varepsilon_{kl}, T) = -\frac{\sum_i (t_i - t^{\lambda-1}) \ln\left(\dfrac{M(t_i, C, \varepsilon_{kl}, T)}{M_0}\right)}{\sum_i (t_i - t^{\lambda-1})^2}. \quad (8)$$

Сумування у цій формулі здійснюється за значеннями i, для яких $t^{\lambda-1} < t_i \le t^{\lambda}$.

Застосовуючи певні модельні уявлення щодо впливу термодинамічних параметрів стану металу C_H, T та ε_{ij} на параметр релаксації α, можна зменшити кількість експериментів, необхідних для встановлення названої залежності з достатньою точністю.

За достатньо малих змін параметрів C, ε_{kl}, T залежність (7) можна наближати лінійною функцією

$$\alpha_\lambda = \alpha_{\lambda 0} + B_\lambda C + A_{kl}^\lambda \varepsilon_{kl} + \alpha_\lambda (T - T_0), \quad (9)$$

де $\alpha_{\lambda 0}$ — значення коефіцієнта α_λ в недеформованому матеріалі за температури T_0 та за відсутності водню; B_λ, α_λ, A_{kl}^λ — характеристики матеріалу. Для макроскопічно ізотропного у вихідному недеформованому стані матеріалу матеріальний тензор A_{kl}^λ матиме дві незалежні компоненти. З урахуванням цього залежність (9) запишеться у вигляді

$$\alpha_\lambda = \alpha_{\lambda 0} + B_\lambda C + A_{\lambda 1} e + (A_{\lambda 1} - A_{\lambda 2})\varepsilon_{33} + \alpha_\lambda (T - T_0), \quad e = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}. \quad (10)$$

Тут ε_{11}, ε_{22}, ε_{33} — компоненти тензора деформацій в декартовій системі координат (x_1, x_2, x_3), вісь x_3 якої напрямлена вздовж напрямку намагнічення матеріалу.

Таким чином, в рамках математичної моделі (10) встановлення градуювальної залежності (7) зводиться до визначення матеріальних характеристик $\alpha_{\lambda 0}$, B_λ, $A_{\lambda 1}$, $A_{\lambda 2}$ та α_λ шляхом зіставлення функції (10) з даними вимірювань.

В основі методу встановлення залежності (7) — вимірювання кінетики зміни залишкової намагніченості зразків матеріалу в процесі релаксації. Оскільки намагніченість не піддається без-

посередньому вимірюванню, то були запропоновані два непрямі методи. Перший [1] базується на вимірюваннях змін у часі електрорушійної сили в котушці, що охоплює циліндричний зразок, в якому відбувається процес магнітної релаксації. Зміна рівня намагніченості зразка внаслідок спонтанної релаксації спричиняє зміну магнітного потоку через поперечний переріз зразка. Отримане аналітичне співвідношення, яке пов'язує електрорушійну силу на котушці зі зміною магнітного моменту зразка.

Другий спосіб [6] базується на вимірюванні змін диференціальної магнітної проникливості зразка в процесі магнітної релаксації. Метод реалізують шляхом вимірюванні резонансної частоти коливного LC-контура, утвореного конденсатором та котушкою, що охоплює зразок. Проведені експериментальні дослідження [5, 6] виявили повільну часову залежність резонансної частоти контура, яку пов'язували зі зміною диференціальної магнітної проникливості зразка, зумовленою довготривалою магнітною релаксацією. Оскільки вимірювання здійснюють на досить високій частоті (~ 10 кГц), то індуктивність котушки безпосередньо визначає «швидка» складова магнітної сприйнятливості, тоді як довготривала релаксація пов'язана з «повільною» компонентою. Тож, слід припустити існування залежності «швидкої» компоненти магнітної сприйнятливості від намагніченості матеріалу, яку можна пояснити наступним чином. Нехай зразок намагнітили до рівня M_0, якому відповідає залишкова індукція B_r. На кривій намагнічування (рис. 1) цій залишковій намагніченості відповідає точка *1*. Оскільки зразок має скінченну довжину, то виникає поле розмагнічення, внаслідок чого магнітний стан зразка визначатиметься точкою *2*. Кут нахилу дотичної до цієї кривої в цій точці визначає диференціальну сприйнятливість зразка у цьому стані. Зменшення магнітного моменту зразка внаслідок спонтанної магнітної релаксації призводить до зменшення поля розмагнічування. Магнітний стан зразка (точка *4*) при цьому зміщується на іншу петлю, що лежить в середині початкової. Внаслідок нелінійності магнітних властивостей матеріалу диференціальна сприйнятливість матеріалу у цьому стані буде, взагалі кажучи, відмінною від початкової.

Принцип неруйнівного визначення концентрації водню та функціональна схема інформаційно-вимірювальної системи. З наведеного розгляду випливає, що якщо попередньо встановити залежності (7), то вимірюючи на об'єкті час релаксації $\tau_\lambda = 1/\alpha_\lambda$, отримуємо певну емпіричну інформацію щодо концентрації C водню, розчиненого в металі, яка визначається залежністю

$$C = C_\lambda(\alpha_\lambda, \varepsilon_{ij}, T), \qquad (11)$$

оберненою до (7). Якщо визначити також деформацію ε_{ij} об'єкта та його температуру T, то за

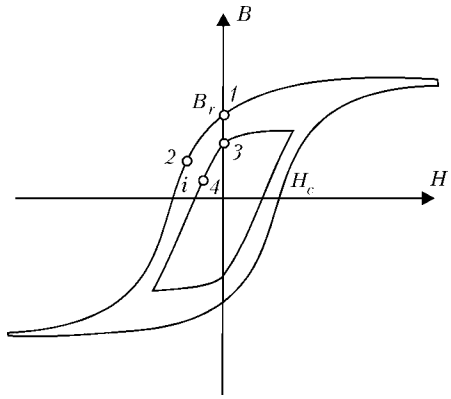


Рис. 1. Крива намагнічування (позначення див. у тексті)

залежністю (11) можна обчислити концентрацію розчиненого в металі водню.

Для цього необхідно: встановити залежність виду (7) для матеріалу об'єкта вимірювання; розробити неруйнівний метод вимірювання параметра τ за умов експлуатації об'єкта; розробити методи вимірювання температури об'єкта; розробити неруйнівний метод вимірювання деформації об'єкта; створити інформаційно-вимірювальну систему (ІВС), що реалізує вказані вимірювання й на основі отриманих значень параметрів τ_λ, ε_{ij} та T, а також попередньо встановленої залежності (5) визначає концентрацію C водню, розчиненого в металі об'єкта.

Функціональна схема такої ІВС складається із чотирьох основних модулів (рис. 2).

Модулі *1–3* реалізують у цій схемі відповідно функції вимірювання температури T, компонент деформації ε_{ij} та часу релаксації τ, модуль *4* — функцію визначення концентрації C водню, розчиненого в металі об'єкта, на основі виміряних значень параметрів τ, ε_{ij}, T і попередньо встановленої залежності (7).

Для визначення параметра релаксації α_λ необхідно за допомогою зовнішнього магнітного поля

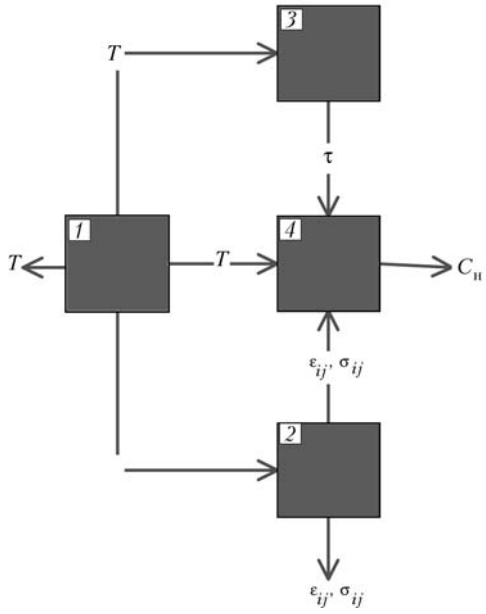


Рис. 2. Функціональна схема ІВС (позначення див. у тексті)

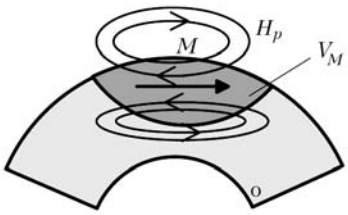


Рис. 3. Схема зондування об'єкта магнітним полем (позначення див. у тексті)

створити в матеріалі об'єкта O область залишкової намагніченості $V_м$, зняти зовнішнє магнітне поле і провести вимірювання зміни залишкової намагніченості M впродовж деякого періоду спостереження, а відтак апроксимувати отриману залежність $M(t)$ спадною експоненціальною функцією. Таким чином, задача встановлення α_λ зводиться до неруйнівного визначення кінетики зміни залишкової намагніченості металу. Це можна реалізувати шляхом вимірювання змін в часі магнітного поля довкола намагніченого об'єкта, використовуючи існуючі засоби, наприклад, ферозондові.

Залишкова намагніченість M металу створює в об'єкті O та поза його межами магнітне поле H (рис. 3), яке залежить від геометрії області намагніченості $V_м$ та розподілу в ній магнітних моментів $M(r)$, $r \in V_м$, магнітних властивостей і геометрії об'єкта O, геометрії та магнітних властивостей тіл, що його оточують. Вимірюючи параметри магнітного поля поза межами об'єкта, можна сформулювати обернену задачу магнітостатики, розв'язком якої буде розподіл залишкової намагніченості $M(r)$, $r \in V_м$ в тілі об'єкта.

Принцип вимірювання деформації та температури об'єкта. Для вимірювання деформації об'єкта можна використати напівпровідникові тензорезистори (ТР) [4]. Використання ТР з чутливими елементами (ЧЕ) із ниткоподібних кристалів (НК) кремнію та твердого розчину германій-кремній [7] дозволяє задовольнити достатній рівень вихідного сигналу, чутливість та діапазон вимірювання, високу стабільність метрологічних характеристик, здатність функціонувати в широкому діапазоні температур та вологостей довкілля, високу надійність та період безвідмовної експлуатації, сумірний з часом життя об'єкта, низьке енергоспоживання, достатньо малі розміри і масу, низьку вартість, простоту інсталяції та технічного обслуговування.

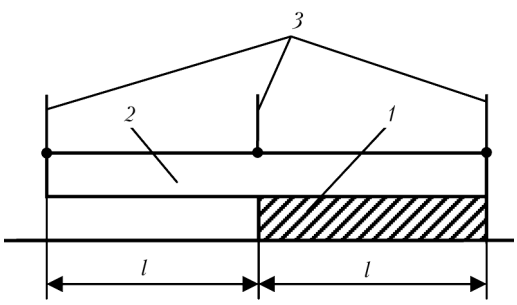


Рис. 4. Двохелементний тензорезистор (позначення див. у тексті)

Принцип дії ТР базується на залежності електричного опору напівпровідникового ЧЕ від деформації стиску-розтягу. За сталої температури T_0 відносна зміна опору ТР пропорційна лінійній деформації ε:

$$\Delta R/R_0 \Big|_{T=T_0} = k\varepsilon,$$

де k — коефіцієнт тензочутливості ТР за температури T_0; ΔR — приріст опору ЧЕ, обумовлений його деформацією $\Delta R = R - R_0$; R_0 — опір ЧЕ за температури T_0 та відсутності деформації; R — опір ЧЕ за температури T_0 та дії деформації ε.

Проте, якщо застосовувати напівпровідникові ТР для вимірювання деформації за змінної температури, то виникають похибки, зумовлені залежністю від температури T їх номінального опору $R_0 = R_0(T)$ та коефіцієнта тензочутливості $k = k(T)$. До того ж, оскільки теплофізичні та пружні властивості матеріалів об'єкта, ЧЕ ТР та клею, за допомогою якого його встановлюють на поверхні, відрізняються, то в ЧЕ виникають температурні напруження, які впливають на точність вимірювань.

Розглянемо принцип визначення НДС об'єкта при змінних навантаженнях і температурах, який полягає в одночасному вимірюванні деформації об'єкта і його температури. Розроблений підхід дозволяє однозначно визначити НДС у достатньо малому околі будь-якої точки на поверхні об'єкта. Він базується на залежності опору ЧЕ, виготовлених із напівпровідникових НК, від температури і деформації.

На рис. 4 показаний двохелементний тензорезистор з базою вдвічі довшою за базу звичайного ТР. Його особливість у тому, що він встановлений на поверхні об'єкта шляхом приклеювання лише однієї половини довжини його бази. Початкові опори цих частин кристала однакові і дорівнюють R_0. Приклеєна частина деформується сумісно з об'єктом і змінює свій опір зі зміною температури: $R = R(\varepsilon, T)$, а опір R_1 непідклеєної частини залежить тільки від температури $R_1 = R_1(T)$.

ТР має три контакти, два з яких розташовані біля його кінців, а третій — посередині, на межі контакту підклеєної і непідклеєної частин. До контактів припаяні струмовиводи *3*, призначені для під'єднання ТР в електричну схему.

Якщо під'єднати підклеєну і непідклеєну частини ТР в суміжні плечі мостової схеми через струмовиводи *3* (рис. 5) і вибрати опори резисторів R_2, R_3 таким чином, щоб виконувалась умова $R_0 >> R_2 = R_3$, то вихідна напруга мостової схеми буде визначатися за формулою

$$U_{вих} = Uk(T)\varepsilon. \qquad (12)$$

З цієї формули випливає, що вихідний сигнал не містить складової, зумовленої зміною номінального опору тензорезистора внаслідок зміни температури.

Розглянемо спосіб визначення значення коефіцієнта тензочутливості $k(T)$ при температурі вимірювання T. Для цього використаємо давач-компенсатор, який представляє собою двохелементний ТР з трьома струмовиводами, який встановлено на підкладці *4*, виготовленій з матеріалу об'єкту. Цей ТР також приклеєний тільки однією своєю частиною, інша частина залишається вільною. При зміні температури приклеєна частина ТР деформується разом з підкладкою, в ній виникає температурна деформація ε_T.

Цю деформацію неважко розрахувати, якщо відомі коефіцієнти температурного розширення матеріалу чутливого елемента α_1 і підкладки α_2:

$$\varepsilon_T = (\alpha_1 - \alpha_2)(T - T_0). \qquad (13)$$

Оскільки довжини підклеєної і непідклеєної частин давача-компенсатора однакові, то їх початкові опори, як і їх залежності від температури, також однакові. Отже, якщо попередньо проградуювати залежність непідклеєної частини давача-компенсатора від температури $R(T)$, то, вимірявши опір цієї частини за градуювальною залежністю, можна знайти температуру T. Крім того, можемо визначити коефіцієнт тензочутливості за температури T:

$$k(T) = \frac{R(\varepsilon, T) - R(T)}{R(T)\varepsilon_T}, \qquad (14)$$

де $R(\varepsilon, T)$ — опір підклеєної частини давача-компенсатора; $R(T)$ — опір непідклеєної частини давача-компенсатора.

З урахуванням формули (13), із формули (15) отримуємо відповідно

$$k(T) = \frac{R(\varepsilon, T) - R(T)}{R(T)(\alpha_1 - \alpha_2)(T - T_0)}. \qquad (15)$$

Використовуючи це співвідношення разом з формулою (12), отримуємо формулу для знаходження лінійної деформації

$$\varepsilon = \frac{U_{вих}}{U} \frac{R(T)(\alpha_1 - \alpha_2)(T - T_0)}{R(\varepsilon, T) - R(T)}, \qquad (16)$$

де T — температура, яку визначають з градуювальної залежності опору непідклеєного ТР від температури; $U_{вих}$ — напруга на виході мостової схеми, в суміжні плечі якої увімкнені підклеєна та непідклеєна частини ТР, встановленого на поверхні об'єкту; U — напруга живлення мостової схеми.

Запропонований метод дозволяє визначати температуру T об'єкта шляхом вимірювання опору непідклеєної частини ТР і зіставлення його з градуювальною характеристикою. Лінійну деформацію об'єкта в напрямку осі ТР визначають за формулами (16) на підставі знайденої температури та виміряних значень опорів підклеєної та непідклеєної частин ТР.

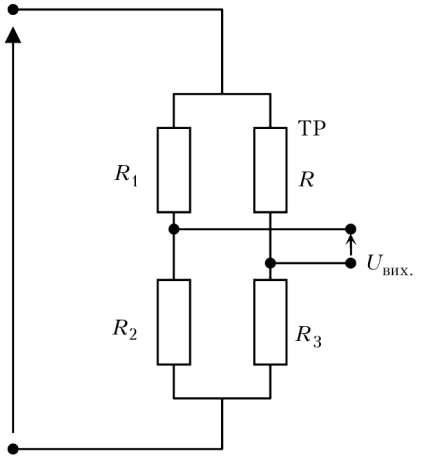


Рис. 5. Мостова схема під'єднання тензорезистора

Розмістивши на поверхні об'єкта розетку з трьох двохелементних ТР, за методикою [6] можна визначити усі три компоненти деформації поверхні об'єкта. З цією метою розроблена конструкція багатоелементного давача для одночасного вимірювання деформації і температури об'єкта, схема якого показана на рис. 6.

До складу багатоелементного давача входять: три вимірювальні двохелементні НК-тензорезистори *1*, давач-компенсатор *2*, дві електрозподільчі колодки *3* та захисний кожух *4*. Струмовиводи двохелементних ТР та давача-компенсатора під'єднані до контактних площинок електророзподільних колодок *3*. Це дозволяє запобігти механічним впливам на ТР через вивідні провідники, за допомогою яких вони під'єднані до зовнішньої апаратури.

Чутливі елементи вимірювальних *1* та компенсаційного *2* ТР, виготовлені із НК, мають удвічі довшу базу. До ЧЕ у відповідних місцях приварено три контакти із золотого мікродроту. Вимірювальні ТР *1* встановлено на поверхні об'єкта вимірювання шляхом підклеювання лише однієї половини ЧЕ згідно зі схемою рис *4*. Поздовжні осі цих ТР орієнтовані вздовж трьох різних напрямків, утворюючи розетку. При цьому приклеєна частина кожного ТР сприймає від об'єкта лінійну деформацію у відповідному напрямку.

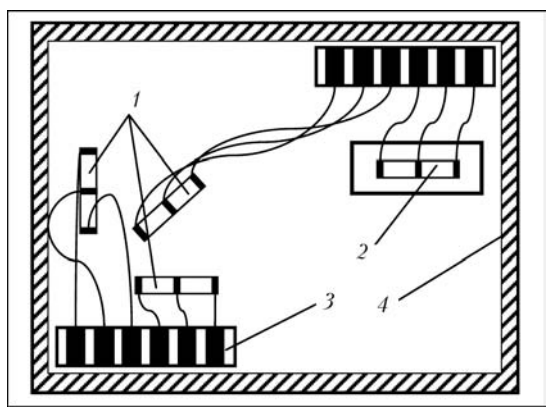


Рис. 6. Багатоелементний давач (позначення див. у тексті)

ТР *2* давача-компенсатора встановлено на поверхні підкладки, виготовленої із того ж матеріалу, що й об'єкт, шляхом підклеювання лише однієї половини ЧЕ. Товщина підкладки у 5–10 разів перевищує товщину НК, з якого виготовлено ЧЕ. Підкладка давача-компенсатора прикріплена до поверхні об'єкта так, що деформація від нього не передається до ТР *2*, який встановлений на підкладці. Така конструкція дозволить проводити вимірювання деформації і температури об'єкта в процесі його експлуатації. Ці дані, разом із даними визначення часу релаксації залишкової намагніченості металу, використовуються, згідно із функціональною схемою, наведеною на рис. 2, для визначення ступеня наводнення елемента.

Таким чином, запропонований принцип неруйнівного визначення ступеня наводнення, який базується на попередньо встановлених градуювальних залежностях часу релаксації намагніченості металу від концентрації розчиненого в ньому водню, деформації та температури. З використанням сформульованої математичної моделі (10) встановлення залежності часу релаксації залишкової намагніченості металу від концентрації розчиненого водню, деформації та температури можна звести до експериментального визначення декількох матеріальних констант.

Запропонована конструкція комплексного давача, який встановлюють на поверхні об'єкта. Це забезпечує можливість неперервного його використання впродовж проміжків часу, сумірних з циклом життя об'єктів довготривалої експлуатації. Інформаційно-вимірювальна система, що реалізує запропонований принцип неруйнівного визначення ступеня наводнення елементів, виготовлених із феромагнітних матеріалів, дозволяє неперервно здійснювати вимірювання значення часу релаксації наведеної залишкової намагніченості металу, температури та деформації і визначати на цій основі напружено-деформований стан об'єкта та ступінь наводнення металу. Тому її можна використовувати як складову частину систем моніторингу та оцінювання залишкового ресурсу інженерних об'єктів та споруд тривалої експлуатації.

1. *Андрейків О.Є., Чекурін В.Ф., Гембара О.В.* Математична модель магнітної післядії у наводнених феромагнетиках // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2002. — **37**, № 4. — С. 62–67.
2. *Деклараційний пат. № 71821А. Україна 7G01N11/00.* Спосіб визначення концентрації водню в маловуглецевих сталях за параметрами магнітної післядії / О.Є. Андрійків, Я.Л. Іваницький, В.Ф. Чекурін, О.В. Гембара. — Заявл. 29.12.2003. — Опубл. 15.12.2004; Бюл. № 12.
3. *Тикадзуми С.* Физика ферромагнетизма. Магнитные характеристики и практические применения: Пер. с яп. — М.: Мир, 1987. — 419 с.
4. *Тензометрия* в машиностроении. Справ. пособие / Под ред. Р.А. Макарова. — М.: Машиностроение, 1975. — 288 с.
5. *Метод* магнітної релаксації для неруйнівного контролю феромагнітних матеріалів/ Я.Л. Іваницький, О.П. Бухало, Г.В. Микитин та ін. // Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів. — Львів: ФМІ НАНУ, 2008. — С. 35–39.
6. *Чекурін В., Іваницький Я., Бухало О.* Дослідження впливу деформації на ефект магнітної післядії в сталі / Сучасні проблеми механіки і математики: В 3-х т. — Т. 1. — С. 271–274.
7. *Байцар Р.І., Варшава С.С.* Напівпровідникові мікросенсори. — Львів: ЛІЦНТЕІ, 2001. — 290 с.

ПРОЕКТ 2.10

Оцінка ризику руйнування та розробка заходів запобігання виникненню аварійних ситуацій у парогенеруючих системах енергоблоків закритичного тиску ТЕС за присутності техногенних органічних домішок у теплоносії

УДК 620.191.33

ОЦІНКА РИЗИКУ РУЙНУВАННЯ ТА ЗАПОБІГАННЯ ВИНИКНЕННЮ АВАРІЙНИХ СИТУАЦІЙ У ПАРОГЕНЕРУЮЧИХ СИСТЕМАХ ЕНЕРГОБЛОКІВ ТЕС ЗА ПРИСУТНОСТІ ТЕХНОГЕННИХ ОРГАНІЧНИХ ДОМІШОК У ТЕПЛОНОСІЇ

Чл.-кор. НАН України **І.М. ДМИТРАХ, О.Л. БІЛИЙ**, **А.М. СИРОТЮК**, кандидати техн. наук, **О.Д. СМІЯН**, д-р техн. наук, **Р.А. БАРНА**, канд. техн. наук, **Б.П. РУСИН**, д-р техн. наук, **Ю.В. ОБУХ**, інж.
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Наведені методи технічної діагностики корозійної та корозійно-механічної пошкоджуваності металу парогенеруючих систем енергоблоків закритичного тиску ТЕС під дією присутніх у теплоносії техногенних органічних домішок, а також розроблена на цій основі комп'ютерна експертна система для оцінки ризику руйнування та прогнозування можливості подальшої експлуатації конструктивних елементів живильних трубопроводів з дефектами даної природи.

Ключові слова: *елементи парогенеруючих систем енергоблоків; водні середовища; техногенні органічні домішки; корозійні пошкодження металу; тріщиноподібні дефекти; швидкість росту тріщини; порогова і критична глибини тріщини; діаграми оцінювання роботоздатності і ризику руйнування трубопроводів з дефектами*

Проблема надійної та безпечної роботи теплоенергетичного обладнання є актуальною як для України, так і для високорозвинутих індустріальних країн [1]. Це пов'язано з двома основними чинниками. По-перше, обладнання поступово вичерпує свій плановий ресурс, і в останні роки виявлено значну кількість його пошкоджень, переважно корозійно-утомного характеру [2]. По-друге, існує проблема присутності техногенних органічних домішок в теплоносії парогенеруючих систем енергоблоків ТЕС [3, 4]. Внаслідок забруднення експлуатаційного середовища утворюються корозійні та корозійно-механічні пошкодження на внутрішніх поверхнях обладнання. Досвід експлуатації електростанцій [1, 3] свідчить, що такі пошкодження можуть становити значний відсоток від загальної кількості (біля 40 % [1]) і спричинити появу тріщиноподібних дефектів, подальший розвиток яких призводить до руйнування конструкцій в цілому або її окремих елементів. Сказане повною мірою стосується таких важливих компонентів ТЕС як живильні трубопроводи енергоблоків закритичного тиску, для виготовлення яких застосовують сталь 16ГС. На внутрішній поверхні цих трубопроводів після 145 тис. год. експлуатації виявлено велику кількість корозійних пошкоджень та дефектів різної форми (рис. 1), що становить потенційну загрозу виникнення аварійних ситуацій.

У роботі, грунтуючись на підходах механіки руйнування матеріалів, запропонована методика та виконані експертні оцінки працездатності та ризику руйнування дефектних живильних трубопроводів (на прикладі Ладижинської ТЕС) із урахуванням характеристик тріщиностійкості експлуатованого металу та концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі.

Критерії оцінки працездатності та ризику руйнування дефектних трубопроводів. В основу були покладені параметри механіки руйнування матеріалів, а саме — характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості експлуатованого металу трубопроводу [5]. Розглядались найбільш типові випадки форми дефектів, які виявляються методами неруйнівного контролю при профілактичному огляді трубопроводів [6, 7] в експлуатаційних умовах: корозійна боріздка та корозійна виразка (пітинг). Дефект у стінці трубопроводу з внутрішнім діаметром d та товщиною стінки t моделювався півеліптичною тріщиною із розмірами півосей a та c (рис. 2). При цьому для дефектів типу корозійної боріздки відношення півосей змінювалось у діапазоні c/a = 0,01–0,4, а для корозійної виразки c/a = 0,4–0,9.

Для підрахунку значень коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_{I} по контуру півеліптичної

© І.М. ДМИТРАХ, О.Л. БІЛИЙ, А.М. СИРОТЮК, О.Д. СМІЯН, Р.А. БАРНА, Б.П. РУСИН, Ю.В. ОБУХ, 2009

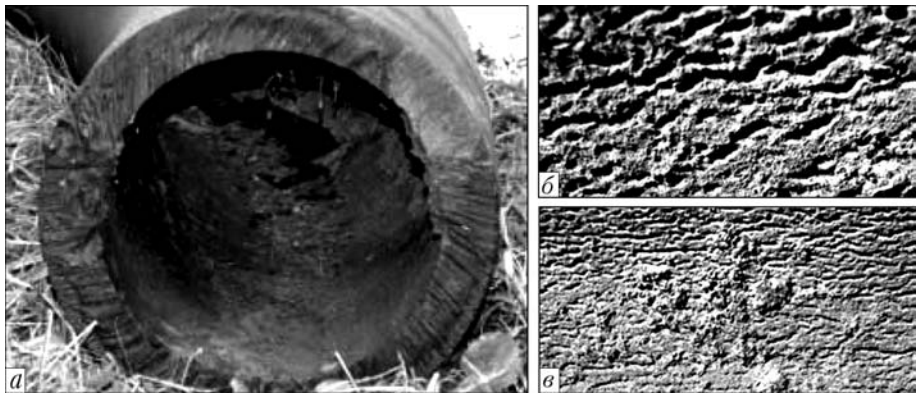


Рис. 1. Елемент експлуатованого живильного трубопроводу (*а*) і його корозійна пошкоджуваність в експлуатаційних умовах: зародження локальної корозії (*б*); утворення корозійних боріздок та корозійних виразок (*в*) (труба 526×50 мм з Ладижинської ТЕС, термін експлуатації 145 тис. год)

тріщини на внутрішній поверхні труби (рис. 2) використовували залежність [5]:

$$\Delta K_{\mathrm{I}} = \Delta\sigma\sqrt{\pi c}\times$$
$$\times\left\{\frac{1}{\sqrt{\pi}}\frac{1{,}12-0{,}48\beta+0{,}13\left(\frac{2\theta}{\pi}\right)^2\beta(3\beta-2-\alpha)}{1-\alpha(1-0{,}75\beta)}+\right.$$
$$+\frac{1{,}13}{k_f}\left[\beta\left(\frac{2\theta}{\pi}\right)^2(\alpha-0{,}4+0{,}6\beta)+\beta(1-1{,}4\alpha)+\right.$$
$$\left.\left.+0{,}62\lambda(1-\beta)\psi(\alpha)]\right\},\qquad(1)$$

де $\Delta\sigma$ — розмах напружень розтягу за цикл навантаження ($\Delta\sigma = (\Delta p d)/2t$); Δp — пульсація (зміна тиску) робочого середовища в трубопроводі за цикл навантаження; d — внутрішній діаметр труби; t — товщина стінки труби; c — глибина тріщини; a — довжина тріщини; θ — кут від малої осі півеліптичної тріщини; k_f — коефіцієнт, що враховує відхилення поперечного перерізу труби від колового;

$$\lambda=\begin{cases}1, & \alpha\ge 1/20\\ 1{,}15-60(\alpha)^2; & 0\le\alpha\le 1/20\end{cases};\quad \psi(\alpha)=(\alpha)^{-1/2}\times$$
$$\times\sqrt{(1-\alpha)^{-3}-(1-\alpha)^3}.$$

Основою для чисельних оцінок міцності та довговічності були базові діаграми [5] циклічної тріщиностійкості експлуатованого металу трубопроводу. Такі діаграми (залежності швидкості росту корозійно-утомної тріщини від розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень) розміщені між двома граничними значеннями: нижнім пороговим значенням ΔK_{th}, яке відповідає значенню ΔK_{I}, за якого не відбувається росту корозійно-утомної тріщини, і верхнім ΔK_{fc}, яке відповідає значенню ΔK_{I}, за якого настає спонтанний (катастрофічний) ріст тріщини.

При оцінюванні потенційного розвитку корозійно-утомних дефектів вважалось, що тріщиноподібний дефект розвивається з кількістю циклів навантаження N, зберігаючи півеліптичну форму. Однак співвідношення півосей a та c є величиною змінною, тобто:

$$c/a = f(C_m, N)\qquad(2)$$

і залежить від системи «матеріал–середовище», що характеризується деякими сталими C_m. При цьому прийнято, що опір поширенню тріщини як в напрямку півосі c, так і півосей a повністю визначається діаграмою циклічної корозійної тріщиностійкості металу трубопроводу, що одержана при заданих умовах випробовування. В аналітичному вигляді це було представлено за допомогою відомої степеневої залежності Паріса:

$$dc/dN = C(\Delta K_{\mathrm{I}(\theta=0)})^n \text{ та}$$
$$da/dN = C(\Delta K_{\mathrm{I}(\theta=\pi/2)})^n,\qquad(3)$$

де C, n — константи, що характеризують систему «матеріал–середовище».

Оцінку безпечної експлуатації дефектного трубопроводу здійснювали за критерієм порогової глибини тріщини c_{th} на основі її взаємозв'язку із пороговими значеннями коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_{th}. Це дає змогу, враховуючи експериментальні дані про циклічну тріщиностійкість матеріалу труби та дані діагностики стану трубопроводів (тобто розміри та форму тріщин), оцінити потенційну можливість розвитку тріщин у процесі подальшої експлуатації, а також ступінь ризику руйнування трубопроводу. Тут під пороговим розміром тріщини вважається напівеліптична тріщина фіксованої форми (c/a) та глибиною

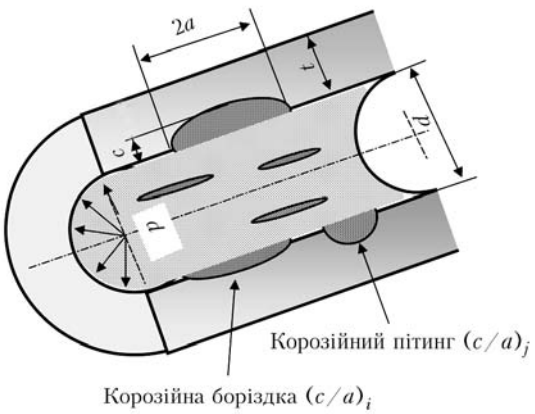


Рис. 2. Модельне представлення корозійних дефектів в стінці труби

$c = c_{th}$, у вершині якої значення коефіцієнта інтенсивності напружень рівне пороговому: $K_I = K_{th}$. Таким чином, критерієм безпечного тріщиноподібного дефекту буде умова [8]:

$$c \le c_{th}(\Delta K_{th}) \text{ при } c/a = \text{const}. \quad (4)$$

Тобто, всі виявлені при діагностичному огляді дефекти глибиною $c \le c_{th}$ вважаються безпечними, оскільки не мають потенційної здатності до подальшого розвитку.

Розглянуто також випадок розрахунку допустимої глибини c_* тріщини для забезпечення безаварійної роботи трубопроводу між двома черговими профілактичними оглядами. Його пропонується здійснювати за критерієм приросту Δc виявленого тріщиноподібного дефекту глибиною c_0, тобто

$$\Delta c \le \Delta c_* \text{ при } \Delta N = \Delta N_*, \quad (5)$$

де Δc_* — допустимий приріст тріщини в глибину; ΔN_* — планова кількість циклів навантаження впродовж експлуатації трубопроводу між двома профілактичними оглядами.

Фізично це означає оцінку за деякою граничною швидкістю розвитку корозійно-утомної тріщини впродовж запланованого терміну експлуатації трубопроводу $(dc/dN)_*$:

$$dc/dN \le (dc/dN)_*. \quad (6)$$

Так, наприклад, якщо ми виберемо значення $(dc/dN)_* = 10^{-4}$ мм/цикл, то це означає, що наявні в трубопроводі тріщини глибиною c_i можуть максимально розвинутись на 1 мм впродовж 10000 циклів навантаження [8]. Вибір значень ΔN_* здійснюється з урахуванням статистичних даних про експлуатацію енергоблоків на ТЕС України [1].

Оцінка ризику крихкого катастрофічного руйнування здійснювалась за відомим критерієм механіки крихкого руйнування:

$$K_I \le K_{fc}, \quad (7)$$

де ΔK_{fc} — циклічна в'язкість руйнування [5].

Під критичним розміром тріщини вважається напівеліптична тріщина фіксованої форми c/a та глибиною $c = c_{fc}$, у вершині якої значення коефіцієнта інтенсивності напружень рівне критичному: $K_I = K_{fc}$. Таким чином, критерієм критичного тріщиноподібного дефекту буде умова:

$$c = c_{fc}(\Delta K_{fc}) \text{ при } c/a = \text{const}. \quad (8)$$

Всі виявлені при діагностичному огляді дефекти глибиною, близькою до значення c_{fc}, є критично небезпечними, оскільки мають потенційну здатність до спонтанного поширення, що призведе до катастрофічного руйнування трубопроводу.

Циклічна тріщиностійкість експлуатованого металу трубопроводу при різній концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі. Об'єктом досліджень був метал живильного трубопроводу із Ладижинської ТЕС (труба 526×50 мм), який експлуатувався впродовж 145 тис. год (рис. 1). Такі трубопроводи виготовляють зі сталі 16ГС ($\sigma_{0,2}$ = 250 МПа; $\sigma_в$ = 480 МПа) номінального хімічного складу, мас. %: 0,12–0,18 C; 0,4–0,7 Si; 0,9–1,2 Mn; <0,3 Cr; <0,3 Ni; <0,3 Cu; <0,04 S; <0,03 P; <0,08 As; решта Fe. Дослідження були проведені в середовищах різного складу. За основу було взято робоче середовище номінального складу, згідно норм експлуатації ТЕС [1]: вода високого ступеня очистки з pH 7±0,5 та провідністю $\chi \le 3$ мС/м. Як органічна домішка була використана мурашина кислота різної концентрації C_{HCOOH} (мг/кг) у номінальному середовищі. Це було зроблено на підставі результатів досліджень [1], які показали, що вона є найбільш корозійно агресивною відносно металу трубопроводу, порівняно з іншими домішками, виявленими у водозаборі даної ТЕС.

При дослідженнях була використана спеціальна методика [5], яка забезпечувала постійність складу та pH середовища у порожнині утомної тріщини, що розвивається. Експерименти проведені на балкових зразках прямокутного поперечного перерізу (10×20 мм) з початковою крайовою тріщиною однакової довжини $c_0 \approx 4$ мм та при приблизно однаковому початковому рівні навантаження, що характеризувався значенням розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_0 (табл. 1). Температура середовища становила 25 °С, коефіцієнт асиметрії циклу навантаження $R = 0$ при частоті $f = 1$ Гц. Загалом, було проведено п'ять серій випробовувань при різних концентраціях домішок у робочому середовищі (табл. 1).

Первинні дані випробувань були представлені як масив експериментальних точок швидкості росту корозійно-утомної тріщини dc/dN від її довжини c при різних концентраціях органічних домішок, які засвідчили їх помітний вплив на розвиток тріщиноподібних дефектів. На основі одержаних експериментальних даних було визначено значення порогових ΔK_{th} та критичних ΔK_{fc} коефіцієнтів інтенсивності напружень, а також константи n та C степеневої залежності Паріса (3), що описують середньоамплітудні ділянки діаграм циклічної тріщиностійкості матеріалу (табл. 2).

Аналіз одержаних результатів свідчить про наступне. В цілому, присутність техногенних органічних домішок змінює характеристики циклічної

Таблиця 1. Умови випробовування на циклічну корозійну тріщиностійкість експлуатованого металу живильних трубопроводів при чистому згині (f = 1 Гц; R = 0)

Середовище	c_0, мм	ΔK_0, МПа·√м
Номінальне (H_2O)	3,95	11,58
Номінальне + C_{HCOOH} (3 мг/кг)	3,90	11,59
Номінальне + C_{HCOOH} (5 мг/кг)	4,06	10,92
Номінальне + C_{HCOOH} (10 мг/кг)	4,03	13,73
Номінальне + C_{HCOOH} (100 мг/кг)	4,05	13,71

Таблиця 2. Параметри циклічної корозійної тріщиностійкості експлуатованого металу живильних трубопроводів при різній концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі

Середовище	n	c, $\frac{\text{мм/цикл}}{(\text{МПа}\cdot\sqrt{\text{м}})^n}$	ΔK_{th}, МПа·√м	ΔK_{fc}, МПа·√м
Номінальне (H_2O)	4,25	$4{,}00\cdot10^{-10}$	10,80	31,88
Номінальне + C_{HCOOH} (3 мг/кг)	4,56	$1{,}83\cdot10^{-10}$	10,90	29,88
Номінальне + C_{HCOOH} (5 мг/кг)	5,56	$9{,}49\cdot10^{-12}$	12,13	27,78
Номінальне + C_{HCOOH} (10 мг/кг)	5,78	$8{,}41\cdot10^{-12}$	11,25	24,95
Номінальне + C_{HCOOH} (100 мг/кг)	5,83	$7{,}82\cdot10^{-12}$	11,07	24,34

корозійної тріщиностійкості експлуатованого металу живильних трубопроводів, порівняно із випробовуваннями в робочому середовищі номінального складу. Найбільш помітні зміни відбуваються в діапазоні $0 \le C_{HCOOH} \le 10$ мг/кг. При цьому зростає крутизна діаграм, що відбивається зростанням значення параметра n степеневої залежності Паріса (див. табл. 2), а також помітно знижується циклічна в'язкість руйнування ΔK_{fc} при практично незмінному рівні порогового значення коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_{th}. Цей факт повинен враховуватись при експертних оцінках роботоздатності та ризику руйнування експлуатованих живильних трубопроводів із тріщиноподібними дефектами.

Діаграми для оцінювання працездатності та ризику руйнування живильного трубопроводу з корозійними дефектами. На основі викладених вище критеріїв (4), (6) та (8) було побудовано спеціальні діаграми [9, 10] у координатах «характеристична глибина дефекту — форма дефекту» (рис. 3).

Така діаграма містить три характеруі зони. Перша — це зона безпечної експлуатації трубопроводу, що знаходиться нижче кривої $c_{th} = F_1(a/c)$. Це стосується випадку, коли глибина всіх виявлених при діагностичному огляді дефектів є меншою за порогове значення, тобто $c \le c_{th}$. Такі дефекти вважаються безпечними, оскільки не мають потенційної здатності до подальшого розвитку. Друга зона — зона експлуатації з прогнозованим розвитком наявних тріщиноподібних дефектів. Це означає, що впродовж певного запланованого терміну експлуатації трубопроводу допускається розвиток існуючих тріщин зі швидкістю, що не перевищує деяку встановлену граничну, тобто $dc/dN \le (dc/dN)_*$. Значення $(dc/dN)_*$ вибирається залежно вимог та норм експлуатації трубопроводу, а також конкретної виробничої ситуації на ТЕС. За вибраним значенням граничної швидкості $(dc/dN)_*$ розраховують криву $c_* = F_2(a/c)$. Всі наявні в трубопроводі тріщиноподібні дефекти глибиною $c_i \le c_*$ будуть розвиватись зі швидкістю нижче граничної і можуть вважатись умовно безпечними для даного випадку. Третя зона — зона ризику крихкого руйнування, яка знаходиться вище кривої $c_{fc} = F_3(a/c)$. Тобто для всіх виявлених при діагностичному огляді дефектів глибиною $c_i \ge c_{fc}$ реалізується критерій катастрофічного руйнування і експлуатація трубопроводу з такими дефектами недопустима.

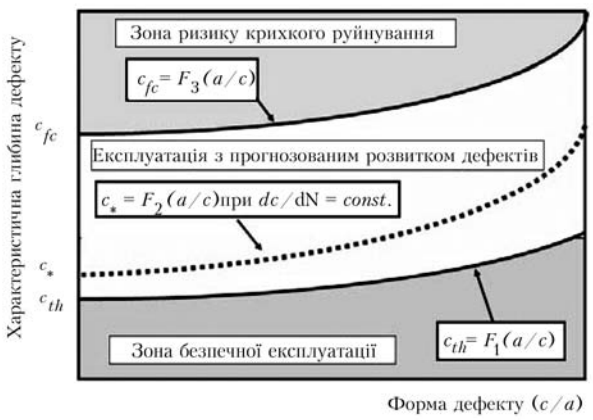


Рис. 3. Схематичний вигляд діаграми для оцінювання працездатності та ризику руйнування трубопроводу з тріщиноподібними дефектами

Нижче наведено діаграми оцінки роботоздатності та ризику руйнування, розраховані для експлуатованого живильного трубопроводу з діаметром 526 мм та товщиною стінки 50 мм (рис. 1) при максимальному робочому тиску теплоносія $p_{\max} = 35$ МПа та можливій пульсації тиску при експлуатації $\Delta p = 10{,}5$ МПа (рис. 4). Тут було враховано одержані експериментальні дані про базові характеристики циклічної корозійної тріщиностійкості металу трубопроводу, концентрації техногенних органічних домішок у теплоносії C_{HCOOH}, а також зміну форми тріщиноподібних дефектів, що враховувалось параметром c/a. Для зони експлуатації з прогнозованим розвитком наявних тріщиноподібних дефектів крива $c_* = F_2(a/c)$ була розрахована при значенні граничної швидкості розвитку корозійно-утомної тріщини $(dc/dN)_* = 10^{-4}$ мм/цикл [10].

Одержані результати (рис. 4) вказують на зниження допустимих розмірів дефектів із зростанням концентрації органічних домішок у робочому середовищі, тобто їх негативний вплив на експлуатаційну міцність та довговічність розглянутих живильних трубопроводів енергоблоків ТЕС.

Експертна система для оцінки ризику руйнування елементів живильних трубопроводів із виявленими дефектами. У роботі на підставі одер-

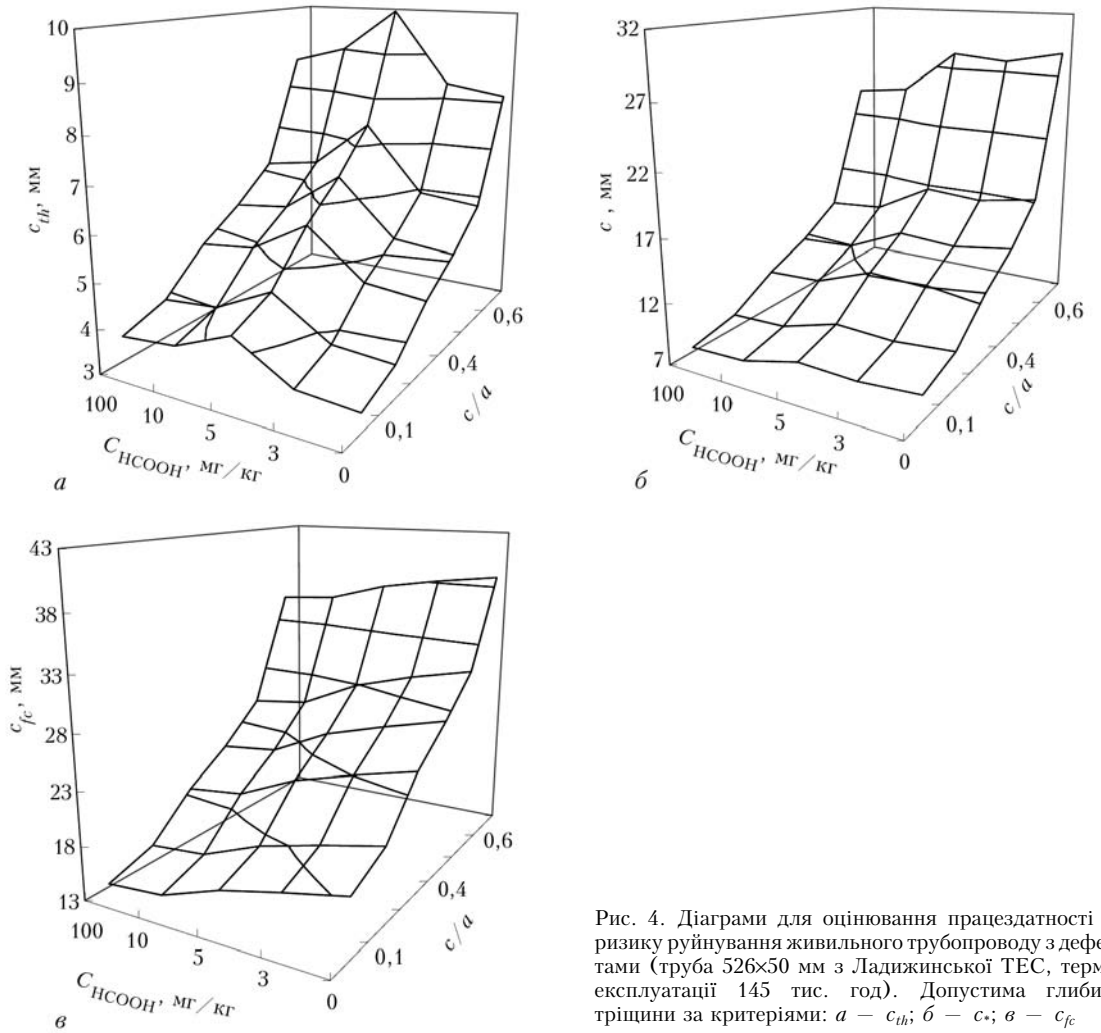
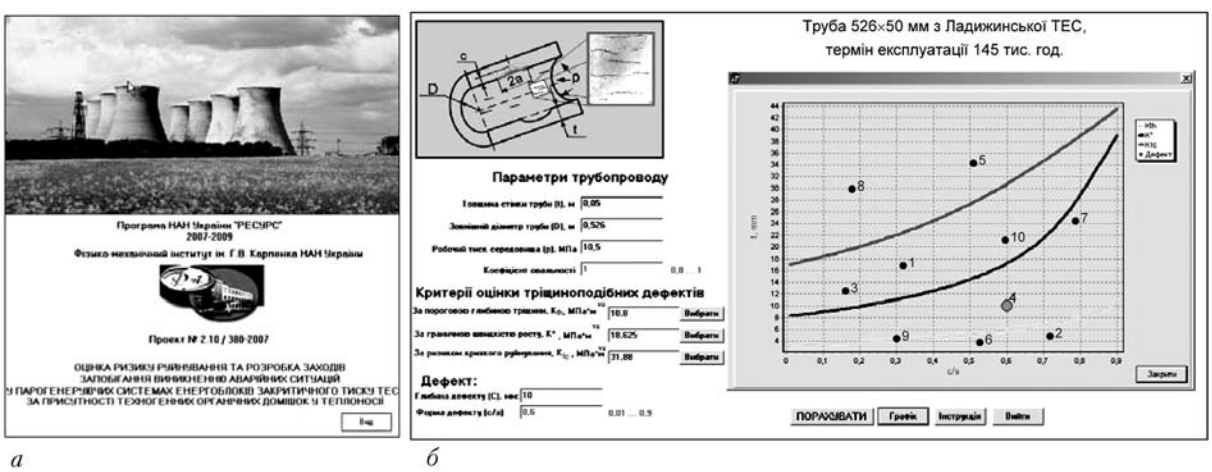


Рис. 4. Діаграми для оцінювання працездатності та ризику руйнування живильного трубопроводу з дефектами (труба 526×50 мм з Ладижинської ТЕС, термін експлуатації 145 тис. год). Допустима глибина тріщини за критеріями: *а* — c_{th}; *б* — c_*; *в* — c_{fc}

жаних експериментальних даних та здійснених розрахункових оцінок розроблено комп'ютерну експертну програму для технічної діагностики роботоздатності конструктивних елементів живильних трубопроводів та запобігання виникненню аварійних ситуацій у парогенеруючих системах енергоблоків закритичного тиску ТЕС [4] за присутності техногенних органічних домішок у теплоносії (рис. 5).

З її використанням є можливим підвищення роботоздатності та продовження ресурсу парогенеруючих систем енергоблоків закритичного тиску ТЕС, що грунтується як на підвищенні ефективності фізико-хімічних схем водопідготовки, так і на врахуванні ступеня потенційної небезпеки наявних (виявлених) корозійних пошкоджень та тріщиноподібних дефектів. Результати роботи використано на ТЕС електрогенеруючих компаній



а *б*

Рис. 5. Вхідне (*а*) та розрахункове (*б*) вікно комп'ютерної експертної програми

ВАТ «Західенерго»; ВАТ «Центренерго», а також у Державному науково-дослідному інституті теплоенергетики Міністерства палива та енергетики України.

Висновки

1. Розглянуто проблему корозійно-утомної пошкоджуваності живильних трубопроводів енергоблоків ТЕС під час тривалої експлуатації за наявності в теплоносії техногенних органічних домішок. Запропоновано діаграми оцінювання роботоздатності і ризику руйнування трубопроводів з дефектами, що базуються на концепції порогової та критичної глибини тріщини, а також на параметрах росту корозійно-утомних дефектів.

2. Зроблено розрахункові оцінки допустимих розмірів тріщиноподібних дефектів у стінках живильних трубопроводів ТЕС залежно від їх форми та концентрації техногенних органічних домішок у робочому середовищі.

3. Розроблено комп'ютерну експертну систему для оцінки ризику руйнування та прогнозування можливості подальшої експлуатації конструктивних елементів живильних трубопроводів з виявленими дефектами.

1. *Механіка* руйнування і міцність матеріалів: Довідн. посібник / Під заг. ред. В.В. Панасюка. — Т. 7. Надійність та довговічність елементів конструкцій теплоенергетичного устаткування / І.М. Дмитрах, А.Б. Вайнман, М.Г. Стащук, Л. Тот / Під ред. І.М. Дмитраха. — Київ: ВД «Академперіодика», 2005. — 378 с.
2. *Вайнман А.Б.* Современное состояние проблемы коррозии металла пароводяного тракта энергоблоков СКД ТЭС Украины // Фіз.-хімічна механіка матеріалів. — 2002. — Спец. вип. — № 3. — С. 44–50.
3. *Вайнман А.Б.* О влиянии среды на металл пароводяного тракта энергетических блоков сверхкритического давления / А.Б. Вайнман, О.И. Мартынова, О.Д. Смиян // Те саме. — 1995. — № 5. — С. 95–104.
4. *Поведение* органических веществ на разных стадиях водоподготовки / Ходырев Б.Н., Панченко В.В., Калашников А.И. и др. // Энергетик. — 1993. — № 3. — С. 16–18.
5. *Дмитрах І.М., Панасюк В.В.* Вплив корозійних середовищ на локальне руйнування металів біля концентраторів напружень. — Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка, 1999. — 341 с.
6. *Характеристики* корозійної тріщиностійкості матеріалів та їх значення в проблемі забезпечення експлуатаційної надійності теплоенергетичного обладнання. Ч. І / В.В. Панасюк, І.М. Дмитрах, А.Б. Вайнман А.Б. та ін. // Енергетика та електрифікація. — 1998. — № 6. — С. 29–35.
7. *Характеристики* корозійної тріщиностійкості матеріалів та їх значення в проблемі забезпечення експлуатаційної надійності теплоенергетичного обладнання. Ч. ІІ / В.В Панасюк, І.М. Дмитрах, А.Б. Вайнман А.Б. та ін. // Те саме. — 1999. — № 1. — С. 34–44.
8. *Dmytrakh I.M.* Corrosion fatigue cracking and failure risk assessment of pipelines / I.M. Dmytrakh // In.: «Safety, Reliability and Risks Associated with Water, Oil and Gas Pipelines». — NATO Science for Pease and Security Series — C: Environmental Security. — The Netherlands: Springer, 2008. — P. 99–113.
9. *Білий О.Л., Сиротюк А.М.* Критерії оцінки ризику корозійно-втомного руйнування живильних трубопроводів енергоблоків ТЕС // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: Зб. наук. праць. Тематичний випуск «Хімія, хімічна технологія та екологія». — Харків: НТУ «ХПІ», 2008. — № 32. — С. 14–18.
10. *Dmytrakh I.M.* Structural integrity assessment of heat-and-power-engineering pipelines with corrosion defects / I.M. Dmytrakh, V.V. Panasyuk // Proc. of 17th European Conf. on Fracture ECF17). — Brno, Czech Republic, 2–5 Sept., 2008.

ПРОЕКТ 2.11

Удосконалення технології комплексного неруйнівного контролю зварних швів залізничних цистерн та інших відповідальних об'єктів методами ультразвукового, магнітного та рентгенотелевізійного контролю, а також розробка спеціального обладнання

УДК 621.791.052; 621.643 1/2

РЕНТГЕНОТЕЛЕВІЗІЙНІ ПОРТАТИВНІ ПРИСТРОЇ НА ОСНОВІ МОНОКРИСТАЛІЧНИХ ЕКРАНІВ І ПЗЗ-КАМЕР

В.О. ТРОЇЦЬКИЙ, д-р техн. наук, **М.Г. БІЛИЙ**, канд. техн. наук, **В.Н. БУХЕНСЬКИЙ, І.Я. ШЕВЧЕНКО**, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Досліджено та розроблено теоретичні основи створення рентгентелевізійних портативних систем на основі сучасних ПЗЗ-камер та монокристалічних екранів на основі CsI (Tl). Створена і опробувана дослідна портативна ретгентелевізійна система.

Ключові слова: *радіаційний контроль, рентгенотелевізійна система, ПЗЗ-матриця, ПЗЗ-камера, монокристалічний екран, цифрова обробка зображень, архівація*

Рентгенівський неруйнівний контроль є одним з найважливіших і найбільш інформативних методів, використовуваних у різних галузях промисловості. Найбільшою перевагою рентгенотелевізійного методу контролю, в порівнянні з плівковою радіографією, є його оперативність. У той же час сучасні технічні засоби, застосовані при реалізації методу, дозволяють отримувати результати які не гірші, а часто кращі, порівняно з плівковою радіографією.

Принцип рентгенотелевізіонного контролю полягає в тому, що рентгенівське випромінювання, яке генерується джерелом, проходить крізь об'єкт контролю. Внаслідок поглинання випромінювання матеріалом об'єкту просторовий розподіл інтенсивності пройденого випромінювання несе інформацію про розподіл щільності речовини всередині матеріалу, перетворюється в світлове або електронне і передається на відстань за допомогою оптики або телевізійної техніки з подальшим аналізом його на вихідному екрані.

Найбільш поширеними є рентгенотелевізійні системи (РТВС) з проміжним перетворенням тіньового рентгенівського зображення в оптичне за допомогою рентгенівських екранів або рентгенівських електронно-оптичних перетворювачів (РЕОП), а також РТВС на основі рентгеновідіконов [1–3]. РТВС з рентгенівськими екранами мають ряд переваг перед РТВС на основі РЕОП: можливість зміни рентгенівського екрана, що дозволяє варіювати розмір робочого поля та інші параметри РТВС; простота конструкції; низька вартість тощо.

Однак за рахунок низької яскравості світіння екранів у телевізійних камерах таких РТВС використовуються високочутливі перетворювачі світло–сигнал. Так, у прикладної телевізійної установки «Інтроскоп» застосовується високочутлива передавальна електронно-променева трубка ізокон ЛИ-801, а в ПТУ-84 — супервідікон ЛИ-702.

В останні роки за перетворювачі світло–сигнал у РТВС, які виконуються головним чином на основі РЕОП, все ширше використовують ПЗЗ-матрицю (прилад із зарядним зв'язком). Цьому сприяють переваги ПЗЗ-матриць перед передавальними трубками (мінімальні геометричні спотворення за рахунок фіксованої геометрії растра, відсутність інерційності, великий термін експлуатації тощо).

Фірмою «SONY» розроблено серію ПЗЗ-матриць, у яких високої чутливості, порівняно з ізоконом і супервідіконом, досягають за рахунок мікролінзового масиву на поверхні матриці (так звані матриці EXvivev HAD CCD). ПЗЗ-матриця складається з світлочутливих напівпровідникових елементів, виконаних з великої кількості кремнієвих діодів. Коли світло досягає ПЗЗ-матриці, воно заряджає кожен з елементів-пікселів індивідуально. Ця зарядка надалі відповідає електричному імпульсу, і, таким чином, отримуємо в цифровій формі дані про освітлення кожного з пікселів. Оскільки неможливо записати повністю інформацію про все зображення, то в подальшому воно піддається обробці програмним забезпеченням для відновлення втрачених даних.

На рис. 1 наведено функціональну схему рентгенотелевізійної системи, побудованої з використанням РЕОП.

РЕОП перетворює рентгенівське зображення на вході у видиме світлове зображення на вихідному вікні. Конденсор формує паралельний пучок світла, який після повороту на 90° на поворотному дзеркалі потрапляє на об'єктив, сфокусований на

© В.О. ТРОЇЦЬКИЙ, М.Г. БІЛИЙ, В.Н. БУХЕНСЬКИЙ, І.Я. ШЕВЧЕНКО, 2009

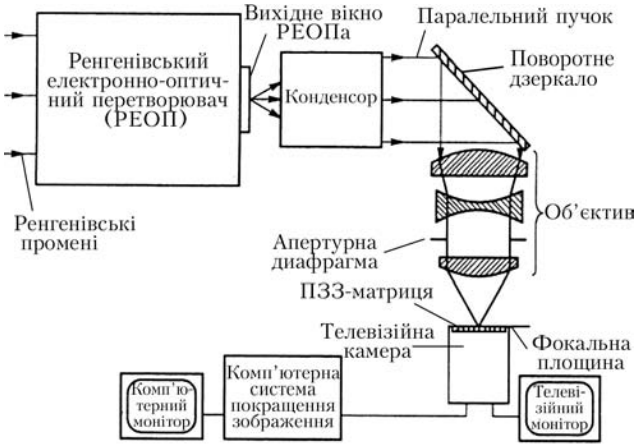


Рис. 1. Функціональна схема типової рентгенотелевізійної системи на базі РЕОП

нескінченність, який в свою чергу формує зображення у своїй фокальній площині.

Поворот світлового пучка на 90° викликаний необхідністю виведення телевізійної камери із зони прямого впливу рентгенівського випромінювання, що призводить до виходу з ладу радіаційно-нестійких ПЗЗ-матриць. ПЗЗ-матриця телевізійної камери перетворює світло в електричний сигнал, і з виходу камери стандартний телевізійний сигнал надходить у комп'ютерну систему для покращення, обробки та архівування зображення.

Рентгенотелевізійні системи на основі РЕОП використовуються в промисловості зазвичай у стаціонарних умовах.

Застосування в рентгенотелевізійній системі монокристалічних перетворювачів на основі CsI (Tl) є найкращим варіантом, оскільки, крім високої роздільної здатності, вони мають більш високу квантову ефективність. У цьому випадку відносна чутливість інтроскопії обмежується (незважаючи на високу чутливість ПЗС-матриці) шумами телевізійної системи [4].

Підвищити чутливість рентгенотелевізійних систем в цьому випадку можна за рахунок накопичення заряду на ПЗЗ-матриці. Сучасні ПЗЗ-матриці з малим темновим струмом дозволяють накопичувати заряд при кімнатній температурі протягом кількох хвилин, що є цілком достатнім. Наприклад, при часі накопичення близько 3 с (128 кадрів) співвідношення сигнал/шум покращується в одинадцять разів. Програмне управління режимом роботи ПЗЗ-камери (вибір оптимального часу накопичення, динамічного діапазону, передавальної характеристики) за допомогою комп'ютера дозволяє отримувати характеристики інтроскопії з монокристалічного екрану CsI (Tl) аналогічно плівковій радіографії, а іноді і краще.

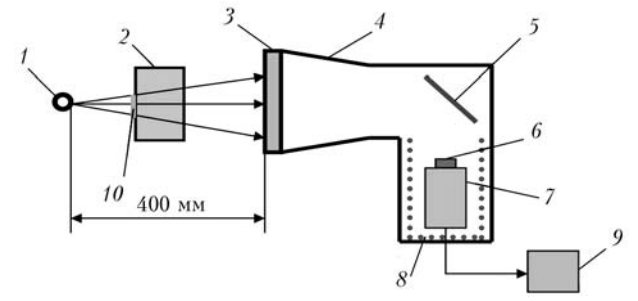


Рис. 2. Структурна схема портативної РТВС: *1* — рентгенівський апарат; *2* — об'єкт контролю; *3* — монокристалічний рентгено-оптичний перетворювач; *4* — тубус; *5* — дзеркало; *6* — об'єктив телевізійної камери; *7* — телевізійна ПЗЗ-камера; *8* — свинцевий екран; *9* — контрольний відеопристрій з комп'ютерною обробкою сигналу; *10* — еталон чутливості

Визначальним фактором при виборі типу камери за основу для рентгеноелектричного перетворювача системи служить характеристика використаної в камері ПЗЗ-матриці (висока чутливість і роздільна здатність, велика площа приймальної поверхні, сумісність телевізійних стандартів з наявною телевізійною апаратурою).

Основними параметрами ПЗЗ-матриць є такі:

- розмірність у пікселях;
- фізичний розмір у дюймах (1/4, 1/3, 1/2, 2/3 тощо). При цьому самі цифри не визначають точний розмір чутливої області, а, скоріше, вказують на клас приладу — чутливість.

Роздільну здатність камер однозначно визначають розмірністю ПЗЗ-матриці. Так, камера формату 768×576 матиме як роздільну здатність 576 телевізійних ліній. Фізичний розмір ПЗЗ-комірок є основним параметром, що визначає вимоги до роздільної здатності об'єктива. Для 1/2-дюймової матриці SONY ICX039 розмір пікселя відповідає 8,6×8,3 мкм. Отже, щоб не припустити втрати інформації, об'єктив повинен мати розділення не гірше за $1/8{,}3\times10^2 = 120$ ліній (60 пар ліній/мм).

Чутливість ПЗЗ-камер є одним з найважливіших її параметрів. Здатність ПЗЗ-матриць краще або гірше «бачити» визначається кількістю зарядів, перетворених з падаючих на її поверхню фотонів, і якістю доставлення зарядів на вихід. Кількість накопичених зарядів залежить від площі світлочутливого елемента і квантової ефективності ПЗЗ-матриці, а якість транспортування — від багатьох факторів, які часто зводяться до одного — шумозчитування. Для сучасних ПЗЗ-матриць воно складає приблизно 10–30 електронів і навіть менше.

Типові значення чутливості ПЗЗ-камер загального використання при сигналі/шумі 46 і світосилі 1,4 лежать у діапазоні 0,15–0,25 лк.

В ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України створені дві дослідні портативні рентгенотелевізійні системи — одна з використанням телевізійної камери КТ-62.013 на основі ПЗЗ-матриці типу ICX-249AL [5] і монокристалічного екрану CsI (Tl) діаметром 200 мм, а друга — телевізійної камери VSC-746 на основі ПЗЗ-матриці типу ICX-429LL [6] і монокристалічного перетворювача CsI (Tl) діаметром 120 мм. Основні характеристики приймальних матриць обох телевізійних камер повністю ідентичні.

Телевізійна камера КТ-62.013 забезпечує роботу в мовному стандарті розкладу в режимі регульованої тривалості накопичення (до 30 кадрів) і в режимі накопичення чотирьох сусідніх елементів. Вона оснащена об'єктивом типу «Xenoplan» фірми

«Schneider Kreuznach» з відносним отвором 1:1,7 (D = 1,7 мм) та фокусною віддаллю 17 мм.

Телевізійна камера VSC-746 забезпечує роботу в мовному стандарті розкладу, оснащена об'єктивом типу «Computer» з відносним отвором 1:1,4 (D = 14 мм) і фокусною відстанню 12 мм.

ПЗЗ-матриця типу ICX-249AL камери VSC-746 має світлочутливу поверхню з діагоналлю 8 мм. Матриця складається з 582 активних рядків по вертикалі, кожен з яких містить по 752 активні елементарні комірки по горизонталі (всього активних 470К комірок). Матриця розрахована на черезрядкову розгортку і при використанні в телевізійному режимі забезпечує зчитування 25 повних кадрів в секунду.

На рис. 2 наведено структурну схему портативної рентгенотелевізійної системи на базі монокристалічного екрану CsI (Tl) та високочутливої ПЗЗ-камери. Принципії дії полягає в тому, що іонізуюче випромінювання після проходження крізь об'єкт контролю потрапляє на монокристалічний екран та перетворюється ним у видиме світлове зображення, яке через дзеркало потрапляє на об'єктив високочутливої ПЗЗ-камери. Від ПЗЗ-камери отримуємо аналоговий телевізійний сигнал, який можна розглянути на контрольному відеопристрої, а також виконати цифрову обробку та архівувати за допомогою комп'ютера.

Серед переваг даних систем можна виділити такі:

- висококонтрастний рентгено-оптичний перетворювач;
- висока радіаційна чутливість при низькому шумі;
- висока роздільна здатність і стабільність зображення;
- низька інерційність;
- можливість контролю рухомих об'єктів;
- високоефективна цифрова обробка зображення;
- низьке дозове навантаження на навколишнє середовище;
- широкі можливості системи архівування зображень.

Рентгенотелевізійна система забезпечує підвищену чутливість радіаційного контролю — до 1,5–2,0 % (що відповідає чутливості плівкових систем). Портативна РТВС з цифровою обробкою результатів контролю дає можливість проводити в реальному часі радіоскопічний контроль у цехових і польових умовах.

1. *Майоров А.А.* Рентгеновское телевидение в промышленном НК // Технология машиностроения. — 2007. — № 11. — С. 60–67.
2. *Дефектоскопические* рентгентелевизионные системы высокой чувствительности / С.В. Денбновецкий, В.А. Троицкий, Н.Г. Белый и др. // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 1997. — № 4. — С. 13–22.
3. *Денбновецкий С.В., Лещишин А.В., Михайлов С.Р.* Высокочувствительные рентгенотелевизионные системы неразрушающего контроля на основе электронно-лучевых приборов // Электроника и связь. — 2005. — Ч 1. — С. 72–81.
4. *Относительная* чувствительность рентгенотелевизионных систем на основе высокочувствительных ПЗС-камер и рентгеновских монокристаллических экранов / Н.Г. Белый, С.В. Денбновецкий, А.В. Лещишин и др. // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2007. — № 3. — С. 34–40.
5. *Денна* телевізійна камера КТ-62.013 // www/tekon/lviv/ua.
6. *Внутренние* ТВ камеры. Сер. V-C //www.evs.ru

ПРОЕКТ 2.12

Розробка і дослідження приладу для контролю промислових конструкцій методом акустичної емісії

УДК 621.129.14: 621.179.16

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРИЛАДІВ ДЛЯ АКУСТИКО-ЕМІСІЙНОГО КОНТРОЛЮ ТА ДІАГНОСТУВАННЯ ЗВАРНИХ КОНСТРУКЦІЙ

А.Я. НЕДОСЄКА, д-р техн. наук, **С.А. НЕДОСЄКА, А.А. ГРУЗД**, кандидати техн. наук, **М.А. ОВСІЄНКО**, інж., **М.А. ЯРЕМЕНКО**, канд. техн. наук, **Л.Ф. ХАРЧЕНКО**, інж. (Ін-т електрозварювання ім. Е.О. Патона НАН України)

Подані матеріали випробувань та дослідження працездатності приладів акустико-емісійного контролю та діагностування нового покоління, а також впровадження оновленого програмного забезпечення зазначених приладів, що забезпечує нові технологічні можливості їх практичного використання.

Ключові слова: *акустична емісія, діагностика, міцність матеріалів*

Досвід експертного обстеження об'єктів підвищеної небезпеки в значній мірі базується на сучасних досягненнях із створення теорії, ефективних методів і апаратурних засобів контролю та технічного діагностування. Це, в першу чергу, має відношення до технологій діагностування на основі методу акустичної емісії (АЕ), ефективність яких підтверджена достатньо широким застосуванням їх для найбільш відповідальних в експлуатації об'єктів.

У зв'язку з цим в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України (ІЕЗ) під керівництвом Б.Є. Патона започаткована і проводиться низка розробок з технічного діагностування в найбільш актуальних напрямках, у тому числі:

- програмне забезпечення і апаратура, що реалізують технологію контролю та включають в себе програми одержання, обробки і стиснення вхідної інформації, алгоритми розпізнавання руйнівних процесів на основі математичної статистики, теорії вірогідності, теорії прогнозування та прийняття рішень;
- сертифікація створюваних методик та контрольного обладнання, навчання персоналу, що виконує роботи з контролю стану матеріалів конструкцій.

У якості об'єктів дослідження були відібрані:

- чотирьохканальний АЕ прилад ГАЛС1, доопрацьований та протестований у різних умовах експлуатації спільно з НПФ «Промприлад»;
- лабораторний зразок АЕ приладу АЕД для систем нового покоління ЕМА-4, розроблений спільно з угорською компанією «Відеотон».

Прилади, що тестувалися, являють собою розробки нового покоління у галузі АЕ технології та містять нові технологічні можливості, а саме високу роздільну здатність, роботу з формою сигналів АЕ у реальному часі та багато параметрів налаштування, що дозволяють фільтрувати хибні АЕ сигнали та ефективно обробляти корисні.

Базове програмне забезпечення (ПЗ) ЕМА-3 допрацьовано до роботи нових систем АЕ з урахуванням здійснених виробниками протоколів обміну даними. Реалізовано алгоритми збереження даних на жорсткому диску у зміненому форматі, згідно з новими протоколами обміну. Протестована робота приладів у лабораторних умовах та на промисловому стенді ІЕЗ. Перевірена стабільність роботи приладів, акустичні та інші показники, можливості локації сигналів АЕ при різній конфігурації локаційних антен (група датчиків АЕ, що обробляють інформацію сумісно, зокрема з метою визначення координат джерела АЕ).

У рамках даної роботи було проведено оцінку впливу точності вимірювання часів приходу сигналів АЕ до датчиків на їх локалізацію з використанням системи АЕ діагностування ЕМА-3 і подальше врахування одержаних оцінок при атестації нових систем АЕ діагностування, що розробляються, а також при розробці методичних і нормативних документів із застосування методу АЕ.

За допомогою приладів ГАЛС1 та АЕД (рис. 1) та використанням програмного забезпечення ЕМА-3 підтверджено ефективність застосованих методів визначення координат, у тому числі за умов імітування різних джерел на промисловому стенді та під час реальних механічних випробувань.

Імітацію сигналів проводили з використанням датчиків-імітаторів та зламом грифеля олівця. Квадрант був розбитий сіткою, у вузлах якої імітували джерела АЕ. Типова інформація щодо локації координат АЕ, імітованої у вузлах сітки, подана на рис. 2. Видно, що є певні відхилення у

© А.Я. НЕДОСЄКА, С.А. НЕДОСЄКА, А.А. ГРУЗД, М.А. ОВСІЄНКО, М.А. ЯРЕМЕНКО, Л.Ф. ХАРЧЕНКО, 2009

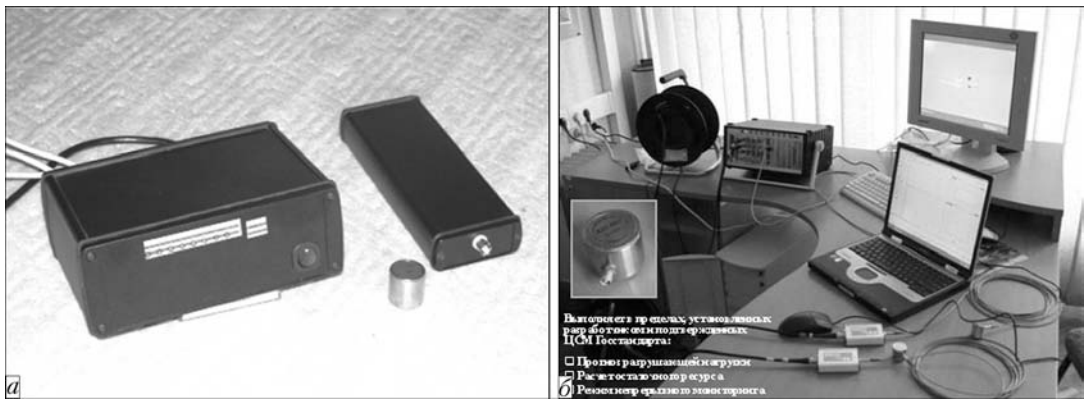


Рис. 1. Прилади ГАЛС1 (*а*) та АЕД (*б*)

локації сигналів АЕ з деяких конкретних точок. Візуально відхилення не є великими, реальні значення похибок не перевищують 3 % відстані між датчиками АЕ, тобто для надійного налаштування АЕ апаратури треба користуватися загальноприйнятими засобами імітації, такими як електронний імітатор з регульованими параметрами сигналів або графіт, що ламають.

Для оцінки похибок під час визначення координат джерел АЕ розроблена спеціальна кольорова схема (рис. 3), згідно з якою зони об'єкту контролю з однаковим рівнем похибки розрахунку координат мають однаковий колір відображення. Похибку визначення координат джерел АЕ розраховано для кількох різних методів, зокрема для точних і приблизних математичних формул та для методу спрямованого пошуку (варіант методу Монте-Карло).

Проведені тестування АЕ приладів під час випробування зразків на статичний розтин та при деяких випробуваннях промислових об'єктів, а також — на працездатність приладів у довготривалому режимі. Тестування показало задовільну роботу АЕ приладів. Отримані результати свідчать, що існує реальна перспектива довести розроблені прилади до рівня, який дозволить провести їх метрологічну атестацію та рекомендувати до впровадження у промисловість.

Програмне забезпечення ЕМА розроблене таким чином, щоб реалізовувати апаратну незалежність, тобто при однакових або близьких базових принципах організації АЕ апаратури різних виробників може бути досягнута однакова система отримання даних, а їх первинна обробка та високорівневі алгоритми аналізу дозволяють приймати автоматизоване рішення щодо стану об'єктів контролю.

Враховуючи несумісність типів даних, які постачають різні апаратури, у програмному забезпеченні ЕМА-3 було впроваджено спеціальний механізм стикування цих даних на високому рівні, за допомогою використання так званих поліморфних класів.

Модифікований прилад ЕМА-4 був застосований для випробування труб внутрішнім тиском. Випробувано три труби з матеріалу сталь 20 діаметром 600 мм і товщиною стінки 10 мм. В якості системи навантаження використовувався гідравлічний насос, робоче середовище — вода. В процесі навантаження робили зупинку і розвантаження, після чого знову навантажували до руйнування труби.

Мета дослідження — показати ефективність засобу АЕ при встановлені координат місця руйнування. Діагностичну АЕ систему ЕМА-4 використали у такому ж режимі, як звичайно застосовували ЕМА-3. Акустичну емісію записували в процесі навантаження. Дані про тиск записували в журнал і вносили в систему ЕМА-4 після проведення випробувань.

Випробування труби № 1 провели при надзвичайно швидкому підйомі тиску (тривалість випробування 206 с) безпосередньо до руйнування без проміжних зупинок. Руйнування відбулося при тиску 13,8 МПа. Система ЕМА-4 заздалегідь показала координати місця руйнування, на відстані близько 2,6 м від датчика № 1.

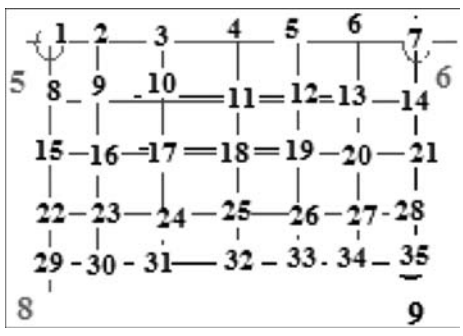


Рис. 2. Координати джерел АЕ під час імітування

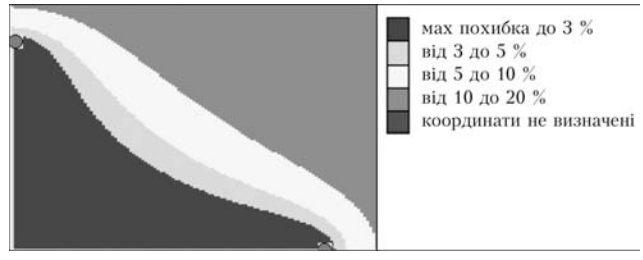


Рис. 3. Приклад використання кольорової схеми відображення похибок розрахунку координат АЕ. Локація за точною формулою (похибка розрахунку координат джерел АЕ у межах плоскої зони, окресленої датчиками, не перевищує 3 % відстані між датчиками)

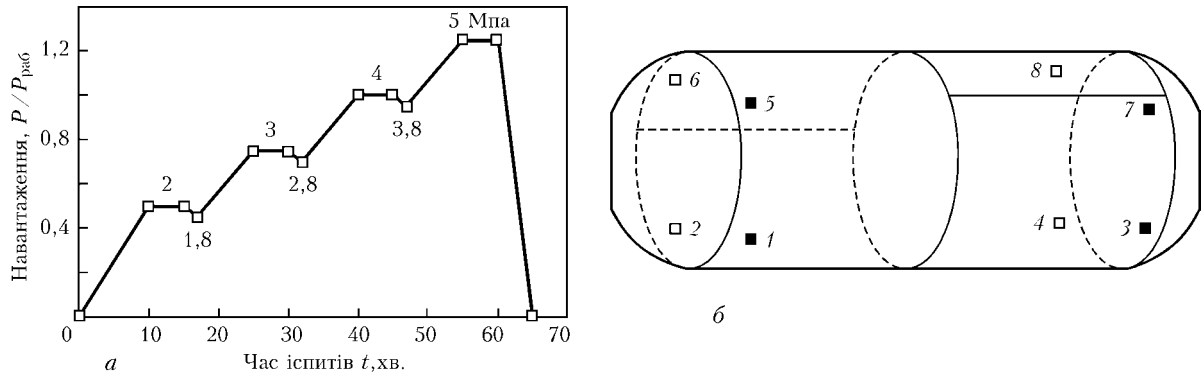


Рис. 4. Програма навантаження (*а*) та розміщення датчиків *1–8* вимірювального приладу АЕ на поверхні барабана котла БКЗ (*б*): ❐, ■ — відповідно невидима та видима точка установки датчика АЕ

Випробування труби № 2 провели у три етапи — підйом тиску до 10 МПа, розвантаження і підйом тиску до 11 МПа, після чого розвантаження і підйом тиску до руйнування (руйнування відбулося при тиску 14,2 МПа). Система ЕМА-4 заздалегідь показала координати місця руйнування. Особливість випробування полягає у тому, що тріщина мала досить великий розмір, окреслений кластерами АЕ.

Випробування труби № 3 провели у три етапи — підйом тиску до 10 МПа, розвантаження і підйом тиску до 11 МПа, після чого розвантаження і підйом тиску до руйнування (руйнування відбулося при тиску 12,5 МПа). Система ЕМА-4 заздалегідь показала координати місця руйнування у центральній частині труби, між датчиками 3 і 4.

У якості прикладу успішного застосування розроблених приладів АЕ у промислових умовах наведемо результати випробувань методом АЕ барабанів котлів БКЗ 75/39, проведених сумісно з фахівцями Лабораторії технічної діагностики ТОВ «МГЗ» (м. Миколаїв) з використанням АЕ системи ЕМА-4.

Випробування проведені у відповідності з ДСТУ 4227–2003 «Настанови щодо проведення акустико-емісійного діагностування об'єктів підвищеної небезпеки». Перед початком випробувань була складена «Технологічна карта акустико-емісійного (АЕ) контролю барабана котла БКЗ 75/39», дані якої наведені нижче.

У процесі випробувань внутрішній тиск у барабанах котлів підвищували до 1,25 робочого, а саме від 0 до 5 МПА з 5-хвилинними витримками при тиску 0,4, 0,6, 0,8 і 1,0 від максимуму і зниженням на 0,2 МПА після витримки.

При випробуваннях записували параметри АЕ. Після випробувань до результатів були додані значення тиску, що навантажує. На основі результатів у режимі комп'ютерного повторення випробувань були отримані значення руйнівного навантаження для барабанів котлів БКЗ 75/39.

По результатах оцінки видані рекомендації на подальшу експлуатацію об'єктів контролю, позначених нижче як А, В, С.

Вироби БКЗ 75/39 мають термін експлуатаційної наробітки 25 років і експлуатуються при робочому тиску 39 атм (3,9 МПа). Температура робочого середовища (пари) — 450 °С, матеріал — сталь 20К.

За даними підприємства, що експлуатує, перед АЕ випробуваннями був проведений неруйнівний контроль стінок барабанів, включаючи товщинометрію та ультразвукове обстеження (УЗК). У процесі проведення УЗК дефекти не були виявлені.

Випробування барабана котла *А* показали, що у процесі навантаження, в тому числі і на витримках (див. графіки результатів випробувань), є множинні сигнали АЕ практично на всій контрольованій поверхні як для локаційної антени № 1 (вимірювальна антена з датчиків *1–4*), так і для локаційної антени № 2 (вимірювальна антена з датчиків *5–8*).

Основні ділянки концентрації множинних сигналів АЕ знаходяться в центральній і правій частині барабана (див. схему на рис. 4) на напівповерхні барабана котла, контрольованій антеною № 2. Інформація, що надається програмою ЕМА-4 за первинними результатами випробування (даним АЕ та навантаження), наведена на рис. 5, 6.

Обробка і кластерний аналіз результатів випробування, наведених на рис. 4, 5, показали наявність небезпечних дефектів в матеріалі об'єкту контролю, що однак не створюють аварійної ситуації на час контролю. Графічне подання в програмі даних кластерного аналізу свідчить про наявність великої кількості розсіяних пошкоджень, але — про відсутність дефектів, що розвиваються критичним чином.

Графіки програми ЕМА-4 на рис. 6 показують кількість подій АЕ і робочий тиск P в залежності від часу, від початку до завершення випробування. Видно, що були дві витримки з наступним підйомом тиску. У процесі випробування зафіксований достатньо високий рівень шуму, що особливо добре видно на графіку (рис. 6, *б*), де рівень шуму підвищується разом з навантаженням, що також свідчить про наявність розсіяних пошкоджень у матеріалі барабана котла.

Враховуючи виявлені місця акустичної активності, слід розглядати можливість пошкодження матеріалу барабана котла не внаслідок порушення умови міцності, а утворення локальних тріщин.

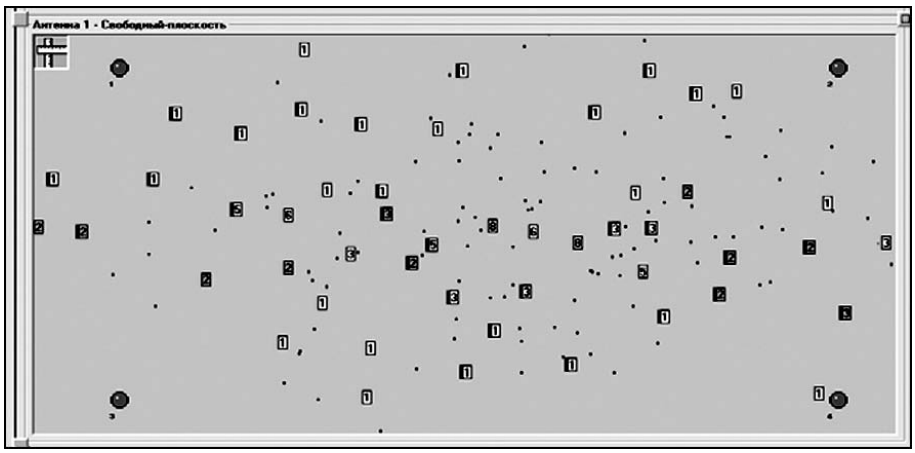


Рис. 5. Екран локації вікна програми ЕМА-4 з результатами випробування барабана котла *А* для антени № 1. Точками показани координати подій АЕ, прапорцями — координати створених на їхній основі кластерів

Під час випробувань котла *В* загальна кількість подій АЕ зафіксована набагато меншою, ніж під час випробувань барабана котла *А*. Важливою істотною відзнакою даного випробування є те, що рівень шуму залишався протягом всього часу навантаження практично незмінним. В цілому матеріал барабана котла *В* є менш пошкодженим, ніж барабана котла *А*. Зокрема, на двох останніх витримках сигнали АЕ, у відмінність від результатів випробування барабана котла *А*, відсутні взагалі.

За характеристиками міцності матеріал задовольняє необхідним експлуатаційним вимогам. Однак наявність розсіяних по матеріалу поверхні джерел акустичної активності вимагає враховувати можливість поступового пошкодження матеріалу барабана котла внаслідок локалізації пошкоджень і утворення мікротріщин.

За результатами випробувань видані наступні рекомендації до подальшої експлуатації барабана котла *А*:

• провести додатковий УЗ контроль поверхні барабана котла *А* в місцях відкриття акустичної активності, користуючись даними кластерів;

• рішення щодо режимів і термінів подальшої експлуатації барабана котла *А* прийняти після проведення додаткового контролю.

Лабораторія технічної діагностики ТОВ «МГЗ» провела УЗ контроль, внаслідок якого у стінці котла *А* були виявлені дефекти типу раковин і мікротріщин, що відповідає по розташуванню кластерам № 2 і 3 антени № 1, та 3, 7, 10, 12 антени № 2. Співробітниками лабораторії виконана оцінка небезпеки дефектів у відповідності з нормативною документацією підприємства. Знайдені дефекти за своїми характеристиками віднесені до допустимих для даного типу виробів при штатних умовах експлуатації. Прийнято рішення проводити АЕ контроль об'єкту з періодичністю 1 раз в 6 міс.

Щодо подальшої експлуатації барабана котла *В* були видані наступні рекомендації:

• провести повторний АЕ контроль поверхні барабана котла *В*. Провести додатковий контроль поверхні барабана котла *В* через 6 міс;

• рішення з режимів і термінів подальшої експлуатації барабана котла *В* прийняти після проведення повторного АЕ контролю.

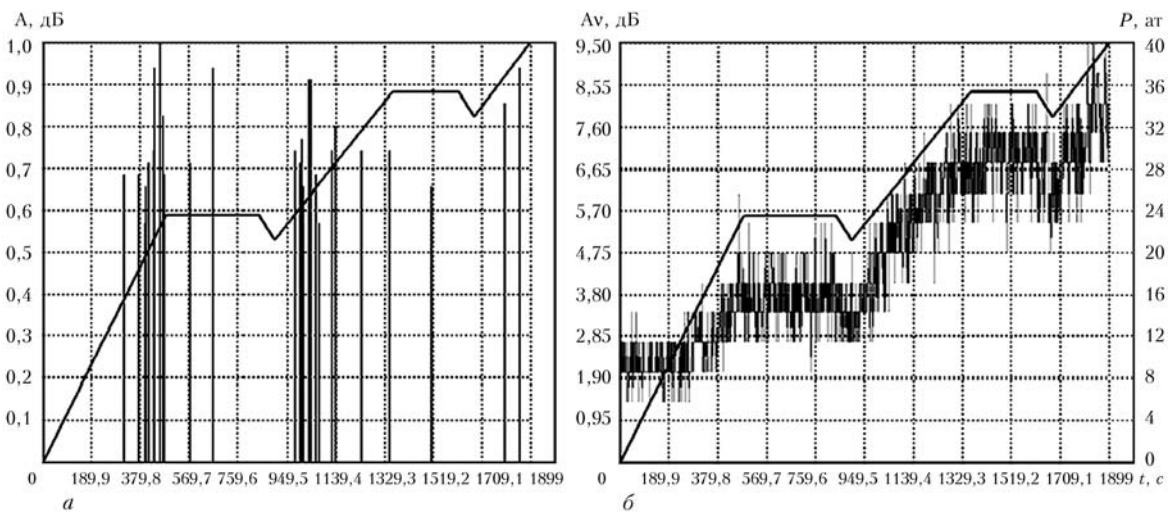


Рис. 6. Хід випробувань. Робочий тиск *Р* та амплітуди подій АЕ (*А*, стовпчики) (*а*) і рівень неперервної емісії (*Av*, осцилююча крива) (*б*)

Лабораторія технічної діагностики ТОВ «МГЗ» провела у відповідності з рекомендаціями повторний контроль барабана котла *B*, після цього ще один додатковий контроль через 6 міс. Враховуючи аналогічну картину при АЕ випробуваннях і відсутність погіршень його стану через 6 міс, лабораторією прийняте рішення продовжити експлуатацію барабана котла *B* у робочому режимі, повторюючи АЕ контроль через кожні 6 міс.

Таким чином, проведені випробування дозволили продовжити експлуатацію барабанів котлів *A* і *B*, виконавши контроль, що не вимагає демонтажу і інших серйозних затрат. Враховуючи, що контроль охоплював 100 % обсягу матеріалу поверхні барабанів, а сам процес контролю зайняв біля 2 год разом з встановленням вимірювального приладу і розгортанням системи, а у результаті випробувань була отримана уся необхідна для прийняття рішення щодо стану котла інформація, слід підкреслити серйозні переваги такої методики АЕ контролю промислових об'єктів.

Висновки

1. Виконане доопрацювання приладів АЕ контролю, що розробляються. Внесені зміни до протоколу обміну, розроблені програмні інтерфейси для зберігання та передачі даних. Розширені можливості обробки даних, насамперед частотний аналіз та фільтрація.

2. Проведено аналіз різних методів обчислення координат джерел АЕ. Оцінений рівень похибок при застосуванні вказаних методів. Вибраний для подальшого використання метод прямого пошуку, що дає найменші похибки. Розроблений метод оцінки похибок розрахунку координат джерел АЕ з використанням кольорової схеми.

3. Прилади АЕ протестовані при випробуваннях деяких реальних промислових об'єктів.

1. *Недосека А.Я.* Об оценке состояния материала сварных конструкций // Сварка и родственные технологии: мировой опыт и достижения: II Междунар. симпозиум 28 марта 2001 г. — Минск, Белоруссия. — С.33–39.
2. *Патон Б.Е., Лобанов Л.М., Недосека А.Я.* Об исследованиях и разработках в области диагностики сварных конструкций: Междун. конф. «Сварка и родственные технологии». — Киев, 2002.
3. ДСТУ 4223–2003. Котли, посудини під тиском і трубопроводи. Технічне діагностування. Загальні вимоги / А. Недосєка, С. Недосєка, А. Грузд та ін. — Держспоживстандарт України, 2003.
4. *Недосека С.А., Недосека А.Я.* Диагностические системы семейства «ЕМА». Основные принципы и особенности архитектуры (Обзор) // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2005. — № 3. — С. 20–26.
5. *Определение* координат развивающихся дефектов на цилиндрических поверхностях / А.Я. Недосека, М.А. Яременко, М.А. Овсиенко, Л.Ф. Харченко // Там же. — 2006. — № 1. — С. 11–13.

ПРОЕКТ 2.13

Розробка і впровадження систем і методів автоматизованого моніторингу динамічних навантажень та вібродіагностики пошкоджень прокатних станів для продовження ресурсу і підвищення безпеки експлуатації механічного обладнання та стабільності технології прокатки

УДК 621.771.06:681.518.54:531.3

МЕТОДИ І ТЕХНІЧНІ ЗАСОБИ АВТОМАТИЗОВАНОГО МОНІТОРИНГУ ДИНАМІЧНИХ НАВАНТАЖЕНЬ ТА ДІАГНОСТИКИ ЗНОСУ ЛІНІЙ ПРИВОДУ ПРОКАТНИХ СТАНІВ

П.В. КРОТ, В.В. ВЕРЕНЬОВ, кандидати техн. наук (Ін-т чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України)

Представлено результати розробки телеметричних вимірювачів динамічних моментів навантажень на основі тензодавачів, а також нових методів і приладу для безконтактного контролю кутових зазорів у лініях приводу прокатних клітей. Виконано розробку програмного забезпечення для автоматизованого моніторингу залишкового ресурсу механічного обладнання прокатних станів.

Ключові слова: *динамічні моменти, телеметричні вимірювачі, діагностика, кутові зазори, нестаціонарні режими вібрації, автоматизовані системи моніторингу*

На сьогодні термін служби основного обладнання більшості вітчизняних прокатних станів як об'єктів довготривалої експлуатації становить декілька десятків років. Впровадження на багатьох металургійних підприємствах ресурсозберігаючих технологій транзитної прокатки (без попереднього підігріву слябів у печах) та випуск тонких гарячекатаних штаб викликали за рахунок більшого обтиску у клітях значне підвищення статичних та динамічних навантажень, а також вібрацій та відмов обладнання, витрат на обслуговування та аварійні простої. Світовий досвід доводить, що єдиним шляхом підвищення безпеки експлуатації обладнання без зміни технологічних режимів є поліпшення якості технічного обслуговування на базі сучасних засобів вимірювання динамічних навантажень і вібродіагностики пошкоджень. Використання контактних методів неруйнівного контролю у безперервному прокатному виробництві малоефективне і може бути застосовано як допоміжне.

В результаті виконання проекту створено цифрові телеметричні вимірювачі динамічних моментів з безконтактним живленням передавачів на валах, що обертаються, а також прилад для діагностики кутових зазорів, які є основними параметрами технічного обслуговування прокатних клітей. Розроблено метод вібродіагностики кутових зазорів на основі різниці часу запізнювання реакцій ділянок лінії приводу у нестаціонарних режимах навантаження. Розроблено програмне забезпечення для стаціонарної автоматизованої системи моніторингу, що дозволяє зберігати дані вимірювання, адаптувати моделі і вести розрахунки залишкового ресурсу основного обладнання прокатних клітей. Здійснено випробування дослідної системи діагностики і приладу вимірювання зазорів на декількох промислових прокатних станах.

Розробка телеметричного вимірювача обертальних моментів на валах. Проведено аналіз існуючих систем безконтактного вимірювання динамічних моментів на валах, що обертаються, який показав відсутність широкого вибору приладів для застосування в умовах прокатного виробництва [1]. Лише два найбільш відомих в світі виробника прокатних станів — фірми «Siemens VAI» та «SMS Demag» пропонують у кооперації з «ACIDA Torq-Control» (Німеччина) стаціонарні телеметричні системи вимірювання моментів, які мають достатньо високу вартість. Вимірювачі інших виробників мають конструктивні та експлуатаційні обмеження для їх застосування у прокатних станах за діапазонами вимірювання, способами монтажу на валах та іншими параметрами. Тому метою цього проекту було створення промислових зразків надійних вимірювачів, що могли б використовуватися на вітчизняних підприємствах важкої промисловості [2].

Треба було вирішити низку проблем, серед яких безконтактна передача енергії для апаратури на робочих валах, що обертаються. Для цього відомо декілька схем живлення: батарейне; мікрохвильові передавачі великої потужності (надвисокої частоти); радіочастотні передавачі з пасивними контурами (RFID); індуктивні обмотки (трансформатори, що обертаються); від механічної енергії (струменів повітря). Для телеметричних вимі-

© П.В. КРОТ, В.В. ВЕРЕНЬОВ, 2009

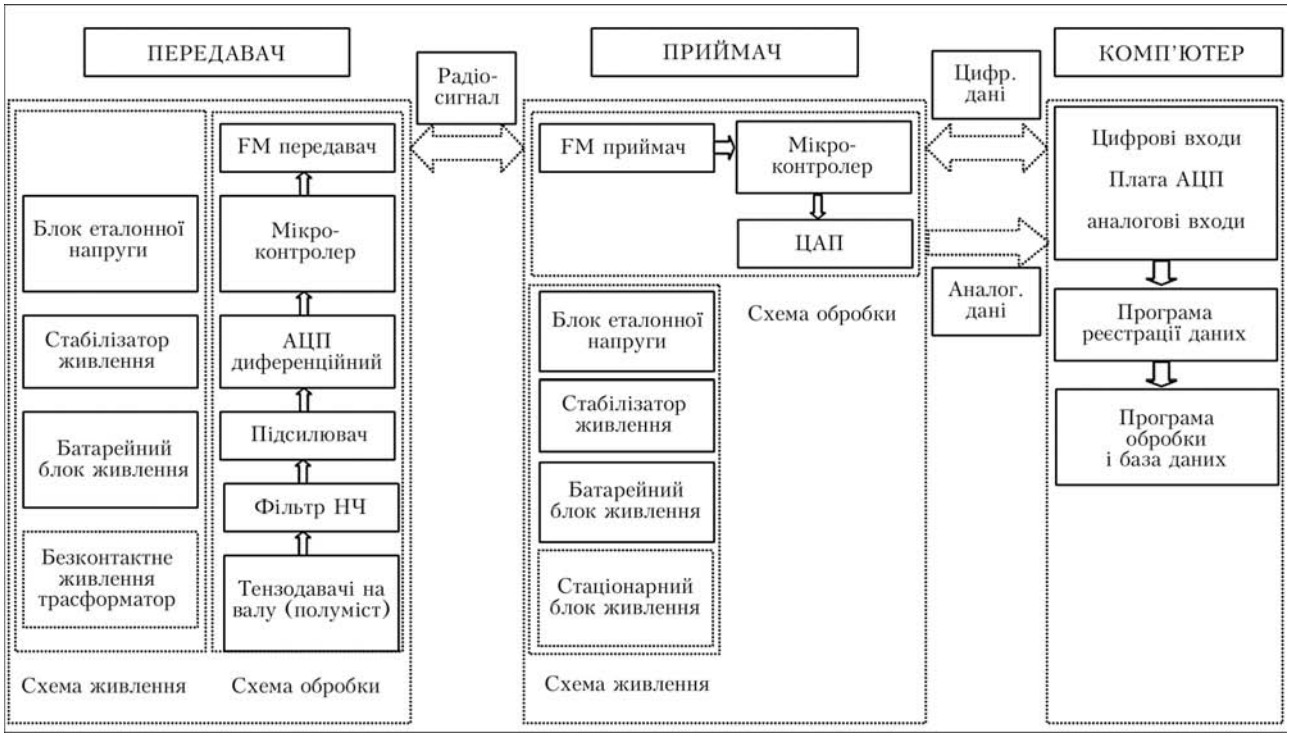


Рис. 1. Структурна схема телеметричного каналу вимірювання обертальних моментів

рювачів обертальних моментів найбільш розповсюдженими є індуктивні схеми та батарейне живлення. Останнє більш просте та поширено для тимчасових вимірів від годин до кількох діб.

Індуктивне живлення застосовується у стаціонарних системах для довготривалих вимірювань. Первинна нерухома обмотка у вигляді феромагнітного сердечника живиться від генератора змінної напруги високої частоти. Вторинна обмотка намотується на вал, що обертається. У закордонних системах така схема використовується і для одержання сигналу з передавача обертальних моментів за допомогою широтно-імпульсної модуляції (PCM — Pulse Code Modulation). Обмін даними та живленням через одні й ті ж обмотки трансформатора здійснюється за рахунок розподілу діапазонів частот напруги живлення (до 100 кГц) та частоти вимірюваних сигналів (до 200 МГц). Максимальну відстань сердечника первинної обмотки до вала обмежено (30–50 мм) у зв'язку з тим, що необхідно знімати корисний сигнал малої потужності із вторинної обмотки на валу. Якщо передача йде синусоїдальним сигналом, то за умов настройки на резонанс і стабільної відстані між обмотками (малого биття валу) це дозволяє отримати більшу ефективність передачі енергії на вал. Імпульсний сигнал напруги є менш чутливим до повітряного зазору між обмотками трансформатора, тому що містить широкий спектр гармонік. Оскільки витрати енергії на живлення невеликі і значної ролі не грають, то для спрощення експлуатації вимірювача (без точної настройки зазору у промислових умовах) в схемі застосовано імпульсний генератор зі стабілізатором напруги живлення передавача на валу. Розроблена схема має наступні параметри: напруга живлення 12–20 В; струм 0,15 А; частота імпульсів до 10 кГц; максимальна напруга у первинній обмотці 100 В; напруга у вторинній обмотці 3–5 В; струм, що споживається на валу 20–30 мА. Зазначимо, що живлення подається навіть тоді, коли вал зупиняється. Паралельно з безконтактним живленням передавача підключаються акумулятори, які заряджаються у процесі роботи і служать як джерело безперебійного живлення. Структурна схема телеметричного каналу вимірювання на валах, що обертаються, наведена на рис. 1 і включає: тензодатчики (напівміст), НЧ фільтр, підсилювач постійного струму, 12-розрядні АЦП і ЦАП, 8-розрядний мікроконтролер, два цифрових FM трансивера, комп'ютер з платою АЦП. Використані імпортні комплектуючі, а розробка виконувалася з використанням пакету P-CAD для автоматизованого проектування електронних приладів. Крім моментів можливо також вимірювання деформації вигину валу, в залежності від напрямку встановлення тензорезистивних давачів.

Основні технічні характеристики телеметричного вимірювача

Діапазон вимірювання	×1, 1/2, 1/4, 1/8 (перемикач)
Тип первинного давача, Ом	тензорезистори 100–700
Струм, що споживається, мА	до 30 (давачі і передавач)
Живлення давача на валу, В	3–4 (батарея або індуктивне)
Вид модуляції сигналу	частотна (FM)
Несуча частота, МГц	433,92 (дві частоти)
Девіація частоти, кГц	15
Частота АЦП передатчика на валу, Гц	600–750 (залежить від розрядів)
Розрядність цифрових даних, біт	8–9 (залежить від частоти АЦП)
Частотний діапазон вхідного сигналу, Гц	до 300

Швидкість передачі даних по радіоканалу, Кбіт/с	19–38
Відстань до приймача, м	до 10–20
Припустима швидкість обертання валу, об/хв	до 3000
Припустима вібрація на валу, г	до 100 (у всіх напрямках)
Робоча температура у зоні вимірювання, °С	від –10 до +70
Точність вимірювання, %	0,3–0,4
Вихідний сигнал, В	цифровий або аналоговий 0–10
Ступінь захисного виконання	визначається на об'єкті

Несуча частота передачі даних по радіоканалу складає 433,92 МГц і здійснюється в цифровому коді частотно-модульованим (FM — Frequency Modulation) сигналом, що забезпечує завадостійкість у промислових умовах і дозволяє передавати на відстань до 20 м. Це відрізняє схему від інших аналогічних пристроїв з несучою частотою 100–600 кГц (діапазон RFID схем). Вибір несучої частоти здійснюється на передавачеві та приймачеві фіксовано перемикачем з двох можливих значень, що дозволяє встановлювати два вимірювача поряд (на шпинделях). У подальшому передбачається застосування мікросхем з декількома частотними каналами, що можуть бути адресованими.

Протокол обміну даними між елементами схеми виконується у коді Манчестер, тобто за перепадом фронтів, а не за рівнем сигналів. Після одержання з ефіру цифрового сигналу приймачем передача даних далі по лінії зв'язку до комп'ютера може бути виконана як у цифровому коді, так і аналоговим сигналом після зворотного перетворення через ЦАП. Реалізація стандартного промислового протоколу (RS485) для декількох вимірювачів у стаціонарній багатоканальній системі накладає певні обмеження зі швидкості передачі і синхронності запису даних з паралельних каналів. Тому в діючому варіанті вимірювача у комп'ютері реєструються аналогові сигнали, що вводяться через плату АЦП.

Робочий температурний діапазон блоків вимірювача є важливим фактором надійності і точності системи. Тому компоненти працюють у діапазоні –40 – +70 °С, що дозволяє використовувати вимірювач на шпинделях клітей станів гарячої прокатки, де виникає нагрів випромінюванням від широкої штаби з температурою 1100–1200 °С. Далі від клітей по лінії приводу температура зменшується і у машинних залах, що відділені стіною від стана, на моторних валах складає 30–40 °С влітку. Для ізоляції передавача від вала використовується полімерний герметичний корпус та прокладки.

Конструктивне виконання модулів передбачає розробку наступних елементів: корпус передавача і кріплення антени; кріплення вторинної обмотки живлення на валу; корпус і кріплення приймача біля валу, корпус і кріплення генератора з первинною обмоткою живлення. Конструкція блоків і кріплень повинна забезпечити, перш за все, захист від механічних пошкоджень під час ремонтів і роботи станів, а також мастил, води та металізованої окалини, що обумовлює надійність вимірювачів, а у підсумку і собівартість їх експлуатації з урахуванням часу простоїв обладнання для заміни блоків. Висока несуча частота (коротка довжина хвилі) дозволяє розташовувати антени в середині корпусів. При більш низький несучій частоті (500 кГц) антени потрібно намотувати на вал, що збільшує ймовірність пошкоджень.

Габаритні розміри передавача (рис. 2) дозволяють встановлювати його на коротких ділянках валів (50–100 мм), наприклад, між корпусом редуктора і муфтою. Поступово один з розмірів плати передавача було зменшено до 30 мм, що дозволяє вимірювати моменти на валах меншого діаметру, насамперед у швидкісних дротових прокатних блоках та трансмісіях машин, що розширює області впровадження вимірювачів.

Первинні перетворювачі (тензорезистори) можуть бути з опором у діапазоні 100–700 Ом. Збільшення опору давачів зменшує енергоспоживання передавача, що має значення під час вимірювань на безперервних станах із батарейним живленням. Деякі схеми стаціонарних багатоканальних тензостанцій передбачають живлення давачів змінним струмом з наступним посиленням модульованого сигналу і детектуванням корисного сигналу, що огинає. Така схема потребує додаткового фільтра низької частоти для усунення паразитних гармонік. Тому у передавачеві замість цього застосовано підсилювач постійного струму зі стабілізатором, що має мале падіння напруги, для зниження енергоспоживання передавача. Встановлення первинних перетворювачів на валах може бути виконано двома способами: давачі наклеюються на підготовлену ділянку валу (100×100 мм) або давачі попередньо наклеєні на металеву пластину, яка потім кріпиться на вал контактною зварюкою. Наклеювання є більш надійним і перевіреним на практиці, забезпечує експлуатацію давачів до одного-двох

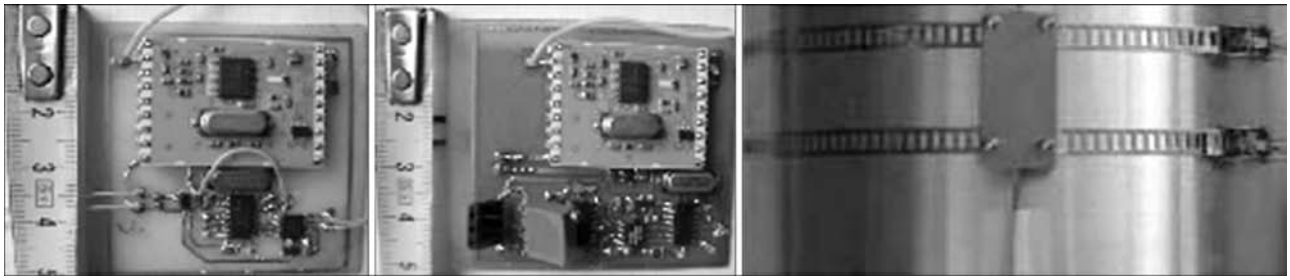


Рис. 2. Схемні плати приймача, передавача телеметричного вимірювача моментів та його кріплення

років, якщо немає механічних пошкоджень. Другий спосіб є менш випробуваним, але більш технологічним, особливо у тимчасових вимірюваннях. Наклеювання давачів передбачає ретельну підготовку місця на валу та 6–8 год (в залежності від температурних умов) для висихання, що викликає незручності на безперервних станах. Тому підготовка пластин із давачами у лабораторних умовах значно покращує якість адгезії і скорочує час встановлення та заміни давачів, що відмовили, на обладнанні до 10–20 хв. Для цього було виготовлено компактний пристрій для контактної зварки. У стаціонарній системі моніторингу використовуються фольгові тензодавачі, клей и герметик фірми «HBM» (Німеччина).

Балансування мостової схеми передавача на валу виконується вручну змінними резистором з одночасною індикацією нульової точки світловими індикаторами на передавачеві і приймачеві. Настроювання діапазону зміни вхідного сигналу (коефіцієнту ділення) виконується фіксовано перемикачем на передавачеві. У подальшому передбачається використати напівдуплексний режим для калібрування і переключення діапазону сигналу по радіоканалу зі сторони передавача без зупинки приводу.

Статична характеристика вимірювача перевірялась шляхом подання різних тестових навантажень на каліброваній балці у робочому діапазоні відносної деформації (у перерахуванні на реальні обертальні моменти у клітях). Лінійність характеристики вимірювача забезпечується у всьому діапазоні значень деформації, який охоплює весь можливий спектр обертальних моментів 0–8000 кН·м на діючих прокатних станах.

Частотні характеристики (АЧХ, ФЧХ) перевірялися шляхом подачі на вхід схеми передавача синусоїдального сигналу з генератора у діапазоні частот 0–500 Гц, що складає максимальний діапазон вимірюваного сигналу за умов частоти дискретизації АЦП передавача 1000 Гц. Вхідний синусоїдальний калібрований сигнал стабілізованої амплітуди (2 мВ) і вихідний сигнал з приймача реєструвалися на комп'ютері через плату АЦП. За їхнім відношенням розраховувалися АЧХ и ФЧХ (через перетворення Фур'є). Обробка даних показала, що забезпечується рівномірність характеристик каналу вимірювання, практично починаючи з постійної складової (0,1 Гц) и до самої високої частоти діапазону. Нерівномірність (відхилення від постійного значення) складає не більш 0,5 %. Виконано також розрахунок коефіцієнта нелінійності як відношення суми квадратів амплітуд вищих гармонік до амплітуди на основній частоті. Нелінійність склала не більш 0,2 %.

Перехідна характеристика вимірювача визначалася шляхом подачі послідовності прямокутних імпульсів різної амплітуди у межах 10–90 % амплітуди максимальної напруги на вході схеми (половина напруги живлення). Основний параметр — величина перевищення статичної напруги склала не більш 1 % за період часу перехідного процесу у схемі вимірювача. Постійна величина часу встановлення сигналу вимірювача — не більше 0,002 с, що відповідає максимальній частоті вимірюваного сигналу 500 Гц.

Програмне забезпечення мікроконтролерів передавача і приймача було розроблено у двох варіантах. Для передачі більшого об'єму цифрових даних по радіоканалу використана дельта-модуляція сигналів для розширення смуги частот пропускання радіоканалу. Зміни сигналу бралися відносно кожного четвертого значення. Досягнуто частоту дискретизації близько 1 кГц для 10 розрядів проти 500 Гц і 8 розрядів зі звичайною модуляцією.

Розробка приладу для безконтактної діагностики кутових зазорів. Кутові та радіальні зазори у лініях приводу різних машин і механізмів є неминучим наслідком їх функціонування при передачі обертального моменту навантаження від двигуна до робочих органів. Зазори, або люфти, що витримані у припустимих межах, грають позитивну роль під час експлуатації тому, що дозволяють виконувати монтаж великогабаритних вузлів і агрегатів, нівелюють перекоси валів в опорах і муфтах [3]. Вони забезпечують доступ мастил до всіх контактуючих поверхонь, що усуває заклинювання деталей, наприклад, при тепловому розширенні елементів підшипників. Але при підвищеному зносі зазори починають грати негативну роль, особливо для циклічно або реверсивно навантажених машин, наприклад, у лініях приводу прокатних станів. Стандартним засобом вимірювання зазорів є калібровані щупи, що не дають змогу надійно визначати знос на діючому обладнанні та в автоматизованих системах моніторингу. Тому метою проекту була розробка методів і засобів вимірювання кутових зазорів у процесі експлуатації прокатних станів. Розроблено переносний прилад, на передній панелі якого (рис. 3, *б*) розташовано:

- 5-розрядний індикатор різності кількості імпульсів з давачів;
- 5-розрядний індикатор кількості імпульсів за один оберт валу;
- перемикачі «1 → 2», «2 → 1» каналів керування генератором імпульсів;
- перемикач виводу тестових імпульсів («ТИ») на комп'ютер;
- перемикач живлення приладу («Вкл.»);
- кнопка запуску суматора тактових імпульсів («Пуск»);
- перемикач частоти тактових імпульсів («2–32 кГц»).

Кутові зазори визначаються на кожному оберті валу за різницею інтервалів часу між двома давачами, що встановлено на валу, наприклад, з обох сторін зубчастої муфти. Інтервали часу підраховуються за кількістю тактових імпульсів, визначеної користувачем частоти. Запуск і зупинка гене-

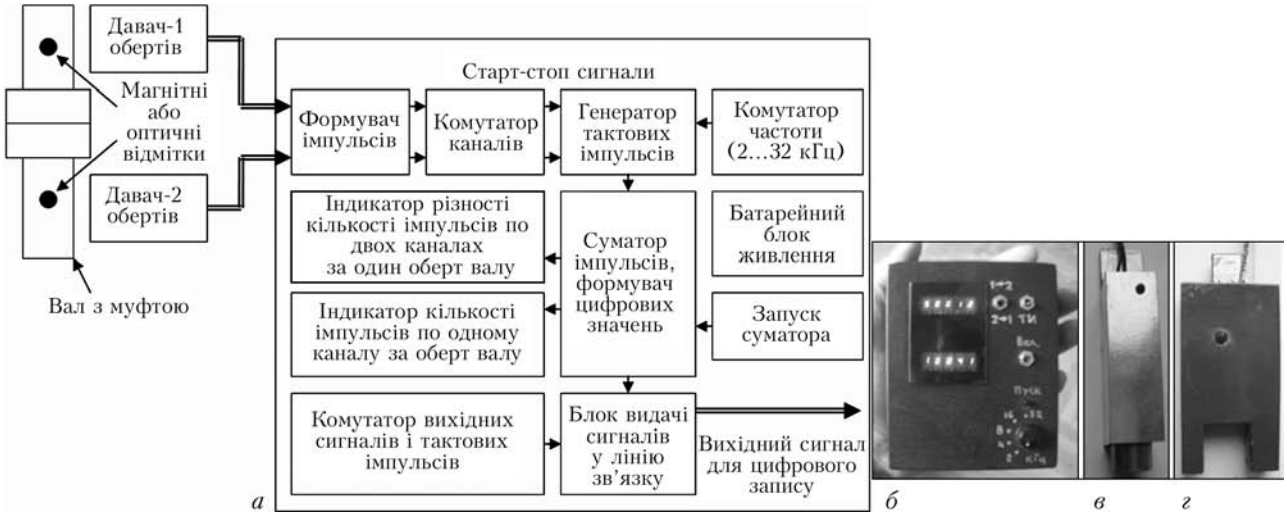


Рис. 3. Структурна схема (*а*), переносний прилад (*б*) і давачі для вимірювання кутових зазорів: перетворювач Холла (*в*), оптичний (*г*)

ратора імпульсів виникає по передньому фронту сигналів з давачів на валу. Один давач запускає, інший зупиняє суматор. Різниця часу або кутова відстань між відмітками показується на верхньому індикаторі, а повна довжина кола — на нижньому. Кутові зазори визначаються як різниця відношення значення першого індикатора до другого під час обертання приводу у прямому і зворотньому напрямку. Тому відносні виміри не залежать від швидкості обертання. Лінійний зазор визначають по діаметру муфти або головки шпинделя, тобто елементів, на яких виконуються виміри. Прилад може працювати як окремо на батарейному живленні, так і у складі вимірювальної системи на основі комп'ютера. Ввод сигналів з приладу і запис на жорсткий диск комп'ютера виконується через екранований дріт. При цьому можна застосовувати навіть лінійний звуковий вхід комп'ютера. Програмне забезпечення потім обробляє диференційні сигнали з урахуванням форми імпульсів. Це робить значно дешевше систему, тому що найпростіші звукові карти мають низьку вартість у порівнянні зі спеціалізованими навіть чотирьохканальними платами АЦП.

Для визначення кутового положення (обертової швидкості) валів відомі стандартні давачі різних типів: вихрострумові; оптичні растрові; електромагнітні на основі перетворювачів Холла або герконові. Герконові мають обмежену кількість циклів спрацьовування і швидко виходять з ладу, тому від них відмовилися. Для визначення кутових зазорів в умовах биття валів (шпинделів на пружних опорах) розроблені оптичні давачі, що працюють не на відбитому світлі, а на переривання світла. Випромінювач та приймач встановлено на кінцях ніжок давача (рис. 3, *г*). Довжина ніжок визначає можливі биття валу (до 20 мм). Індикатор на корпусі позначає моменти переривання світла під час проходження відміток на валу. Давачі встановлюють біля валів на магнітних штативних або фіксованих кріпленнях, що повинні забезпечити найбільшу можливу жорсткість, що впливає на результати вимірів зазорів. З'єднання давачів з переносним приладом або комп'ютером виконується екранованими дротами (вита пара). У стаціонарних системах моніторингу оптичні давачі менш влаштовують ніж електромагнітні, тому що забруднюється поверхня приймача і передавача світла. Тому вони розроблені для тимчасових вимірювань зазорів у складі переносного приладу. Для стаціонарних вимірів були розроблені електромагнітні давачі на основі перетворювачів Холла (рис. 3, *в*). Давач має металевий корпус у захисному виконанні та індикатор спрацьовування.

Було визначено основні метрологічні характеристики вимірювача кутових зазорів: мінімальний зазор, який може бути виміряний, та точність його визначення. Частота дискретизації сигналів вибирається у діапазоні 2–32 кГц, а частота обертання приводу за звичай не більше 10–12 Гц. Тому точність визначення інтервалів часу між імпульсами з двох давачів достатня, а мінімальне значення зазору залежить від методичних похибок самих давачів, що складають для оптичного 0,1, а для давача Холла близько 0,5 мм.

Розробка програмного забезпечення автоматизованої системи моніторингу. Основною частиною розробленої автоматизованої інформаційно-вимірювальної системи є програмне забезпечення, що включає модулі реєстрації поточних сигналів, файли баз даних та модулі статистичної обробки. Важливим є застосування у розробці принципів об'єктно-орієнтованого підходу. Інтерфейс системи представлений на рис. 4, де також наведено вікно із записами бази даних, яка має відповідні функції будування різних запитів у зручній і сприйнятливій для обслуговуючого персоналу формі.

Від того, наскільки близько до специфіки об'єкту здійснено розробку структури та інтерфейсу системи, залежить ефективність застосування розроблених засобів вимірювання і методів діагностування. Тому структура бази даних обладнання формувалася поступово на прикладі стану га-

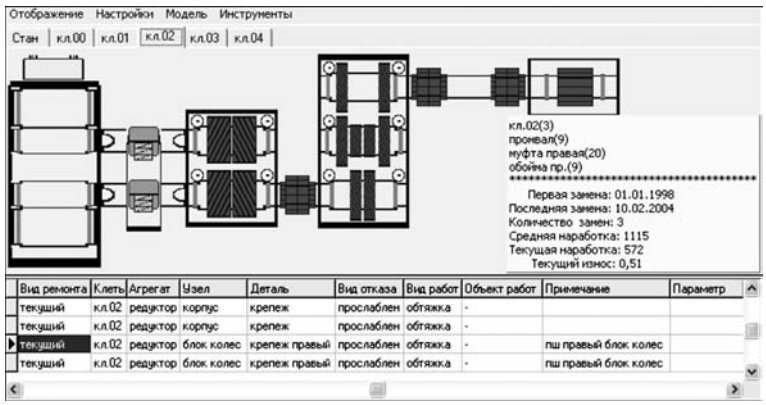


Рис. 4. Інтерфейс системи моніторингу динамічних навантажень і діагностики прокатного стана

рячої прокатки 1680 разом з механіками цеху ВАТ «Запоріжсталь». Термінологія пошкоджень, ремонтних дій, назви елементів обладнання відповідають агрегатним журналам і мають багаторівневу класифікацію: кліть–агрегат–вузол–деталь (рис. 4).

Метод визначення зазорів за часом запізнювання реакції ділянок приводу. Кутові зазори в лінії головного приводу є одним з вагомих факторів, що викликають збільшення (на 50–100 %) динамічної складової моменту сил пружності. У зв'язку з цим визначення відкритої величини зазору, зокрема, у шпиндельному зчленуванні під час удару штаби при захвату її валками, є актуальною задачею. Прояв зазорів можна простежити за даними натурних вимірів (рис. 5). Початок навантаження валків і кліті силою прокатки фіксується давачами вібрації. Під дією моменту сил технологічного опору робочий валок гальмується в полі зазору, а останній протягом часу $\tau_з$ закривається. Після цього починає навантажуватися шпиндельна ділянка приводу, а потім моторний вал. Чим більше зазор, тим більше час його замикання, тим більше запізнювання реакції моменту сил пружності й коефіцієнт динамічності K. На цій підставі коефіцієнт динамічності K і час запізнювання τ реакції лінії прийняті як суттєві інформативні ознаки, тісно пов'язані з технічним станом обладнання, тобто із зазорами [4].

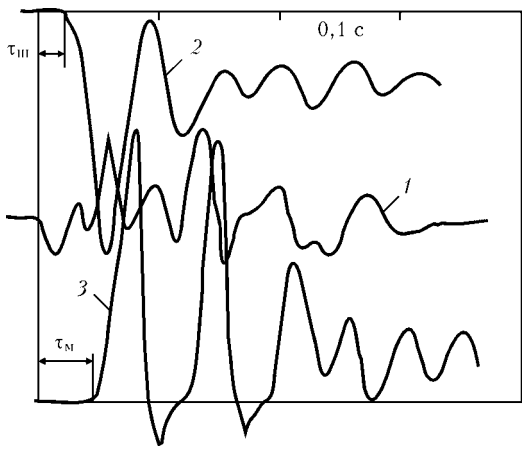


Рис. 5. Перехідний процес при захваті штаби валками: *1* — вібрація опори валка; *2, 3* — момент сил пружності на нижньому шпинделі і валу двигуна; $\tau_ш$, $\tau_м$ — час запізнювання шпиндельної і моторної ділянки

Шляхом моделювання перехідних процесів для них отримані наступні залежності:

$$K_i(\delta_ш) = a_{0i} + a_{1i}\delta_ш - a_{2i}\delta_ш^2, \quad (1)$$

$$\tau_i(\delta_ш) = b_{0i} + b_{1i}\delta_ш - b_{2i}\delta_ш^2, \quad (2)$$

де $\delta_ш$ — відкрита складова кутового зазору в шпиндельному зчленуванні; i — номер ділянки лінії приводу.

Визначивши за даними вимірів на одній з ділянок середнє значення коефіцієнта K або часу τ згідно з (1) чи (2), обчислюють середнє значення відкритого зазору $\delta_ш$.

Перевага такої інформативної ознаки як час запізнювання, у порівнянні з коефіцієнтом динамічності полягає в тому, що для його визначення не потрібно виконувати трудомісткі виміри моменту сил пружності на валах, що обертаються. Досить уздовж лінії приводу на корпусі прокатної кліті, шестеренної кліті й редуктора встановити давачі вібрації, а за початком їх спрацьовування визначати час запізнювання ділянок.

Результати статистичної обробки вимірів показали, що певну інформативність має також час запізнювання реакції сигналів з давачів вібрації один щодо іншого, а також швидкість руху крутильного навантаження по ділянках лінії привода. З урахуванням цього розроблені правила визначення технічного стану ділянок лінії приводу при різній кількості встановлених давачів вібрації.

Використання давачів вібрації для реєстрації початку зростання сигналу після захвату штаби валками потребує встановлення їх на прокатній кліті. В умовах підвищеної навколишньої температури у клітях станів гарячої прокатки (близько 100–150 °С) бажано мати більш надійні давачі, що не потребують постійної перевірки та обслуговування. Цю роль можуть виконувати давачі тиску в гідравлічній системі врівноваження опорних валків або вигину робочих валків. Ці давачі з електричним виходом дають можливість реєстрації сигналу тиску в гідросистемі у комп'ютері. Для визначення часу запізнювання імпульсів обертального моменту вздовж всієї лінії приводу (від кліті до електродвигуна постійного струму) можуть бути задіяні стандартні імпульсні давачі, що використовуються в системі керування станом. Для використання

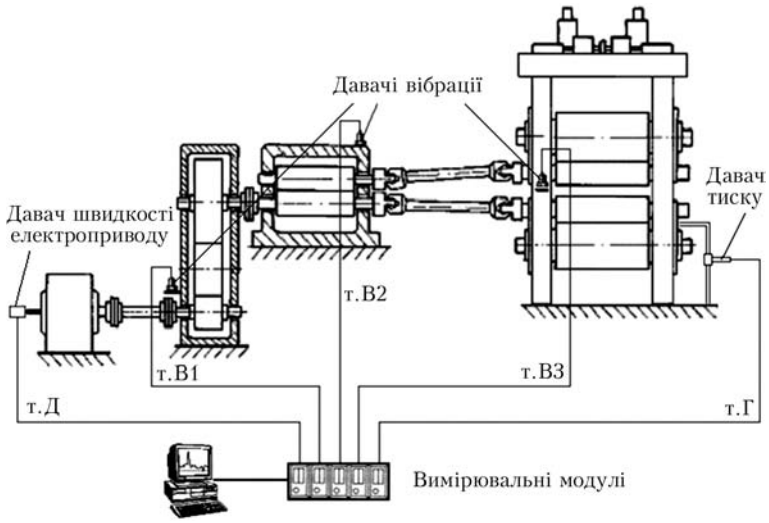


Рис. 6. Схема розміщення давачів уздовж лінії приводу прокатної кліті

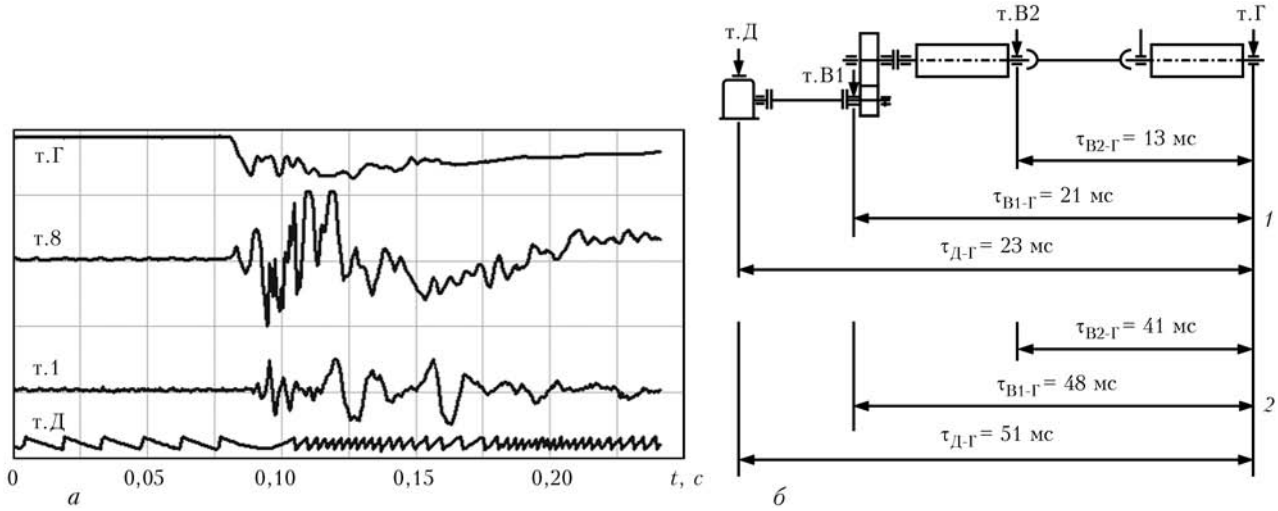


Рис. 7. Одночасні виміри (*а*) сигналів давача тиску (т.*Г*), давачів вібрації на шестерінчастій кліті (т.*В2*) і на редукторі (т.*В1*), давача швидкості електродвигуна (т.*Д*) при захваті штаби валками, а також результати статистичної обробки результатів вимірювань, що одержані за допомогою дослідно-промислової системи (*б*)

їхнього сигналу виготовлено перетворювач «частота імпульсів–напруга», що дає можливість ввести сигнали через аналого-цифрову плату комп'ютера поряд з іншими аналоговими сигналами та уникнути суттєвих змін існуючого програмного забезпечення для реєстрації даних. З урахуванням вищесказаного розроблена й випробувана в цехових умовах дослідно-промислова система визначення ТС по τ (рис. 6).

Виміри було здійснено на стані 1680 металургійного комбінату ВАТ «Запоріжсталь». За результатами запису сигналів (рис. 7, *а*) з додатково встановленими двома вібродатчиками визначили середній час запізнювання ділянок лінії головного приводу. Результати двох серій вимірів з новими (*1*) й зношеними (*2*) бронзовими вкладишами шпинделів показали, що через збільшення зазорів збільшилися й запізнювання τ на різних ділянках (рис. 7, *б*).

Виміри показали, що реакція частоти обертання двигуна є сильною інформативною ознакою для визначення часу запізнювання реакції ділянок лінії привода поряд з сигналами вібрації і сигналом давача тиску в системі гідроврівноважування валків. Останній використовується в якості початку відліку часу. Розроблено основні технічні вимоги до промислових систем визначення ТС лінії привода за часом запізнювання.

Напрямком подальшого розвитку досліджень є розробка систем активного контролю коливань у лініях приводу прокатних клітей шляхом введення сигналу обертальних моментів з телеметричних давачів у контури зворотного зв'язку системи керування електроприводів.

1. *Крот П.В.* Телеметрические системы мониторинга динамических нагрузок в линиях привода прокатных станов // Сб. статей «Вибрация машин: измерение, снижение, защита». — Вып. 1. — Донецк: ДонНТУ, 2008. — С. 46–53.
2. *Крот П.В.* Розробка нових методів і технічних засобів автоматизованого моніторингу навантажень та діагностики прокатних станів // Тези доповіді. Зб. праць 1-ої Міжн. наук.-техн. конф. «Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій», 22–24 жовтня 2008 р., Львів. — С. 15–16.
3. *Krot P.V.* Nonlinear Vibrations and Backlashes Diagnostics in the Rolling Mills Drive Trains // Proc. of 6th EUROMECH Nonlinear Dynamics Conference (ENOC 2008), Institute of Problems in Mech. Engineering RAS, June 30–July 4, 2008. — St.-Petersburg, Russia. — P. 360–366.
4. *Диагностика* и динамика прокатных станов / В.В. Веренев, В.И. Большаков, А.Ю. Путноки и др. — Днепропетровск: ИМА-пресс, 2007. — 158 с.

Розділ 3
Розробка методів захисту від корозії елементів конструкцій об'єктів тривалої експлуатації

Керівник розділу — чл.-кор. НАН України В.І. Похмурський

Україна є однією з найбільш металонасичених східноєвропейськийх держав, але її металофонд за рівнем корозійної захищеності, довговічності та надійності значно поступається рівню, якого досягнула більшість промислово розвинутих країнах.

Наша металургійна промисловість випускає дуже мало корозійно-захищеного прокату (менше 5 %), у той час як для США, західноєвропейських країн, Японії ця цифра для деяких профілів прокату сягає 60 % і більше. У цих країнах вже багато років випускається металопрокат з гарячим цинко-алюмінієвим покриттям «Гальфан» і «Гальвалюм», що у 2–5 разів ефективніше за традиційне гаряче цинкове. У Європі інвестується будівництво багатьох нових ліній для нанесення високоефективного цинкового і цинко-алюмінієвого покриття на лист та інший прокат. Лише у Польщі сьогодні працює біля 80 заводів, цехів і дільниць для нанесення гарячих цинкових покриттів на металоконструкції, в Німеччині біля 200, а в Україні — одиниці. В звя'зку с тим основний тягар по захисту металоконструкцій від корозії сьогодні лягає на споживачів.

Будівельники, енергетики, машинобудівники та інші основні споживачі металопродукції недостатньо забезпечені якісними вітчизняними лакофарбовими і полімерними матеріалами, інгібіторами корозії та іншими засобами протикорозійного захисту. Сьогодня в Україні нараховується більше 40 організацій, що вважають себе виробниками лакофарбових матеріалів, але насправді більшість із них є дрібними посередниками, які часто не володіють достатньою інформацією про якість пропонованого ними товару. Гострим є дефіцит обладнання для якісної підготовки поверхні металу перед нанесенням покриття, здійснення протикорозійного захисту, корозійного контролю; майже повністю відсутні системи активного корозійного моніторингу в енергетиці, хімічній промисловості. Все це спричиняє значні матеріальні збитки від корозії в різних галузях господарства як через прямі, так і через опосередковані корозійні втрати, які із-за відсутності статзвітності та науково обгрунтованих методик оцінки точно визначити неможливо. Перед розпадом СРСР, коли ще здійснювався облік цих втрат, ця цифра становила 3–5 % ВВП. Є підстави допустити, що вказані втрати сьогодні значно більші. За різними експертними оцінками в Україні втрати від корозії становлять 10–15 % усього виробленого металу. В середньому кожні 3 роки потрібно перефабовувати близько 75 % металоконструкцій і до 20 % їх замінювати через корозійний знос.

В країні експлуатується понад 35 млн т несучих металевих конструкцій, що введено в експлуатацію в 1960–1980 роках. Вони сконцентровані переважно на об'єктах базових галузей економіки: енергетичної, хімічної, гірничо-рудної, нафтогазової, металургійної промисловості, транспорті, будівельній індустрії тощо. Основу фонду металевих конструкцій складають промислові споруди, маса яких близько 13 млн т, що становить 35 % загальної кількості конструкцій, які знаходяться в експлуатації. На багатьох підприємствах металоконструкції просто «згнивають». Це особливо стосується припортових і морських споруд, опор високовольтних ліній електропередач, телевізійних веж, обладнання шахт, коксохімічних заводів, мостів, естакад тощо.

Особливим аспектом цієї проблеми є корозійно-механічне руйнування металу, що спричиняє часті випадки аварійного виходу з ладу трубопроводів, хімічного та енергетичного обладнання, різноманітних місткостей, транспортних засобів та інших об єктів, нерідко з важкими екологічними наслідками. Почастішали випадки корозійного руйнування стратегічно важливої газотранспортної системи.

Залишається недостатньою координація досліджень в галузі корозії і протикорозійного захисту конструкцій, в країні відсутній спеціалізований інститут, немає спеціалізованого друкованого органу.

Частково ці проблеми намагається вирішувати Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України як базова організація Міжвідомчої науко-

во-технічної ради з проблем корозії та протикорозійного захисту металів при Президії НАН України. На жаль, сьогодні спостерігається скорочення обсягів досліджень з корозійної проблематики у багатьох інститутах та навчальних закладах. Міністерство освіти і науки України не готує фахівців-корозіоністів у достатній кількості, такої спеціальності немає навіть у «Класифікаторі професій».

Виходячи з викладеного, проблему протикорозійного захисту металофонду в Україні слід віднести до числа пріоритетних і поставити її в ряд з такими проблемами, як енергетична, екологічна, ресурсозбереження, збереження здоров'я та ін., забезпечивши їй необхідну державну фінансову підтримку.

В промислово розвинутих країнах проблему збереження металоконструкцій вирішують через збільшення випуску корозійно-тривких матеріалів, металопрокату з захисними корозійно-стійкими покриттями, застосування більш ефективних методів захисту металоконструкцій споживачами під час їх експлуатації, використовуючи прогресивні покриття, інгібітори корозії, електрохімзахист, посилення корозійного контролю.

Перший підхід реалізується, як правило, під час будівництва нових об'єктів або капітального ремонту чи реконструкції діючих. У зв'язку з обмеженими обсягами спорудження нових промислових об'єктів для України на даний час і найближчу перспективу більш раціональним є інший шлях, що полягає в оцінюванні реального стану металевих конструкцій та розробці методів підвищення їх надійності і терміну безаварійної експлуатації.

Розв'язанню окремих завдань цієї складної проблеми присвячена Державна комплексна програми наукових досліджень НАН України «Проблеми ресурсу та безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» («Русурс»). Програма містить окремий розділ «Розробка методів захисту від корозії елементів конструкцій об'єктів тривалої експлуатації», в рамках якого Інститут хімії високомолекулярних сполук, Інститут проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича, Інститут проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка, Фізико-технологічний інститут металів та сплавів НАН України у співпраці з ДІЦ «Техноресурс», ДІЦ «Львівантикор», Бурштинською ТЕС, Бердянським заводом підйомно-транспортного обладнання та іншими промисловими підприємствами виконують ряд важливих проєктів, що стосуються захисту металоконструкцій від корозії.

Зокрема, для зменшення інтенсивності високотемпературної корозії теплообмінних поверхонь котлів ТЕС, інтесифікованої абразивним зношуванням продуктами згоряння вугільного пилу, ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України розроблено нові електродугові покриття, які здатні підвищувати свою твердість при високих температурах завдяки дисперсійному зміцненню (проект № 3.1). Для одержання таких покриттів розроблено порошкові електродні дроти, в сталевій оболонці яких міститься порошкоподібна шихта, що включає залізо, хром, алюміній, бор та інші хімічні елементи. Модернізовано також систему розпилювання електродугових металізаторів, яка забезпечила можливість одержання дисперсніших покриттів із меншою пористістю та вищою адгезією до основного металу. Розроблено також лабораторний стенд для дослідження високотемпературної корозії зразків із покриттями за одночасної дії на них потоку абразивних частинок, що моделює умови експлуатації екранних труб та інших поверхонь нагріву котлів ТЕС. Запропоновані покриття підвищують в лабораторних умовах жаростійкість котельних сталей від 4 до 10 разів залежно від системи легування та збільшують опір абразивному зношуванню абразивним струменем до 4 раз при 600 °С. Вказані покриття пройшли дослідно-промислову перевірку на котлах Бурштинської ТЕС, яка показала перспективність їх широкого застосування для продовження у 1,5–2,0 рази ресурсу поверхонь нагріву котлів ТЕС.

За проектом 3.2.1 інститутом хімії високомолекулярних сполук розроблено нові модифіковані поліуретанові матеріали і покриття з них для захисту від корозії нафтопроводів та нафтохімічного обладнання. Проведено оптимізацію складу поліуретанової емалі з використанням хлорвмісних полімерів, кремнійвмісних олігомерів-модифікаторів та атникорозійних пігментів, що дало можливість отриматити покриття з високими показниками міцності при ударі, адгезії до металу, еластичності та захисних властивостей. Виготовлено дослідно-лабораторну партію модифікованої поліуретанової емалі, яка використана ЗАТ «Лисичанська нафтова компанія «ЛИНИК» для захисту зовнішньої поверхні обладнання, трубопроводів, ємностей. Дослідно-промислова перевірка засвідчила високі захисні влативості розробленої емалі. Її можна рекомендувати для широкого використання в інших галузях промисловості.

ФМІ ім. Г.В. Карпенка та ДІЦ «Техноресурс» виявлено синергізм інгібування корозії сталі пігментами на основі фосфатів цинку і заліза та воластоніту у штучному дощі та розкрито механізм його захисної дії (проект 3.2.2). Встановлено, що синергічний ефект проявляється завдяки протіканню двох процесів, а саме — підлужнення корозійного середовища і пришвидшення пасивації сталі та осадження на металі корозійнотривкої камплексної фосфатної плівки з домішками силікату кальцію. На цій основі розроблено новий недорогий екологічно безпечний поліуретанперхлорвініловий грунт, який у поєднанні з сумішшю фосфату цинку і заліза та силікату кальцію має високу захисну здатність. За корозійною тривкістю, механічними властивостями та іншими експлуатаційними параметрами він перевищує вимоги, регламентовані ДСТУ 4219–2003. Діелектрична суцільність отри-

маних покриттів знаходиться на рівні 30–55 кВ/мм за потреби 5 кВ/мм, ударостійкість сягає 10,5 Дж за норми 8 Дж, а адгезивна міцність після одного року витримки у слабокислому дощі на 1,5–1,8 МПа перевищує значення адгезії за вимогами стандарту до покриттів у вихідному стані. Проведена дослідно-промислова перевірка на Долинському ЛВУ МГ «Прикарпаттрансгаз» показала, що розроблений грунт має високі захисні властивості і є перспективним для захисту газопроводів, зокрема їх проблемних ділянок земля–повітря.

Проведено детальний аналіз причин і характеру руйнування устаткування нафтопереробного підприємства ТзОВ «Линик» в м. Лисичанську (проект № 3.3). Виявлено місця найінтенсивнішого корозійного руйнування нафтохімічної апаратури в робочих середовищах, що містять суміш води і нафтопродуктів, та інших агресивних середовищах, які застосовуються в технологічному процесі. Встановлено, що виразкова корозія металу, корозійне розтріскування, розшарування та інші види руйнування зосереджені переважно в зоні зварних швів, у місцях приварки патрубків і фланців тощо. Залежно від типу апарата та умов його експлуатації наскрізне корозійне руйнівання може настати вже через 2–20 років. Під час виконання проекту встановлено залежності зміни електрохімічних параметрів металу від умов його експлуатації, розроблено методику і блок-схему імпульсного методу корозійного моніторингу обладнання в реальному часі, який не залежить від природи металу і робочого середовища. Розроблено, виготовлено та встановлено на ребойлері-випарювачі обладнання для контролю ступеня пошкоджувано металу в місцях приварювання патрубків і зварних швів корпусу апарата. Для дослідно-промислової перевірки методу вибрано саме ребойлер-випарювач, через те, що він експлуатується в особливо жорстких умовах і через корозію виходить з ладу вже через 2–4 роки. При позитивних результатах дослідно-промислової перевірки цей простий метод постійного корозійного моніторингу вперше може бути широко застосований в хімічній, енергетичній та інших галузях промисловості, обладнання яких знаходиться під впливом агресивних середовищ, високих тисків, температур, що знижує рівень ризику його аварійного руйнування.

Інститутом проблем машинобудування ім А.М. Підгорного та ФМІ ім. Г.В. Карпенка в рамках двох взаємодоповнюючих проектів (проекти № 3.4.1 і 3.4.2) розроблено багатошарові (до 20 шарів) вакуумно-плазмові покриття на основі хрому і (TiCr)N для захисту виробів із нержавіючої сталі та титанових сплавів від фретинг-корозії. За комплексом експлуатаційних властивостей запропоновано багатошарові покриття мають переваги перед одношаровим, наприклад, вони менш крихкі порівняно із покриттям на основі нітриду титану. Такі покриття збільшують довговічність зразків із сталі 20Х13 та сплаву ПТ-3В за умов фретинг-корозії у 6–20 разів при високих рівніх навантажень і є перспективними для продовження ресурсу деталей авіаційної техніки, енергетичного устаткування тощо. Слід зазначити, що зроблені авторами науково-практичні рекомендації вимагають ще ширшої дослідно-промислової перевірки на деталях різних класів.

Важливе народно-господарче значення мають дослідження, які спрямовані на збільшення ресурсу залізобетонних конструкцій промислових і цивільних споруд. В рамках проекту № 3.5 ФМІ ім. Г.В. Карпенка та ДІЦ «Техноресурс» досліджено захисну дію нової запатентованої суміші неорганічних інгібіторів на корозію арматурної сталі в умовах, що імітують експлуатацію зістарених залізобетонних конструкцій. На цій основі розроблено спеціальні інгібовані ін'єкційні композиції, які використані ДІЦ «Техноресурс» під час робіт з гідроізоляції залізобетонних конструкцій шахти гідроагрегату Дністровської гідроакумулюючої електростанції. Одержані результати мають перспективу широкого промислового використання.

Для захисту від корозії днищ резервуарів та інших ємностей для зберігання нафти у підтоварній воді ФМІ ім. Г.В. Карпенка та ДІЦ «Львівантикор» розроблено комбіноване покриття, яке складається із металізаційного алюмінієвого шару та поверхневого епоксидного шару із струмопровідним наповнювачем (проект 3.6). Дослідно-промислова перевірка, проведена ДІЦ «Львівантикор» на об'єктах магістральних нафтопроводів «Дружба», показала, що такі покриття забезпечують надійний захист низьковуглецевих сталей від корозії. Адгезія покриття до основи відповідає ДСТУ 4219–2003. За попередньою оцінкою ресурс такого комбінованого покриття повинен становити не менше 30 років.

Інститутом проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича розроблено нові протекторні сплави систем Al–Zn–Ca і Al–Zn–Ca–V (проект 3.7). Встановлено, що легування сплавів ванадієм покращує їх електрохімічні властивості, сприяє рівномірному, без виразок та пасивування, розчиненню, що особливо важливо для надійного і тривалого протекторного захисту сталевих конструкцій від корозії. Дослідні партії протекторів ЕАЦК, легованих ванадієм, були виготовлені Бердянським заводом підйомно-транспортного обладнання. Протектори встановлено на об'єктах Маріупольського та Феодосійського морських торгових портів для перевірки їх ефективності в експлуатаційних умовах. Виявлено, що після річної експлуатації теплохода «РК56», захищеного вказаними протекторами, помітних корозійних ушкоджень корпуса судна не спостерігалося. Протектори рівномірно розчиняються, підтримують високий захисний потенціал і не потребують заміни.

Фізико-технологічним інститутом металів та сплавів в рамках проекту № 3.8 розроблено алгоритми оптимізації хімічного складу нової корозійностійкої і зносостійкої сталі та параметрів тех-

нологічного процесу її виплавки й виготовлення відливок деталей, які експлуатуються в екстремальних умовах зношування і корозії в органічних середовищах із додаванням соляної кислоти, для підвищення ресурсу роботи деталей машин та апаратури виробництва синтетичних волокон. Вибрано базовий склад сталі в системі Fe–C–Cr, комплекс додаткового легування (нікель, молібден, вольфрам та кобальт), модифікування і мікролегування (мідь, титан, ванадій та рідкісноземельний металл) та базовий склад зносостійкого чавуну в системі Fe–C–Cr–Si із комплексом додаткового легування алюмінієм, марганцем і титаном. Оптимізовано технологічні параметри виготовлення експериментальних сплавів та визначено їх фізико-механічні властивості.

Виконані роботи по даному розділу програми вирішують лише окремі науково-технічні завдання у зв'яку з обмеженим фінансуванням.

Оскільки проблема захисту металоконструкцій від корозії є мідисциплінарною і надзвичайно актуальною для всіх базових галузей промисловості, то її розв'язання вимагає суттєвої державної підтримки, яка може бути реалізована такими шляхами:

• формування відповідної цільової державної програми з її частковим бюджетним фінансуванням;

• посилення комплексності досліджень з цієї проблематики в НАН України і МОН України із залученням також галузевих інститутів;

• відновлення функціонування на промислових підприємствах служб з протикорозійного захисту і статистичної звітності з цього питання, що дозволило б у стислі строки виявити реальні втрати від корозії (сьогоднішні дані базуються на розрахунках, які були проведені ще в СРСР, і не відбивають реального стану) і точніше визначити пріоритерні напрями у створенні корозійностійких матеріалів і технологій захисту;

• державного стимулювання нарощування випуску металургійними підприємствами корозійнозахищеного металопрокату, в першу чергу труб, профілів і листа, а також низьколегованих сталей з підвищеною стійкістю в атмосферних умовах, у воді, а також морському середовищі. Останнє особливо важливо у зв'язку з перспективою розвитку у нашій країні морських технологій видобутку і траспортування енергоресурсів;

• суттєвого покращення координації фундаментальних і прикладних досліджень в даній галузі, зокрема, зміни правового статусу Міжвідомчої науково-технічної ради з проблем корозії і протикорозійного захисту металів при Президії НАН України, посиливши її координуючу роль. Відкриття нових тем з корозійної проблематики, а також прийняття завершених проектів повинно розглядатися на засіданні цієї Міжвідомчої ради незалежно від підпорядкованості виконавців проектів;

• організації нових атестаційних та сертифікатних центрів, що обладнені сучасними приладами, створення банків даних по передові технології захисту конструкційних матеріалів від корозії, а у великих промислових регіонах — станцій з визначення корозійної агресивності повітря, грунтів, води для раціонального вибору матеріалів і технологій їх захисту;

• розроблення необхідної нормативно-технічної і правової документації, яка б відповідала європейським і міжнародним вимогам. Першочерговими заходами для розв'язання проблеми з питань захисту від корозії слід вважати визначення складу та структури нормативних вимог щодо забезпечення безпеки за показниками корозійної тривкості конструкційних матеріалів відповідно до ДСТУ ISO 9000;

• удосконалення програми підготовки та перепідготовки спеціалістів-корозіоністів у вищій школі, зокрема підготовки ліцензованих експертів-корозіоністів. На сьогоднішній день спеціальність «Захист металів від корозії» у списку Міністерства освіти і науки України зовсім відсутня;

• посилення інформаційного забезпечення через збільшення коштів на придбання іноземної літератури, платних інтернет-видань, цільового закордонного стажування, регулярного проведення міжнародних і національних спеціалізованих конференцій-виставок з корозійної проблематики як ефективного заходу із оперативного обміну науково-технічною інформацією тощо.

ПРОЕКТ 3.1

Розробка комплексного методу підвищення ресурсу теплообмінних поверхонь котлів електростанцій

УДК 621.921:621.81.004:620.178.16

РОЗРОБКА КОМПЛЕКСНОГО МЕТОДУ ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ ТЕПЛООБМІННИХ ПОВЕРХОНЬ КОТЛІВ ЕЛЕКТРОСТАНЦІЙ

Чл.-кор. НАН України **В.І. ПОХМУРСЬКИЙ, М.М. СТУДЕНТ,** д-р техн. наук, **В.В. ГВОЗДЕЦЬКИЙ, Ю.В. ДЗЬОБА,** інженери, **І.Й. СИДОРАК**, канд. техн. наук (Фізико-механічний ін-т Г.В. Карпенка НАН України)

Розроблено комплексний метод продовження ресурсу котлів ТЕС за рахунок нанесення на зовнішню поверхню екранних труб та труб економайзера нових ефективних захисних електродугових покриттів, здатних дисперсійно зміцнюватися при високих температурах.

Ключові слова: *електродугові покриття, порошкові дроти, дисперсійне зміцнення, жаростійкість*

Інтенсивне зношування теплообмінних поверхонь котлів ТЕС, зокрема великогабаритних екранних труб та труб економайзерів, зумовлено використанням в якості палива вугільного пилу з великою часткою твердих негорючих домішок. При підвищених температурах 500–600 °С на поверхні екранних труб утворюються плівки оксидів заліза, які мають слабке зчеплення з поверхнею сталі та легко зношуються абразивними частинками. Зношування зовнішньої поверхні труб відбувається нерівномірно по великій площі, локалізується в певних місцях і при досягненні критичної товщини стінки труби відбувається її розрив, що приводить до зупинки ТЕС.

Теплове навантаження на зовнішню стінку труби підвищується через солевідкладення на внутрішніх поверхнях екранних труб, які, крім того, зазнають корозійних пошкоджень, тому розробка нових ефективних промивних розчинів також відіграє важливу роль у продовженні ресурсу котлоагрегата.

Пропонується комплексне вирішення проблеми продовження експлуатаційного ресурсу екранних труб котлів та труб економайзерів за рахунок розробки нових жаростійких і зносостійких газотермічних покриттів. В структурі цих покриттів у процесі експлуатації протікатимуть процеси дисперсійного зміцнення за рахунок виділення дрібнодисперсних фаз карбідів, нітридів та інтерметалідів, що суттєво підвищить їх експлуатаційні властивості при температурі експлуатації. Забруднення внутрішніх стінок труб котла від іржі та солевих відкладень усуватиметься промивкою новим, більш ефективним, інгібованим розчином.

Методика досліджень. Для одержання покриттів використовували порошкові дроти (ПД) діаметром 1,8 мм у сталевій оболонці товщиною 0,4 мм із сталі 08кп. В якості шихти дротів використовували порошки системи Fe–Cr–B–Al, додатково леговані іншими елементами (табл. 1).

Покриття одержали за допомогою електродугового розпилення ПД за режимами: напруга 30–32 В, струм 150 А, тиск повітря 0,6 МПа, дистанція напилення 150 мм, товщина покриття 0,7 мм. Покриття одержували за допомогою електродугових металізаторів, оснащених спеціальними розпилюючими головками, які дають можливість покращувати структуру та характеристики покриття [1, 2].

Для дослідження газоабразивного зношування за підвищених температур розроблено експериментальну установку (рис. 1) [3], яка включає електропіч, систему подачі абразиву, систему кон-

Таблиця 1. Розрахунковий хімічний склад ПД, мас. %

№	Системи легування ПД	C	B	Al	Ni	Cr	W	V	Mo	Mg	Fe
1	Fe–Cr–B–Al	–	2,5	12	–	6	–	–	–	–	Решта
2	Fe–Cr–B–Al–Ni	–	3	8	6	6	–	—	—	—	»
3	Fe–Cr–B–Al–W–Mo–V–C	0,4	3	8	–	6	3	1	1	–	»
4	Fe–Cr–B–Al–Mg	–	2,5	6	–	6,5	–	–	–	2	»

© В.І. ПОХМУРСЬКИЙ, М.М. СТУДЕНТ, В.В. ГВОЗДЕЦЬКИЙ, Ю.В. ДЗЬОБА, І.Й. СИДОРАК, 2009

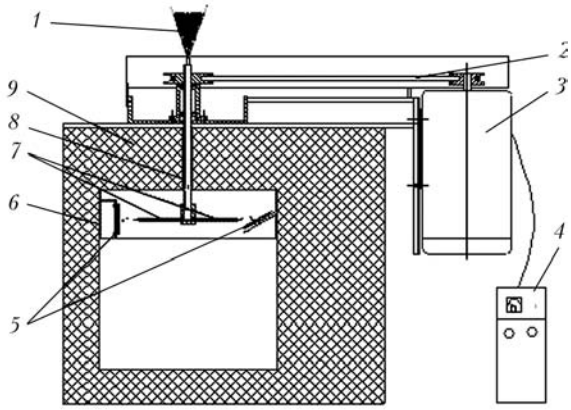


Рис. 1. Схема установки для випробувань на газоабразивне зношування покриттів за підвищених температур: *1* — ємність з абразивом; *2* — пасова передача; *3* — двигун постійного струму; *4* — блок управління; *5* — зразки з покриттями; *6* — обруч; *7* — патрубки; *8* — трубка; *9* — електропіч

тролю та підтримки температури. Швидкість подачі абразиву регулюється кількістю обертів електродвигуна.

Зразки для випробувань розміром 30×20×6 мм з напиленими покриттями встановлювали у піч під різним кутом до атаки абразиву. Абразивну зносостійкість покривів визначали за втратою маси після заданого часу випробувань при швидкості абразиву 16 м/с. Як абразив використовували кварцевий пісок зернистістю до 200 мкм. Випробовування на жаростійкість проводили в атмосферному середовищі при температурі 700 °С ваговим методом. Металографічні дослідження проводили на оптичному РВ-21 та електронному EVO-40 XVP (Carl Zeiss) мікроскопах з системою мікроаналізу EVO-4XVP.

Результати досліджень та їх обговорення. Встановлено, що електродугові покриття мають типову ламелярну будову (рис. 2).

Матричною фазою всіх покриттів є твердий розчин хрому та алюмінію у залізі, легований борид Fe_2B, а також сліди оксиду заліза Fe_2O_3, оксиду алюмінію Al_2O_3 та оксиду хрому Cr_2O_3. У ламелях, що кристалізуються із найбільших краплин, спостерігається виділення дисперсних фаз.

Висока швидкість охолодження сприяє утворенню пересичених твердих розчинів та аморфних структур у вихідному стані.

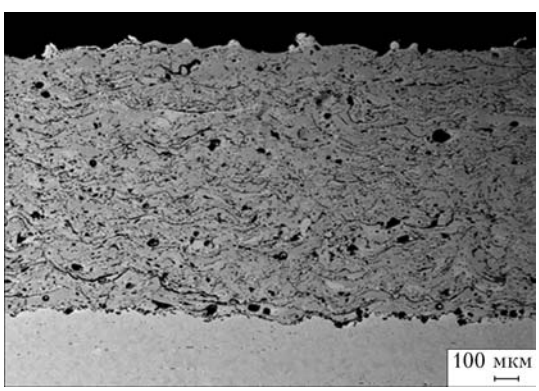


Рис. 2. Типова мікроструктура електродугового покриття: поперечний переріз

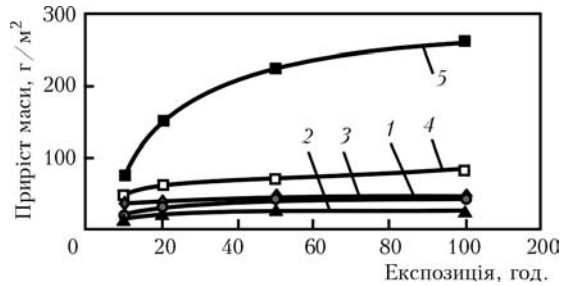


Рис. 3. Кінетика окислення покриттів з ПД при температурі випробовування 700 °С: *1* — система легування Fe–Cr–B–Al–Ni; *2* — Fe–Cr–B–Al; *3* — Fe–Cr–B–Al–W–Mo–V; *4* — Fe–Cr–B–Al–Mg; *5* — сталь 12Х1МФ

Під час дослідження жаростійкості виявлено (рис. 3), що розроблені нами покриття підвищують жаростійкість сталі Х12МФ від чотирьох до десяти разів залежно від їх хімічного складу. Найбільш ефективним щодо захисту від високотемпературного окислення є покриття з ПД системи Fe–Cr–B–Al.

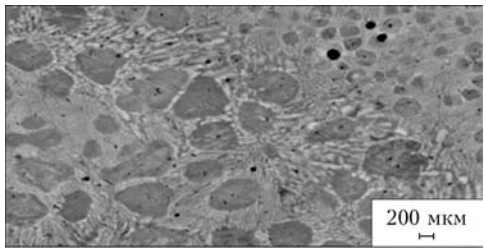
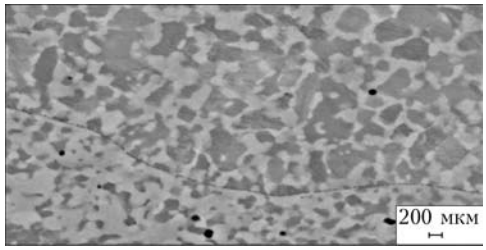
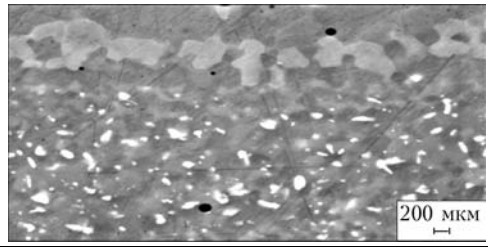
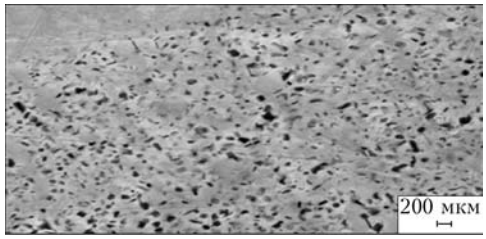
Дещо менша тривкість покриттів з ПД № 1-3 (табл. 1) порівняно з покриттям з ПД №2 пояснюється тим, що під час їх експозиції за підвищеної температури із пересиченого твердого розчину виділяються дисперсні фази: нітриди алюмінію та хрому, бориди та карбіди хрому. При цьому у фазі матриці зменшується концентрація легуючих елементів, що спричиняє зниження її корозійної стійкості, але дисперсні виділення зумовлюють підвищення твердості і зносостійкості покриття.

Після високотемпературної витримки на поверхні покриттів формуються корозійні продукти різного хімічного складу. Зокрема на ламелях з високим вмістом алюмінію утворюються тонкі плівки оксиду алюмінію, а на ламелях з підвищеним вмістом хрому — в основному плівки оксиду хрому Cr_2O_3, які перемежовані шарами оксиду заліза Fe_2O_3. Оксидні шари між ламелями покривів сформовані, в основному, з оксидів заліза Fe_2O_3 та хрому Cr_2O_3.

Витримка покривів упродовж 100 год вже при 550 °С призводить до виділення у їх структурі дисперсних фаз: інтерметалідів Fe_3Al, Ni_3Al, боридів Fe_2B, CrB та спеціальних карбідів $Me_{23}C_6$, легованих вольфрамом, молібденом та ванадієм залежно від системи легування ПД. Експозиція 100 год при 700 °С зумовлює інтенсивніше виділення цих дисперсних фаз, а також до їх збільшення в розмірах. Морфологію дисперсних фаз, виділених із твердого розчину за довготривалих витримок при 700 °С, приведено в табл. 2.

Після витримки при 550 °С мікротвердість ламелей з великим вмістом дисперсних фаз (карбідів $Me_{23}C_6$, легованих вольфрамом, молібденом та ванадієм) зростає з *HV* 600–800 до *HV* 1000–1200, а мікротвердість ламелей з підвищеним вмістом хрому та бору дещо знижується з *HV* 740 до *HV* 610. Мікротвердість ламелей з високим вмістом алюмінію підвищується з *HV* 390 до *HV* 590 внаслідок виділення інтерметаліду Fe_3Al. Витрим-

Таблиця 2. Морфологія дисперсних фаз, утворених у структурі покривів після витримки 100 год при 700 °С.

Тип покриву	Мікроструктура	Основні дисперсні фази
Fe–Cr–B–Al		FeCrB, Fe_2B, Al_3Fe
Fe–Cr–B–Al–Ni		FeCrB, Fe_2B, Ni_3Al
Fe–Cr–B–Al–W–V–Mo		FeCrB, Fe_2B, $(Fe, W, Mo)_{23}C_6$
Fe–Cr–B–Al–Mg		FeCrB, Fe_2B, CrN, AlN

ка при 700 °С призводить до незначного зменшення твердості покриттів внаслідок зростання розмірів дисперсних фаз: боридів, карбідів та інтерметалідів, лише мікротвердість покриття, яке містить у своєму складі азот, зростає. Це пояснюється тим, що довготривалі витримки при 700 °С зумовлюють лише інтенсивніше виділення дисперсних фаз нітридів алюмінію та хрому, але не призводять до зростання їх розмірів. Так, якщо розмір боридів та карбідів зростає до 200–400 нм, то розмір нітридів залишається в межах 50–100 нм.

Встановлено (рис. 4), що опір високотемпературному абразивному зношуванню суттєво залежить від температури. При кімнатній температурі зносостійкість всіх досліджуваних покриттів є співрозмірна або дещо менша порівняно із незахищеною сталлю 12Х1МФ, що пов'язано з підвищеною крихкістю покриттів і через легше його сколювання при динамічній дії абразиву.

З підвищенням температури в покритті відбувається релаксація напружень розтягу [4]. Крім цього, границі між ламелями заростають оксидними плівками, які збільшують об'єм покриву та переводять напруження розтягу в напруження стиску. При цьому при підвищених температурах відбувається виділення дисперсних фаз, що суттєво підвищує твердість покриття при температурі випробовувань. Випробовування при 550–600 °С показують, що зносостійкість покриттів є суттєво вищою, ніж зносостійкість сталі 12Х1МФ.

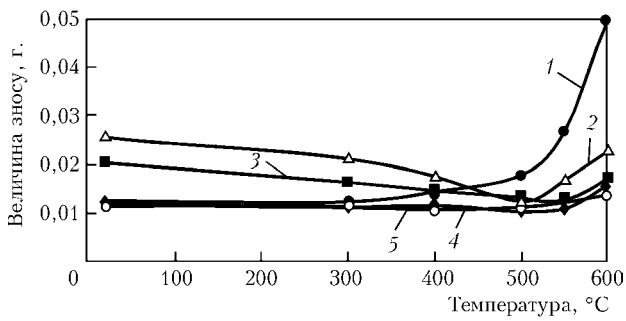


Рис. 4. Вплив температури на зносостійкість покриттів з ПД: *1* — сталь 12Х1МФ; *2* — Fe–Cr–B–Al–Mo–W–V; *3* — Fe–Cr–B–Al–Ni; *4* — Fe–Cr–B–Al–Mg; *5* — Fe–Cr–B–Al (12 % Al)

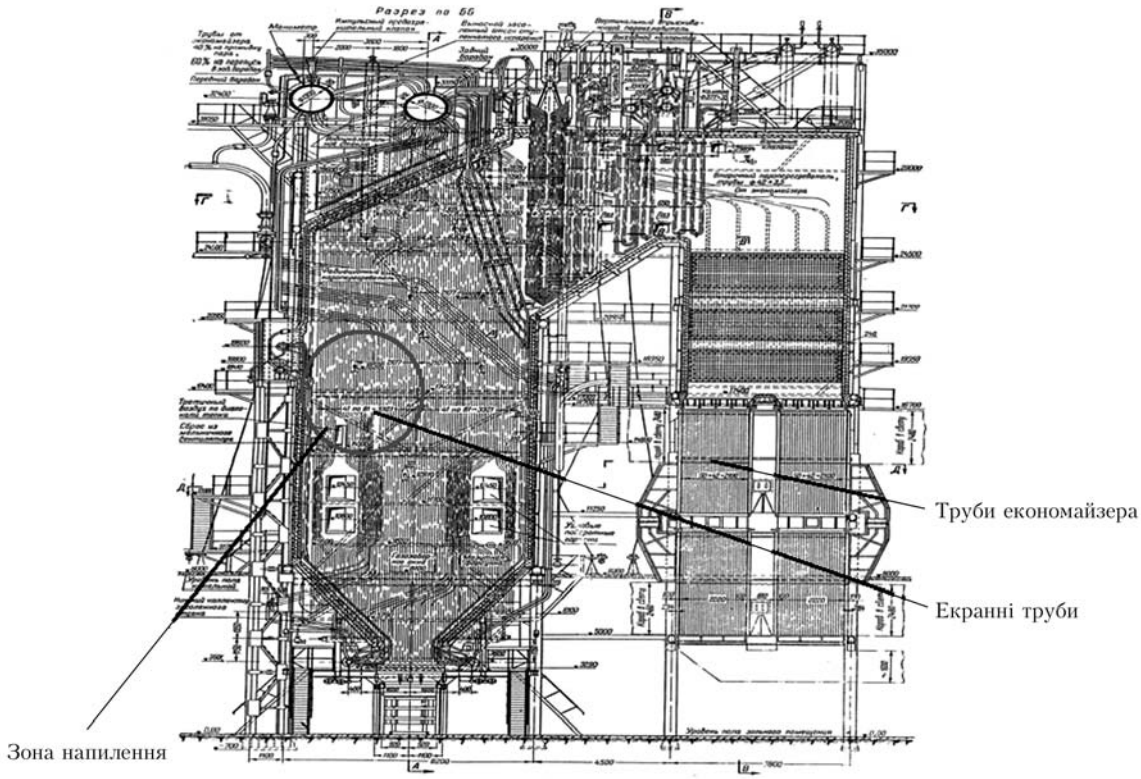


Рис. 5. Поперечний переріз котла ТП100А



Рис. 6. Екранні труби котла ТП 100А в районі пальників з нанесеним захисним електродуговим покриттям з ПД системи Fe–Cr–B–Al

Таким чином, виходячи з екплуатаційних характеристик покриття та його собівартості, для широкомаштабного впровадження можна рекомендувати покриття з ПД систем Fe–Cr–B–Al–Mg та Fe–Cr–B–Al (12 % Al). Вказані покриття пройшли дослідно-промислову перевірку на котлах № 3 та № 9 Бурштинської ТЕС (рис. 5, 6) під час захисту екранних труб і показали високу ефективність.

Висновки

1. Електродугові покриття із ПД системи Fe–Cr–B–Al підвищують жаротривкість низьковуглецевої сталі до 10 разів.

2. Витримка впродовж 2 год при температурі 550–700 °С призводить до виділення дисперсних фаз інтерметалідів Fe_3Al, Ni_3Al, боридів Fe_2B та CrB, спеціальних карбідів $Me_{23}C_6$, легованих вольфрамом, молібденом та ванадієм, а також нітридів алюмінію та хрому у структурі покриву, що суттєво підвищує мікротвердість покриттів.

3. Зносостійкість досліджених покриттів при температурі випробовувань вище 500–600 °С є в 3–4 вищою, ніж у сталі 12Х1МФ, що зумовлено зміцненням покриття, виділеннями дисперсних фаз та появою на поверхні та між ламелями покриву оксидів алюмінію та хрому, які мають високу стійкість до удару.

4. На основі співставлення характеристик покриттів та їх собівартості, для широкого промислового застосування та захисту теплообмінних поверхонь ТЕС можна рекомендувати покриття з ПД систем Fe–Cr–B–Al–Mg та Fe–Cr–B–Al (12 % Al).

1. *А. с. 1624774, МКИ В 05 В 7/22. (СССР) № 4307808/05.* Электродуговой проволочный металлизатор / В.И. Похмурский, М.М. Студент, В.С. Пих, Б.Е. Глибовицкий // Заявл. 08.06.87; ДСП № 227.
2. *А. с. 1657230, МКИ В 05 В 7/22. (СССР) № 4663677/05.* Распылительная головка к электрометаллизатору / В.И. Похмурский, М.М. Студент, В.С. Пих, М.А. Тыхан // Заявл. 12.12.88; Опубл. 23.06.91, Бюл. № 23.
3. *Високотемпературна* корозія електродугових покривів з порошкових дротів на базі системи Fe–Cr–B–Al / М. Студент, Ю. Дзьоба, В. Гвоздецький та ін. // Фіз.-хім.механіка матеріалів. — 2008. — № 5. — С. 93–97.
4. *Структурні* зміни в електродугових покриттях системи FeCrBAl під час ізотермічних витримок за підвищених температур / В.І. Похмурський, М.М. Студент, В.М. Довгуник, Ю.В. Дзьоба // Там саме. — 2003. — № 6. — С. 519–524.

ПРОЕКТ 3.2.1

Розробка модифікованих поліуретанових лакофарбових матеріалів для антикорозійних покриттів

УДК 667.636.2:678.604

МОДИФІКОВАНІ ПОЛІУРЕТАНОВІ ЛАКОФАРБОВІ МАТЕРІАЛИ ДЛЯ АНТИКОРОЗІЙНИХ ПОКРИТТІВ НАФТОХІМІЧНОГО ОБЛАДНАННЯ ТА НАФТОПРОВОДІВ

Академік НАН України **Є.В. ЛЕБЕДЄВ, Н.М. ЛАСКОВЕНКО**, канд. хім. наук
(Ін-т хімії високомолекулярних сполук НАН України)

Оптимізація складу поліуретанової емалі з використанням хлорвмісних полімерів, синтезованих кремнійвмісних олігомерів — модифікаторів та антикорозійних пігментів надала можливість отримати антикорозійні покриття з максимальними показниками міцності при ударі, адгезії, еластичності, з необхідним комплексом захисних властивостей. Дослідно-лабораторна партія модифікованої поліуретанової емалі використана на ЗАО «ЛИНИК» для зовнішнього пофарбування фрагментів обладнання та трубопроводів в ряду ємностей, насосів, воронок дренажу, димососа, ліній світлих нафтопродуктів, нафти та ін.

Ключові слова: *антикорозійні поліуретанові покриття, модифікація, кремнійорганічні сполуки, перхлорвініловий полімер, захисні властивості, плівкотвірні, надмолекулярна структура, електронна, оптична, морфологія*

В реальних умовах експлуатації магістральні підземні та, особливо, надземні газонафтопроводи експлуатуються в складно-напруженому стані [1–5]. Статичні та циклічні механічні навантаження трубопроводів разом із коливаннями температур, електрохімічними явищами, викликаними катодним захистом, блукаючими струмами та іншими факторами, треба розглядати як складові корозійних процесів на сталевих трубах та ізоляційних покриттях. До вказаного переліку треба додати також активну дію на зовнішні поверхні всіх видів трубопроводів, резервуарів і металоконструкцій: обводнених в окремих випадах, насичених мінеральними солями, бактеріями і грибами грунтових середовищ; сонячного опромінення і атмосферних опадів; нафтових і нафтоводних середовищ з мінеральними солями, бактеріями і грибами.

Після нафтоперекачувальних станцій на нафтопроводах виникають навантаження деформаційно-вібрувального характеру. Механічні навантаження, як показано в працях [6, 7], теж мають місце на сталевих резервуарах для нафти і нафтопродуктів і істотно сприяють інтенсифікації корозійних процесів.

Виходячи з цього, обгрунтовано проведення науково-дослідних робіт для більшого удосконалення лакофарбових матеріалів, які можуть бути використані як захисні покриття для нафтогазопроводів та обладнання нафтохімічної промисловості.

Лакофарбові матеріали, що містять уретан (ПУ ЛФМ), посідають провідне місце серед інших ЛФМ, тому що краще відповідають складним вимогам сучасної техніки і технології [8–11]. Це зумовлено різноманітною хімією ізоціанатного поліприєднання, яка лежить в основі їх синтезу, простотою та економічністю процесу переробки, а також їх унікальними властивостями. Поліуретани [10, 11] відзначаються високою адгезією до різних матеріалів, міцністю, твердістю і хімічною стійкістю за підвищеної еластичності. Вони характеризуються здатністю до швидкої і повної релаксації внутрішніх напруг, до самозаліковування тріщин, відмінною зносостійкістю. Чудові пружні характеристики поліуретанів забезпечують їх особливу міцність при ударі, вони довговічні, декоративні, є найефективнішими звуко-, вібро- та теплоізоляційними матеріалами.

Результати та обговорення. Грунтуючись на базі попередньо проведених досліджень [10–13], для отримання необхідних технологічних, фізико-механічних і захисних властивостей поліуретани повинні мати високу густину зшивання і велику концентрацію полярних груп. З цією метою було використано новий метод модифікації плівкотвірних поліуретанів шляхом застосування сумішей органічних (ОМ) і кремнійорганічних модифікаторів (КОМ). Як органічній модифікатор використаний перхлорвініловий полімер (ПСХ-ЛС). Хлорвмісні полімери-модифікатории — довголанцюгові полімери. В поєднанні з поліуретанами

© Є.В. ЛЕБЕДЄВ, Н.М. ЛАСКОВЕНКО, 2009

Таблиця 1. Фізико-механічні властивості перхлорвінілполіуретанових наповнених систем

Характеристика композицій				Вихід зшитого полімеру, %	Фізико-механічні властивості				
Кількість ПСХ, %	Розгалужений гідроксилвмісний компонент, екв. %		M_c розр.		Твердість покриття, відн. од.	Згин по ШГ-1, мм	Міцність при ударі, Дж	$\sigma_р$, МПа	ε, %
–	–	–	3980	85,1	0,31	1	5/5	17,0	160
10	–	–	3980	86,5	0,34	1	5/5	16,3	170
15	–	–	3980	85,7	0,34	1	5/5	17,3	170
20	–	–	3980	84,0	0,38	1	5/5	20,4	220
30	–	–	3980	85,0	0,38	1	5/5	17,8	150
–	ТМП	10	3900	86,8	0,34	1	5/5	19,2	150
–	Л503	10	4480	86,5	0,26	1	5/5	15,0	120
–	Л805	10	4200	85,3	0,39	1	5/5	13,1	140
15	ТМП	25	3600	83,5	0,52	1	5/0	17,1	30
20	ТМП	25	3600	78,1	0,54	1	5/0	7,6	20
30	ТМП	25	3600	72,3	0,50	20	3/0	5,2	10
15	Л503	25	4100	93,0	0,71	1–3	5/0	16,9	80
20	Л503	25	4100	85,3	0,50	1	5/0	28,2	100
15	Л805	25	3600	84,6	0,53	1–3	5/0	25,9	50

тривимірної структури вони, вбудовуючись у полімерну сітку, утворюють досить міцну за типом напів-ВПС структуру з сильними міжмолекулярними взаємодіями, що забезпечує плівкотвірним матеріалам підвищену стійкість в агресивних середовищах.

Кремнійорганічні модифікатори представлені кремнійорганічними сполуками, які випускаються виробництвом (ФТЕС), і знову синтезованими [12–14] — кремнійорганічні олігоуретандіоли лінійної (КОУД) і олігоуретанполіоли розгалуженої (КОУП-ФБС) будови, що містять полярні угруповання і кінцеві гідроксильні групи, — високореакційні сполуки, що здатні викликати потужні міжмолекулярні взаємодії у багатокомпонентних полімерних системах.

Вивчення впливу кількості введеного перхлорвінілового полімеру на фізико-механічні і захисні властивості модифікованих поліуретанів за 45 % концентрації зв'язуючого проводилось на наповненій діоксидом титану системі. Введення перхлорвінілової смоли в кількості 1–15 % практично не впливає на фізико-механічні показники, за 20 % ПСХ-ЛС збільшується міцність, в той же час система пластифікується (табл. 1). Добавка 30 % ПСХ-ЛС за фізико-механічними показниками приводить систему в первісний стан.

Як видно з табл. 2, введення ПСХ-ЛС сприяє суміщенню системи, на в'язкість системи введення модифікаторів до 5 % від плівкотвірного істотного впливу не має, хоча використання реакційноздатних модифікаторів викликає деяке підвищення цього показника. Реакційні сполуки досить життєздатні 24 год, але в тонкій плівці, за кімнатної температури тверднуть до ступеня 3 за 6–7 год, утворюючи прозорі гомогенні плівки. Константи швидкості реакції ізоціанатного поліприєднання модифікованих композицій (за температури 20± ± 2 °С)×10^2 г-екв/хв, ±0,05 наступні: вихідна композиція Л-1052, Л-503, ПІЦ-Д — 0,55; вихідна композиція + ПСХ-ЛС — 0,50; вихідна композиція + КОУД-Б — 1,50; вихідна композиція + КОУП-ФБС — 1,53; вихідна композиція + ФТЕС — 0,50.

Таблиця 2. Склад, технологічні та фізико-механічні властивості поліефіруретанів, модифікованих перхлорвініловим полімером і кремнійорганічними сполуками

Склад композиції	Сумісність	В'язкість, Па·с, (±0,001)	Масова частка гель-фракцій, %, (±0,5)	Твердість, відн. од., (±0,03)	$\sigma_р$, МПа, (±1)	ε, %, (±10)
Вихідна ПУ	не суміс.	0,08	93,6	0,30	–	–
ПУ + ПСХ-ЛС	суміс.	0,10	84,0	0,25	21,0	95,0
ПУ + ПСХ-ЛС + 1 % ФТЕС	»	0,11	82,0	0,20	34,0	137,0
ПУ + ПСХ-ЛС + 1 % ФБС	»	0,15	86,0	0,47	19,4	43,0
ПУ + ПСХ-ЛС + 1 % КОУД-1052	»	0,15	83,6	0,35	31,6	83,0
ПУ + ПСХ-ЛС + 1 % КОУД-Б	»	0,15	80,0	0,55	55,0	180,0
ПУ + ПСХ-ЛС + 1 % КОУП-ФБС	»	0,15	84,0	0,45	49,0	150,0

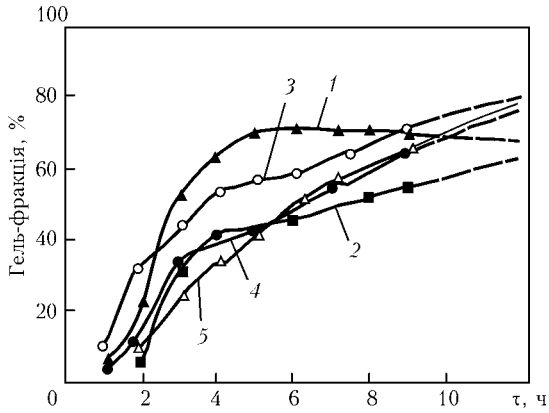


Рис. 1. Кінетичні криві гелеутворення модифікованих поліуретанових систем: *1* — вихідна система; *2* — вихідна система + ПСХ-ЛС; *3* — вихідна система + ПСХ-ЛС + КО-модифікатор КОУД-Б; *4* — вихідна система + ПСХ-ЛС + КО-модифікатор КОУД-ФБС; *5* — вихідна система + ПСХ-ЛС + КО-модифікатор ФБС

Додавання кополімеру ПСХ-ЛС в уретанотвірну систему дещо знижує швидкість реакції ізоціанатного поліприєднання, це може бути пояснено як концентраційним і просторовим факторами, так і зміною асоціативних взаємодій у вихідній системі.

Введення додатково КОМ з уретановими і силоксановими угрупованнями в ланцюзі викликає збільшення швидкостей уретаноутворення, особливо коли реакційноздатний олігоуретандіол використано як КОМ. За участі цього КО-модифікатора прискорюється не лише реакція ізоціанатного поліприєднання, а й гелеутворення (рис. 1, крива *3*), а також і фізико-механічні властивості. Уведенням таких модифікаторів, як нереакційноздатний ФТЕС, а також розгалужені ФБС і КОУП-ФБС швидкість ізоціанатного поліприєднання на ранніх стадіях сповільнюється, дещо сповільнюється і гелеутворення, однак, на пізніх стадіях реакція гелеутворення прискорюється, що свідчить про різні механізми процесу, що відбувається за наявності названих вище модифікаторів.

Методами оптичної і електронної мікроскопії досліджено морфологію та структуру модифікованих поліуретанів. В зв'язку з тим, що при формуванні перхлорвінілполіуретанового полімеру утворюється пошарово-неоднорідне покриття (рис. 2), межуючий з підкладкою шар якого збагачений перхлорвініловим полімером, останній, у свою чергу, агрегує на себе пігменти — оксиди металів, можна очікувати, що відповідальним за властивості у випадку, що вивчається, є гетерогенне, пошарове неоднорідне покриття, в якому граничний з субстратом шар збагачений перхлорвініловим полімером і пігментом-наповнювачем [11].

Проведено всебічне дослідження поведінки зразків перхлорвінілполіуретанової модифікованої емалі в різних агресивних середовищах: розчині H_2SO_4 (20 % мас), нафтопродуктах (бензин), електроліті міднення (pH 8,0–8,5) та ін. (табл. 3). Як пігменти використані оксиди металів (оксид

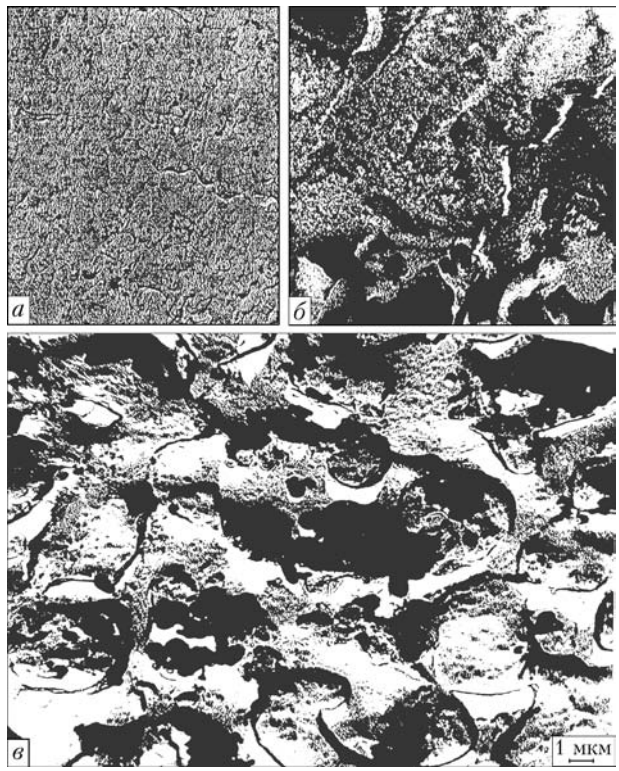


Рис. 2. Мікроструктура пігментованих перхлорвінілполіуретанів: *а* — поліуретан; *б* — поліуретан + 30 % ПСХ-ЛС; *в* — поліуретан + 30 % ПСХ-ЛС + 10 % TiO_2 + 10 % Cr_2O_3

титану, оксид хрому, залізоокисний жовтий, залізоокисний червоний), відповідно емалі: біла, світло-коричнева, коричнева, темно-коричнева, світло-зелена, темно-зелена.

Як видно з таблиці, стан покриття залишається незмінним для усіх зразків емалі при випробуванні його протягом 720 год. Кращі результати (стан покриття незмінний після випробування його в кислих середовищах, нафтопродуктах) впродовж 3600 год та електроліті міднення впродовж 2260 год за наявності в його складі кремнійорганічного модифікатора і пігменту оксиду хрому (усі зразки зеленої емалі).

Важливим показником для антикорозійних властивостей є й гідролітична стійкість покриттів. Дослідження показали (рис. 3), що гідролітична стійкість перхлорвінілполіуретанових плівок збільшується при внесенні в склад емалі поліуретанових кремнійорганічних (КОУД) модифікаторів у кількості всього 1 %. мас. В цьому випадку втрата маси після експозиції плівок у дистильованій

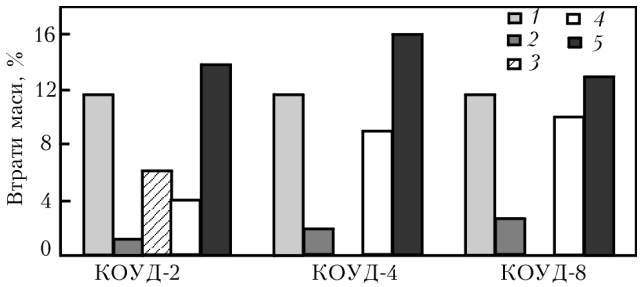


Рис. 3. Гістограма гідролітичної стійкості перхлорвінілполіуретанових покриттів (час експозиції — 100 год в дистильованій воді при 100 °С): *1–5* — відповідно 0; 1; 5; 10; 20 %

Таблиця 3. Технологічні, фізико-механічні, захисні властивості дослідно-лабораторних партій модифікованої поліуретанової емалі

Властивості	Біла	Світло-коричнева	Зелена
Вміст нелетких речовин, %	49,5	48,8	50,4
Умовна в'язкість за ВЗ-4 при 20±0,5 °С, с	22,0	23,0	23,0
Час висихання до ступеня 3 при природній сушці, год	10	9	9
Укривистість у перерахунку на суху плівку, г/м^2	102	95	89
Міцність при ударі, Дж	5,0	5,0	5,0
Згин покриття, мм	1	1	1
Відносна твердість покриття, ум.од	0,45	0,50	0,56
Міцність при розтязі плівки, МПа	18,0	20,0	21,0
Відносне подовження, %	40,0	45,0	40,0
Максим. ступінь набухання, % у середовищах:			
дистил. вода	2,60	2,60	2,00
морська вода	1,90	1,94	1,82
25 % $(NH_4)_2SO_4$	1,25	1,66	1,60
25 % NaOH	–1,00	0,60	0,44
бензин	0,004	0,005	0,001
трансформаторна олія	0,005	0,003	0,001
Коефіцієнт дифузії·10^{-11}, см^2/с у середовищах:			
дистил. вода	468	408	237
морська вода	621	571	237
25 % $(NH_4)_2SO_4$	538	481	178
25 % NaOH	–	89	63
бензин	10	10	1
трансформаторна олія	5	4	2
Коефіцієнт сорбції, г/см^3 у середовищах:			
дистил. вода	0,036	0,037	0,032
морська вода	0,029	0,027	0,028
25 % $(NH_4)_2SO_4$	0,019	0,023	0,023
25 % NaOH	–	0,009	0,007
бензин	0,0001	0,0001	0,0001
трансформаторна олія	0,0002	0,0002	0,0001
Коефіцієнт проникності·10^{-11}, г/см^3 у середовищах:			
дистил. вода	17,3	13	7,3
морська вода	18,0	15,4	6,6
25 % $(NH_4)_2SO_4$	10,2	11,0	4,1
25 % NaOH	–	0,80	0,44
бензин	0,01	0,01	0,01
трансформаторна олія	0,01	0,01	0,01

воді за температури 100 °С впродовж 100 год зменшується з 11,6 % до 1–2 %, що свідчить про високу гідролітичну стійкість модифікованої емалі.

Дослідно-лабораторна партія модифікованої поліуретанової емалі використана 31 жовтня 2008 р. на ЗАО «ЛИНИК» (м. Лисичанськ) для зовнішнього пофарбування фрагментів обладнання та трубопроводів в ряду ємностей, насосів, воронок дренажу, димососа, ліній світлих нафтопродуктів, нафти та ін. (рис. 4) Навколишнє середовище вказаних вище фрагментів містить пари нафтопродуктів і вуглеводів, пари води, димові

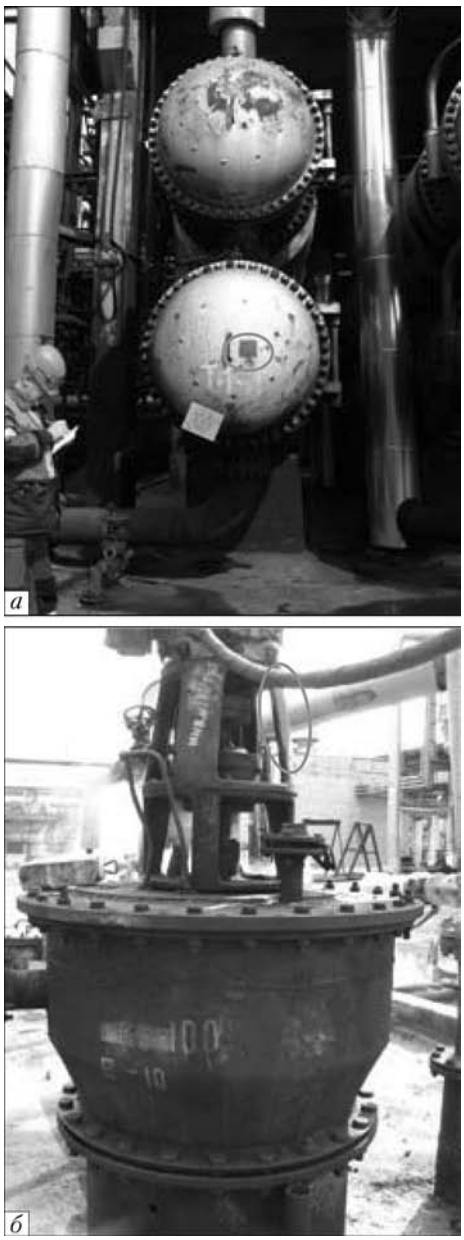


Рис. 4. Окожушка теплообмінника Т-5/2 (*а*) та опорні конструкції електродвигуна насосу Н-29а (*б*)

гази, сірководень, пари світлих нафтопродуктів, меркаптани. Покриття після шестимісячної експлуатації перебувають у незмінному стані.

На тому ж підприємстві у березні 2009 р. пофарбовано та поставлено на довготривалі випробування внутрішня поверхня сепаратора (рис. 5) розподілу води, дизельної фракції 230–290 °С і газів розкладу при включенні в роботу рідинної вакуумстворювальної системи колон. Робочі середовища: дизельне пальне, пари води, вода, сірководень, вуглець, гази C_1–C_6 (сірководень у газах — до 10 % об., робоча температура 80° С). Також пофарбовано обладнання холодного цинкування («Технологічний центр захисту металів від корозії», м. Львів).

Таким чином, модифікована поліуретанова емаль може бути рекомендована як антикорозійне



Рис. 5. Сепаратор 201 (внутрішню поверхню пофарбовано антикорозійною модифікованою поліуретановою емаллю та поставлено на довготривалі випробування)

покриття для обладнання нафтопереробної та ін. промисловостей.

1. *Gunter D.I.* Polyurethanlacke immer aktuell // Panomen Farbe. — 1990. — **10**, № 3. — С. 37–40.
2. *Chairo K.* Polyurethanes // Finish and Paint. — 1992. — № 9. — P. 35–44.
3. *Омельченко С.И.* Современное состояние и тенденции развития химии пленкообразующих полиуретанов // Физикохимия и модификация полимеров. — К.: Наук. думка, 1987. — 110 с.
4. *Середніцький Я.А.* Сучасна протикорозійна ізоляція в трубопровідному транспорті. — Львів: ПТВФ «Афіша», 1999. — 239 с.
5. *Мікробна* корозія підземних споруд / К.І. Андреюк, І.П. Козлова, Ж.П. Коптєва та ін. — Київ: Наук. думка, 2005. — 259 с.
6. *Технічна* експлуатація систем захисту від підземної корозії магістральних газопроводів / В.В. Розгонюк, Ю. П. Гужов, Ю.О. Кузьменко, В.А. Шишківський. — К.: Росток, 2000. — 285 с.
7. *Кузьменко Ю.* Моніторинг корозійного стану магістральних газонафтопроводів // Нафт. і газ. пром-сть, 1994. — № 2. — С. 43–44.
8. *Кузнецова В.П., Ласковенко Н. Н., Запунная К.В.* Кремнийорганические полиуретаны. — Киев: Наук. думка, 1984. — 220 с.
9. *Омельченко С.И., Кадурина Т.И.* Модифицированные полиуретаны. — Там же. — 1985. — 240 с.
10. *Laskovenko N.N.* Polyurethane film-forming composites modified with perchlorinevinyl polymer // Advancing with composites 2000. — Milan, Intern. conf. — 2000. — P. 80.
11. *Перхлорвинилполиуретановые* пленкообразователи / Н.Н. Ласковенко С.И. Омельченко. В.П. Привалко и др. // ЛКМ и их применение. — 1992. — № 6. — С. 14–17.
12. *Нові* карбофункціональні кремнійорганічні олігоуретанполіоли, їх властивості та реакційна здатність / Н.М. Ласковенко, О.С Шевчук, Т.І Новікова та ін. // Доповіді НАН України. — 1998. — № 9. — С. 157–162.
13. *Розгалужені* кремнійорганічні реакційноздатні олігомери з підвищеним вмістом силоксанових угруповань / Н.Н. Ласковенко, В.Н. Лемешко, А.М. Дьякова. // Полімерний журнал. — 2005. — № 2, т. XXVII. — С. 102–104.
14. *Ласковенко Н.Н., Лемешко В.Н. Тригуб С.А.* Кремнийорганические разветвленные олигомеры — эффективные модификаторы сетчатых полиуретанов // Материали 9 міжн. конф. з фізики та хімії олігомерів, м. Одеса, 2006. — С. 322.

ПРОЕКТ 3.2.2

Розробка високоефективних синергічно інгібованих покриттів для підвищення ресурсу проблемних ділянок магістральних газопроводів

УДК 620.197

ІНГІБОВАНІ ПОКРИТТЯ НА ПОЛІУРЕТАНОВІЙ ОСНОВІ ДЛЯ ПРОБЛЕМНИХ ДІЛЯНОК МАГІСТРАЛЬНИХ ГАЗОПРОВОДІВ

Чл.-кор. НАН України **В.І. ПОХМУРСЬКИЙ**[1], **І.М. ЗІНЬ**[1], д-р техн. наук, **Л.М. БІЛИЙ**[1], **М.В. МАРУХА**[2], **Е.І. ЛИЧКОВСЬКИЙ**[1], **І.П. ГНИП**[2], канд. техн. наук, **М.Б. ТИМУСЬ**[1], інж.
([1]Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України,
[2]ДПІЦ «Техноресурс» НАН України)

Досліджено вплив наповнення поліуретанового грунту сумішшю фосфатів цинку і заліза та воластоніту. Показано, що добавлення мінерального наповнювача суттєво підвищує ударостійкість та адгезійну міцність грунту навіть за довготривалої (365 діб) дії слабокислого дощу. Виявлено синергізм інгібування корозії сталі пігментом на основі фосфатів цинку і заліза та воластоніту в слабокислому корозійному середовищі і розкрито механізм його захисної дії. Показано, що поєднання суміші фосфату цинку і заліза та силікату кальцію у складі поліуретанперхлорвінілового грунту покращує його протикорозійні властивості завдяки ефекту синергізму. За результатами експериментальних досліджень розроблено новий поліуретанперхлорвініловий грунт з підвищеними щодо вимог ДСТУ 4219–2003 протикорозійними та механічними властивостями, який є перспективним для забезпечення ефективного захисту магістральних трубопроводів на переходах земля–повітря.

Ключові слова: *поліуретанперхлорвініловий грунт, воластоніт, протикорозійні властивості, інгібувальні пігменти, ударостійкість, підплівкова корозія, імпеданс, адгезійна міцність, діелектрична суцільність*

Зростання вимог до ефективності протикорозійного захисту магістральних газонафтопроводів, яке відображене у вітчизняних нормативних документах, наприклад [1], та в стандарті Євросоюзу [2], зумовлене збільшенням впливу корозійних факторів внаслідок техногенного забруднення овкілля. Особливої уваги заслуговує підвищення ресурсу та надійності антикорозійних покриттів на відкритих ділянках магістральних трубопроводів і в місцях переходу земля–повітря [3, 4]. У світовій практиці на такі ділянки трубопроводів наносять поліуретанові покриття з високою атмосферною та хімічною стійкістю [5–7]. Перспективними в цьому плані є покриття на основі поліуретанової емалі, модифікованої перхлорвініловою смолою [8], які мають високі бар'єрні властивості у багатьох агресивних середовищах. Однак у випадку наскрізного пошкодження покриттів та проникнення середовища до субстрату активно розвивається підплівкова корозія металу. Тому існує необхідність розроблення ефективно інгібованого грунту під поліуретанове лакофарбове покриття [3, 4].

Перспективними антикорозійними пігментами для поліуретанових грунтів на сталь можуть бути недорогі та екологічно безпечні фосфати цинку та заліза з відповідними мінеральними наповнювачами.

Метою роботи є розробка ефективного інгібованого грунту на поліуретанперхлорвініловій основі з підвищеними механічними та протикорозійними властивостями для захисту проблемних ділянок магістральних трубопроводів, зокрема, переходів земля–повітря.

Для приготування поліуретанових грунтувальних композицій використовували лапрол 1052, розчинник Р5 та поліізоціанатний твердник як отверджувач модифікатор — перхлорвінілову смолу ПСХ-ЛС. Інгібувальним пігментом служила суміш фосфатів цинку та заліза, яка постачається під торговою маркою «Actirox 213». Для порівняння використовували хромоксидний пігмент. Наповнювачем вибрали воластоніт — природний силікат кальцію, який завдяки голчастій структурі підвищує механічні властивості.

Вивчали шість варіантів грунтувальних композицій, які містили оксид хрому (*X*), фосфати цинку і заліза (*A*), воластоніт (*B*), а також суміші фосфатів цинку і заліза з воластонітом (*AB*) і оксидом хрому (*XA*), оксиду хрому з воластонітом (*XB*) за оптимальної об'ємної концентрації. Грунтувальні композиції перетирали у кульовому вібраційному млині з частотой 50 Гц протягом (30± ±0,5) хв. Підкладкою для нанесення покриттів слугували пластини низьковуглецевої сталі (50×150× ×2 мм), які очищували піскоструменевим методом, обезжирювали розчинником і фарбували пневматичним розпилювачем. Товщину шару грунту на

© В.І. ПОХМУРСЬКИЙ, І.М. ЗІНЬ, Л.М. БІЛИЙ, М.В. МАРУХА, Е.І. ЛИЧКОВСЬКИЙ, І.П. ГНИП, М.Б. ТИМУСЬ, 2009

зразках витримували в межах 50–70 мкм. Після підсихання грунту до відлипання стадії І за ДСТУ 4219–2003 [1] на нього наносили шар поліуретанового лаку товщиною 50–70 мкм. Зразки витримували не менше 7 діб при кімнатній температурі для полімеризації покриттів.

Захисні властивості покриттів досліджували імпедансним методом [9]. Вимірювання здійснювали при кімнатній температурі на приладі Р-5083 при частоті змінного струму 0,1; 0,2; 1,0 та 10,0 кГц з використанням платинового протиелектрода. Досліджували суцільні покриття та зі штучно наведеними дефектами. Для цього в покриттях були зроблені наскрізні отвори діаметром 1 мм. Корозійним середовищем слугував слабокислий розчин з pH ≈ 4,5 (3,18 мг/л сірчаної кислоти + + 4,62 мг/л сульфату амонію + 3,20 мг/л сульфату натрію + 1,58 мг/л азотної кислоти + + 2,13 мг/л нітрату натрію + 8,48 мг/л хлориду натрію), який імітує дощові опади в промислових районах України.

Корозійно-електрохімічні властивості сталі досліджували в слабокислому дощовому розчині та у витяжках інгібувальних пігментів. Витяжки готували, додаючи 1 г кожного з компонентів до 1 л корозійного розчину, який відстоювали протягом 48 год і двічі фільтрували. Для досліджень використовували потенціостат IPC-ProM, з'єднаний з комп'ютером, та триелектродну електрохімічну комірку, насичений каломельний електрод порівняння і платиновий допоміжний електрод. За допомогою відповідної програми записували зміну потенціалу в часі та поляризаційні криві.

Поверхневий аналіз захисних плівок, що утворені на низьковуглецевій сталі після 24 год витримки в інгібованих розчинах, досліджували на скануючому електронному мікроскопі EVO 40XVP із системою мікроаналізу INCA Energy 350.

Адгезію поліуретанових грунтів до сталі визначали згідно ГОСТ 14790–69 і ДСТУ 4219–2003 [1]. Використовували адгезиметр «АДГМ 20-Техно-Ресурс» [10]. Досліджували покриття непошкоджені та зі штучно зробленими наскрізними дефектами діаметром 1 мм. Покриття з дефектами витримували в середовищі протягом 1000 год, а суцільні — протягом 365 діб. Визначення ударостійкості покриттів здійснювали на копрі У-2 згідно ДСТУ 4219–2003 [1], використовуючи напівсферичний сталевий індентор діаметром 16 мм. Діелектричну суцільність покриттів визначали за допомогою електроіскрового дефектоскопу «Пульсар-2І».

Інгібувальні пігменти, диспергувані в грунтувальному шарі, сповільнюють підплівкову корозію металу [11]. Фосфатний інгібувальний пігмент після проникнення середовища крізь дефекти поліуретанового покриття до металу повільно гідролізується, спричиняючи утворення на анодних ділянках металу стійкої фосфатної плівки, а на катодних — осадження малорозчинних гідроксидів. Однак інгібувальна дія фосфатних пігментів часто недостатня для ефективного захисту низьковуглецевої сталі. Тому доцільно було розглянути можливість її підсилення шляхом додавання в поліуретанову грунтувальну композицію іншого антикорозійного компонента. В літературі відзначають позитивний вплив мінерального наповнювача — воластоніту на захисні властивості лакофарбових покриттів, який має лужну реакцію, що сприяє пасивації сталі під покриттям [12, 13].

Дослідження корозії низьковуглецевої сталі в слабокислому дощовому середовищі з витяжками фосфатного пігмента та воластоніту показали, що значення потенціалу корозії в середовищі з фосфатним пігментом та природним силікатом кальцію є вищими від тих, що характерні для неї в неінгібованому розчині. Це свідчить про переважання анодного контролю процесів корозії металу. Однак, якщо порівняти вплив воластоніту та суміші фосфатів цинку і заліза на потенціал корозії металу кожного окремо, то можна бачити більшу пасивацію поверхні сталі під впливом силікату кальцію. У фосфатній витяжці внаслідок осадження на катодних ділянках металу захисної плівки за участі іонів цинку та заліза може мати місце також катодний контроль корозії, на що вказує незначне позитивне відхилення потенціалу корозії від його значень в неінгібованому середовищі. Це може свідчити і про недостатнє інгібування корозії. Форма потенціодинамічних поляризаційних кривих зразків низьковуглецевої сталі в інгібованих розчинах вказує на збільшення контролю катодної та анодної реакцій. У розчинах, інгібованих сумішшю фосфатів цинку і заліза та воластоніту, анодні та катодні струми є меншими, ніж в інгібованих одинарними сполуками. При цьому струм саморозчинення за співвідношення між фосфатним пігментом та природним силікатом кальцію 1:4 є найменшим (рис. 1), а на поляризаційних кривих спостерігається поява плато пасивності. Імовірно, що за наявності у розчині оптимальної кількості силікату кальцію потрібна менша кількість фосфату цинку і заліза для ефективної пасивації металу.

Виходячи із залежності, наведеної на рис. 2, збільшення відносного вмісту воластоніту в інгібувальній суміші не призводить до суттєвого зменшення струму саморозчинення металу. Водночас надлишок силікату може погіршити технологічність поліуретанової композиції та ускладнити її нанесення на поверхню металу способом розпилення.

Електронномікроскопічні дослідження низьковуглецевої сталі після 24 год витримки в середовищі, інгібованому сумішшю фосфатного пігменту та воластоніту за співвідношення 1:4, виявили адсорбовані на її поверхні кристалоподібні агломерати (рис. 3, *а*). Після 24 год експозиції вони не створюють суцільну плівку. Мікрорентгеноспектральний аналіз показав, що ці продукти корозії мають у своєму складі атоми цинку, крем-

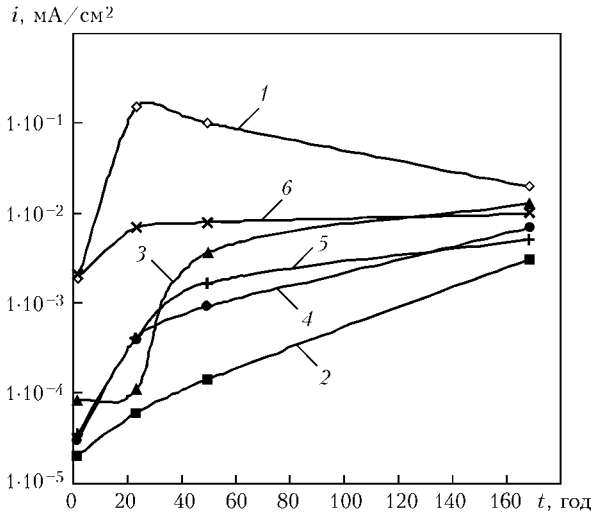


Рис. 1. Залежності густини струму корозії низьковуглецевої сталі від часу витримки в слабокислому середовищі, що містило витяжку фосфатних пігментів (*1*); витяжку фосфатних пігментів та воластоніту за співвідношенням між ними 1:4 (*2*), 1:5 (*3*), 1:6 (*4*) та 1:8 (*5*); витяжку воластоніту (*6*)

нію, фосфору та кальцію (рис. 3, *б*). Найімовірніше, що ці поверхневі утворення швидше всього складаються з двох сполук — силікату та фосфату, які утворюють механічну суміш.

Однак постійна присутність у цих утвореннях Si та P засвідчує про певну взаємодію між фосфатом цинку і заліза та силікатом кальцію. У роботі [14] таку взаємодію пояснюють хемосорбцією фосфат іонів на поверхні кристалів силікату кальцію. У нашому випадку така хемосорбційна взаємодія може призвести до суттєвого підвищення захисних властивостей і корозійної тривкості поверхневої плівки на сталі.

Для виявлення антикорозійного ефекту від уведення інгібувальних пігментів досліджували імпеданс поліуретанових покриттів (грунт + верхній шар) з наскрізними дефектами. Найбільший опір та відповідно вищий захисний ефект спостерігають в покриттях, інгібованих сумішшю фосфату цинку і заліза та силікату кальцію (рис. 4). Поліуретанові композиції, що окремо містять фосфат цинку та силікату кальцію, мають гірші захисні властивості. Поєднання в поліуретановому покритті фосфатного пігмента та силікату кальцію зумовлює ефект синергізму захисної дії за рахунок локального підлужнення середовища в місці дефекту від часткового розчинення воластоніту і поліпшення умов для пасивування поверхні сталі [13], а також внаслідок формування корозійностійкішої фосфатної плівки з участю іонів кальцію та цинку і заліза.

В зоні дефекту в неінгібованому покритті після витримки в слабокислому розчині корозія протікає більш інтенсивно. В покритті, яке модифіковане сумішшю фосфату цинку і заліза з воластонітом, продукти корозії поширюються лише на незначну частину дефекту.

Часові залежності імпедансу (з частотою f = = 0,1 кГц) непошкоджених інгібованих покриттів засвідчують стабільність їх бар'єрних характеристик під час випробувань у корозійному розчині протягом 365 діб. На даній базі випробувань усі розроблені покриття володіють приблизно співмірними захисними властивостями. Питомний опір покриттів у середовищі слабокислого дощу знаходиться на рівні 15–20 МОм. Кращі параметри ім-

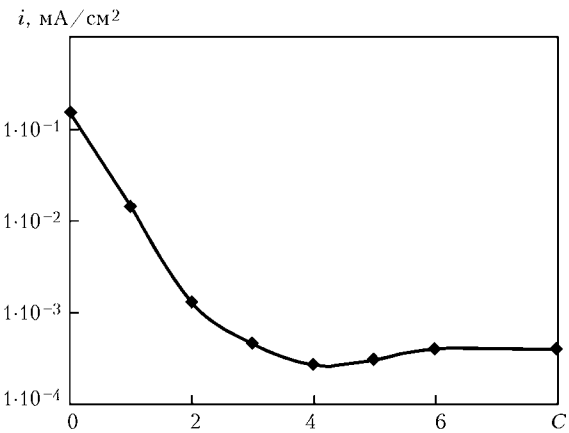


Рис. 2. Залежність густини струму корозії низьковуглецевої сталі від відносного вмісту *C* воластоніту в інгібувальній суміші (вміст фосфатного пігменту в корозійному середовищі незмінний — 1 г/л)

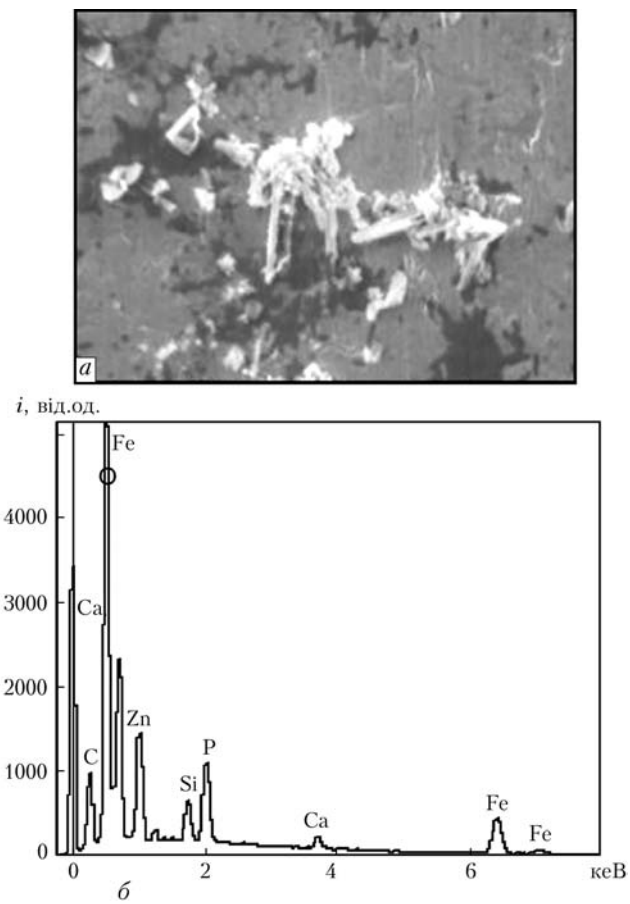


Рис. 3. Зображення поверхні низьковуглецевої сталі (*а*), яке одержано за допомогою електронного мікроскопу, та мікрорентгенівський спектр кристалоподібних осаджень на цій поверхні (*б*) після 24 год витримування в слабокислому розчині, інгібованому сумішшю фосфатного пігменту та силікату кальцію

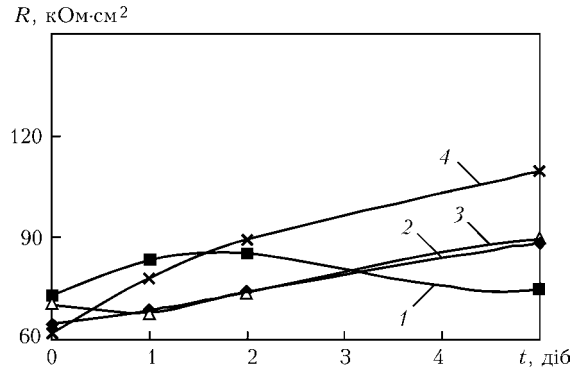


Рис. 4. Залежність питомого опору R змінному струмові (з частотою $f = 0{,}1$ кГц) інгібованих покриттів з дефектами діаметром 1 мм від часу витримки в середовищі слабокислого дощу: *1* — воластоніт; *2* — фосфат; *3* — оксид; *4* — фосфат + воластоніт

педансу спостерігаються для сумішей фосфатного пігмента та воластоніту.

Нами встановлено чітко виражену обернено пропорційну залежність опору покриттів, які інгібовані фосфатним пігментом і воластонітом, від частоти струму (рис. 5), що свідчить про їх високі захисні властивості.

Підвищені захисні характеристики нових поліуретанперхлорвінілових покриттів підтверджуються випробуваннями на діелектричну суцільність, що майже на порядок вища від значення 5 кВ/мм, яке вимагає ДСТУ 4219–2003 [1].

Окрім характеристики протикорозійного захисту для грунту є важливими їхні фізико-механічні властивості. За особливо агресивних умов експлуатації, якими, зокрема, є місця переходів земля–повітря на магістральних трубопроводах, грунти під покриття повинні мати високі значення адгезійної міцності та ударостійкості. Дослідження впливу інгібування на адгезійну міцність поліуретанперхлорвінілового грунту показали, що для всіх комбінацій інгібувальних речовин значення адгезії відповідає вимогам ДСТУ 4219–2003 [1]. Найбільшу адгезійну поверхню до низьковуглецевої сталі має грунт із добавкою оксиду хрому на зразках-свідках, які зберігались на повітрі (табл. 1).

Після витримки зразків з штучними дефектами протягом 1000 год у середовищі слабокислого дощу адгезійна міцність більшості інгібованих грунтів зменшилась у середньому на 20 %, але для грунту з чистим воластонітом (B) вона стала меншою, ніж вимагають у нормативних документах.

Витримка зразків без штучних дефектів у середовищі слабокислого дощу протягом року (табл. 1)

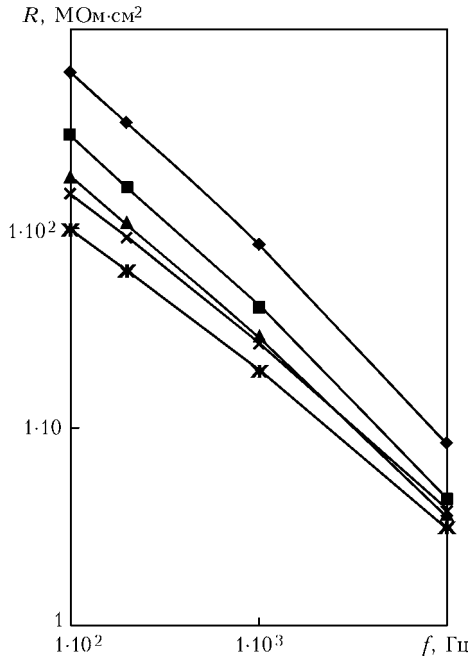


Рис. 5. Залежність опору R змінному струмові покриттів з сумішшю фосфату цинку і заліза та воластоніту від частоти змінного струму на початку (*1*) і після 2 (*2*), 40 (*3*), 160 (*4*) і 300 (*5*) діб витримки у середовищі слабокислого дощу

призвела до зменшення адгезійної міцності майже на 25 % для всіх грунтів за винятком грунту з воластонітом, адгезійна міцність якого зменшилась у 2,5 рази.

Адгезійна міцність грунтів з іншими інгібіторами після витримки в слабокислому дощі протягом 365 діб перевищує значення вимог [1] для полімерних покриттів магістральних трубопроводів у вихідному стані на 0,5–1,8 МПа.

Ударостійкість покриттів є важливою характеристикою надземної частини ізоляції труби на переході земля–повітря. Ударостійкість грунту окремо не регламентується в ДСТУ 4219–2003, але зрозуміло, що вона є складовою ударостійкості покриття в цілому. Результати досліджень свідчать про високі значення ударостійкості розроблюваних нами поліуретанперхлорвінілових покриттів (табл. 2).

Ударостійкість перших чотирьох типів покриттів товщиною 120–150 мкм є більшою, ніж у поліуретанових покриттів № 5 товщиною 2,0–2,5 мм за вимогами ДСТУ 4219–2003 — 8,0 МПа. Максимальне значення ударостійкості має покриття з оксидом хрому (№ 5, табл. 2), дещо менше — покриття із воластонітом (№ 2, табл. 2).

Таблиця 1. Адгезійна міцність інгібованих поліуретанових грунтів

Умови випробувань грунтувальних зразків	Адгезія до низьковуглецевої сталі, МПа					
	A	*B*	*X*	*AB*	*XB*	*XA*
Вихідний стан	8,42	6,95	8,65	8,43	7,70	6,92
Після витримки 1000 год в середовищі слабокислого дощу (дефекти діаметром 1 мм)	7,10	4,55	7,05	7,50	6,25	5,85
Після витримки 365 діб в середовищі слабокислого дощу (без дефектів)	6,10	2,85	6,80	6,65	5,50	5,65

Таблиця 2. Ударостійкість інгібованих поліуретанових покриттів

№ п/п	Тип інгібованого покриття	Міцність на удар, Дж
1	*А*	9,2
2	*В*	9,9
3	*Х*	10,5
4	*АВ*	8,4
5	*ХВ*	7,5
6	*ХА*	5,1

Дослідно-промислова перевірка на Долинському ЛВУМГ «Прикарпаттрансгаз» показала, що розроблений грунт відповідає вимогам ДСТУ 4219–2003 і може використовуватися для захисту магістральних трубопроводів.

Висновки

1. Поєднання комплексного фосфату цинку і заліза та силікату кальцію у складі поліуретанперхлорвінілового грунту багаторазово підсилює його захисні властивості завдяки ефекту синергізму.

2. Найефективніше інгібування корозії низьковуглецевої сталі в робочому середовищі спостерігається за співвідношення мас фосфатного пігменту і воластоніту 1:4. Синергізм захисної дії суміші фосфатів цинку і заліза та воластоніту полягає в одночасному протіканні двох процесів: підлужнення корозійного середовища і пришвидшення пасивації сталі; осадження на металі корозійнотривкої комплексної фосфатної плівки з домішками силікату кальцію.

3. Розроблена нами грунтувальна композиція має вищі значення від закладених у вимогах фізико-механічних властивостей ДСТУ 4219–2003 до покриттів магістральних трубопроводів: діелектрична суцільність отриманих покриттів знаходиться на рівні 30–55 кВ/мм за потреби 5 кВ/мм; ударостійкість сягає 10,5 Дж за норми 8,0 Дж, а адгезійна міцність грунтів навіть після витримки протягом 365 діб у середовищі слабокислого дощу перевищує на 1,5–1,8 МПа значення адгезії за вимогами вказаного стандарту до покриттів у вихідному стані.

4. Запропонований склад поліуретанової грунтувальної композиції має підвищені протикорозійні і механічні властивості, він отримав позитивне рішення на видачу патенту.

1. *ДСТУ 4219–2003*. Трубопроводи сталеві магістральні. Загальні вимоги до захисту від корозії. — Чинний з 15.09.2003.
2. *EN ISO 12944-5*. Фарби і лаки. Антикорозійний захист сталевих конструкцій системами покривів.
3. *Похмурський В.І., Зінь І.М., Гнип І.П.* Збільшення ресурсу високотемпературних ділянок газопроводів застосуванням нових антикорозійних покриттів // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. наук. ст. за результатами, отриманими в 2004–2006 рр. — К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 115–119.
4. *Вплив* інгібувальних пігментів на захисні властивості поліуретанових грунтів / І. Зінь, Л. Білий, Н. Ласковенко та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів: Спец. випуск. — 2008. — № 7. — С. 424–429.
5. *Середницький Я.А.* Поліуретанові матеріали як протикорозійні покриття магістральних трубопроводів // Те само. — 2000. — № 3. — С. 84–90.
6. *Омельченко С.И., Кадурина Т.М.* Модифицированные полиуретаны. — Киев: Наук. думка, 1983. — 238 с.
7. *Модифицированные* материалы на основе полиуретанов / Под. ред. Дж.М. Бьюнстона. — М.: Химия, 1982. — 274 с.
8. *Перхлорвинилполиуретановые* пленкообразователи / Н.Н. Ласковенко, С.И. Омельченко, В.П. Привалко и др. // Лакокрасочные материалы и их применение. — 1992. — № 6. — С. 14–17.
9. *Карякина М.И.* Испытание лакокрасочных материалов и покрытий. — М.: Химия, 1988. — 272 с.
10. *Пат. № 17205 UA*. Адгезиметр АДГМ 20 — «Техноресурс» / І.П. Гнип. — Чинний з 15.09.2006.
11. *Leidheizer H.Jr*. Mechanism of corrosion inhibition with special attention to inhibitors in organic coatings // J. of Coatings Techn. — 1981. — **53**. — P. 29–39.
12. *Hare C.H*. Inhibitive primers for metals: Practical formulating and service problems // J. of Protective Coatings and Linings. — 1998. — June. — P. 31–62.
13. *Hare C.H*. Mechanisms of corrosion protection with surface-treated wollastonite pigments // Paint & Coatings Industry. — 1998. — March. — P. 74–82.
14. *Calcium-phosphorus* interactions at a nano-structured silicate surface / D.C. Southam, T.W. Lewis, A.J. McFarlane et al. // J. of Colloid and Interface Sci. — 2008. — **319**. — P. 489–497.

ПРОЕКТ 3.3

Розробка системи корозійного моніторингу обладнання установок первинної переробки нафти на нафтохімічних підприємствах України

УДК 620.197.3:620.05

РОЗРОБКА МЕТОДУ ОЦІНКИ СТУПЕНЯ ПОШКОДЖЕННЯ ОБЛАДНАННЯ НАФТОПЕРЕРОБНОЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

М.С. ХОМА[1], д-р техн. наук, чл.-кор. НАН України **В.І. ПОХМУРСЬКИЙ**[1],
О.Г. АРХИПОВ[2], **В.А. БОРИСЕНКО**[3], кандидати техн. наук
([1]Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України,
[2]Технологічний ін-т Східноукраїнського нац. ун-ту ім. В. Даля,
[3]ВАТ «Сєвєродонецький НДІХІММАШ»)

Проаналізовано характер і причини руйнування устаткування на нафтопереробному підприємстві ЗАТ «Линик». Встановлено, що найінтенсивнішому корозійно-механічному пошкодженню підлягають електродегідратори і теплообмінники із оборотною водою, особливо штуцери по зварному шву. Для розробки системи корозійного моніторингу вибрано ребойлер-випарювач, який виготовлено із біметалу Ст.3сп + 12Х18Н10Т, в якому протягом двох-чотирьох років спостерігається розтріскування зварних швів плакуючого шару та штуцерів. Показано, що за умов корозійно-утомного руйнування сталі 12Х18Н10Т в сульфідно-аміачних розчинах за характером зміни електродного потенціалу та струму поляризації ($E_{пол} = E_{кор}$) можна ідентифікувати лише стадію розповсюдження тріщин, що ускладнює застосування методу корозійного моніторингу за їх величиною. Грунтуючись на тому, що підростання тріщини супроводжується багатьма стрибкоподібними змінами потенціалу та струму поляризації, за основу нового методу корозійного моніторингу працюючого обладнання запропоновано взяти частоту стрибків (імпульсів) протягом наперед визначеного періоду часу. Розроблено блок-схему імпульсного методу корозійного моніторингу обладнання в реальному часі, який відрізняється більшою універсальністю, не вимагає висококваліфікованого обслуговуючого персоналу, не залежить від природи металу та електроліту і технологічних режимів.

Ключові слова: *корозійно-утомне руйнування, корозивне середовище, ступінь пошкодження, електродний потенціал, струм поляризації, корозійний моніторинг, електрохімічний давач, ребойлер-випарювач, імпульсний метод*

Значна частина обладнання хімічних та нафтопереробних підприємств працює вже понад двадцять–тридцять років, що знижує рівень їх безпечної експлуатації. Корозійно-механічне руйнування в цих галузях промисловості визначається технологічними умовами і залежить від конструкції апаратів, агресивності середовищ та напруженого стану [1]. Дуже часто традиційні методи захисту не забезпечують необхідного рівня надійності апаратів та конструкцій, тому необхідно проводити їх неперервний корозійний моніторинг [2, 3]. Для обладнання, що працює в середовищі електролітів, доцільно застосовувати методи, що грунтуються на електрохімічних властивостях напружених металів. До них належить розроблений нами новий метод, що використовує взаємозв'язок характеру зміни струму поляризації із ступенем пошкодження обладнання і дозволяє неперервно контролювати його стан [4].

Аналіз характеру і причин руйнування устаткування нафтопереробних підприємств на прикладі ЗАТ «Линик» (м. Лисичанськ). Найбільш інтенсивно корозія обладнання переробки нафти протікає в середовищах, що містять суміш води та нафти, а також у водних середовищах, що використовуються в технологічному процесі. При зберіганні нафти відбувається її розшарування з виділенням водної фракції і утворення суміші газів H_2S і CO_2. Це обумовлює переважне корозійне пошкодження верхньої та нижньої частини резервуарів, що призводить до їх наскрізної перфорації через 10–15 років експлуатації.

Сепаратори, вологовідділювачі, електрознесолювачі та їх внутрішні пристрої виготовлено, в основному, з вуглецевих сталей 10, 15, 20, 16ГС, 09Г2С. Температура робочого середовища в них близька до 100 °С, що забезпечує малу розчинність сірководню у воді. При меншій температурі сірководень розчиняється у воді і накопичується в нижній частині посудин. Внаслідок цього зварні з'єднання переважної кількості апаратів установок первинної переробки нафти (ЕЛОУ-АВТ) підлягають сірководневому корозійному розтріскуван-

© М.С. ХОМА, В.І. ПОХМУРСЬКИЙ, О.Г. АРХИПОВ, В.А. БОРИСЕНКО, 2009

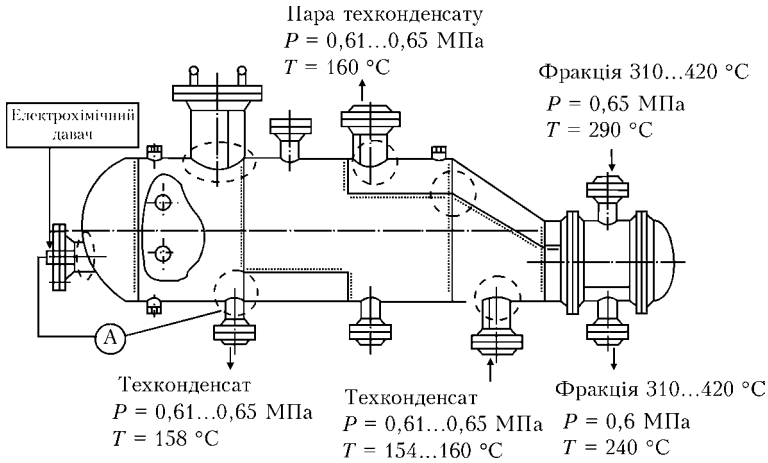


Рис. 1. Ребойлер-випарювач і схема встановлення електрохімічного давача та місць контролю за пошкодженнями металу (позначені пунктиром)

ню. В деяких апаратах спостерігається розшарування основного матеріалу.

Основні апарати — атмосферні колони працюють за підвищених температур: верхня частина — 100–160, нижня — 300–360 °С. У зварних з'єднаннях верхньої частини колон спостерігається корозійне розтріскування. Атмосферна колона працює в умовах дії сірководню, що приводить до виразкової корозії плакуючого металу, утворення тріщин, особливо в його зварному шві та в місцях приварювання полиць під тарілки. Тріщини не зупиняються на межі з'єднання, а розповсюджуються з плакуючого шару в основний метал.

На нафтопереробних підприємствах на різних стадіях переробки нафти застосовуються теплообмінники різних типів. У теплообмінниках з оборотною водою при її значній мінералізації спостерігається точкова корозія сталей типу 18–10, компонентно-вибіркова корозія сплаву МНЖ-5 і знецинкування латуні.

Теплообмінники установки ЕЛ0У-АВТ виготовлені переважно із сталей 20, 16ГС, 15Х5М та біметалу 16ГС+08Х13. Швидкість корозії корпусу більшості теплообмінників за 20 років експлуатації складає від 0,11 до 0,20 мм/рік. Дещо вищий рівень швидкості корозії спостерігається для днищ — 0,20–0,32 мм/рік. Має місце також розтріскування зварних швів корпусу, виконаного із сталі типу 16ГС, а в апаратах, виготовлених з біметалічної композиції, спостерігалося розтріскування плакуючого шару із сталі 08Х13 як в зварних з'єднаннях, так і по основному металу.

Одним з апаратів, що працює в процесі удосконалення переробки бензинових фракцій, є ребойлер-випарювач (рис. 1), виготовлений із біметалу Ст3сп + 12Х18Н10Т. Всередині розміщено трубний U-подібний пучок із сталі 12Х18Н10Т, в який поступає фракція 310–420 °С з T_{max} = 290 °С (P = 0,65–0,60 МПа), яка підігріває конденсат в міжтрубному просторі (V = 11,59 м^3) до температури T_{max} = 160 °С (P = 0,61–0,65 МПа). Склад конденсату наступний: H_2O + 0,48 % H_2S + + 3,0 % NH_3. Руйнування таких апаратів протікає протягом двох–чотирьох років внаслідок розтріскування зварних швів плакуючого шару біметалу. Потім протікає прискорена корозія основного металу ребойлера, що може привести до утворення наскрізних пошкоджень, витоку техконденсату і забрудненню оточуючого середовища.

На основі проведеного аналізу було встановлено основні проблеми нафтохімічних підприємств, які пов'язані із корозійними та корозійно-механічними пошкодженнями їх обладнання: корозія нижньої та верхньої частин резервуарів для зберігання сировини (наскрізні пошкодження після 10–15 років експлуатації); розшарування та розтріскування основного металу та зварних з'єднань труб електродегідраторів під дією робочого середовища, що містить сірководень, виразкова корозія та розтріскування штуцерів по місцю зварювання після 15–20 років експлуатації; виразкова корозія та утворення тріщин в зварних швах плакуючого металу атмосферної колони установки первинної переробки нафти (10–20 років експлуатації); розтріскування плакуючого шару біметалу ребойлера протягом двох–чотирьох років експлуатації; прискорене руйнування по зварних з'єднаннях штуцерів більшості апаратів нафтопереробних підприємств.

Для розробки системи корозійного моніторингу, що грунтується на вимірюванні електрохімічних параметрів, можуть бути вибрані апарати, в яких постійно знаходяться водні розчини різної мінералізації. До таких відноситься ребойлер-випарювач, термін експлуатації якого є одним з найменших. Тому метою даної роботи було розробити систему неперервного корозійного моніторингу ребойлера-випарювача, яка б забезпечила його надійну експлуатацію.

Використання двоелектродної схеми вимірювання для корозійного моніторингу ребойлера-випарювача. У попередніх роботах [4] було показано доцільність використання у виробничих умовах розробленої нами двоелектродної схеми вимірювання електрохімічних параметрів працюючого обладнання (рис. 2). Вона спрощує вимірю-

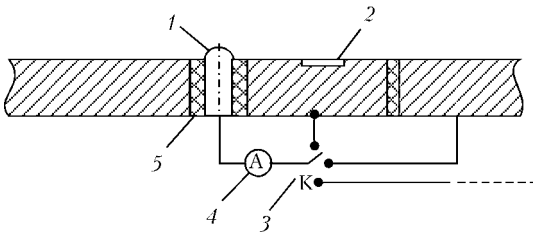


Рис. 2. Двоелектродна схема реалізації методики оцінки ступеня пошкодження обладнання, що працює в корозійному середовищі: *1* — одноелектродний давач; *2* — пошкодження в корпусі апарата; *3* — комутатор (К); *4* — вимірювальний прилад (*A*); *5* — ізолятор

вання потенціалу робочого електрода, бо не вимагає спеціальних електродів порівняння, а при вимірюванні струму поляризації — складного апаратурного оснащення. При її використанні передбачається одноелектродний давач (рис. 3), який складається із корпуса *4* і самого електрода *7*, які ізольовані один від одного фторопластовими прокладкою *2*, втулкою *3* та шайбами *5, 6*. Сам електрод має напівсферичну поверхню, що зменшує опір розтіканню струму в електроліті [5]. За його допомогою можна контролювати зміну електрохімічних параметрів у декількох найнебезпечніших, з огляду пошкоджуваності, ділянках обладнання. Для цього давач почергово з'єднують із ними за допомогою провідників та комутатора.

Для використання запропонованої методики для моніторингу пошкоджуваності ребойлера-випарювача було обрано місце встановлення давача та точок контролю різних його ділянок (рис. 1, позначено пунктиром). Корпус давача і сам електрод виготовляли із сталі 12Х18Н10Т, з якої зроблено внутрішній шар біметалу ребойлера і торцева заглушка апарата, в якій через ізолюючу прокладку встановлений давач (рис. 3, 4).

Електрохімічні властивості сталей 12Х18Н10Т та Ст3 в сульфідно-аміачних середовищах. Досліджували нержавіючу сталь 12Х18Н10Т аустенітного класу, що використовується для плакувального шару ребойлера-випарювача, та сталь Ст3, з якої виготовлено його корпус. Для електрохімічних досліджень використовували потенціостат IPC-Pro. Дослідження проводили в розчинах, які за вмістом сульфід-іонів та амонію моделюють середовище ребойлера: 14,1%-ий NH_4NO_3 + + 1,1%-ий Na_2S; 11,65%-ий $(NH_4)_2SO_4$ + 1,1%-ий Na_2S та 3%-ий NH_4OH, насичений H_2S.

Електрохімічні властивості сталей в різних розчинах

Розчин	Ст3		12Х18Н10	
	$E_{кор}$, мВ	$i_{кор}$, мА/см^2	$E_{кор}$, мВ	$i_{кор}$, мА/см^2
11,7 % $(NH_4)SO_4$ + 1,1 % Na_2S	−716	0,017	−494	0,010
14,1 % NH_4NO_3 + 1,1 % Na_2S	−558	0,015	−475	0,003
3 % NH_3 + H_2S (насич.)	−685	0,055	−671	0,011

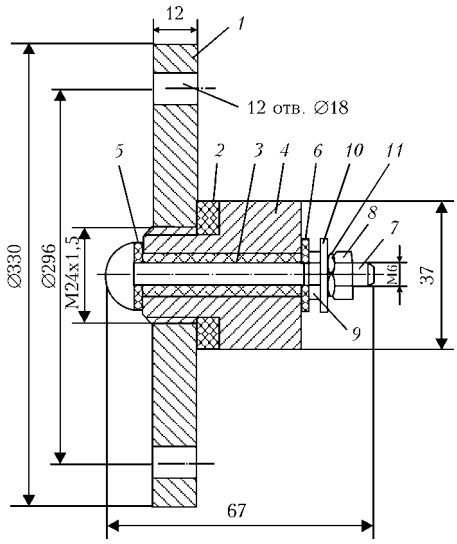


Рис. 3. Заглушка ребойлера із електрохімічним давачем: *1* — заглушка; *2* — прокладка; *3* — втулка; *4* — корпус давача; *5, 6* — ізолююча шайба; *7* — електрод; *8, 9, 11* — гайка; *10* — шайба

Електрохімічні дослідження показали, що сталь Ст3 у нітратно-сульфідних та сульфатно-сульфідних розчинах пасивується, а струми корозії в них практично однакові (таблиця) і дорівнюють 0,015 та 0,017 мА/см^2, відповідно. Струми корозії сталі 12Х18Н10Т в цих середовищах складають 0,003 та 0,010 мА/см^2, відповідно. Різниця потенціалів між цими сталями в сульфатно-сульфідних розчинах складає близько 220 мВ, що може викликати істотну контактну корозію основного металу за умови пошкодження плакуючого шару ребойлера. В нітратно-сульфідних розчинах різниця потенціалів між ними менша і дорівнює близько 80 мВ. В розчині 3% NH_4OH, насиченому H_2S, потенціали корозії сталей Ст3 та 12Х18Н10Т відрізняються несуттєво, а корозійні струми нержавіючої сталі близько в 5 разів менші.

Однак проведені випробування можуть лише віддалено моделювати корозію металу ребойлера в реальних розчинах, тому що у промислових умовах їх концентрація не є стабільною, а температура та тиск є вищими (T_{max} = 160 °С, P = 0,61−0,65 МПа).

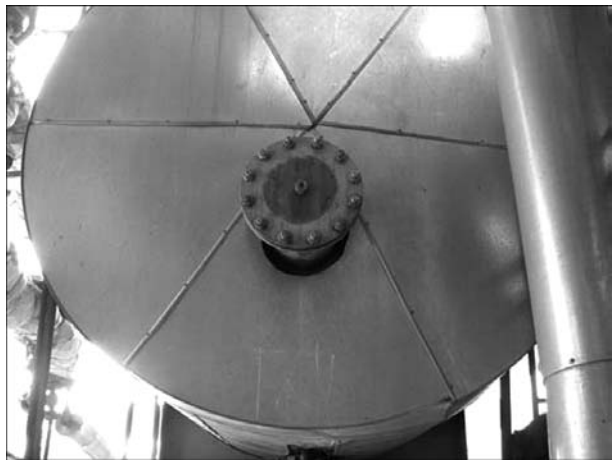


Рис. 4. Ребойлер-випарювач із встановленим давачем у торцевій заглушці

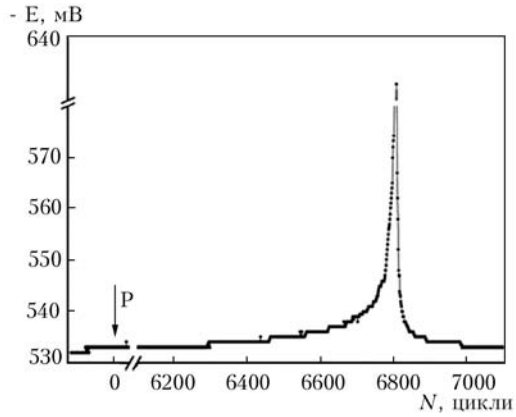


Рис. 5. Характер зміни потенціалу сталі 08Х18Н10Т в розчині 3 % NH_4OH + H_2S (насич.) при корозійній утомі $\pm\sigma$ = 320 МПа

Враховуючи специфіку впливу водних розчинів сірководню на протікання електрохімічних реакцій, прискорене наводнення в них металів та поверхневу активність сульфід іону, корозійно-механічні випробування проводили в середовищі 3 % NH_4OH, насиченому H_2S [6]. Для корозійного моніторингу ребойлера-випарювача необхідно знайти взаємозв'язок між електрохімічними параметрами навантаженої сталі 12Х18Н10Т в робочому середовищі, та ступенем її пошкодження. Тоді можна буде побудувати діаграму критичних станів, які відповідають різним режимам експлуатації обладнання: безпечний режим; режим, який треба контролювати; небезпечний.

Встановлено, що при малоцикловій корозійній утомі сталі 12Х18Н10Т навіть за навантажень, вищих за межу плинності ($\pm\sigma$ = 320 МПа), відчутна зміна потенціалу спостерігається на кінцевому етапі руйнування, коли вже зростає магістральна тріщина (рис. 5). Вона спостерігається протягом останніх близько 500–600 циклів деформування і складає близько 100 мВ. Враховуючи, що обладнання експлуатується за значно нижчих напружень, час руйнування і зміни потенціалу в реальних умовах будуть більшими. За потенціостатичної поляризації деформованого зразка ($E_{пол}$ = = $E_{кор}$) за тих самих умов навантаження зміна струму протягом останніх близько 500 циклів навантаження досягає 560 мкА (рис. 6, *а*). При вимірюванні струму між ненавантаженим і циклічно деформованим зразками впродовж періоду розповсюдження тріщин його величина змінюється на близько 20 мкА (рис. 6, *б*), що значно менше, ніж у попередньому випадку. Грунтуючись на характері зміни електрохімічних параметрів нержавіючої сталі 12Х18Н10Т у аміачно-сульфідних розчинах при утомі, важко побудувати ресурсну криву, на якій би за їх величинами можна було виділити різні періоди руйнування, крім зростання тріщин. Тому виникла потреба в розробці інших підходів до корозійного моніторингу обладнання, що працює в умовах малоциклової утоми та агресивних середовищ.

В основу методу корозійного моніторингу може бути покладено те, що при корозійно-утомному руйнуванні нержавіючої сталі за малоциклової утоми в сульфідно-аміачних розчинах спостерігається стрибкоподібний характер зміни потенціалу і струму поляризації в період тріщиноутворення. Раніше [6] нами було показано, що осциляції електрохімічних параметрів спостерігаються і при корозійній утомі нержавіючих сталей в хлоридвмісних середовищах за частоти напружень f = 50 Гц. Однак вони відповідали, в основному, періоду зародження тріщин, коли інтенсивно проходять процеси зсувоутворення і відображали руйнування від утомленності і відновлення поверхневих пасивних плівок. Отже, для оцінки ступеня пошкодження плакувального шару ребойлера-випарювача, необхідно розробити метод, який би реагував на скачки потенціалу чи струму, які відповідають розвитку в металі тріщини.

Імпульсний метод оцінки корозійно-механічних пошкоджень сталей в середовищі електролітів. Аналіз кривих «потенціал (струм поляризації) — кількість циклів деформування» показав, що при малоцикловій утомі в сульфідно-хлоридних середовищах основним критерієм, за яким можна оцінити ступінь пошкодження металу, є скачкоподібний (імпульсний) характер зміни

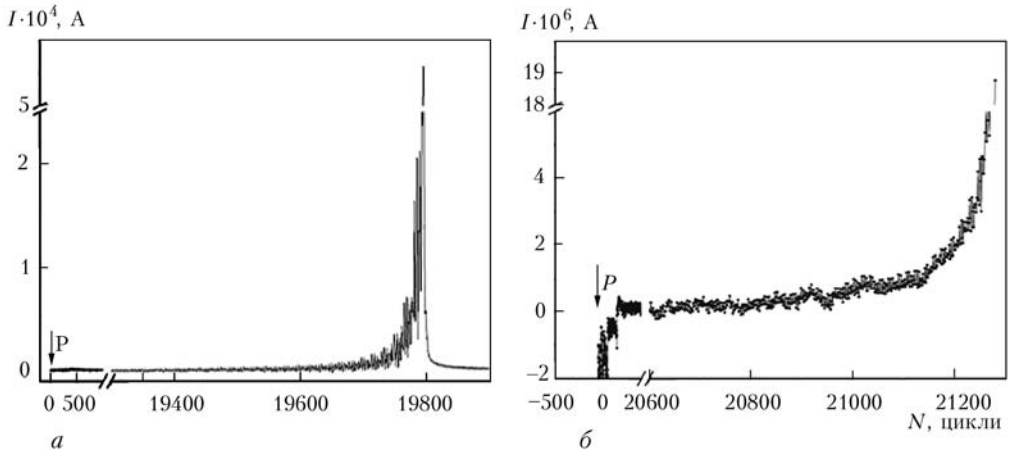


Рис. 6. Характер зміни струму поляризації ($E_{пол}$ = $E_{кор}$) сталі 08Х18Н10Т (*а*) та струму між навантаженим та ненавантаженим її зразками (*б*) в розчині 3% NH_4OH + H_2S (насич.) при корозійній утомі $\pm\sigma$ = 320 МПа

електрохімічного відгуку на підростання тріщин. Із підвищенням швидкості росту тріщин зростає і кількість цих скачків, які відповідають за її механічний етап. Тому можливою основою корозійного моніторингу подібних систем може бути кількість скачків (імпульсів) потенціалу чи струму протягом наперед визначеного періоду часу або циклів навантажень, які свідчать про процес розвитку корозійно-механічних пошкоджень в металі. Чим ближче до повного руйнування деталі, тим таких імпульсів буде більше, і навпаки, якщо тріщин, що розвиваються, немає, то скачки потенціалу і струму поляризації будуть відсутні. Якщо при аналоговому вимірюванні величин відгуку на розвиток пошкоджень, частіше за все, аналізуються їх абсолютні значення, характер і динаміка зміни, то при запропонованому імпульсному підході підраховується кількість відгуків системи за певну кількість циклів зовнішнього навантаження чи певний період часу. За такого підходу значною мірою знижується необхідність попереднього експериментального визначення електрохімічних характеристик деформованого металу в конкретних середовищах, тобто, враховувати марку сталі, температуру, тиск та хімічний склад середовища тощо.

Для реалізації запропонованого імпульсного методу (Патент України № 38241) корозійного моніторингу працюючого обладнання в хімічній та нафтопереробній промисловості розроблено блок-схему вимірювальної системи (рис. 7). Вона складається із електрохімічного давача (Д1), за допомогою якого електричні імпульси, що генеруються при корозійно-механічному руйнуванні металу, знімаються з об'єкта контролю і посилюються буферним посилювачем (П). Постійний сигнал подається на електронний реєстратор P_E, що дозволяє аналізувати характер зміни вимірюваних величин в процесі накопичення пошкоджень в металі. Посилені імпульси, що свідчать про руйнування, поступають на формувач Φ_1, котрий формує стандартні рівні сигналів додатної полярності з різнополярних вхідних імпульсів.

Сформовані імпульси поступають на накопичувальний лічильник імпульсів руйнування Σ_n і на дискретний лічильник $\Delta\Sigma_n$, який реєструє кількість імпульсів за інтервал часу, котрий визначається формувачем інтервалів Φ_2. Формувач інтервалів Φ_2 є таймером, значення якого визначається кількістю періодів циклічної дії на досліджуваний об'єкт за певний час або деяким інтервалом часу, визначеним експериментально.

Сигнали зовнішньої циклічної дії знімаються з об'єкта первинним перетворювачем $Д_2$, реєструються накопичувальним лічильником Σ_N і надходять на формувач часових інтервалів Φ_2. Протягом наперед заданого інтервалу дозволяється прийом імпульсів, які сигналізують про розвиток корозійної тріщини, дискретним лічильником $\Delta\Sigma_n$. Після закінчення кожного часового інтервалу від-

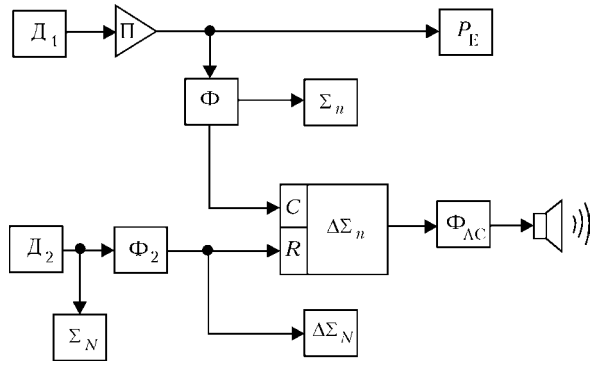


Рис. 7. Блок-схема імпульсного методу корозійно-механічного моніторингу (позначення в тексті)

бувається онулення лічильника $\Delta\Sigma_n$. При досягненні заданого значення пропорційності імпульсів, що свідчать про розвиток тріщин і сигналів зовнішнього циклічного навантаження (коефіцієнт пропорційності задається величиною певної вставки), лічильник $\Delta\Sigma_n$ видає сигнал «аварійного порогу» на формувач Φ_{AC}, який генерує звуковий сигнал аварії, що передається далі на гучномовець.

Таким чином, в залежності від важливості об'єкта, що підлягає контролю, наперед задавши необхідний коефіцієнт пропорційності між частотою механічних зовнішніх циклічних навантажень, і частотою сигналів, які свідчать про розвиток корозійно-утомних тріщин, можна визначити певний етап руйнування і попередити виникнення аварійної ситуації.

Висновки

Проаналізовано характер і причини руйнування устаткування на нафтопереробному підприємстві ЗАТ «Линик». Встановлено, що на більшості апаратів установки первинної переробки нафти ЕЛОУ-АВТ, які працюють в середовищі нафти із водним розчином хлоридів, сульфідів, сульфатів і сірководню, спостерігається виразкова корозія, корозійне розтріскування та розшарування основного металу в околі зварного шва. Найінтенсивнішому корозійно-механічному пошкодженню підлягають електродегідратори і теплообмінники з оборотною водою, особливо штуцери по зварному шву. Для розробки системи корозійного моніторингу вибрано ребойлер-випарювач, який виготовлено із біметалу Ст.3пс5 + 12Х18Н10Т, в якому протягом двох-чотирьох років спостерігається розтріскування зварних швів плакуючого шару та штуцерів. Показано, що за умов корозійно-утомного руйнування сталі 12Х18Н10Т в сульфідно-аміачних розчинах за характером зміни електродного потенціалу та струму поляризації ($E_{пол} = E_{кор}$) можна ідентифікувати лише стадію розповсюдження тріщин, що ускладнює застосування методу корозійного моніторингу за їх величиною. Встановлено, що за малоциклової утоми період розповсюдження тріщин супроводжується багатьма стрибкоподібними змінами потенціалу та струму поляризації. Запропоновано взяти за основу нового

методу корозійного моніторингу працюючого обладнання частоту стрибків (імпульсів) протягом наперед визначеного періоду часу. Розроблено блок-схему та електричну схему імпульсного методу корозійного моніторингу обладнання в реальному часі, який відрізняється більшою універсальністю, не вимагає висококваліфікованого обслуговуючого персоналу, не залежить від природи металу та електроліту і технологічних режимів. Розроблено, виготовлено та встановлено за згодою департаменту безпечної експлуатації обладнання Лисичанського ЗАТ «Линик» на ребойлері-випарювачі одноелектродний електрохімічний давач для контролю ступеня пошкодження металу в місцях приварювання патрубків і зварних швів корпусу.

1. *Кузюков А.Н.* Теория и практика коррозии и защиты металлов и оборудования химических и нефтехимических производств. — Луганск: Східноукр. нац. ун-т, 2004. — 182 с.
2. *Новицкий В.С., Писчик Л.М.* Коррозионный контроль технологического оборудования. — Киев: Наук. думка, 2001. — 171 с.
3. *Чвірук В.П., Поляков С.Г., Герасименко Ю.С.* Електрохімічний моніторинг техногенних середовищ. — Киев: Академперіодика, 2007. — 322 с.
4. *Метод* оцінки ступеня корозійно-утомного пошкодження обладнання хімічної та нафтохімічної промисловості / В.І. Похмурський, М.С. Хома, О.Г. Архипов, В.А. Бориценко // Зб. Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин / Під ред. Б.Є. Патона. — Київ: Ін-т електрозварювання, 2006. — С. 124–128.
5. *Оцінка* чутливості методу поляризаційного струму до пошкод елементів конструкцій / В.І. Похмурський, М.С. Хома, Р.М. Джала та ін. // Фіз.-хім. мех. матеріалів. — 2006. — № 4. — С. 74–77.
6. *Крохмальный А.М., Хома М.С., Похмурский В.И.* Особенности коррозионно-усталостного разрушения и защиты нержавеющих сталей: Препр. / АН УССР. Физ.-мех. ин-т им. Г.В. Карпенко; № 183. — Львов, 1992. — 47 с.

УДК 620.193:620.197:621.78

РОЗРОБКА ТА ДОСЛІДЖЕННЯ ВАКУУМНО-ПЛАЗМОВИХ БАГАТОШАРОВИХ ПОКРИТТІВ НА ОСНОВІ ХРОМУ ТА (TiCr)N ДЛЯ ЗАХИСТУ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ І СТАЛІ ВІД ФРЕТИНГ-КОРОЗІЇ

В.М. МАЦЕВІТИЙ[1], **О.С. КАЛАХАН**[2], доктора техн. наук, **І.Б. КАЗАК**[1], канд. техн. наук, **Г.Г. ОХОТА**[2], інж., **К.В. ВАКУЛЕНКО**[1], канд. техн. наук, **С.В. ЛЯШОК**[1], інж.

([1]Ін-т проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України,
[2]Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Розроблено вакуумно-плазмові багатошарові покриття на основі шарів хрому та нітриду (TiCr)N на зразках із сталі 20Х13 та титанового сплаву ПТ-3В. Досліджено структуру покриття та його вплив на фретинг-утому металів, корозійну тривкість для застосування в енергетичному машинобудуванні, авіаційній техніці.

Ключові слова: *конденсація з іонним бомбардуванням, багатошарові покриття, структура, титановий сплав, сталь, фретинг-утома, корозійна тривкість*

Вакуумно-плазмові карбідні, нітридні й оксидні покриття *d*-перехідних металів і *sp*-елементів мають високу зносостійкість, низьку адгезійну активність, а деякі з них і низьку хімічну активність [1–3]. Такі властивості покриттів здатні знизити інтенсивність схоплювання, зменшити швидкість нагромадження утомних ушкоджень у приповерхневих об'ємах та зумовлюють перспективу для використання вакуумно-плазмових покриттів у вузлах елементів конструкцій з фретинг-корозією за умови покращення їх характеристик задиростійкості, рівня стабільності коефіцієнта тертя, зношувальної здатності [1–3]. Це можливо реалізувати створенням багатошарових покриттів [3–5].

Мета роботи — розробка багатошарових (TiCr)N покриттів, використовуючи метод конденсації з іонним бомбардуванням (КІБ), на титановому сплаві ПТ-3В і сталі 20Х13 та вивчення їх впливу на корозійну тривкість і фретинг-утому металів.

Матеріали та методики досліджень. Модифікування поверхні титанового псевдо-α-сплаву ПТ-3В та сталі 20Х13 багатошаровим покриттям методом КІБ здійснено на модернізованій установці «Булат-6», укомплектованій оптичним пірометром «Гефест» для вимірювання температури підкладки (100–600 °С). Покриття на зразки наносили постадійно за допомогою планетарного механізму обертання зразків. На I стадії поверхню зразків очищували у тліючому розряді, на II — продовжували очищення поверхні бомбардуванням її металевими іонами, на III здійснювали власне нанесення покриття. Остання стадія складалася з декількох підстадій, у межах яких наносили окремий шар покриття.

Покриття одержували розпиленням катодів із титану марки ВТ1-0 і хрому в середовищі азоту високої чистоти з вмістом кисню <0,02 %. Для реалізації тліючого розряду використано аргон високої чистоти. Відстань між катодами, що розпилюються, та поверхнею осадження покриття близько 350 мм. Очищення поверхні в тліючому розряді здійснювали напругою 600–1600 В упродовж 15–40 хв та тиском аргону $5{,}3\cdot10^{-1}$ Па. Очищення іонами титану (з верхнього катода) здійснювали з напругою 1200–1600 В у вакуумі близько $1\cdot10^{-4}$ Па протягом 3–5 хв (струм дуги $I_д$ = = 100 А). Товщина шарів задавалася часом конденсації.

Структуру та хімічний склад покриттів досліджено на сканувальному електронному мікроскопі «JSM-840» з рентгеноспектральним мікроаналізатором. Довговічність сплаву за умов фретинг-утоми оцінювали за часом до повного руйнування призматичних зразків завбільшки 110×11× ×5 мм консольним згином. База випробувань $1\cdot10^7$ циклів, амплітуда напружень σ_a = 100–200 МПа, частота навантаження f = 10 Гц. Відтворення фретингу при утомних випробуваннях здійснювали на зразках, які утворювали пару фретингу при контакті двох плоских поверхонь протягом всього ви-

© В.М. МАЦЕВІТИЙ, О.С. КАЛАХАН, І.Б. КАЗАК, Г.Г. ОХОТА, К.В. ВАКУЛЕНКО, С.В. ЛЯШОК, 2009

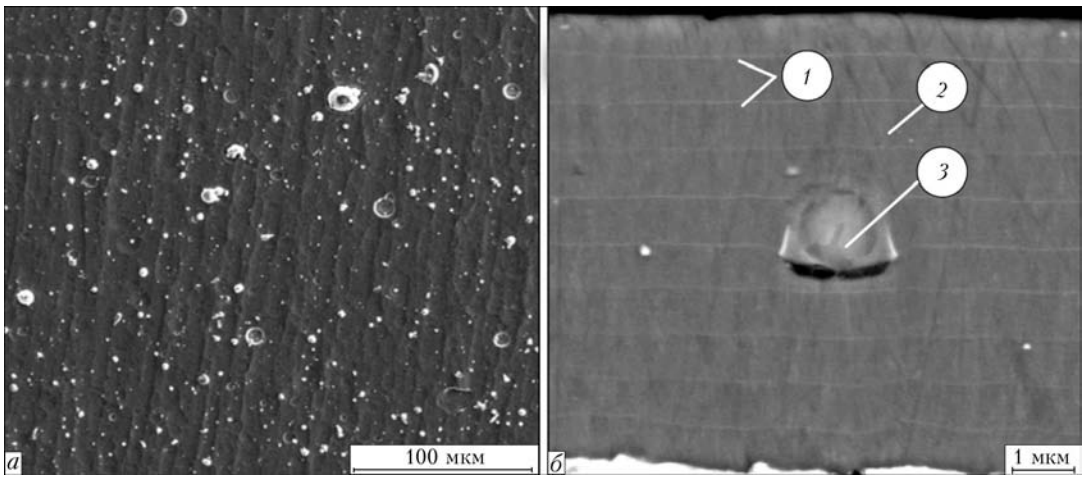


Рис. 1. Поверхня (*а*) та мікроструктура поперечного шліфа (*б*) багатошарового {Cr + (TiCr)N}×10 покриття: *1* — шар хрому; *2* — (TiCr)N; *3* — краплинна фаза α-Ti

пробування. Для створення однакової лінії фретинг-контакту досліджуваної пари зразків торці зразків-накладок шліфували одним пакетом.

Корозійні процеси на поверхні покриття досліджували у потенціодинамічному режимі з використанням вольтамперометричної системи СВА-1Б-М. Електрод порівняння — хлоридсрібляний типу ЭВЛ-1М1. Швидкість зміни потенціалу складала 2 мВ/с.

Результати експериментів і обговорення. Характерною особливістю покриття є наявність на поверхні (рис. 1, *а*) значної кількості краплинної фази титану, який не прореагував при напиленні з азотом, а також окремих пор, круглих ямок.

Останні ідентифіковано як сліди, що залишилися на поверхні через відокремлення окремих елементів краплинної фази. Розмір краплинної фази (рис. 1, *б*) складає від 1 до 14 мкм, а відносна площа поверхні покриття, зайнятої нею, до 10 %. На покритті простежуються також сліди після шліфування зразків, які впливають на формування покриття, утворюючи уздовж слідів прямолінійні області, які можуть бути западинами або виступами стосовно основної поверхні покриття. Багатошарове покриття (рис. 1, *б*) складається з почергових тонких шарів хрома малої товщини (близько 0,1 мкм) та шарів (TiCr)N завтовшки близько 1 мкм. Загальна кількість шарів у покритті 20, товщина покриття 10–12 мкм, символічний запис «конструкції» — {Cr + (TiCr)N}×10.

Адгезію та когезію покриття до сплаву та сталі оцінено [6] за характером сколу за сумісної локальної пластичної деформації підкладки та покриття шляхом глибокого проникнення індентора твердоміра Роквелла при навантаженні 1470 Н (рис. 2).

Про якість адгезії та когезії покриття за цим методом свідчать сколи, відшарування шарів, розтріскування біля відбитку та на його поверхні. Розроблене нами покриття сколів не має і за цією оцінкою є задовільним, однак на сталевій підкладці (рис. 2, *а*) воно крихкіше. Мікротвердість зразків із сплаву 2960 МПа при навантаженні 200 г, а мікротвердість зразків із багатошаровим покриттям на сплаві 8650 МПа при тому ж навантаженні.

Оцінку впливу багатошарового покриття на фретинг-утомну довговічність сплаву ПТ-3В (рис. 3, *а*) та сталі 20Х13 (рис. 3, *б*) здійснено на різних рівнях навантаження (100, 150 та 200 МПа), які відповідали низько- та високоамплітудній ділянкам лівої вітки кривої утоми, за часом до повного руйнування плоских зразків.

Багатошарові {Cr + (TiCr)N}×10 покриття суттєво підвищують довговічність титанового сплаву

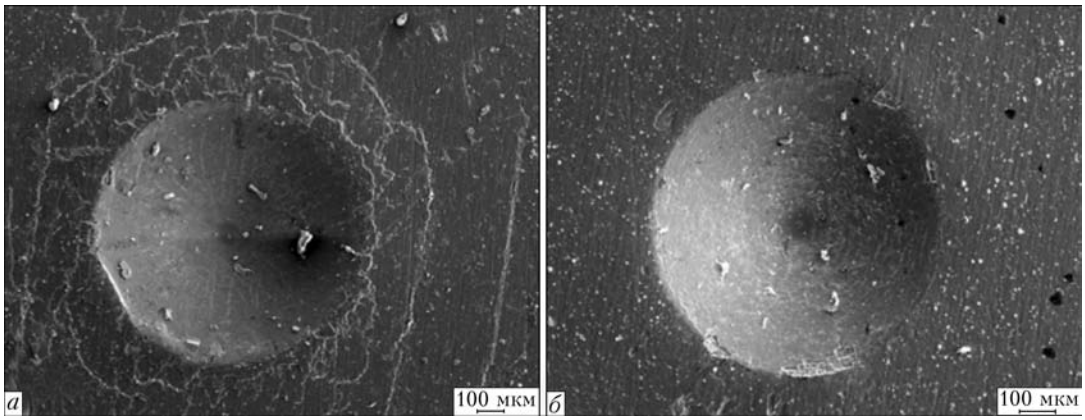


Рис. 2. Відбитки та їх околиці на зразках із сталі 20Х13 (*а*) та титанового сплаву ПТ-3В (*б*) з покриттям {Cr + (TiCr)N}×10

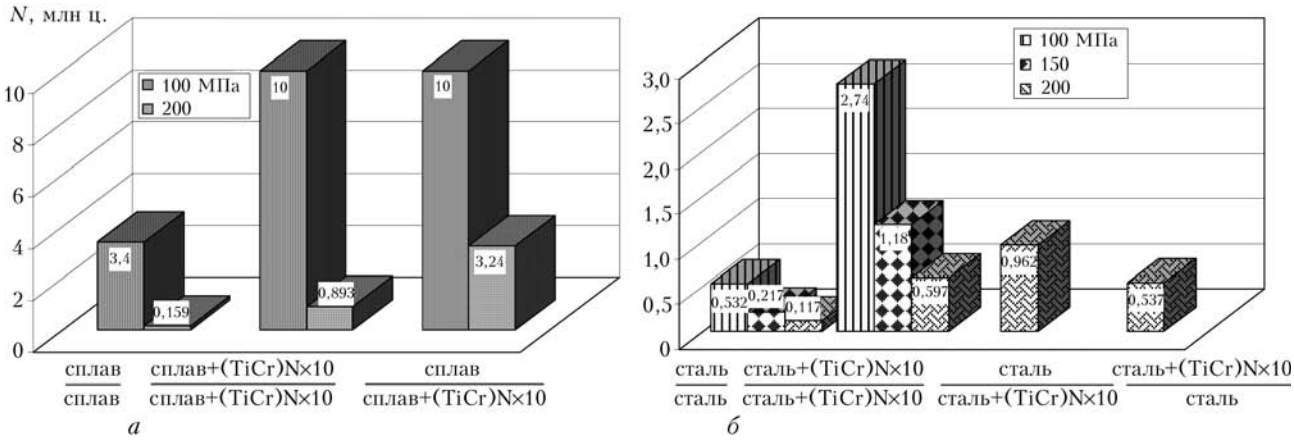


Рис. 3. Вплив багатошарових {Cr + (TiCr)N}×10 покриттів на довговічність сплаву ПТ-3В (*а*) та сталі 20Х13 (*б*) за умов фретинг-утоми (чисельник — основний зразок, знаменник — накладка)

та сталі за умов фретинг-утоми. Довговічність сплаву з покриттям при навантаженні 200 МПа збільшується, залежно від матеріалу зразка-накладки, в 6–20 разів, максимально — при фретинг-контакті з матричним сплавом та виходить на базову ($1 \cdot 10^7$) кількість циклів навантаження при $\pm\sigma$ = 100 МПа для досліджених контактних пар зразок-накладка. Для титанового сплаву багатошарові покриття ефективні як за низьких (базова кількість циклів), так особливо за високих рівнів прикладеного навантаження, насамперед для контактної пари зразок із покриттям — накладка без покриття.

Руйнування зразків відбувалося в зоні фретинг-контакту пари зразок–накладка завширшки 0,5–2 мм, проковзування 5–11 мкм (рис. 4).

Дослідженнями поверхні сплаву ПТ-3В після фретинг-утоми виявляли на поверхні пітинги, вільні порошкоподібні продукти зношування, сліди абразивної дії на поверхнях тертя, але часто зустрічали й утомні тріщини, які проходили через пошкоджену поверхню. Напрям тріщини на поверхні незмінно перпендикулярний напрямкові руху, який зазвичай проходить у напрямку змінної напруги. Тріщини локалізуються переважно обабіч межі ділянки контакту зразка з накладкою. Утомні тріщини поширюються похило до поверхні в районі збурення, але в області поза зоною впливу фретингу вони поширюються поперек перерізу під прямим кутом до напрямку напружень.

Аналіз результатів досліджень багатошарових {Cr + (TiCr)N}×10 покриттів виявив відмінності їх фретинг-утомного руйнування від матричного сплаву ПТ-3В. За умов фретингу початкове руйнування покриття проходить шляхом сколювання верхнього шару покриття (рис. 5) після його розтріскування під знакозмінними навантаженнями та внаслідок переміщення зразка в парі з накладками.

Дослідженнями поверхонь багатошарових {Cr + (TiCr)N}×10 покриттів після фретинг-утоми виявлено такі ж локальні виразки, що й на матричному сплаві ПТ-3В: маленькі глибокі отвори *1* (30 мас.% Ti, 70 мас.% O) та сегментні заглиблення *2*, які заповнені продуктами окиснення покриття при фретингу (31 мас.% Ti, 29 мас.% Cr, 40 мас.% O) відшарованого в цьому місці верхнього шару початкового покриття *3* (48 мас.% Ti, 31 мас.% Cr, 21 мас.% N). Виявлено також відсутність суцільних відшарувань покриття від матричного сплаву при фретингу, що свідчить про його добру адгезію до поверхні.

Для з'ясування корозійних властивостей зовнішньої поверхні покриття (див. рис. 1, *а*) досліджено потенціодинамічним методом [7] його корозійно-електрохімічну поведінку в середовищі

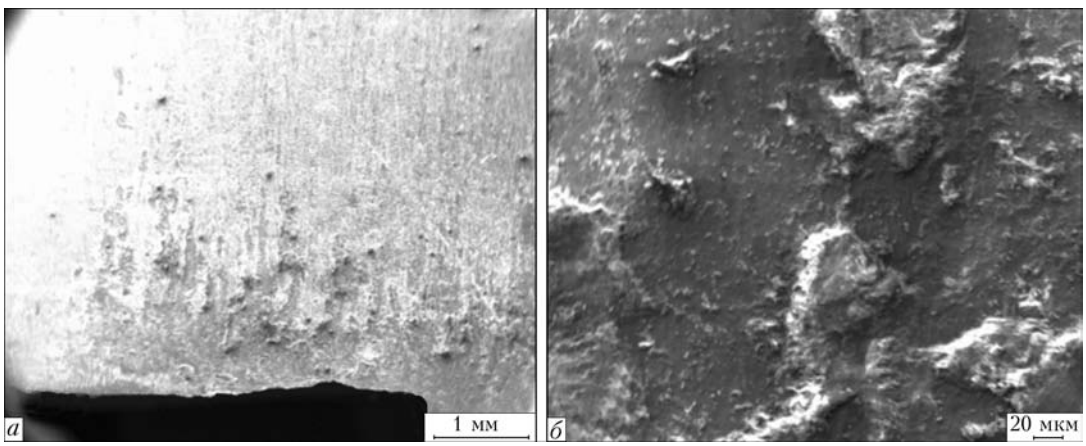


Рис. 4. Топографія поверхні основного зразка з багатошаровим {Cr + (TiCr)N}×10 покриттям на сплаві ПТ-3В після фретинг-утомних випробувань

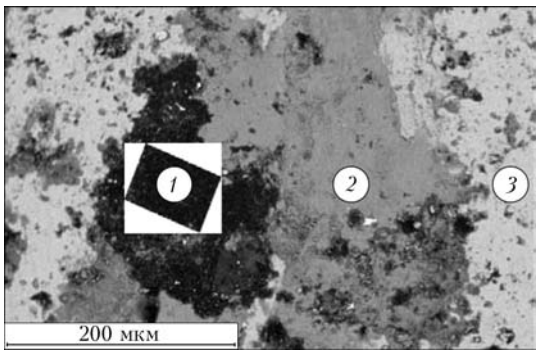


Рис. 5. Характерні зони пошкодженого фретингом багатошарового {Cr + (TiCr)N}×10 покриття на сплаві ПТ-3В (позначки див. у тексті)

3%-го розчину NaCl різної агресивності, порівняно з матричним сплавом. Оцінка корозійної тривкості матричного сплаву ПТ-3В за значенням густини струму корозії $i_{кор}$, мА/см^2 (табл.) виявила його найнижчу корозійну тривкість у 3%-му розчині NaCl із pH 11,2, проміжну у розчині з pH 6,4 та найвищу у середовищі 3%-го розчину NaCl із pH 2,5.

Поверхневе модифікування сплаву багатошаровими покриттями значно впливає на густину струму корозії, зменшуючи її, порівняно зі сплавом, у 4–6 разів у розчинах хлориду натрію. Потенціали корозії $E_{кор}$ покриттів у досліджених середовищах додатніші, порівняно зі сплавом, на 50–150 мВ. Багатошарове покриття на поверхні сплаву ПТ-3В змінює також хід потенціодинамічних кривих [7]. У кінетичній області при 20 °С значення коефіцієнтів b у рівнянні Тафеля для сплаву (див. таблицю) коливаються від 0,099 В до 0,193 В, залежно від pH середовища. Кінетичні параметри анодного розчинення багатошарових покриттів у досліджених електролітах для області електрохімічної поляризації також засвідчили коливання значень коефіцієнта b в рівнянні Тафеля.

На основі проведених фретинг-утомних випробувань і корозійно-електрохімічних досліджень [7] вакуумно-плазмових багатошарових {Cr + (TiCr)N}×10 покриттів на титановому сплаві ПТ-3В і сталі 20Х13 можна стверджувати, що вони перспективні для підвищення експлуатаційної надійності (фретинг-утоми) деталей, виготовлених із цих матеріалів. Це підтверджено дослідно-промисловими випробуваннями багатошарових покриттів для підвищення працездатності кривошипошатунного механізму середньообертових форсованих двигунів Д100 та Д80 на ДП «Завод ім. В.О. Малишева».

Електрохімічні характеристики сплаву ПТ-3В (чисельник) та багатошарових покриттів на сплаві (знаменник) у 3%-му розчині NaCl із різним pH

Показник	Середовище		
	pH 2,5	pH 6,4	pH 11,2
$E_{кор}$, В	−0,374/−0,228	−0,390/−0,236	−0,440/−0,394
$i_{кор}$, мА/см^2	1,78/0,29	1,89/0,44	3,56/0,61
$b_к$, В	0,099/0,093	0,160/0,082	0,154/0,086
$b_а$, В	0,186/0,155	0,193/0,152	0,178/0,150

Висновки

1. Розроблено багатошарове вакуумно-плазмове покриття на сплаві ПТ-3В та сталі 20Х13, що містить складний нітрид (TiCr)N і тонкі шари хрому. Основна фаза покриття — (TiCr)N — твердий розчин хрому у нітриді титану.

2. Показана можливість значного збільшення фретинг-утомної довговічності зразків із титанового сплаву ПТ-3В (у 6–20 раз) та сталі 20Х13 (у 4,5–8 раз) шляхом нанесення багатошарових {Cr + (TiCr)N}×10 покриттів. Багатошарове покриття корозійно тривкіше, порівняно зі сплавом, у 2–4 рази у 3%-му розчині хлориду натрію з різним pH. За анодних потенціалів позитивніших 1,0 В швидкість корозії багатошарових покриттів суттєво зростає через схильність наявного в їх складі хрому до перепасивації за цих потенціалів.

3. Покриття перспективні для усунення фретинг-корозійних ушкоджень болтових з'єднань деталей авіаційної техніки.

1. *Костюк Г.И.* Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий. Кн. 1. — Харьков: Изд-во АИНУ, 2002. — 587 с.
2. *Вакуумно-дуговые* устройства и покрытия / А.А. Андреев, С.П. Саблев, В.М. Шулаев, С.Н. Григорьев. — Харьков: ННЦ ХФТИ, 2005. — 236 с.
3. *Мацевитый В.М.* Покрытия для режущих инструментов. — Харьков: Вища шк., 1987. — 128 с.
4. *Полянин Б.А., Мацевитый В.М., Шубин В.Н.* Триботехнические свойства вакуумно-плазменных покрытий на основе нитрида титана в топливе / Тез. докл. Всесоюз. научно-техн. конф. «Повышение ресурса узлов трения, работающих в экстремальных условиях». — Пермь, 1986. — С.149–150.
5. *О повышении* износостойкости изделий из стали с низкой температурой отпуска / А.А. Андреев, В.В. Кунченко, В.М. Шулаев и др. // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Вакуум, чистые материалы, сверхпроводники. — 2003. № 13. — С. 136–138.
6. *Мацевитый В.М., Романова Л.М., Береснев В.М.* Способ контроля качества адгезии износостойких покрытий // Применение прогрессивных инструментальных материалов и методов повышения стойкости режущих инструментов: Тез. докл. I науч.-техн. конф. — Краснодар: НТО Машпром, 1983. — С. 93–95.
7. *Корозійна* тривкість іонно-плазмового багатошарового нітридтитанового покриття у середовищах різної агресивності / В. Мацевітий, О. Калахан, І. Казак та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2008. — № 7. — С. 263–267.

ПРОЕКТ 3.5

Розробка методів захисту від корозії сталевої арматури для продовження ресурсу залізобетонних конструкцій, будівель і споруд

УДК 620.193.2: 699.822

ЗБІЛЬШЕННЯ РЕСУРСУ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ ЗАСТОСУВАННЯМ ІНГІБОВАНИХ ІН'ЄКЦІЙНИХ КОМПОЗИЦІЙ

І.М. ЗІНЬ[1], д-р техн. наук, чл.-кор. НАН України **В.І. ПОХМУРСЬКИЙ**[2], **В.І. МАРУХА**[2], **Л.М. БІЛИЙ**[1], **І.П. ГНИП**[2], **Я.А. СЕРЕДНИЦЬКИЙ**[2], кандидати техн. наук
([1]Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України,
[2]ДПІЦ «Техноресурс» НАН України)

Досліджено захисну дію неорганічних інгібіторів та їх сумішей по відношенню до корозії арматурної сталі в робочому середовищі, яке імітує умови експлуатації зістарених залізобетонних конструкцій. Встановлено, що найефективнішою є інгібувальна композиція на основі суміші натрію молібдату та кальцію нітрату в співвідношенні за масою 1–1,5/1. Кальцію нітрат як анодний інгібітор взаємодіє з іонами Fe^{2+} і модифікує оксидну плівку на сталі, підвищуючи її захисні властивості, а натрію молібдат, крім анодного контролю електрохімічної корозії металу, сприяє осадженню на його поверхні корозійнотривкої плівки. Для корозійно-електрохімічних досліджень виготовлено модельні залізобетонні зразки-комірки, які в спеціальних пророблених отворах містили прутки арматурної сталі. Отвори ущільнювали поліуретановими композиціями, котрі включали молібдат натрію та нітрат кальцію за різних концентрацій і співвідношень. Для визначення захисних властивостей інгібованої поліуретанової композиції проведено імпедансні дослідження. Розроблено та запатентовано склад нової ін'єкційної композиції.

Ключові слова: *залізобетон, сталева арматура, корозія, інгібітор корозії, ін'єкційна композиція, електрохімічні та імпедансні дослідження, поверхневий аналіз*

Залізобетонні споруди поступово руйнуються під впливом вологого середовища. При цьому відбувається корозія сталевої арматури та розтріскування бетону [1]. На початку експлуатації водносолеве середовище у бетоні має лужний характер, що сприяє пасивації поверхні сталевої арматури. Пізніше, внаслідок взаємодії бетону з вуглекислим газом та іншими кислими газами, показник pH цього середовища знижується і розпочинається процес корозії арматури (рис. 1). Крім того, у атмосфері, забрудненій викидами промислових підприємств, випадають слабокислі опади [2], що додатково погіршує умови експлуатації залізобетонних конструкцій і пришвидшує їх корозію та руйнування. На розтріскування бетонної матриці та її відшарування від арматури суттєво впливає те, що продукти корозії заліза займають більший у 2–7 разів об'єм, ніж вихідний метал. Застосування інгібіторів може суттєво зменшити корозію сталевих елементів та її негативний вплив на міцність залізобетонної конструкції [3].

Останнім часом набула значного поширення технологія відновлення працездатності бетонних і залізобетонних конструкцій і споруд введенням під тиском у тріщини та інші корозійно-механічні пошкодження в'язкотекучих поліуретанових композицій [4]. Високий ступінь заповнення об'єму корозійно-механічних тріщин рідкими поліуретановими композиціями та заповнення вершин тріщин досягається за умови подачі відновлювальних матеріалів у бетонну матрицю під тиском (рис. 2). Для реалізації вказаної операції використовують спеціальні ін'єкційні установки мембранного або плунжерного типу, що подають в отвори у бетонній матриці одно- або двокомпонентні поліуретанові композиції. Технологічний процес відновлення працездатності бетонних конструкцій і споруд, пошкоджених глибокими тріщинами, складається з візуально-інструментального обстеження

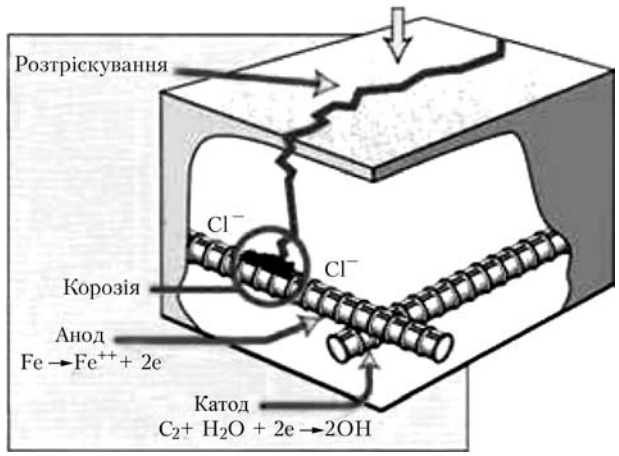


Рис. 1. Схема корозійного руйнування залізобетону

© І.М. ЗІНЬ, В.І. ПОХМУРСЬКИЙ, В.І. МАРУХА, Л.М. БІЛИЙ, І.П. ГНИП, Я.А. СЕРЕДНИЦЬКИЙ, 2009

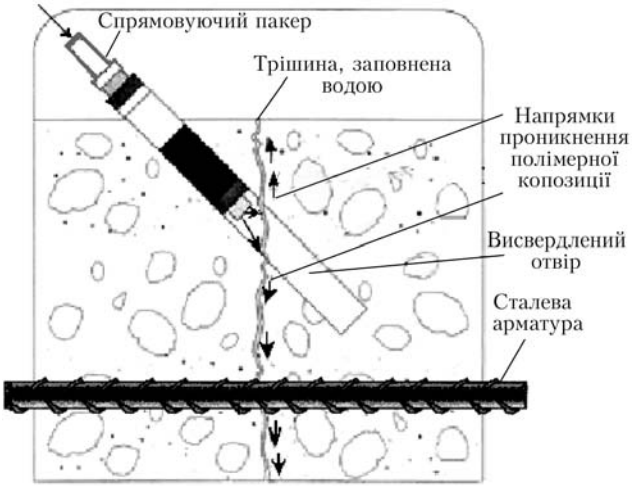


Рис. 2. Схема ін'єкування залізобетону полімерною композицією

зі встановленням типу, розмірів та інших характеристик дефектів; неруйнівного контролю пошкоджених ділянок (за необхідності) ультразвуковими та акустичними методами; виконання розрахунків і визначення оптимальних ділянок зміцнення; буріння отворів у масі бетонної матриці з досягненням тріщин, розшарувань та інших дефектів; ін'єкції під тиском рідких поліуретанових композицій у тріщини, розшарування тощо через пробурені отвори; взаємодії поліуретанових композицій з поверхнями бетону в тріщинах і дефектах та формування композиційних з'єднань типу «бетон–полімер–бетон».

Дана технологія в основному забезпечує гідроізоляцію залізобетонних конструкцій з тріщинами, однак вона не створює умов для пасивування та захисту поверхні сталевої арматури після проникнення до металу середовища крізь масу бетону та дефекти в ін'єкованому полімерному шарі. Арматура в залізобетоні потребує додаткового захисту від корозії. В літературі відомі інгібовані композиції для просочування залізобетону [5], які, однак, мають недостатні захисні властивості.

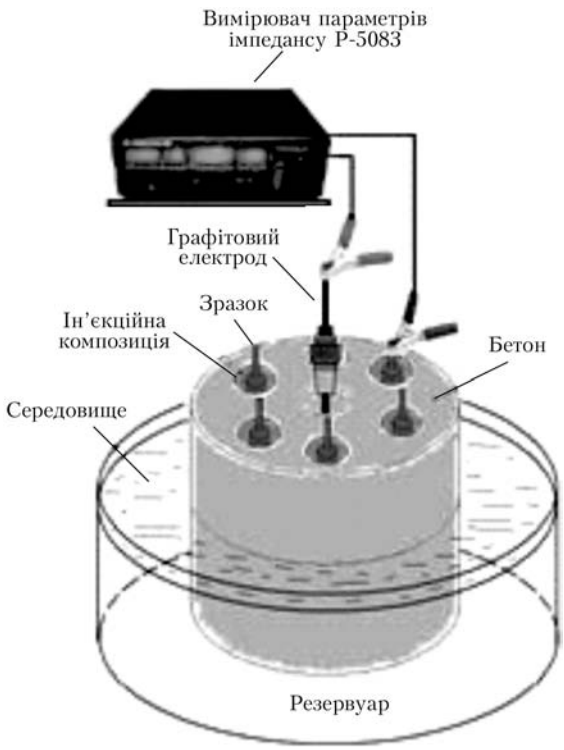


Рис. 3. Схема вимірювання ємнісно-омічних параметрів системи бетонний зразок — ін'єкційна композиція — сталева арматура

Дана робота присвячена пошуку та дослідженню властивостей нової суміші інгібіторів з ефектом синергізму захисної дії для використання в ін'єкційних композиціях на поліуретановій або поліакриловій основі.

Методи досліджень. Для корозійно-електрохімічних досліджень використовували арматурну сталь А500С (ДСТУ 3760–98) у стані поставки. Корозійним середовищем слугував слабокислий корозійний розчин з pH близько 4,5 (3,18 мг/л H_2SO_4 + 4,62 сульфату амонію + 3,20 сульфату натрію + 1,58 HNO_3 + 2,13 нітрату натрію + 8,48 мг/л хлориду натрію), що імітує атмосферні опади в промислових районах України. В цей розчин додавали інгібітори — 1 г/л кальцію нітрату або натрію молібдату та їх суміші. Використовували триелектродну електрохімічну комірку з робочою площею зразка 2 $см^2$, насичений каломельний електрод порівняння та платиновий допоміжний. Потенціодинамічні поляризаційні криві знімали на потенціостаті IPC-ProM, з'єднаному з комп'ютером. Струми корозії сталі в інгібованих середовищах визначали екстраполяцією тафелевських ділянок поляризаційних кривих.

Аналіз захисних плівок, утворених на арматурній сталі після 24 год витримки в інгібованих розчинах, здійснювали за допомогою сканівного електронного мікроскопа EVO 40XVP із системою мікроаналізу INCA Energy 350.

Захисні властивості інгібованих ін'єкційних композицій вивчали ємнісно-омічним методом [6]. Вимірювання здійснювали при кімнатній температурі автоматичним мостом змінного струму Р-5083 за частоти змінного струму 0,1 кГц. Використовували бетонні зразки у вигляді циліндрів висотою 100 мм та діаметром 100 мм з просвердленими боковими (∅12 мм, для прутків сталевої арматури) та центральним (∅20 мм, для графітового протиелектроду) отворами (рис. 3). Їх виготовляли з портландцементу марки 500 та піску з модулем крупності від 1,5 до 2, за водоцементного співвідношення, рівного 0,4. Прутки арматури ∅10 мм зі сталі А500С розміщали в отворах бетонних зразків, попередньо заповнених ін'єкційною поліуретановою композицією Webac 1403. Композиція структурувалася за кімнатної температури взаємодією компонента *А* з компонентом *Б* (*А*/*В* = 1,00/1,05) з утворенням хімічно тривкого матеріалу. До неї додавали неорганічні інгібітори — нітрат кальцію та молібдат натрію за масового співвідношення між ними 1/1. Робоча площа поверхні зразка арматури становила 35 $см^2$. Досліджували по 6 зразків кожного складу композиції.

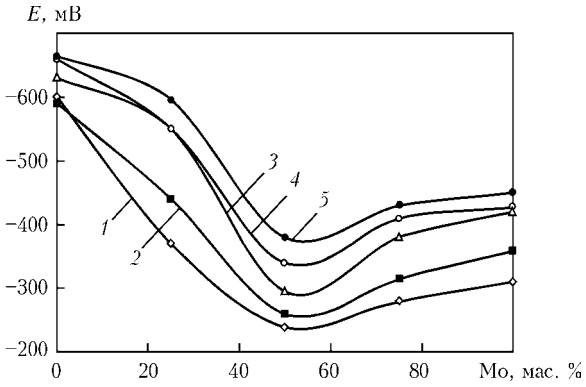


Рис. 4. Залежності потенціалу корозії арматурної сталі від вмісту молібдату в інгібувальній суміші (сумарна концентрація молібдену та нітрату в корозійному розчині 1 г/л): *1–5* — відповідно 24, 48, 96, 170 та 220 год витримки

Дослідження інгібування корозії арматурної сталі в робочому середовищі нітратом та молібдатом. У випадку додавання в слабокислий корозійний розчин 1 г/л нітрату кальцію значення електродного потенціалу сталі А500С знаходяться в межах −600…−650 мВ, що характерно для неї в неінгібованому робочому середовищі. Як вказують автори роботи [3], ефективність нітрату при pH < < 6 суттєво знижується. Можна припустити, що кінетика потенціалу арматурної сталі в слабокислому дощовому розчині, інгібованому $Ca(NO_3)_2$ у кількості 1 г/л, вказує на недостатнє гальмування корозійних процесів. Додавання нітрату кальцію в корозійний розчин разом з молібдатом натрію суттєво впливає на потенціал корозії сталі А500С, зсуваючи його в сторону більш позитивних значень. Найбільші значення потенціалу спостерігаються в сталевих зразках у розчині, інгібованому композицією молібдат/нітрат за співвідношення 1/1 (рис. 4). Імовірно, що тут слід очікувати максимального сповільнення корозії металу.

Потенціодинамічні поляризаційні залежності арматурної сталі в інгібованих молібдатом та нітратом розчинах вказують на недостатні захисні властивості нітрату кальцію в даному середовищі за концентрації 1 г/л (рис. 5). В нітратному розчині спостерігається переважно катодний контроль корозійних реакцій, а анодна реакція значно полегшена. Очевидно, що в слабокислому корозійному розчині з pH біля 4,5 пасивуюча здатність нітрату не проявляється в достатній мірі. При додаванні в середовище молібдату натрію характер поляризаційних залежностей суттєво змінюється — на анодних ділянках кривих з'являється плато пасивності, яке найбільш виражене в середовищі, в якому знаходяться рівні по масі кількості молібдату та нітрату.

Дані визначення струмів корозії сталі в інгібованих розчинах графічною екстраполяцією тафелевських ділянок поляризаційних кривих показані на рис. 6. Залежності струму корозії сталі від відносного вмісту молібдату натрію в інгібувальній суміші з нітратом кальцію мають екстремальний характер. Мінімум струму корозії сталі за всіх

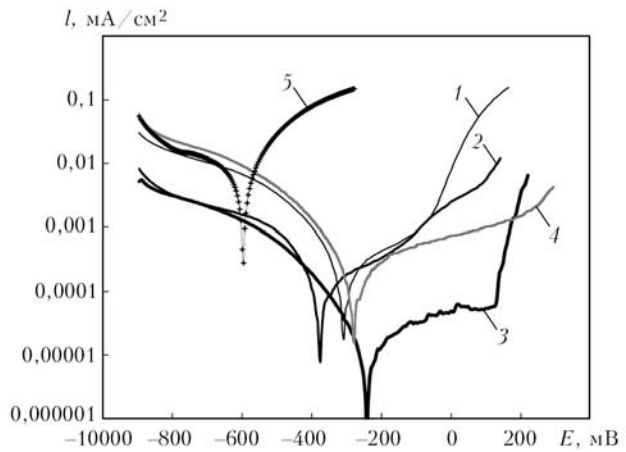


Рис. 5. Потенціодинамічні поляризаційні криві арматурної сталі після 24 год витримки в корозійних розчинах, які містили наступні інгібітори: *1* — 1 г/л молібдату натрію; *2* — 0,33 г/л молібдату натрію + 0,66 г/л нітрату кальцію; *3* — 0,5 г/л молібдату натрію + 0,5 г/л нітрату кальцію; *4* — 0,66 г/л молібдату натрію + 0,33 г/л нітрату кальцію; *5* — 1 г/л нітрату кальцію

часових витримок у робочому середовищі спостерігається за співвідношення молібдат/нітрат рівному 50/50 мас. %.

Електронно-мікроскопічними та мікрорентгеноспектральними дослідженнями поверхні арматурної сталі після витримки в корозійному слабокислому розчині, інгібованому сумішшю молібдату натрію та нітрату кальцію, встановлено (рис. 7, *а, б*), що на поверхні сталі після доби витримки у інгібованому середовищі починає осідати захисна плівка, що представляє собою скупчення округлих нерозчинних утворень.

Судячи з даних мікрорентгеноспектрального аналізу (рис. 7, *в*) ці утворення містять атоми молібдену, кальцію та кисню. Найімовірніше тут присутній молібдат кальцію, розчинність якого за зростання pH розчину суттєво зменшується. Можна припустити, що адсорбційна плівка на основі молібдату кальцію переважно формується на катодних ділянках металу, а нітрат іони гальмують розчинення металу на анодних ділянках, сприяючи утворенню пасивного шару на основі оксиду заліза за наступною схемою [7]:

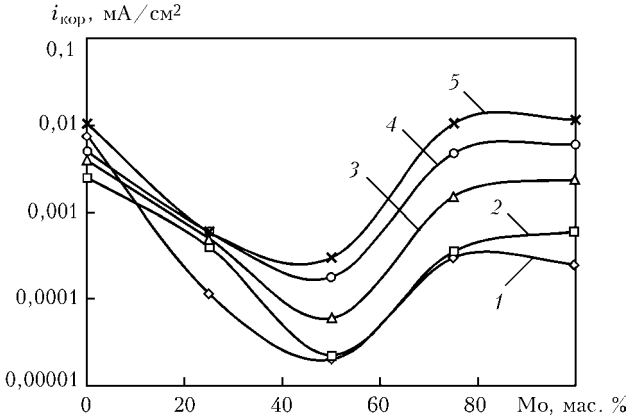


Рис. 6. Залежності струму корозії арматурної сталі від відносного вмісту молібдату в інгібувальній суміші (сумарна концентрація молібдату та нітрату в розчині 1 г/л): *1–5* — відповідно після 24, 48, 96, 170 та 220 год витримки

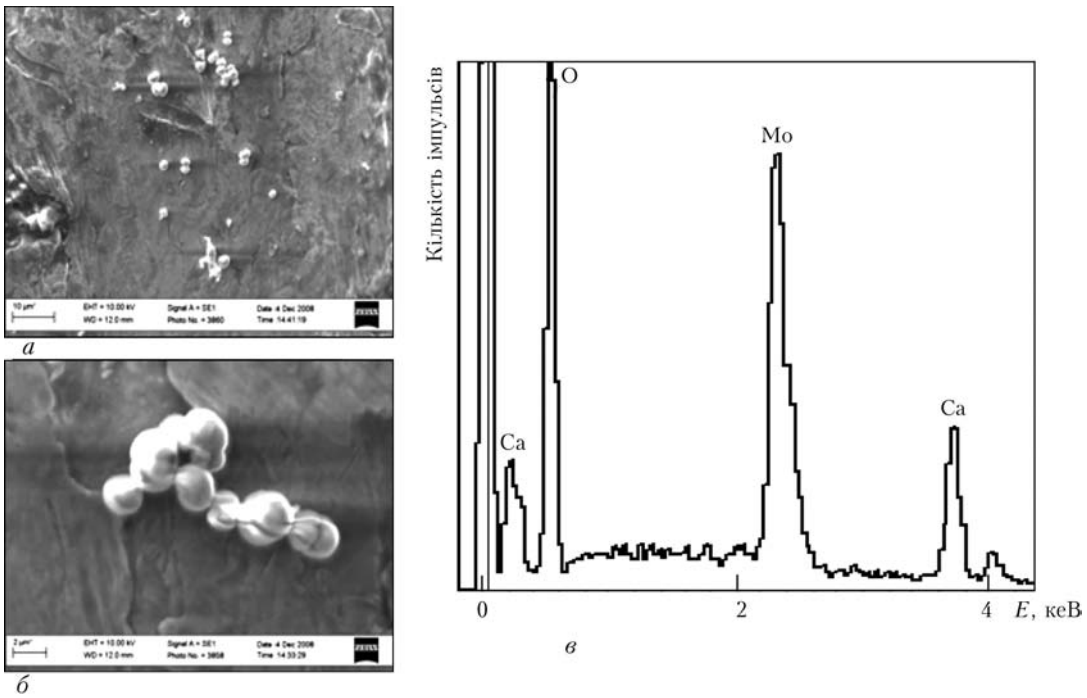


Рис. 7. Електронно-мікроскопічне зображення поверхні арматурної сталі (*а, б*) та дані мікрорентгеноспектрального аналізу аморфних відкладень на ній (*в*) після 24 год витримки в слабокислому корозійному розчині, який містив 1 г/л суміші молібдат/нітрат за співвідношення 1/1

$$2Fe^{2+} + 4OH^- + NO_3^- \rightarrow NO_2^- + Fe_2O_3 + 2H_2O,$$

$$2Fe^{2+} + 2OH^- + 2NO_2^- \rightarrow 2NO\uparrow + Fe_2O_3 + H_2O.$$

Таким чином, захисна дія суміші інгібіторів може полягати в наступному — молібдат та кальцію іони взаємодіють між собою з утворенням адсорбційної плівки на катодних ділянках металу, а нітрат іони гальмують розчинення металу на анодних ділянках, сприяючи утворенню пасивного шару на основі оксиду заліза.

Імпедансні дослідження системи бетонний зразок — ін'єкційна композиція — сталева арматура. Дослідженнями встановлено, що опір модельної системи: бетонна комірка — ін'єкційна поліуретанова композиція — стрижень арматурної сталі в перші дні витримки в слабокислому дощовому розчині різко знижується, що свідчить про набухання полімерного шару в отворах бетонної комірки. Ця поведінка є типовою для полімерних плівок та інших виробів. Надалі значення опору модельної комірки стабілізуються і на протязі 125 діб витримки у середовищі змінюються незначно. Однак модельна комірка, ін'єкована поліуретановою композицією з сумішшю нітратного та молібдатного інгібіторів має приблизно в 2,2–2,7 рази вищий опір, ніж інші комірки за присутності в полімерному шарі тільки одного з інгібіторів (рис. 8, *а*).

Часові залежності ємності переважно корелюють з даними по опору. На протязі 50 діб витримки в слабокислому середовищі спостерігається зростання ємності модельних комірок, очевидно, викликане проникненням молекул води та іонів розчину в ін'єкційний шар через мікродефекти та в

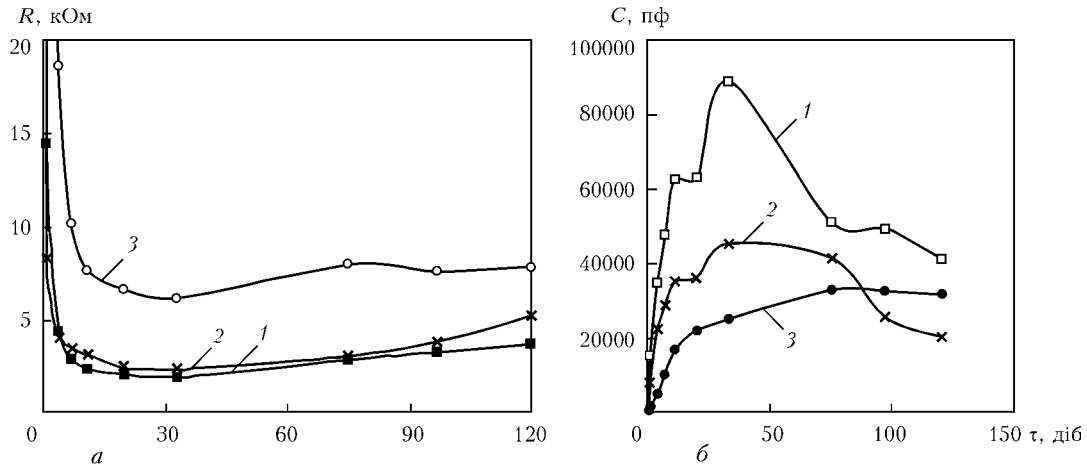


Рис. 8. Кінетичні залежності опору змінному струму (*а*) та ємності (*б*) (частота 0,1 кГц) модельної залізобетонної комірки, імпрегнованої поліуретановою композицією, яка містила: *1, 2* — 3 об. % відповідно молібдату натрію та нітрату кальцію; *3* — 1,5 об. % молібдату натрію та 1,5 об. % нітрату кальцію

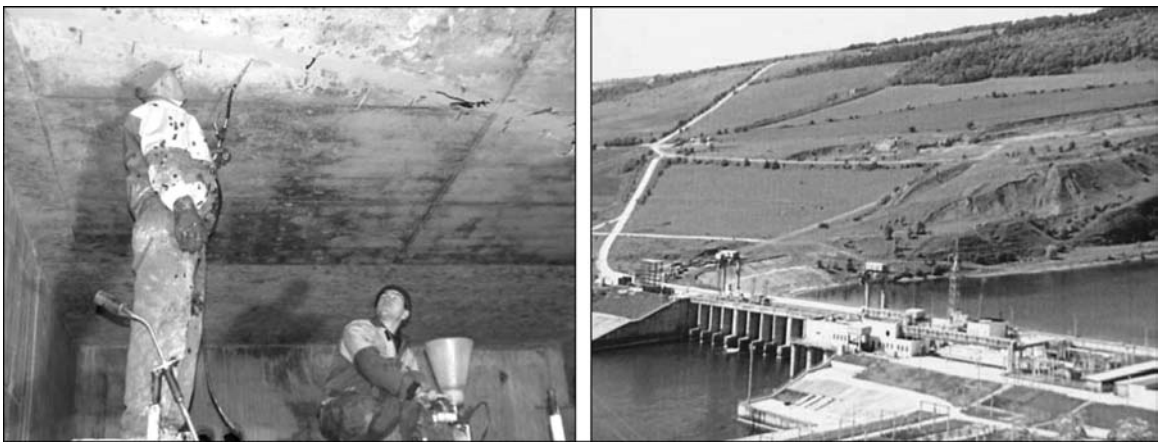


Рис. 9. Роботи з гідроізоляції залізобетонного перекриття та загальний вид Дністровської ГАЕС

проміжки тривимірної структури. Тут також можливе повільне розчинення неорганічних інгібіторів і попадання їх в корозійне середовище біля арматурних стрижнів. Після 50 діб експозиції ємність модельних комірок починає знижуватись, що найімовірніше викликане пасивацією поверхні арматурних стрижнів під впливом інгібіторів. У випадку поліуретанової композиції з сумішшю інгібіторів, нітратного та молібдатного, ємність модельної комірки найнижча.

Нова поліуретанова композиція пройшла дослідно-промислові випробування під час робіт з гідроізоляції залізобетонних конструкцій шахти гідроагрегату Дністровської ГАЕС, які проводили спеціалісти Державного підприємства «Інженерний Центр «Техно-Ресурс» НАН України (рис. 9).

Висновки

1. Встановлено, що найефективнішою для антикорозійного захисту сталевої арматури є суміш інгібіторів, яка містить натрію молібдат та кальцію нітрат у співвідношенні за масою 1–1,5/1. Інгібувальна ефективність цієї суміші в 10–12 разів вища, ніж її компонентів, взятих кожен, зокрема. Механізм захисної дії суміші інгібіторів полягає в протіканні на поверхні металу двох процесів, які взаємно посилюють один одного. Кальцію нітрат як анодний інгібітор взаємодіє з іонами і модифікує оксидну плівку на сталі, підвищуючи її захисні властивості, а натрію молібдат, крім анодного контролю електрохімічної корозії металу, сприяє осадженню на його поверхні корозійнотривкої плівки. Плівка, в основі якої є молібден, кальцій та кисень, спочатку формується на катодно поляризованих ділянках металу, ймовірно, внаслідок підвищення показника pH в локальному об'ємі розчину.

2. Для корозійно-електрохімічних досліджень виготовлено модельні залізобетонні зразки-комірки. Досліджено поляризаційні характеристики модельних зразків, витриманих у робочому середовищі, кінетику і частотні залежності їх ємності та імпедансу. На основі експериментальних та теоретичних даних розроблено склад нової інгібованої ін'єкційної поліуретанової композиції (позитивне рішення по заявці № u 2008 12540), яка пройшла дослідно-промислові випробування на Дністровській ГАЕС і є перспективною для широкого практичного використання.

1. *Алексеев С.Н., Розенталь Н.К.* Коррозионная стойкость железобетонных конструкций в агрессивной промышленной среде. — М.: Стройиздат, 1976. — 132 с.
2. *Acid rain*. A review of the phenomenon in EEC and Europe. A report prepared for the Commission of the European Communities. Brussels and Luxemburg. Graham and Trofman Lim, 1983.
3. *Алексеев С.Н., Ратинов В.Б., Розенталь Н.К.* Ингибиторы коррозии стали в железобетонных конструкциях. — М.: Стройиздат, 1985. — 272 с.
4. *Розробка* ін'єкційних технологій та створення комплексу пересувного устаткування для діагностики та відновлення працездатності бетонних і залізобетонних конструкцій і споруд, що експлуатуються в умовах корозійно-механічного руйнування / В.І. Маруха, Я.А. Середницький, І.П. Гнип, В.П. Силованюк // Наука та інновації. — 2007. — **3**, № 5. — С. 26–33.
5. *Pat. № 6174461. C04B41/45 USA*. Concrete sealers with migrating corrosion inhibitors / B.A. Miksic, C.M. Suchy, M. Kharshan. Publ. — 01.16.2001.
6. *Карякина М.И.* Испытание лакокрасочных материалов и покрытий. — М.: Химия, 1988.— 272 с.
7. *Saraswathy V., Song H.-W.* Improving the durability of concrete by using inhibitors // Building and Environment.— 2007. — V. 42. — P. 464–472.

ПРОЕКТ 3.6

Продовження ресурсу великогабаритних резервуарів для зберігання нафти (захист днищ від корозії комбінованим покривом із протекторними властивостями)

УДК 621.921:621.81.004:620.178.16

КОМБІНОВАНЕ ПОКРИТТЯ З ПРОТЕКТОРНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ ДЛЯ ЗАХИСТУ ВІД КОРОЗІЇ ДНИЩ РЕЗЕРВУАРІВ ДЛЯ ЗБЕРІГАННЯ НАФТИ

О.С. КАЛАХАН[1], д-р техн. наук, **М.М. СТУДЕНТ**[1], **Б.М. ЛАВРИШИН**[2], кандидати техн. наук,
М.П. ВОЛОШИН[2], канд. хім. наук, **Г.Г. ОХОТА**[1], **В.К. ПІДДУБНИЙ**[2], інженери
([1]Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України,
[2]Державний інженерний центр «Львівантикор»)

Розроблено комбіноване покриття, що складається з алюмінієвого шару та поверхневого епоксидного струмопровідного шару для підвищення довговічності резервуарів для зберігання нафти. Комбіноване покриття товщиною 150–160 мкм забезпечує надійний захист від корозії металевих зразків, не змінює зовнішнього вигляду, його адгезія до поверхні залишається без змін (згідно ДСТУ 4219–2003).

Ключові слова: *комбіноване покриття, електродугова металізація, алюмінієве покриття, пенетраційні композиції, корозія, густина струму корозії, потенціал корозії, питомий опір*

Більшість резервуарів для зберігання нафти та нафтопродуктів виготовлено з низьковуглецевих сталей. На внутрішні поверхні днища і нижнього поясу (1,0–1,5 м) резервуарів діє корозивно-активна підтоварна вода з розчиненими в ній солями, сірководнем, вуглекислим газом тощо [1]. Найнебезпечнішими на днищах резервуарів є застійні зони. Для протикорозійного захисту днищ великогабаритних резервуарів для нафти та нафтопродуктів, окрім захисного покриття, застосовують магнієво-алюмінієві протектори [2]. Однак таким чином захищені днища резервуарів, за умови змінного складу середовища «нафта–вода», часто в окремих місцях корозійно руйнуються, тоді як протектори залишаються без змін.



Рис. 1. Загальний вигляд розпилювальних головок для ручного (*а*) та стаціонарного (*б*) металізаторів

Мета роботи — розробка комбінованого захисного покриття з протекторного електрометалізаційного шару на основі алюмінієвого сплаву та завершального пенетраційного струмопровідного шару для підвищення довговічності резервуарів для зберігання нафти.

Методи досліджень. Комбіноване покриття наносили на зразки зі сталі Ст.3, яка використовується для будівництва резервуарів. Алюмінієве покриття наносили методом електродугової металізації [3]. На основі результатів попереднього апробування трьох алюмінієвих сплавів (А-99, АД-0 та АМг6) для покриття обрано сплав АМг6 системи Al–Mg (5 % Mg, 0,8 % Mn). Для якісного нанесення електрометалізаційного шару з алюмінієвого сплаву поверхню металу (підкладку) попередньо активували, очищаючи її піскоструминно [4]. Для одержання дрібнодисперсного електрометалізаційного шару розроблено спеціальні розпилювальні головки електродугового металізатора (рис. 1).

Розроблені у ФМІ НАН України розпилювальні головки дозволяють одержувати дисперсніші, порівняно із серійними електродуговими металізаторами, електрометалізаційні шари у всьому діапазоні зміни тиску розпилювального повітря від 0,4 до 0,6 МПа.

Завершальний пенетраційний струмопровідний шар наносили безповітряним напилювачем двома

© О.С. КАЛАХАН, М.М. СТУДЕНТ, Б.М. ЛАВРИШИН, М.П. ВОЛОШИН, Г.Г. ОХОТА, В.К. ПІДДУБНИЙ, 2009

шарами на алюмінієвий шар відразу після його охолодження для уникнення забруднення. Якість комбінованих покриттів оцінювали за змінами їх питомого опору, водостійкістю [5] та дослідно-промисловою перевіркою в реальних умовах. Корозійні процеси на металізаційних шарах досліджували у потенціодинамічному режимі з використанням вольтамперометричної системи СВА-1Б-М. Електрод порівняння — хлоридсрібляний типу ЭВЛ-1М1. Швидкість зміни потенціалу складала 2 мВ/с.

Результати випробувань та їх обговорення. Нова система розпилювання металу електродугового металізатора забезпечує отримання металізаційного шару з алюмінієвого сплаву АМг6 (рис. 2) з шорсткістю 55–65 мкм, що на 20–25 мкм менше, ніж на отриманих з використанням установки «Enerqizer».

Поруватість електрометалізаційного шару зменшується до двох балів (10–20 % об'єму), що дозволяє зменшити його товщину, масу витраченого металу для металізації та до 30 % витрати пенетраційних струмопровідних композицій. Оптимальна товщина металевого шару зі сплаву АМг-6, яка визначена на основі випробувань за довготривалого (45 діб) впливу 3%-го розчину NaCl та вимірювань змін питомого опору електрометалізаційних шарів різної товщини, складає приблизно 100 мкм.

Для забезпечення протекторних властивостей шар із алюмінієвого сплаву повинен володіти необхідною для цього захисною густиною струму, щоб забезпечити стабільні значення захисного потенціалу металу. Важливим є також стабільний в часі та малозмінний при широких режимах анодної поляризації високий від'ємний потенціал, який створює в парі з захисним матеріалом катодний зсув його потенціалу на задане значення від стаціонарного, забезпечуючи тим самим ефективний захист. Тому з'ясовано зміну електрохімічних властивостей алюмінієвого шару [6] при 500-годинній його витримці в середовищах дистильованої води та 3%-го розчину NaCl із сирою нафтою за електродним потенціалом E (рис. 3) та потенціодинамічними поляризаційними дослідженнями (при зануренні, через 168, 336 та 504 год) (табл. 1).

Таблиця 1. Потенціали та густини струмів корозії електрометалізаційного шару зі сплаву АМг-6 після різного часу витримування в корозивних середовищах

Час витримки τ, год	H_2O, дист.		3%-ий розчин NaCl + нафта	
	$E_{кор}$, мВ	$i_{кор}$, мкА/см^2	$E_{кор}$, мВ	$i_{кор}$, мкА/см^2
0	−596	0,2	−763	2,6
168	−714	0,4	−859	24,8
336	−746	3,8	−814	20,9
504	−765	3,9	−798	22,6

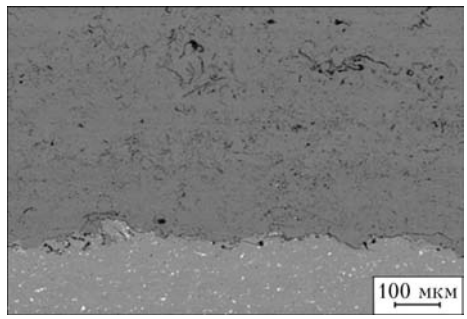


Рис. 2. Мікроструктура електрометалізаційного шару зі сплаву АМг6

У дистильованій воді електрометалізаційний шар після 100 год витримування активується, електродний потенціал зміщується в негативну область значень і стабілізується на значеннях −600±5 мВ. У середовищі 3%-го розчину NaCl із сирою нафтою після значного (100 мВ) початкового зсуву електродного потенціалу у від'ємну область в подальшому потенціал стабілізується на високих від'ємних значеннях потенціалу (−800± ±5 мВ).

Оцінено стабільність електрохімічних властивостей електрометалізаційного шару у зазначених середовищах на основі потенціодинамічних поляризаційних досліджень поверхонь за значеннями густини струму $i_{кор}$ та потенціалу корозії $E_{кор}$ протягом часу випробувань (табл. 1).

Електрометалізаційний шар покриття в дистильованій воді проявляє стабільні значення потенціалу та густин струму корозії після 336 год витримування, тоді як у 3%-му розчині NaCl із сирою нафтою вже після 168 год. При цьому потенціал корозії, порівняно зі значеннями в дистильованій воді, від'ємніший на 40–70 мВ, а густини струмів корозії більші в 5–6 раз. Пасивна плівка, яка виникає на початковій стадії за анодної поляризації, не перешкоджає нормальній роботі протекторного шару з алюмінієвого сплаву за довготривалої експозиції в середовищах.

Оцінено захисні властивості поверхневих пенетраційних композицій комбінованого покриття на основі двоскладового спиртового розчину естера кремнієвої кислоти «Силет укріплювача»

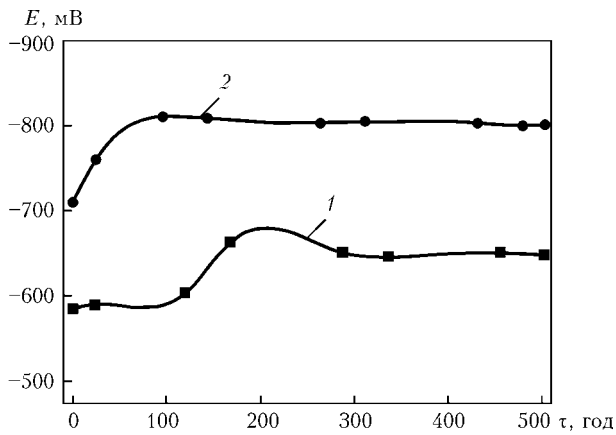


Рис. 3. Зміна електродного потенціалу електрометалізаційного шару зі сплаву АМг-6 з часом у дистильованій воді (*1*) та в 3%-му розчині NaCl із сирою нафтою (*2*)

Таблиця 2. Характеристика комбінованого покриття на основі епоксидної композиції

№ п/п	Товщина шару АМг-6, мкм	Шорсткість покриття АМг-6, мкм	Сумарна		3%-ий розчин NaCl + нафта	
			товщина покриття, мкм	шорсткість покриття, мкм	питомий опір $\rho_{пит}$, Ом·м	i, мкА/см^2
1	53±3	42	113±4	2,5	2,98·105	24,8
2	103±4	74	156±5	3,7	1,96·105	20,9
3	158±2	68	208±4	4,2	1,41·105	22,6



Рис. 4. Захист комбінованим покриттям днища РВС-10000 на ДАТ МН «Дружба» в Бродах

(№ 1), «Силет укріплювача» з 20%-ми кислих ефірів циклогексанолфосфату (№ 2) та епоксидної композиції зі струмопровідним наповнювачем (№ 3). Найбільш прогнозовано та стабільно реагує на дію корозивного середовища (3%-ий розчин NaCl із сирою нафтою) комбіноване покриття з електрометалізаційного шару товщиною приблизно 100 мкм зі сплаву Амг-6 та поверхневої антистатичної епоксидної композиції зі струмопровідним наповнювачем (№ 3) товщиною 55–60 мкм (табл. 2).

Захисні властивості пенетраційних композицій на основі двоскладового спиртового розчину естера кремнієвої кислоти «Силет укріплювач» (№ 1) та «Силет укріплювача» з 20%-ми кислих ефірів циклогексанолфосфату (№ 2) менш ефективні через появу білявих плям на поверхні композиції № 1 (утворення гідроксиду алюмінію внаслідок проникнення розчину) та збільшення маси комбінованих покриттів із композиціями № 1 і № 2 на 1,3–3,8 % після 1000 год їх витримування в 3%-му розчині NaCl.

Співставлення експериментальних даних зміни маси комбінованих покриттів із зміною значень їх питомого опору за умов впливу 3%-го розчину NaCl із сирою нафтою та корозійно-електрохімічних порівняльних випробувань засвідчило, що найефективнішим антикорозійним захистом низьковуглецевих сталей буде наступний комбінований захист: електрометалізаційний протекторний шар із сплаву алюмінію АМг-6 товщиною близько 100 мкм з нанесеним зверху антистатичним епоксидним шаром із струмопровідним наповнювачем № 3 товщиною близько 60 мкм. Ці покриття апробовано для захисту від корозії днищ резервуарів для зберігання нафти (рис. 4).

Перевагами комбінованого покриття є те, що воно перекриває відкриту пористість металевого протекторного шару з алюмінієвого сплаву, гальмує доступ корозивного середовища до основи, попереджає анодне його розчинення. Адгезійна міцність поверхневого шару комбінованого покриття зростає через розвинуту поруватість і шорсткість металевого шару покриття, а його довговічність зростає через малу дифузію середовища до металу основи. Розрахункова довговічність комбінованого покриття складає понад 30 років.

Дослідно-промислове випробування комбінованого антикорозійного покриття на МН «Дружба» ВАТ «Укртранснафта» показало, що воно забезпечує надійний захист від корозії металевих зразків, не змінює зовнішнього вигляду, його адгезія до поверхні залишається без змін (згідно ДСТУ 4219–2003).

Таким чином, для захисту днищ резервуарів для зберігання нафти від корозії, підвищення їх довговічності розроблено комбіноване покриття з металевого шару товщиною близько 100 мкм (сплав АМг-6) та поверхневого шару на основі епоксидної композиції зі струмопровідним наповнювачем товщиною близько 60 мкм. Розрахункова довговічність комбінованого покриття складає понад 30 років.

1. *Головинский А.Г., Кривошеєв Ю.Н.* Опыт применения электрометаллизационных и комбинированных антикоррозионных покрытий // Химическая техника. — 2002.— № 6. — С. 9–12.
2. *Маняхина Т.И., Ефимова А.М., Люблинский Е.Я.* Современное состояние защиты нефтерезервуаров от коррозии. Обзорная информация. Борьба с коррозией и защита окружающей среды. — М.: ВНИИОЭНТ, 1989. — Вып. 3(55). — 123 с.
3. *Електродугові* відновні та захисні покриття / В.І. Похмурський, М.М. Студент, В.М. Довгуник та ін. — Львів: ФМІ НАН України, 2005. — 192 с.
4. *Технологія* очисно-зміцнювальної підготовки поверхні перед нанесенням захисних покриттів / В.І. Похмурський, О.С. Калахан, В.Ф. Чекурін та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин / Під ред. Б.Є. Патона. — К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 106–110.
5. *Карякина М.И.* Испытания лакокрасочных материалов и покрытий. — М.: Химия, 1988. — 247 с.
6. *Корозійно-електрохімічна* поведінка металевих алюмінієвих покриттів на маловуглецевій сталі / О.С. Калахан, М.М. Студент, Г.Г. Охота, Н.Р. Червінька // Эффективность реализации научного, ресурсного и промышленного потенциала в современных условиях: Материалы 8 межд. конф. 11–15.02.2008, Славське. — 2008. — С. 227–229.

ПРОЕКТ 3.7

Створення нових протекторних сплавів, призначених для захисту від корозії в умовах дії морської та прісної води об'єктів народного господарства України

УДК (620.197.527+620.197.627):629.123

СТРУКТУРА И КОРРОЗИОННО-ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЕ ПОВЕДЕНИЕ ПРОТЕКТОРНЫХ СПЛАВОВ СИСТЕМ Al–Zn–Ca И Al–Zn–Ca–V

В.А. ШВЕЦ[1], **В.Н. ТАЛАШ**[1], кандидаты хим. наук, **В.А. ЛАВРЕНКО**[1], д-р хим. наук,
И.Н. ЗИНЬ[2], д-р техн. наук, **Ю.Б. РУДЕНКО**[1], инж.
([1]Ин-т проблем материаловедения им. И.Н. Францевича НАН Украины,
[2]Физико-механический ин-т им. Г.В. Карпенко НАН Украины)

Представлены сравнительные коррозионно-электрохимические характеристики и структуры новых протекторных сплавов систем Al–Zn–Ca и Al–Zn–Ca–V, различающиеся по содержанию цинка и ванадия. Образцы исследовали с помощью методов поляризационных анодных кривых, микрорентгеноспектрального анализа, хронопотенциометрии и импедансной спектроскопии. Показано, что сплавы системы Al–Zn–Ca имеют двухфазную структуру — α-твердый раствор (фаза *A*) и интерметаллид $Al_xZn_yCa_z$ (фаза *B*). В сплавах системы Al–Zn–Ca–V внезависимости от содержания в них цинка фаза *B* состоит из двух интерметаллидов — $Al_{x1}Zn_{y1}Ca_{z1}$ (B′) и $Al_{x2}Zn_{y2}Ca_{z2}$ (B″). Определено, что изменение структуры всех исследованных протекторных сплавов, связанное с микролегированием ванадием, улучшает их электрохимические характеристики и способствует равномерному (без язв и пассивации) растворению поверхности.

Ключевые слова: *алюминиевые протекторы, микроструктура, электрохимические характеристики*

Протекторные сплавы на основе алюминия широко применяются в современных системах электрохимической защиты (ЭХЗ). Они незаменимы для защиты от коррозии стальных сооружений в агрессивных грунтах с удельным их сопротивлением до 20 Ом·м, в морской воде и соленых водоемах, где концентрация ионов Cl^- составляет 3–12 % [1, 2]. Объектами протекторной защиты в указанных средах являются не только подземные и подводные металлоконструкции нефтегазовой промышленности, жилищно-коммунального хозяйства, морские суда и портовые сооружения [3, 4], но и гидравлические затворы, глубиннонасосное оборудование, железобетонные конструкции и панельные испарители промышленных холодильников [5–9].

Одними из основных требований к протекторным сплавам являются высокое отрицательное значение стационарного их потенциала, равномерное растворение поверхности при эксплуатации (анодной поляризации) и отсутствие межкристаллитной коррозии [10, 11].

Для эффективной реализации указанных требований в алюминий, склонный к пассивации, вводят легирующие элементы — цинк, индий, кальций, магний и др. По данным патентных исследований, в качестве микродобавок для алюминиевых протекторных сплавов используют ртуть, олово, висмут, титан, литий, барий, ванадий и др.

Целью исследований стало изучение влияния различного содержания цинка и ванадия на структуру и электрохимические свойства известных протекторных сплавов систем Al–Zn–Ca и Al–Zn–Ca–V.

При проведении исследований использовали образцы алюминиевых сплавов систем Al–Zn–Ca и Al–Zn–Ca–V, в которых количество цинка и кальция составляло 1,8–2,5 мас. %; сплавов ЭАЦК-1 и ЭАЦК-9 с равным количеством цинка и кальция; сплавов ЭАЦК-6 и ЭАЦК-8 (5,5–6,8 мас. % Zn и 2,0–2,5 мас. % Ca). Сплавы ЭАЦК-8 и ЭАЦК-9 отличались от сплавов ЭАЦК-1 и ЭАЦК-6 тем, что были микролегированы ванадием (соответственно 0,0050 и 0,0092 мас. %).

Электрохимические свойства образцов изучали методом потенциодинамических поляризационных кривых с использованием потенциостата ПИ-50-1. Измерения потенциалов проводили относительно хлорсеребряного электрода сравнения. Скорость развертки потенциала составляла 0,5 мВ/с.

Хронопотенциометрические измерения всех исследуемых сплавов проводили при плотности тока 5 А/м^2, что имитировало оптимальный режим работы алюминиевых протекторных сплавов в агрессивных природных средах.

Активное сопротивление образцов во время проведения импедансной спектроскопии измеряли

© В.А. ШВЕЦ, В.Н. ТАЛАШ, В.А. ЛАВРЕНКО, И.Н. ЗИНЬ, Ю.Б. РУДЕНКО, 2009

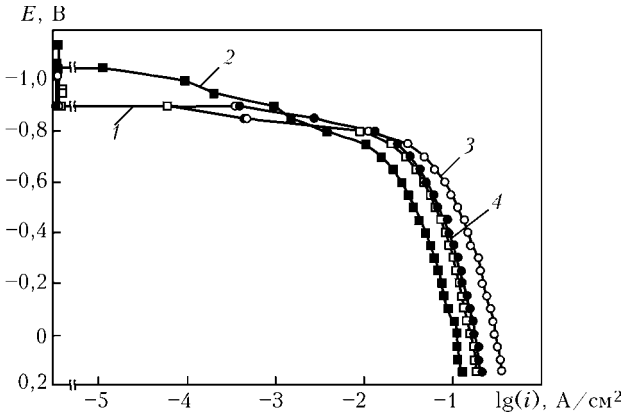


Рис. 1. Анодные поляризационные потециодинамические кривые опытных сплавов в 3%-м растворе NaCl: *1* — ЭАЦК-1; *2* — ЭАЦК-9; *3* — ЭАЦК-6; *4* — ЭАЦК-8

с помощью моста переменного тока Р-5083, при этом значения частоты переменного тока f составляли 0,1; 0,2; 1,0; 10,0 и 100,0 кГц.

Все коррозионно-электрохимические испытания осуществлялись в 3%-м растворе хлористого натрия NaCl.

Исследования структур опытных сплавов проводили методом микрорентгеноспектрального анализа на рентгеновском микроанализаторе SUPERPROBE 733 фирмы JEOL. Съемки осуществляли в обратноотраженных (режим «Compo») и вторичных электронах, а также в характеристическом излучении K_α алюминия, цинка и кальция.

На рис. 1 представлены анодные поляризационные кривые [12, 13], характеризующие электрохимическое поведение сплавов систем Al–Zn–Ca (кривые *1, 3*) и Al–Zn–Ca–V (кривые *2, 4*).

В начальной стадии анодного процесса на поляризационных кривых всех образцов наблюдаются области независимости значений плотности поляризующего тока от потенциала, при этом значение указанного тока было практически равно нулю. Подобный ход кривых свидетельствует об образовании на исходной поверхности образцов пассивирующей оксидной пленки.

Как видно из хода кривой *4*, сплав ЭАЦК-8, микролегированный 0,0092 мас. % V, имеет наиболее продолжительную область пассивности: от стационарного потенциала −1,07 В до потенциала активного анодного растворения −0,90 В. Продолжительность данной области для сплава ЭАЦК-8

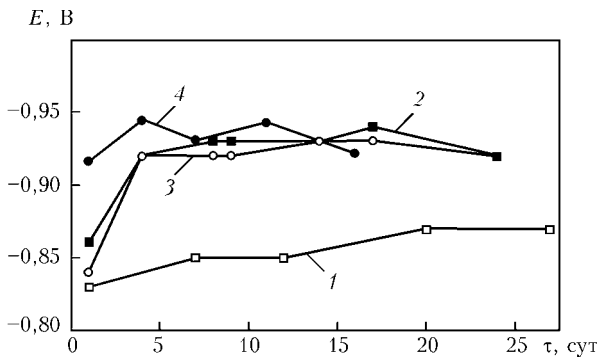


Рис. 2. Хронопотенциометрические кривые опытных сплавов в 3%-м растворе NaCl (*1–4* — см. рис. 1)

составила 120 мВ, для сплавов ЭАЦК-6, ЭАЦК-1 и ЭАЦК-9 — соответственно 70, 65 и 64 мВ.

За областью пассивности на поляризационных анодных кривых всех исследуемых сплавов имеет место значительное увеличение плотности тока. Следует отметить, что в сплавах ЭАЦК-1, ЭАЦК-6 и ЭАЦК-8 этот процесс начинается при потенциале −0,90 В, а в сплаве ЭАЦК-9, содержащем уменьшенную массовую долю цинка и 0,005 мас. % V, — при потенциале на 100 мВ более отрицательном.

На рис. 2 представлены сравнительные хронопотенциометрические характеристики исследуемых сплавов, полученные при поляризации анодным током плотностью 5 А/м^2 в течение 17–27 сут.

Ход кривых *1* и *2* указывает на то, что микролегирование ванадием сплава системы ЭАЦК-1 с уменьшенным содержанием цинка приводит к увеличению отрицательных значений потенциала, характеризующих процесс работы протекторов в условиях эксплуатации в природных агрессивных средах. Из рис. 2 (кривые *3, 4*) следует, что введение микродобавки ванадия мало влияет на значение рабочего потенциала сплава системы Al–Zn–Ca, содержание цинка в котором увеличено в 2 раза по сравнению со сплавом, рассмотренным выше.

Необходимо отметить, что в обоих случаях после микролегирования ванадием при длительных испытаниях поверхность образцов ЭАЦК-9 и ЭАЦК-8 растворялась значительно более равномерно, без язв и пассивных участков, которые имели место при аналогичных условиях на поверхности немикролегированных сплавов ЭАЦК-1 и ЭАЦК-6.

Результаты исследования структур сплавов систем Al–Zn–Ca и Al–Zn–Ca–V на рис. 3 представлены в виде изображений поверхности в обратноотраженных электронах (3, *а*) и во вторичных электронах (3, *б–г*).

Съемку структуры сплава ЭАЦК-1 в обратноотраженных электронах проводили с целью более точного показа расположения фаз.

Согласно данным микрорентгеноспектрального анализа, все исследуемые сплавы состоят из двух основных фаз: α-твердого раствора цинка в алюминии (фаза A) и тройного интерметаллида $Al_xZn_yCa_z$ переменного состава (фаза B). Исходя из данных металлографических исследований (рис. 3, *а, в*) и результатов съемки поверхности в характеристическом излучении K_α таких элементов, как кальций, цинк и алюминий, установлено, что повышение содержания цинка в образцах системы Al–Zn–Ca (сплавы ЭАЦК-1 и ЭАЦК-6) приводит к увеличению его содержания в тройном интерметаллиде, измельчает структуру последнего и способствует образованию более четкого раздела границ двух основных фаз.

Как видно из рис. 3 (*б, г*), микролегирующая добавка ванадия вызывает измельчение структуры фазы B в сплавах системы Al–Zn–Ca–V с меньшим содержанием цинка (ЭАЦК-9) и укрупняет размеры частиц данной фазы в сплаве с более высоким его содержанием (ЭАЦК-8).

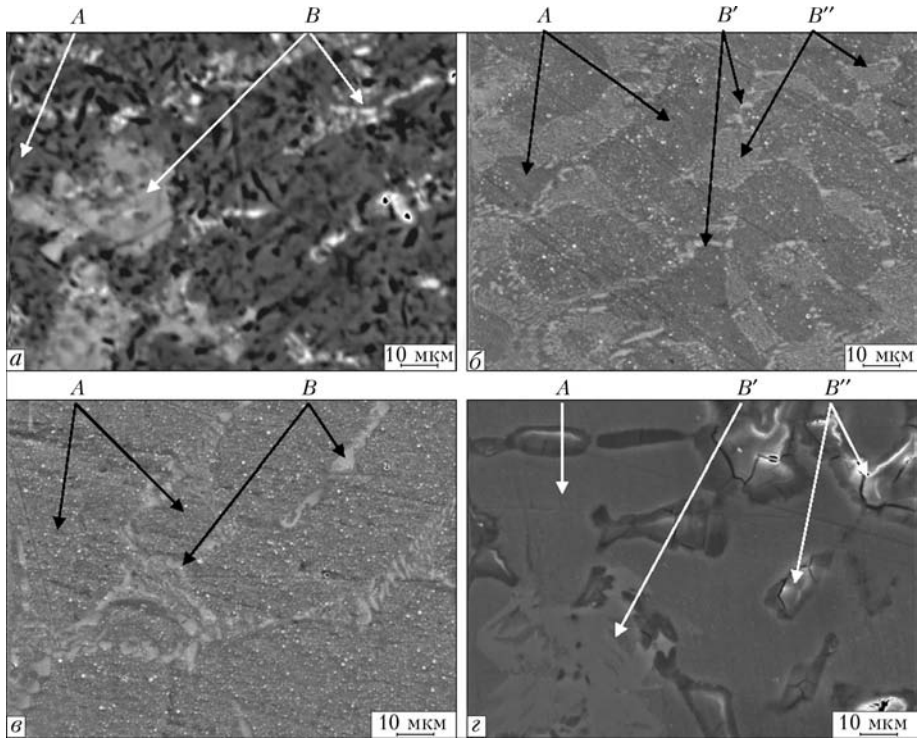


Рис. 3. Микроструктура сплавов систем Al–Zn–Ca — ЭАЦК-1 (*а*), ЭАЦК (*в*) и Al–Zn–Ca–V — ЭАЦК-9 (*б*), ЭАЦК-8) (*г*)

Исходя из данных микрорентгеноспектрального анализа можно сделать вывод о наличии двух видов частиц фазы *B* различного состава $Al_{x1}Zn_{y1}Ca_{z1}$ (*B′*) и $Al_{x2}Zn_{y2}Ca_{z2}$ (*B″*) в структуре сплавов ЭАЦК-8 и ЭАЦК-9, микролегированных ванадием. Следует отметить, что в частицах большего размера $Al_{x1}Zn_{y1}Ca_{z1}$ обнаружено и более высокое содержание цинка и кальция.

Для изучения коррозионных процессов, механизмов электрохимических реакций и свойств пассивных поверхностей в последнее время часто применяют метод импедансной спектроскопии [14–17], который был использован в работе с целью исследования влияния на коррозионно-электрохимическое поведение исследованных материалов пассивирующих оксидных слоев, возникающих в начальной стадии анодного процесса (см. рис. 1) на поверхности всех опытных сплавов.

На рис. 4 представлен график зависимости lg *R* (активного сопротивления) от lg *f* (частоты) для сплавов ЭАЦК-6, 8, 1 и 9 (кривые *1–4*), как в начале испытаний (0 сут), так и через 11 сут экспозиции для сплавов ЭАЦК-1 (кривая *5*) и ЭАЦК-9 (кривая *6*).

Ход кривых *1–4* в начальной стадии коррозионного процесса (0 сут) в низко-, средне- и высокочастотной областях значения lg *R* для всех сплавов отличаются несущественно друг от друга и мало (на порядок) зависят от lg *f*. Исключением является сплав ЭАЦК-1, который в низкочастотной области имеет значения активного сопротивления на порядок ниже, чем остальные сплавы. Согласно [15], это может быть связано с более высокой проводимостью пассивирующей исходной пленки. В средне- и высокочастотной областях спектра значения lg *R* для всех сплавов практически совпадают, что свидетельствует о схожести механизмов начальной стадии коррозионного процесса, контролируемого стадией переноса зарядов на границе раздела электрод/электролит.

Снижение значений активного сопротивления сплавов ЭАЦК-1 и ЭАЦК-9 через 11 сут испытаний в 3%-м растворе NaCl в низко- и среднечастотных областях зависимости lg *R* – lg *f* (кривые *5*, *6*, рис. 4) свидетельствует об ослаблении со временем сопротивления переносу зарядов на поверхности данных образцов. В указанных областях также наблюдается уменьшение зависимости lg *R* от lg *f* по сравнению с аналогичными результатами, полученными в начале эксперимента (експозиция 0 сут), что связано с невысокой коррозионной стойкостью исследуемых образцов. Этот факт в случае протекторных сплавов при равномерном растворении поверхности является положительной характеристикой.

За период 2007–2008 гг. изготовленные Бердянским заводом подъемно-транспортного оборудования (Запорожская обл.) опытно-промышленные партии протекторов ЭАЦК (с добавкой ванадия)

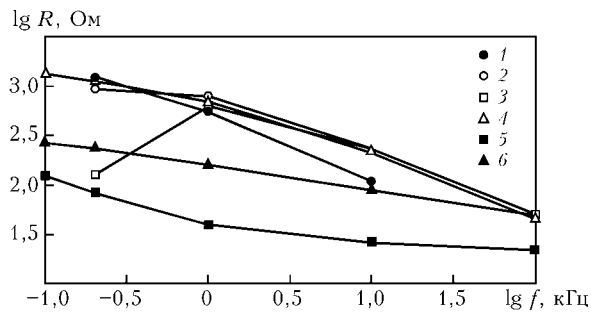


Рис. 4. Зависимость lg *R*–lg *f* опытных сплавов, полученная при экспозиции 0 сут (*1* — сплав ЭАЦК-6; *2* — ЭАЦК-8; *3* — ЭАЦК-1; *4* — ЭАЦК-9) и 11 сут (*5* — ЭАЦК-1; *6* — ЭАЦК-9)



Рис. 5. Вид кормовой части борта т/х «РК-56» после года работы протекторов марки ЭАЦК

были установлены на объектах Мариупольского (Донецкая обл.) и Феодосийского (АР «Крым») морских торговых портов.

После года эксплуатации протекторов марки ЭАЦК были проведены измерения защитного электрохимического потенциала, установившего по бортам буксира «Энтузиаст» и т/х «Юрий Гарнаев» (Феодосийский портофлот), «РК-56» (Мариупольский портофлот).

Данные проведенных измерений свидетельствуют о достаточной электрохимической защите подводной части бортов исследуемых объектов.

Как следует из работы [11], протекторные сплавы для достижения необходимой степени защиты судостроительной низкоуглеродистой стали должны создавать сдвиг потенциала в катодную область не менее чем на 50 мВ от электродного потенциала стали, который составляет −0,65 В (по медносульфатному электроду сравнения).

В случае защиты судов протекторами марки ЭАЦК сдвиг защитного потенциала как в условиях Азовского, так и Черного морей составил 150–250 мВ, что обеспечило максимальную степень защиты.

После года эксплуатации (в июле 2008 г.), согласно правил, принятых на Мариупольском портофлоте, т/х «РК-56» был поднят в док для осмотра, а в случае необходимости окраски или замены протекторов (рис. 5).

Как свидетельствует рис. 5, протекторы марки ЭАЦК, установленные в июле 2007 г., обеспечили на протяжении года эксплуатации эффективную защиту подводной части бортов т/х «РК-56» (г. Мариуполь, Азовское море). Повреждений металла бортов не наблюдалось; наросты балянуса (морских водорослей и рачков) занимали относительно небольшую площадь. Протекторы эффективно растворяются, поддерживая высокий защитный потенциал, и замены не требуют.

Таким образом, установлено, что исследуемые сплавы систем Al–Zn–Ca и Al–Zn–Ca–V состоят из двух основных фаз — α-твердого раствора цинка в алюминии (фаза *A*) и тройного интерметаллида $Al_xZn_yCa_z$ (фаза *B*).

Введение микролегирующей добавки ванадия в опытные сплавы приводит к образованию частиц фазы *B* двух видов — интерметаллидов составов $Al_{x1}Zn_{y1}Ca_{z1}$ и $Al_{x2}Zn_{y2}Ca_{z2}$, причем содержание цинка и калия в первом составе значительно выше. Это явление наблюдается независимо от содержания цинка в сплавах, микролегированных ванадием. В сплавах с большим содержанием цинка микролегирование ванадием вызывает укрупнение частиц фазы *B*. Изменение структуры опытных сплавов в результате микролегирования ванадием является причиной сдвига в отрицательную сторону значений их стационарного потенциала и потенциалов, возникающего в результате анодной поляризации, а также более равномерного (без язв и пассивации) растворения поверхности.

Учитывая вышеизложенное и основываясь на положительных результатах испытаний новых протекторных материалов в грунтах и воде Азовочерноморского бассейна (сдвиг защитного потенциала как в условиях Азовского, так и Черного морей, составил 150–250 мВ, что обеспечило максимальную степень защиты) протекторные сплавы ЭАЦК-8 и ЭАЦК-9 могут быть рекомендованы для дальнейших расширенных опытно-промышленных испытаний, проводимых в рамках программы «Ресурс».

1. *Кечин В.А.* Теория и технология литейных протекторных материалов // Материалы 1-й междунар. науч.-техн. конф. «Генезис, теория и технология литейных материалов». — Владимир: Изд. Владимир. гос. ун-та, 2002. — С. 16–17.
2. *Rajkovic M., Bogdanovic P., Lacnjevac C.* Osnovi protektorne zastite metala od korozije // Zastita materijala. — 2004. — **45**, N 2. — С. 77–81.
3. *Защита* от коррозии сварных швов трубопроводов и емкостей технического назначения / С.П. Яценко, А.Б. Шубин, С.С. Злобин, Н.А. и др. // Трубопровод. трансп. нефти. — 1997. — № 9. — С. 28.
4. *Ebiogwu C.A.* Corrosion and protection of offshore oil production installations // Proc. Corros. Niger.'92 «Promot. corros. Prof. Afr.», Ikeda, 27 Nov., 1992. — P. 100–103.
5. *Лю Юконг, Ванг Хонгвей.* Исследования по защите гидравлических затворов от коррозионного износа с помощью протекторов // J. Chem. Ind. and Eng. — 2003. — **24**, N 5. — P. 1–3.
6. *Электрохимический* метод предотвращения коррозии глубиннонасосного оборудования («ИПТЭР-Диагностика») / В.Е. Андреев, А.С. Надршин, Э.Х. Шакирова, А.Р. Эпштей // Нефтегаз. дело. — 2005. — № 3. — С. 133–138.
7. *Guldagar*: verbesserter elektrolytischer Korrosionsschutz // Sanit.-Heizungstech. — 2000, — **65**, N 6. — S. 118–220.
8. *Lambert P.* The cathodic protection of reinforced concrete — a technology comes of age // Corros. Manag. — 1995. — N 4. — P. 6–7.
9. *Захист* металевих конструкцій панельних випарників / П.О. Барабаш, А.Б. Голубев, В.В. Горин и др. // Холод. — 2004. — № 1. — С. 18–21.
10. *Шумахер М.* Морская коррозия: Справ. — М.: Металлургия, 1983. — 512 с.
11. *Люблинский Е.Я.* Протекторная защита морских судов и сооружений от коррозии. — Л.: Судостроение, 1979. — 186 с.
12. *Коррозионно-электрохимические* свойства и структура протекторних сплавов ЭАЦК, микролегированных ванадием / В.А. Швец, В.Н. Талаш, В.А. Лавренко и др. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 120–123.
13. *Порівняльні* електрохімічні характеристики протекторних сплавів системи Al–Zn–Ca, мікролегованих ванадієм і титаном / В.А. Швець, В.М. Талаш, В.О. Лавренко и др. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2008. — № 7, Т. 2. — С. 650–654.
14. *Штольц Ф.* Электроаналитические методы. — М.: Бином. Лаборатория знаний, 2006. — 326 с.
15. *Comparative* study of passive films of different stainless steel developed on alkaline medium / C.M. Abreu, M.J. Cristobal, R. Losada et al. // Electrochim. Acta. — 2004. — **49**. — P. 3049–3056.
16. *Alves V.A., Brett C.M.A.* Characterization of passive films formed on mild steel in bicarbonate solution of different pH // Ibid. — 2002. — **47**. — P. 2081–2091.
17. *Гнеденков С.В., Синебрюхов С.Л.* Импедансная спектроскопия в исследовании процессов переноса заряда // Вест. ДВО РАН. — 2006. — № 1. — С. 6–16.

Раздел 4
Разработка эффективных методов оценки продления ресурса объектов атомной энергетики

Руководитель раздела — академик НАН Украины И.М. Неклюдов

Атомная энергетика занимает особое место в хозяйстве страны и относится к критичным производствам. Атомная энергетика Украины в настоящее время обеспечивает половину вырабатываемой электроэнергии и является наиболее бесперебойным и экологически чистым источником энергии. Критичность атомной энергетики обусловлена опасностью возникновения нештатных и аварийных ситуаций и сопряженных с ними экономических и социальных проблем для целых регионов и стран. Даже при нормальной безаварийной работе АЭС утилизация отработанного топлива, а тем более, вывод из эксплуатации энергоблоков, выработавших свой ресурс, дают значительный вклад в эксплуатационные затраты и себестоимость электроэнергии. Проекты АЭС предусматривают защиту от внешних воздействий, склады и хранилища отработанного топлива и системы контроля радиационной обстановки, защиту персонала от переоблучения, что увеличивает капиталовложения и сроки сооружения энергоблоков АЭС по сравнению с тепловыми станциями. Стоимость систем, обеспечивающих безопасность, достигает половины стоимости всего оборудования станции.

По данным Атомэнерго РФ стоимость сооружения одиночного блока составляет 2,5–3,0 млрд дол. при сроке сооружения 5–7 лет. Повышение конкурентоспособности АЭС с ТЭС и ГЭС лежит на пути увеличения бесперебойной работы и продления сроков эксплуатации, превышающих проектные. Исходя из приведенных цифр при окупаемости в течение 20 лет продление эксплуатации блока на 1 год приносит доход 125–150 млн дол.

Работы, выполняемые по программе «Ресурс» (раздел 4), в основном направлены на обеспечение безаварийной длительной эксплуатации основного оборудования энергоблоков АЭС, разработку материалов, технологий, измерительного оборудования, нормативного и методического обеспечения эксплуатации АЭС.

Наиболее важными является отслеживание изменений в конструкциях и материалах энергонапряженных сосудов и трубопроводов, содержащих большие объемы пара и воды, которые находятся под высокими давлениям и воздействием высокой температуры, поскольку их разрушение приводит к запроектным авариям.

Итоги работы, представленные в настоящем разделе сборника, выполнены в 10 институтах НАН Украины в 2007–2009 гг. по 26 темам. Они отражают прогресс в отслеживании изменений в материалах и конструкциях энергоблоков, в развитии методов контроля за старением и переходу к управлению процессами старения, что способствует продлению назначенных сроков службы энергоблоков при обеспечении безаварийной и безопасной эксплуатации.

Большое разнообразие методов и регламентирующей документации требует систематизации проведения работ и анализа их результатов. Необходимым и своевременным шагом в этом направлении видится включение в типовой проект энергоблока информационно-аналитической системы сбора и накопления информации для оценки технического состояния и отслеживания остаточного ресурса корпуса реактора, трубопроводов, парогенераторов, главных циркуляционных насосов и прочего оборудования АЭС.

Прототип подобной системы разработан в ИПП им. Г.С. Писаренко НАН Украины — «Информационно-аналитическая модель технического состояния и остаточного ресурса эксплуатации трубопроводов и оборудования АЭС с реакторной установкой ВВЭР-440 — циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов с целью обоснования безопасной эксплуатации энергоблоков № 1 и 2» (Ровенская АЭС).

Изучены конструкция главных циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов, условия их монтажа, характер нагружения, условия и история эксплуатации, протоколы и акты проведенных обследований средствами неразрушающего контроля. На основе полу-

ченных данных разработан программно-методический комплекс «Пространственное положение», состоящий из баз данных «Объекты» и «Дефекты».

Проанализированы сертификаты на материалы поставляемых конструктивных элементов главных циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов энергоблоков № 1 и 2 (Ровенская АЭС). Проведены дополнительные экспериментальные исследования ряда конструкционных материалов и сварных соединений трубопроводов и арматуры с целью изучения возможной деградации механических свойств. Создана база данных «Материалы».

В ИПП выполнены разработки расчетных моделей оценки термонапряженного состояния корпусов реакторов с учетом характерных сценариев аварийного охлаждения, узла соединения коллектора с патрубком парогенератора ПГВ-1000 АЭС.

Результаты расчетов использованы при усовершенствовании нормативных документов по оценке ресурса корпусов реакторов ВВЭР АЭС, энергонапряженных трубопроводов и могут составить основу одной из баз данных.

Разработанная в ИТТФ НАН Украины автоматическая система поиска и отслеживания начальных фаз повреждений в узлах основного насосного агрегата реакторных установок типа ВВЕР-1000, является источником первичной информации. Сигналы виброакустических датчиков и датчиков режимных параметров (температуры, давления, расхода теплоносителя) собираются программно-аппаратным измерительным комплексом и после обработки с помощью специализированных программ эвристического характера автоматически определяют показатели состояния всего агрегата и выявляют отклонения от штатных режимов отдельных узлов на раннем этапе их возникновения. Своевременное выявление и устранение неполадок является эффективным средством снижения простоев оборудования.

Реализация подобных систем современными средствами вычислительной техники в виде многомашинных, объединенных в закрытые сети и нацеленных на обслуживание баз данных в настоящее время не является сверхзадачей. Сложнее создать программное обеспечение, поддерживающее базы данных, набор и структура которых определяется характером накапливаемой информации и методами ее сбора, а тем более, объединяющую систему управления базами данных (СУБД) и встроить ее в существующую руководящую и исполняющую структуру оперативного персонала, обслуживающего блок.

Базы могут содержать математические макромодели конфигурации сосудов, трубопроводов, запорной арматуры и несущих конструкций с возможностью расчетов статических нагрузок и напряжений (переходных и динамических). Важными являются результаты периодического обследования структуры и физико-механических характеристик материалов с регистрацией истории ремонтов, профилактик и модернизации оборудования. По сути СУБД должна отображать и анализировать процессы, происходящие в энергоблоках от момента ввода до вывода его из эксплуатации.

Представленные в настоящем разделе статьи можно рассматривать в перспективе в качестве источников данных и математических моделей для подобных баз и СУБД.

Контроль напряженно-деформированного состояния корпусов реакторов и сварных швов главного циркулярного трубопровода и оценка их остаточного ресурса, разработка методов исследования. К данному разделу относятся, как вышеупомянутые прочностные расчеты макросистем и крупногабаритных агрегатов, так адаптация и совершенствование методов неразрушающего контроля напряженно-деформированного состояния, а также состояния структуры металла, которым посвящена значительная часть публикуемых работ.

Магнитные методы контроля переходят в разряд массовых измерений, в связи с чем возникает необходимость систематизации их результатов.

Выполнен анализ напряженно-деформированного состояния пяти корпусов реакторов ВВЕР-1000, 24 парогенераторов и свыше 1200 сварных швов трубопроводов турбинного отделения (четырех энергоблоков Запорожской и Южно-Украинской АЭС). Установлены основные причины возникновения предельных напряжений и в отдельных случаях причины разрушения трубопроводов.

Методология вихретокового контроля теплообменных трубок парогенераторов ВВЭР-1000, помимо «атласа дефектов» и «таблиц соответствия» фигур Лиссажу металлографическим шлифам дефектов, дополнена результатами механических испытаний, обосновывающими соответствие конкретных дефектов нормативным требованиям к прочности изделия (ИФ ТТМТ). В ИФ ТТМТ проведена адаптация методики «микрообразцов» для контроля металла корпусов реакторов ВВЕР-1000, находящихся в эксплуатации. Разработана оснастка в виде набора модулей для крепления на манипулятор СК-187, обеспечивающий дистанционную доставку приборов в заданную зону контроля. В набор модулей включены автоматический измеритель твердости и устройство электроэрозионной вырезки темплетов. Толщина вырезаемой пластины не превышает технологического разброса толщины стенки реактора и не влияет на прочность сосуда. Модули прошли испытание в реальных условиях на 2-м энергоблоке Южно-Украинской АЭС.

В ФМИ Г.В. Карпенко НАН Украины экспериментально апробирована методика оценки степени деградации металла средствами ультразвуковой компьютерной томографии: ультразвуковое сканирование поверхности трубопровода, регистрация ультразвукового сигнала, рассеянного микроструктурой металла, компьютерная 3D-реконструкция и оценка деградации на основе предложенного параметра SNR. Параметр SNR определен по результатам зондирования металла трех трубопрово-

дов Ровенской АЭС с наработкой около 250 тыс. ч (SNR 2-4), с оценочной наработкой 50–75 тыс. ч (SNR 10-14) и нового трубопровода без наработки (SNR 12-16). Для трубопроводов, бывших в эксплуатации, наблюдается нарастание SNR от внутренней к внешней поверхности, что отображает неравномерность деградации металла. На новом трубопроводе изменения SNR по глубине отсутствуют.

В ИМФ НАН Украины контроль температурных полей и термических напряжений в корпусах и трубопроводах реакторов предлагается выполнять с помощью ультразвуковой автоматизированной установки, осуществляющей измерение скорости распространения эхо-сигнала и связывающей ее с изменением условий распространения в теле материала.

В ИЭРТ НАН Украины приводится обоснование возможности обнаружения участков локализации пластической деформации в металлах методами активной термографии.

Повышение ресурса конструкционных материалов и сварных соединений на энергоблоках АЭС. В ИФ ТТМТ разработана технология изготовления слитков сплавов циркония с 1 % Nb из губки магниетермического циркония для последующего производства циркониевых изделий и применения их при изготовлении тепловыделяющих сборок. Эта технология обеспечивает выпуск качественных изделий, которые отличаются от мировых аналогов. Эти разработки были использованы при составлении исходных данных для проектирования производства циркониевых изделий в Украине.

Одним из наиболее более уязвимых узлов оборудования энергоблоков является сварной шов и зона вокруг него. Охрупчивание материала шва во многих случаях связано с наличием растворенного в металле водорода. Из анализа характеристик сорбции водорода сплавов и интерметаллических соединений в качестве материалов гетерних добавок для создания ловушек водорода в конструкционных материалах и сварных соединениях оборудования АЭС предложены редкоземельные металлы и их сплавы, бинарные соединения редкоземельных металлов с переходными металлами VIII групп.

Получена серия модельных швов сварных соединений с различным количеством иттрия. Определено содержание водорода в модельных сварных швах. Показано, что в отличие от геттеров, содержании водорода, выделившегося из образцов сварных швов, уменьшается с увеличением содержания иттрия. Ядерно-физическими методами исследованы процессы накопления и удержания водорода, распределение его концентрации по глубине в модельных образцах сварных швов с геттерными добавками.

Значительно количество публикаций посвящено материаловедческим, технологическим и регламентным разработкам, направленным на продление ресурса службы оборудования, анализу его состояния, усовершенствованию технологии, состав, структуры материалов и предсказанию его поведения (остаточного ресурса).

ИФ ТТМТ выполнено нанесение защитных покрытий на основе хрома из газовой фазы, разработаны композиты на основе циркония и нержавеющей стали для изготовления переходниковых элементов соединений в конструкциях твэлов, защитные покрытия на предварительно азотированных сталях для изготовления элементов регулирующей арматуры по структуре, микротвердости, кавитационному и абразивному износу улучшающей характеристики паросиловой оснастки блоков и АЭС.

Прогнозирование радиационного ресурса корпусов и элементов активной зоны реакторов ВВЭР. На основании исследований образцов-свидетелей предложен подход к прогнозированию радиационного ресурса корпуса реактора по условию инициирования хрупкого разрушения облученной стали образцов-свидетелей Шарпи. Разработана методика прогнозирования предельной величины флюенса (радиационного ресурса) для реактора типа ВВЭР-1000.

ПРОЕКТ 4.1

Розробка гетерних сплавів для поліпшення властивостей зварних швів матеріалів, що використовуються в ядерній енергетиці

УДК 069. 019

ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ І МЕТАЛУ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ОБЛАДНАННЯ АЕС ЗА РАХУНОК ЗМЕНШЕННЯ ВПЛИВУ ВОДНЮ ШЛЯХОМ ВВЕДЕННЯ ГЕТЕРНИХ ДОДАТКІВ

Академік НАН України В.**М. АЖАЖА, С.Д. ЛАВРИНЕНКО**, д-р техн. наук, **Г.Д. ТОЛСТОЛУЦЬКА, М.М. ПИЛИПЕНКО**, канд. фіз.-мат. наук, **Ю.П. БОБРОВ, О.П. СВИНАРЕНКО, Г.М. АКСЬОНОВА**, інженери
(ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)

Проаналізовані літературні дані стосовно пошуку гетерних матеріалів з метою рекомендації їх для створення пасток водню шляхом введення в конструкційні матеріали і зварні з'єднання обладнання АЕС. Відібрані дані щодо гідридоутворюючих сплавів і сполук на основі цирконію, титану і ванадію як найбільш перспективних матеріалів. Представлено їх хімічний і фазовий склад, умови гідрування, термодинамічні характеристики гідридоутворюючих фаз, термічна стабільність, гетерні властивості (ємність, температурні області сорбції і десорбції, швидкості цих процесів при різних значеннях тиску, дані по сорбції інших хімічно активних газів), рівноваговий тиск водню над поверхнею гетера, його залежності від температури. Для створення пасток водню в конструкційних матеріалах і зварних з'єднаннях обладнання АЕС запропоновані рідкоземельні метали (РМЗ) та їх сплави; бінарні сполуки РЗМ з перехідними металами VIII груп.

Ключові слова: *конструкційні матеріали, ресурс, гетерні додатки, водень, зварний шов*

Водень є однією з найбільш шкідливих та небезпечних домішок в металах і сплавах. Практичний досвід та майже всі експериментальні дослідження, де вивчався вплив водню на процеси окрихчування, зміцнення, тривалу міцність і термічну стабільність, статичну і циклічну утому, утомну міцність, опір утомі, повзучість в металах і сплавах, свідчать про його негативний вплив на всі ці процеси. Достатня кількість водню в конструкційних матеріалах при певних умовах їх експлуатації може призвести до істотного окрихчування цих матеріалів і, як наслідок, — суттєво погіршити експлуатаційні характеристики, можливо, аж до повної втрати працездатності.

Однією з найвразливіших частин конструкційного матеріалу часто буває зварний шов і зона навколо нього. Втрата їх експлуатаційних характеристик через окрихчування в багатьох випадках саме і пов'язана з розчиненим в металі шва воднем. Всі відомості про поведінку водню в металах і сплавах дають підставу пов'язувати механізми їх водневого окрихчування із взаємодією водню з мікроструктурними неоднорідностями: розчиненими чужорідними атомами, вакансіями, дислокаціями, межами зерен і фаз, фазовими виділеннями, мікро- і макропорами, мікротріщинами, включеннями сторонніх частинок тощо. Тому поряд з традиційним способом зменшення імовірності водневого окрихчування, який полягає в зменшенні концентрації водню як в зварювальних матеріалах, так і в атмосфері, в якій відбувається процес зварювання, досить ефективним засобом є відповідний вплив на властивості металу, що визначають параметри процесів дифузії водню в металі зварного з'єднання і конструкційному матеріалі.

З урахуванням аналізу гетерних матеріалів були вибрані для досліджень на предмет їх застосування як потенційних матеріалів гетерних додатків дві серії сплавів: сплави на основі бінарної системи Fe–Y та потрійної Zr–Co–Y, які мали такі вихідні склади, мас. %:

Fe(90)–Y; Zr(80,80)–Co(14,20)–Y(5,0);
Fe(85)–Y; Zr(82,28)–Co(17,72);
Fe(65)–Y; Zr(66,10)–Co(17,80)–Y(16,1);
Fe(57)–Y; Zr(75,53)–(13,95)Co–Y(10,52).

Сплави залізо–ітрій та цирконій–кобальт–ітрій отримані за допомогою способу аргонодугового плавлення з безвитратним вольфрамовим електродом у захисній атмосфері високочистого аргону. Зливки сплавів переплавляли кілька разів для одержання рівномірного розподілу складових елементів. За вихідні елементи використовували ви-

© В.М. АЖАЖА, С.Д. ЛАВРИНЕНКО, Г.Д. ТОЛСТОЛУЦЬКА, М.М. ПИЛИПЕНКО, Ю.П. БОБРОВ, О.П. СВИНАРЕНКО, Г.М. АКСЬОНОВА, 2009

сокочисте залізо багаторазового електронного переплавлення, йодидний цирконій, електролітичний кобальт та ітрій чистотою 99,9 %.

Для вивчення фазового складу сплавів та їх структури використали рентгеноструктурний та металографічний аналізи. Гідрування сплавів проводили при температурі 350 °С протягом 8 год. Газовиділення водню із сплавів до і після гідрування при збільшенні температури до 950 °С вивчали за допомогою мас-спектрометричного аналізу.

Рентгеноструктурні дослідження. Дослідження фазового складу виготовлених сплавів здійснено рентгенівським методом на дифрактометрі ДРОН-2М у фільтрованому CuK_α випроміненні.

Металографічні дослідження. Металографічні дослідження проведені на мікроскопі МИМ-8. Для визначення мікротвердості сплавів використовували мікротвердомір МВТ-3.

Поверхні зразків перед дослідженнями шліфували на абразивних паперах та полірували на алмазній пасті з розміром частинок, який зменшувався.

Для сплавів залізо–ітрій використовували 5%-й розчин азотної кислоти в етиловому спирті («ніталь»); для сплавів цирконій–кобальт–ітрій — травник складом 15,4 мл HF, 17,3 мл HNO_3; 17,3 мл H_2SO_4, 50 мл дистильованої води. У травник додавали H_2SO_4 з метою «шліфування» поверхні зразків, які в процесі травлення покривалися пасивованою плівкою.

Дослідження спектрів газовиділення водню. Для дослідження спектрів газовиділення використали мас-спектрометричний метод [1]. Застосовували мас-спектрометр МХ 7203 для визначення водню, а також контролю газових домішок в металах і сплавах, які виділяються з них при нагріванні (можуть визначатися гази з масовими числами до 60).

Результати досліджень та їх обговорення. Відповідно до діаграми рівноваги системи залізо–ітрій [2], досліджувані сплави є двофазними. Сплави зі складом Fe(90)–Y(10 мас. %) і Fe(85)–Y(15 мас. %) містять фази α-Fe(Y) + $Fe_{17}Y_2$. Оцінювання за правилом відрізків дає їх співвідношення відповідно 38 и 62, 5 и 95 %. Сплави зі складом Fe(65)–Y(35 мас. %) и Fe(57)–Y(43 мас. %) складаються із двох інтерметалідів Fe_3Y + Fe_2Y і при оцінюванні за тим самим правилом мають співвідношення відповідно 96 и 4, 14 и 86 %.

Кількісне співвідношення фаз, зафіксованих на шліфі, узгоджується із попередніми оцінками.

Мікроструктура сплаву залізо–ітрій Fe(90)–Y(10 мас. %) представлена на рис. 1, *а*. На ньому видно світлі вкраплення однієї фази на темному фоні другої. У відповідності з діаграмою станів в цьому сплаві присутні фази α-Fe та $Fe_{17}Y_2$. Відповідно до попередньої оцінки, їх співвідношення складає 38 і 62 %. Середнє значення мікротвердості дорівнює 4270 МПа.

На рис. 1, *б* — сплав Fe(85)–Y(15 мас. %) — також можна бачити дві фази. Для однієї фази характерне світло-сіре забарвлення, яке в деяких місцях стає помітно світлішим; інша фаза зафіксована у вигляді темно-сірих вкраплень, розташо-

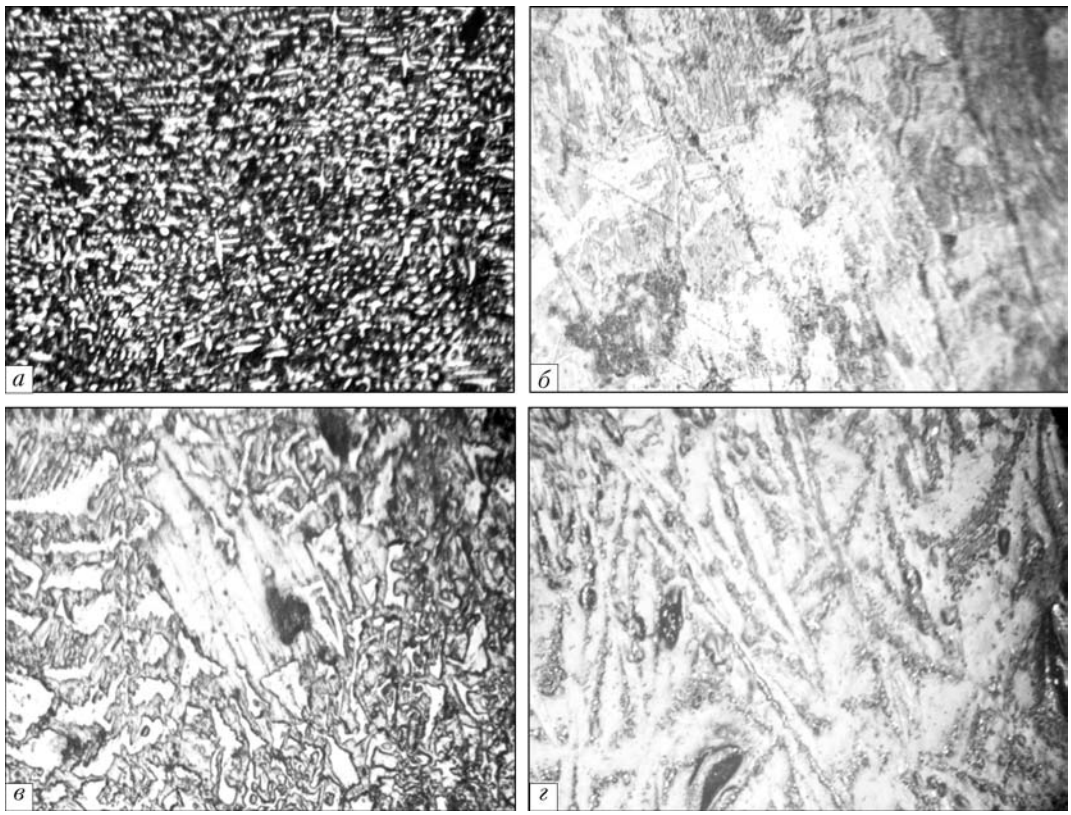


Рис. 1. Мікроструктура зразків сплавів системи залізо–ітрій: *а* — Fe(90)–Y(10 мас. %); *б* — Fe(85)–Y(15 мас. %); *в* — Fe(65)–Y(35 мас. %); *г* — Fe(57)–Y(43 мас. %); ×160

ваних уздовж тріщин. Так, одну фазу ідентифікуємо як $Fe_{17}Y_2$ — у приблизно 95 %, фазу α-Fe — приблизно 5 %. Структурними складовими в цьому сплаві є первинні кристали $Fe_{17}Y_2$ та евтектика (α-Fe + $Fe_{17}Y_2$). Середнє значення мікротвердості складає 7700 МПа.

На поверхні шліфа сплаву Fe(65)–Y(35 мас. %) (рис. 1, *в*) також видно дві фази. Одна фаза має вигляд окремих чітко виділених вкраплень світлого кольору та різної форми, друга фаза представлена сірим забарвленням без чіткого відокремлення, крім цього, її можна помітити і на першій фазі у вигляді маленьких точок на світлому. Розмір кристалів першої фази дорівнює 50 мкм і значно більше. Середнє значення мікротвердості становить 6700 МПа.

Відновідно до рис. 1, *г* на поверхні шліфа сплаву залізо–ітрій складом Fe(57)–Y(43 мас. %) чітко видно дві фази. Одна з них має на шліфі світле забарвлення, друга — темно-сіре з досить чіткими лініями відокремлення від першої. Середнє значення мікротвердості складає 5740 МПа. На рис. 1, *г* помітні пори — важлива позитивна характеристика сплаву, який можна використовувати як гетерний матеріал.

Дані металографії (рис. 1) та рентгенофазовий аналіз дозволили мати уявлення про характер отриманих кривих термодесорбції сплавів після їх гідрування.

Термодесорбція із сплавів відображує сумарний ефект газовиділення із фаз, що знаходяться в них, та продуктів гідрогенолізу, який мав місце при їх виготовленні та нагріванні.

Вигляд кривих визначається головним чином кількістю водню, що знаходився в фазах сплавів, його перерозподілом в них у процесі зміни температури, розчинністю водню та рівнем його рівноважного тиску над складовими сплаву.

В сплавах Fe(90)–Y(10 мас. %) і Fe(85)–Y(15 мас. %) характер термодесорбції визначається переважно присутністю в них фази $Fe_{17}Y_2$. Вигляд кривих термодесорбції добре узгоджується з дослідженнями термодесорбції водню з цієї фази, наведеними в роботах [3, 4].

Криві термодесорбції сплавів Fe(65)–Y(35 мас. %) і Fe(57)–Y(43 мас. %), в яких присутні фази Fe_3Y та Fe_2Y, відображують складні перетворення, що відбуваються з їх гідридами при зміні температури, і не суперечать даним робіт [5, 6].

Аналіз отриманих кривих термодесорбції, а також значення кількості поглиненого водню, наведені в таблиці, показують, що сплав Fe(57)–Y(43 мас. %) і поглинає найбільшу кількість водню, і утримує його до більш високих значень температури (приблизно 900 °С і вище), порівняно з іншими дослідженими сплавами системи залізо–ітрій.

Дані металографії і рентгеноструктурного аналізу сплавів системи цирконій–кобальт–ітрій показують, що бінарний сплав Zr(82,3)–Co(17,7 мас. %) є однофазним і являє собою інтерметалід Zr_3Co з параметрами ромбічної гратки a = 8,945 (Δ = 0,002), $в$ = 10,875 (Δ = 0,013), c = = 3,270 (0,003) і об'ємом елементарної комірки V = 318,10 (Δ = 0,74), що добре узгоджується з даними роботи [7].

Сплав Zr(80,8)–Co(14,2)–Y(5 мас. %) складається з трьох фаз: Zr_3Co, α-Zr и α-Y, які мають відповідно такі кристалографічні параметри a = = 8,915 (Δ = 0,25), $в$ = 10,914 (Δ = 0,03), c = 3,298 (Δ = 0,019) и об'ємом елементарної комірки V = = 320,92 (Δ = 3,82); a = 3,238 (Δ = 0,003), c = = 5,161 (Δ = 0,001); a = 3,649 (Δ = 0,004), c = = 5,752 (Δ = 0,03).

Сплав Zr(75,5)–Co(14)–Y(10,5 мас. %) складається з тих самих фаз, що і попередній, і фази мають параметри: a = 8,932 (Δ = 0,008), $в$ = 10,955 (Δ = 0,4), c = 3,273 (Δ = 0,001) і об'єм елементарної комірки V = 320,23 (Δ = 1,56); a = 3,231 (Δ = 0,004), c = 5,161 (Δ = 0,004); a = 3,652 (Δ = = 0,005), c = 5,735 (Δ = 0,02).

В сплаві Zr(66,1)–Co(17,8)–Y(16,1 мас. %) з трьох фаз, виявлених металографічно, точно ідентифіковано тільки фазу Zr_3Co.

Кількість водню в зразках сплавів до і після їх насичення воднем при температурі 350 °С протягом 8 год

Склад сплаву, мас. %	Кількість водню у вихідних сплавах		Кількість водню у сплавах після їх насичення воднем при температурі 350 °С	
	$см^3/100$ г	%	$см^3/100$ г	%
Залізо–ітрій				
Fe(90)–Y(10)	89	0,008	1400	0,13
Fe(85)–Y(15)	46	0,004	3300	0,30
Fe(65)–Y(35)	64	0,006	6700	0,60
Fe(57)–Y(43)	138	0,012	15300	1,38
Цирконій–кобальт–ітрій				
Zr(82,3)–Co(17,7)	81	0,007	14100	1,27
Zr(80,8)–Co(14,2)–Y(5)	106	0,01	22400	2,02
Zr(75,5)–Co(14)–Y(10,5)	206	0,02	22800	2,05
Zr(66,1)–Co(17,8)–Y(16,1)	170	0,015	16400	1,48

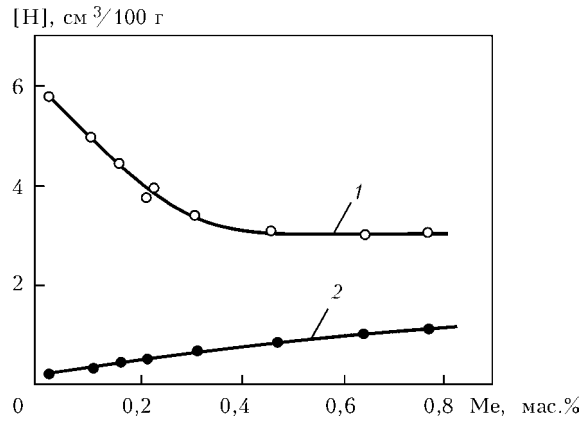


Рис. 2. Вплив РЗМ в покритті електродів на вміст дифузійного (*1*) і залишкового (*2*) водню [11]

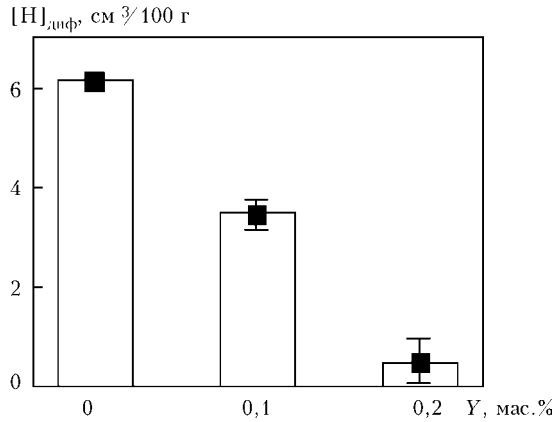


Рис. 3. Вплив ітрію в середині порошкових дротів (електродів) на вміст дифузійного водню в металі зварного шва, виконаного в суміші 0,1 мас. % H_2 + Ar [11]

Складні профілі кривих термодесорбції сплавів цирконій–кобальт–ітрій, які пройшли гідрування, свідчать про те, що в цих сплавах при зміні температури відбуваються істотні структурні зміни.

Газовиділення водню з цих сплавів відбувається практично у всьому досліджуваному діапазоні температур і для сплаву Zr(75,5)–Co(14)–Y(10,5 мас. %) не припиняється при максимально дослідженій температурі приблизно 950 °С. Дані таблиці показують, що серед всіх досліджуваних в роботі сплавів системи цирконій–кобальт–ітрій цей сплав і поглинає, і утримує найбільшу кількість водню.

Введення в метали і сплави рідкоземельних елементів (РЗЕ), які мають сильну спорідненість до газових і інших елементів проникнення, призводить до зміни їх властивостей. Наявність у твердому розчині навіть малої кількості ітрію, лантану, скандію, цезію помітно змінює дифузійну рухливість атомів, пружні поля дислокацій і меж розподілу, а отже, природу та кінетику виділень. Особливий інтерес представляють дослідження впливу РЗЕ на еволюцію структурно-фазового стану і стійкість матеріалів при опромінюванні.

Ефект впливу РЗЕ на радіаційну стійкість залежить від їх концентрації, наявності газових домішок у твердому розчині та інших чинників. Позитивний вплив мікролегування РЗЕ можна пояснити збільшенням густини центрів утворення вторинної фази і посиленням розпаду вихідного метастабільного твердого розчину [8, 9].

Слід зазначити, що чисті РЗЕ є відносно дорогими, до того ж при легуванні радіаційно-стійких сталей і сплавів виникають технологічні труднощі забезпечення їх рівномірного розподілу в твердому розчині, де їх дія на радіаційну стійкість оптимальна [8, 9].

При виплавленні сплавів РЗЕ через високу хімічну активність взаємодії РЗЕ зі шлаком, що покриває розплав, вони практично не надходять у метал. Крім того, РЗЕ мають високу пружність пари [10], а скандій ще й низьку густину, тому при введенні в чистому вигляді (навіть в захисній атмосфері) їх витрата необгрунтовано велика. Більш економічно виправдано одержувати лігатури РЗЕ з їх хімічних з'єднань шляхом використання способів металотермічного відновлення.

В роботі [11] показано, що введення в метал шву додатків РЗЕ призводить до зниження частки дифузійного водню в металі шву (рис. 2, 3). Ці елементи зв'язують водень, звільняючи при цьому матрицю сплаву.

Кількість водню в зразках сплавів залізо–ітрій до і після їх гідрування наведено на рис. 4. Видно, що збільшення кількості ітрію в сплаві призводить до зростання поглиненого водню, особливо після гідрування вказаних сплавів.

Для сплавів системи цирконій–кобальт–ітрій кількість водню, що виділився із вихідних зразків сплавів та із сплавів після їх гідрування, наведено на рис. 5.

Кількість водню, що виділився із зразків сплавів цирконій–кобальт–ітрій, має максимум в діапазоні від 5 до 10 мас. % ітрію. З підвищенням концентрації ітрію до 15 мас. % кількість водню, що виділився, зменшується.

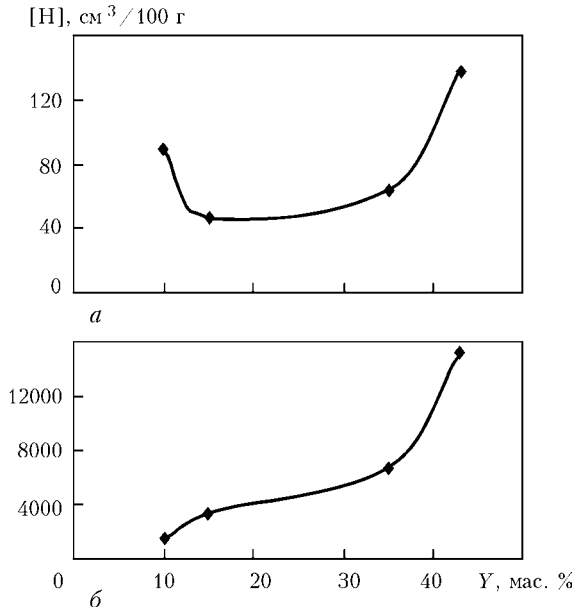


Рис. 4. Кількість водню в зразках сплавів залізо–ітрій до (*а*) і після (*б*) їх гідрування

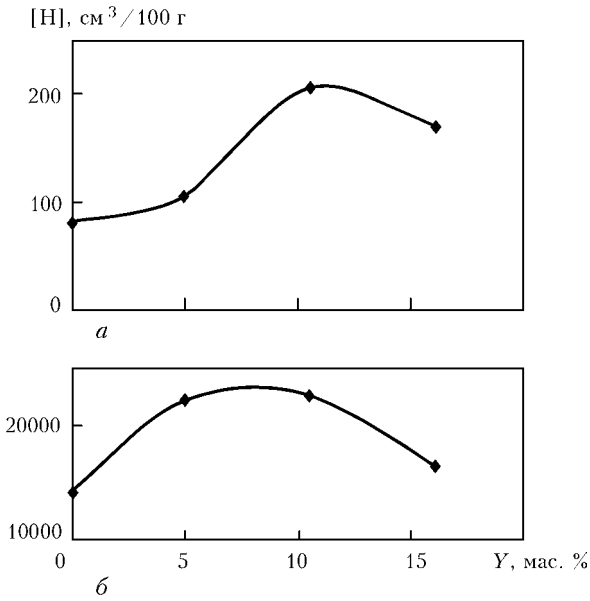


Рис. 5. Кількість водню, що виділився із зразків сплавів цирконій–кобальт–ітрій до (*а*) і після їх гідрування (*б*)

Насичення зразків дейтерієм проводили на установці «Імплантатор» (ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут»). Установка має безмасляну систему відкачування, що забезпечує тиск залишкових газів у камері мішені на рівні $(2–3)\cdot10^{-4}$ Па. Зразки опромінювали іонами D^{2+} з енергією 10 кэВ (5 кэВ/D^+) до доз в інтервалі $(0,5–4)\cdot10^{16}$ D/см$^{-2}$.

Відпал зразків в інтервалі температур 300–1200 °С здійснювали прямим пропусканням струму при швидкості зростання і зниження температури 7 Кс$^{-1}$.

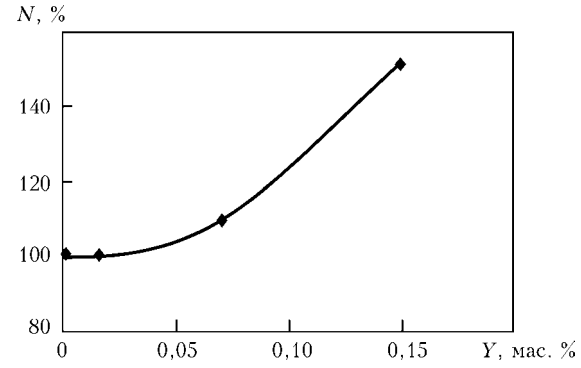


Рис. 6. Кількість дейтерію N, що виділився після опромінення D^{2+} з енергією 12 кеВ до дози $5\cdot10^{16}$ із зразків сплавів з введеним ітрієм

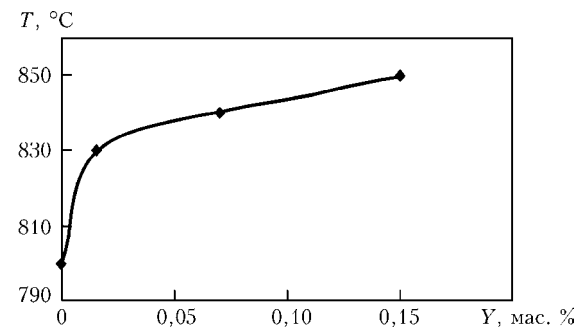


Рис. 7. Температура максимуму газовиділення водню із зразків модельних швів з різною концентрацією введеного ітрію

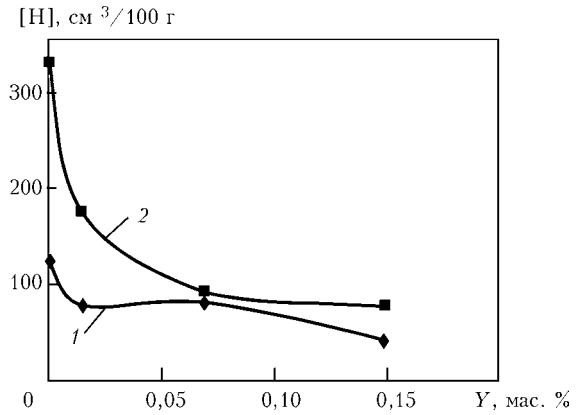


Рис. 8. Кількість водню, що виділився із зразків модельних швів з різною концентрацією введеного ітрію, для вихідних зразків (*1*) і для зразків після насичення воднем (*2*)

Після опромінення розподіл по глибині імплантованих частинок вимірювався за допомогою ядерної реакції D(^{3}He, p)^{4}He з використанням пучків ^{3}He(E = 700 кэВ). Вимірювання виконані на електростатичному прискорювачі ЕСУ-2 МеВ в геометрії прямого розсіювання. Пучок іонів ^{3}He падав під кутом 30° до поверхні зразка, а продукти ядерної реакції реєстрували під кутом 60° по відношенню до аналізованого пучка. Діаметр пучка при опроміненні складав 3 мм, при аналізі — 2 мм. Розділення по глибині в геометрії прямого розсіяння складало 30 нм. Детально методику описано в роботі [12].

Кількість дейтерію, що виділився після опромінення D^{2+} з енергією 12 кеВ до дози $5\cdot10^{16}$ D/см$^{-2}$ із зразків сплавів з введеним ітрієм, показано на рис. 6. Видно, що при підвищенні концентрації ітрію, введеного в сплав, кількість дейтерію, що виділився, збільшується. Це свідчить про те, що при насиченні дейтерієм зразків зварних швів дейтерій поводиться як залишковий, у порівнянні з даними рис. 2.

Мас-спектрометричним методом досліджено температурний інтервал і кількість водню, що виділився в залежності від кількості введеного ітрію. На рис. 7 показана зміна температури максимуму газовиділення водню із зразків модельних швів з різною концентрацією введеного ітрію. Видно, що при підвищенні концентрації ітрію температура максимуму газовиділення зсувається в бік високих значень тем-

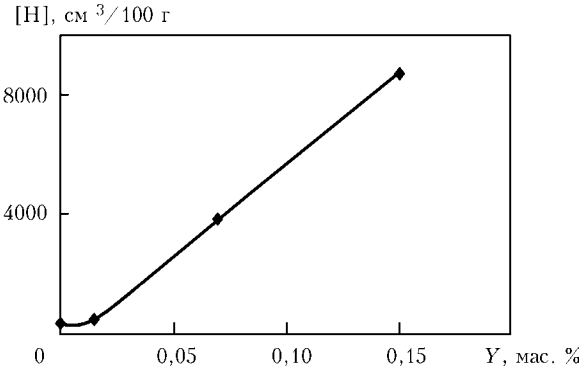


Рис. 9. Кількість водню, що виділився із зразків модельних швів з різною концентрацією введеного ітрію після насичення великою кількістю водню

ператури. Це свідчить про те, що більша кількість введеного ітрію сильніше утримує водень.

На рис. 8 показано кількість водню, що виділився із зразків модельних швів з різною концентрацією введеного ітрію, для вихідних зразків і для зразків після насичення воднем. Кількість водню, що виділився, зменшується при зростанні кількості введеного ітрію. Це свідчить про те, що поглинутий водень утримується ітрієм в модельних зразках зварних швів, тобто він є дифузійним. При збільшенні часу насичення воднем модельних зразків кількість поглиненого водню ітрієм зростає, як показано на рис. 9.

Якщо порівняти рис. 6 та 9, то можна виявити схожі риси: при збільшенні концентрації ітрію зростає кількість дейтерію (рис. 6) та водню (рис. 9), що виділився. Можливо, існує гранична кількість водню (дейтерію), починаючи з якої змінюється механізм утримання водню (дейтерію) ітрієм, а водень із дифузійного (рис. 8) переходить у стан залишкового.

Висновки

1. Отримано серію сплавів системи залізо–ітрій та цирконій–кобальт–ітрій різного складу. Досліджено їх фазовий склад і термодесорбційні властивості.

2. Показано, що ці сплави характеризуються достатньо високою температурою утримання водню і тому можуть розглядатися як матеріали для застосування їх гетерними додатками для створення пасток водню в конструкційних матеріалах і зварних з'єднаннях обладнання АЕС з метою поліпшення їх експлуатаційних характеристик шляхом зменшення впливу водню.

3. Кількість водню, що виділяється із гетерів системи цирконій–ітрій, залежить від вмісту введеного ітрію.

4. Отримано серію модельних швів зварних з'єднань з різною кількістю ітрію.

5. На відміну від гетерів, кількість водню, що виділився із зразків металу зварних швів, зменшується при зростанні кількості введеного ітрію. Це свідчить про те, що поглинутий водень утримується ітрієм в металі модельних зразків зварних швів.

1. *Исследование* газовыделения при нагреве в вакууме гидрированного сплава Nd–Fe–B / В.М. Ажажа, Ю.П. Бобров, А.М. Бовда и др. // ВАНТ, Сер. Вакуум, чистые металлы, сверхпроводники. — 2006. — № 1. — С. 156–159.
2. *Диаграммы* состояния двойных металлических систем / Под ред. Н.П. Лякишева, Справочник. В 3 т. — М.: Машиностроение, 1996. — Т. 1. — С. 447–448.
3. *Wirth S., Skomski R., Coey J.M.D.* Hydrogen in R_2Fe_{17} intermetallic compounds: Structural, thermodynamics, and magnetic properties // Research papers in physics and astronomy, physical review B. — 1998. — **55**, N 9. — P. 5700.
4. *Синтез* тройных гидридов и нитридов R_2Fe_{17} (R–Y, Tb, Dy, Ho, Er) и влияние элементов внедрения (H_2, N_2) на магнитную анизотропию и магнитострикцию / С.А. Никитин, Е.А. Овченков, И.С. Терешина и др. // Металлы. — 1998. — № 2. — С. 111.
5. *Колачев Б.А., Шалин Р.Е., Ильин А.А.* Сплавы-накопители водорода. Справочник. — М.: Металлургия, 1995. — 120 с.
6. *Fernandez* Study of the multipeak deuterium thermodesorption in YFe_2D_x ($1.3 \le x \le 4.2$) by DSC, TD and in situ neutron diffraction / T. Leblond, V. Paul-Boncour, F. Cuevas et al. // Intern. J. hydrogen energy. — 2009. — **34**, issue 5. — P. 11–14.
7. *База* данных PCPDF // Intern. Center for Diffraction Data, 1996. — P. 20–23.
8. *Зеленский В.Ф., Неклюдов И.М.* Влияние редкоземельных элементов на радиационную стойкость материалов // Радиационное материаловедение: Тр. междунар. конф. (Харьков, сент., 1991 г.). — Харьков, 1991. — Т. 2. — С. 45–57.
9. *Alternative* polarity recombination centers of Point Defects / A.S. Bakaj, V.V. Gann, V.F. Zelensky, I.M. Heklyudov // Effects of Radiation on materials. — 1990. — Vol. 1. — P. 623–631.
10. *Савицкий Е.М., Бурханов Г.С.* Редкие металлы и сплавы. Физико-химический анализ и материаловедение. — М.: Наука, 1980. — 255 с.
11. *Металлургия* дуговой сварки. Взаимодействие металла с газами / И.К. Походня, И.Р. Явдошин, А.П. Пальцевич и др. — Киев: Наук. думка. — 2004. — 240 с.
12. *Сочетание* метода ядерных реакций, термодесорбционной спектрометрии и двухпучкового облучения при исследовании поведения гелия и водорода в конструкционных материалах / С.А. Карпов, И.Е. Компанец, И.М. Неклюдов и др. // Тр. XIV междунар. совещ. «Радиационная физика твердого тела» (г. Севастополь, 5–10 июля 2004 г.). — Севастополь, 2004. — С. 592–596.

ПРОЕКТ 4.1.2

Розробка технології введення гетерних додатків і одержання зварних з'єднань у трубопроводах АЕС та дослідження впливу гетерних дадатків і водню на їх властивості

УДК [621.791.75.042:669.855'794]:669.14.018.295:620.18/.17

ВЛИЯНИЕ ИТТРИЯ НА ПЕРЕРАСПРЕДЕЛЕНИЕ ВОДОРОДА И СТРУКТУРУ МЕТАЛЛА ШВОВ ПРИ ДУГОВОЙ СВАРКЕ ВПНЛ СТАЛЕЙ

Академик НАН Украины **И.К. ПОХОДНЯ, А.П. ПАЛЬЦЕВИЧ, А.В. ИГНАТЕНКО**, кандидаты техн. наук, **Т.Г. СОЛОМИЙЧУК, В.С. СИНЮК**, инженеры (Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Исследован переход иттрия в наплавленный металл при сварке порошковыми проволоками в защитном газе и покрытыми электродами основного типа. С применением термодесорбционного анализа установлено взаимодействие иттрия с растворенным водородом с образованием остаточного водорода в зависимости от концентрации иттрия. Показано влияние иттрия на микроструктуру наплавленной низколегированной стали и механические характеристики металла.

Ключевые слова: *модифицирование металла шва, иттрий, перераспределение водорода, термодесорбционный анализ водорода, механические свойства, низколегированная сталь*

Применение иттрия и других редкоземельных металлов (РЗМ) известно как средство микролегирования и модифицирования сталей и сварных швов с целью улучшения их механических свойств [1–6]. Наряду с этим иттрий, церий, лантан, неодим, празеодим образуют соединения с водородом, благодаря чему снижается флокеночувствительность сталей [7].

Применение РЗМ в сварочных материалах с целью улучшения служебных характеристик металла швов освещено в работах [4–6]. Особый интерес представляют исследования, направленные на поиск снижения склонности сварных швов и соединений к водородному растрескиванию на высокопрочных низколегированных сталях (ВПНЛ). Попытки перераспределения водорода, поглощенного сварочной ванной, изложены в работах [6, 8, 9]. Однако количество проведенных исследований невелико, а их результаты содержат ряд противоречивых данных, касающихся влияния введения РЗМ на поведение водорода в металле сварных швов.

В настоящей работе рассматриваются исследования влияния иттрия на возможность перераспределения поглощенного водорода между диффузионной и остаточной формами и особенности изменения структуры и механических свойств металла шва. Ввиду высокого сродства иттрия к кислороду сравнивали эффект введения иттрия в металл сварочной ванны с применением порошковой проволоки, предназначенной для сварки в защитных газах, и покрытых электродов.

Содержание иттрия в металле сварных швов определяли с использованием высокочувствительного эмиссионного спектрометра с индуктивно связанной плазмой iCAP 6000. Химический состав металла определяли с помощью прибора «Спектровак-1000».

Измерение содержания диффузионного водорода в металле сварных швов выполняли в соответствии с требованиями ГОСТ 23338–91 хроматографическим методом с применением газоанализатора ОБ 2781П.

Измерение содержания остаточного водорода в образцах металла швов выполняли в автоматическом режиме термодесорбционным методом, изложенным в работе [10] и усовершенствованным для измерения содержания остаточного водорода $[H]_{ост}$ и исследования термодесорбции водорода из металлов.

Исследовали переход иттрия в металл шва и перераспределение поглощенного водорода при сварке порошковой проволокой ППАН 70 диаметром 1,6, в сердечник которой вводили сплав Fe–Y. Сварку в среде аргона высокой чистоты выполняли на токе 220 А обратной полярности. В табл. 1 приведены химический состав многослойного наплавленного металла в зависимости от содержания иттрия в проволоке, диффузионного водорода в наплавленном металле $[H]_{диф.\ н.м}$ и $[H]_{ост}$ в однослойных швах.

Ниже приведены результаты анализа неметаллических включений в образце, полученном при сварке проволокой П4. Химический состав неметаллических включений определяли с помощью растрового электронного микроскопа «Jeol JSM-35CF» и дисперсионного энергоанализатора INCA

© И.К. ПОХОДНЯ, А.П. ПАЛЬЦЕВИЧ, А.В. ИГНАТЕНКО, Т.Г. СОЛОМИЙЧУК, В.С. СИНЮК, 2009

Таблица 1. Химический состав (мас. %) наплавленного металла в зависимости от содержания иттрия в порошковой проволоке

Порошковая проволока	Содержание иттрия в проволоке	C	Si	Mn	Al	Ti	Y	Концентрация водорода, мл/100 г	
								$[H]_{диф.\ н.м}$	$[H]_{ост}$
П1 (ППАН 70)	0	0,08	0,71	1,6	<0,05	<0,08	0	$\frac{2,2-4,4}{3,5\times3}$	0,6
П2	0,3	0,08	0,74	1,7	<0,05	<0,08	0,008	$\frac{4,6-5,0}{4,7\times3}$	0,5
П3	0,8	0,09	0,90	1,8	0,11	0,064	0,013	$\frac{6,1-6,8}{6,3\times3}$	0,9
П4	1,6	0,10	0,95	1,7	0,15	0,250	0,055	$\frac{6,7-8,7}{7,7\times2}$	6,0

Примечание. Здесь и в табл. 6 в числителе даны крайние значения $[H]_{диф.н.м}$, а в знаменателе — средние значения по указанному числу проб.

Energy 350 фирмы «Oxford Instruments» (Великобритания).

Состав неметаллических включений в образце, наплавленном проволокой П4, следующий, мас. %: 21,8 Y; 41,0 O; 13,7 Mn; 4,0 Si; 1,8 Al; 15,1 Ti; 2,6 S.

С увеличением содержания иттрия в сердечнике порошковой проволоки и благодаря его высокой раскислительной способности в металле шва повышается содержание кремния, алюминия и титана, имеет место увеличение содержания $[H]_{диф.н.м}$ и особенно $[H]_{ост}$ в металле швов, выполненных проволоками П3 и П4 (табл. 1).

Можно предположить, что благодаря наличию водорода в Fe–Y, а также гидратации его при изготовлении и хранении проволок увеличивается содержание водорода, поглощенного сварочной ванной.

Для детального исследования возможности перераспределения поглощенного водорода в зависимости от содержания иттрия в металле измеряли содержание диффузионного водорода $[H]_{диф}$ в пробах металла сварочной ванны, отобранных кварцевой трубкой при наплавке четвертого слоя (табл. 2), и проводили термодесорбционный анализ $[H]_{ост}$. Полученные пробы через 1–2 с охлаждались в воде и хранились в жидком азоте до анализа.

При содержании иттрия от 0,013 до 0,053 мас. % имеет место высокое содержание $[H]_{ост}$ и возникает пик остаточного водорода (рис. 1) с максимальной температурой 340–350 °С.

Таблица 2. Распределение водорода (мл/100 г) в металле, наплавленном порошковыми проволоками в среде аргона

Порошковая проволока	Концентрация водорода, мл/100 г	
	$[H]_{диф}$	$[H]_{ост}$
П1	3,8	0,2
П2	4,9	0,2
П3	4,8	1,9
П4	4,6	4,6

Примечание. Концентрацию диффузионного водорода $[H]_{диф}$ в металле измеряли при комнатной температуре, а $[H]_{ост}$ — при нагреве до 800 °С.

Известно [11], что разложение гидрида иттрия $YH_{1,6}$ при нагреве происходит в две стадии — при температуре 360–410 и 1100–1300 °С. На второй стадии при нагреве моногидрид иттрия переходит в металлический иттрий. При содержании иттрия 0,013 мас. % и более он находится в шве в неметаллических включениях и в растворе железа [12], благодаря чему образуется связь растворенного водорода с иттрием.

В опытах по сварке электродами с основным покрытием в покрытие вводили FeY (Y = = 26 мас. %) или AlNiY (Y = 13,3 мас. %).

В табл. 3 и 4 приведены химические составы многослойного металла, наплавленного опытными электродами на постоянном токе 160–170 А обратной полярности. С ростом содержания FeY и AlNiY в покрытии происходит небольшое увеличение содержания иттрия в наплавленном металле обоих серий электродов, при этом содержание $[H]_{ост}$ остается практически неизменным (рис. 2).

В серии экспериментов по сварке электродами, в покрытие которых вводили FeY+ПАМ, оценивали возможность повышения перехода иттрия в ме-

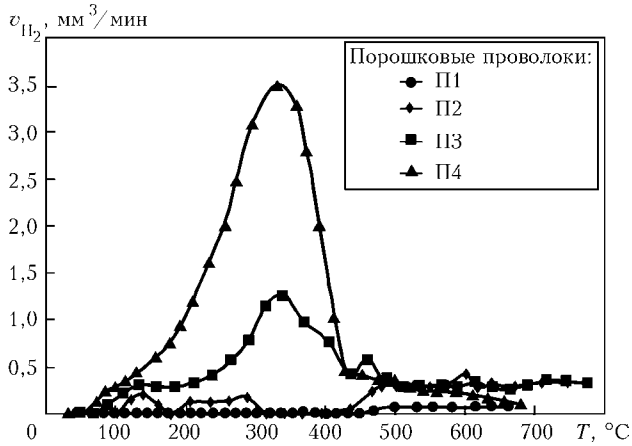


Рис. 1. Спектр термодесорбции остаточного водорода из проб, отобранных в кварцевую ампулу (средняя скорость нагрева образца составляет около 7 град/мин)

Таблица 3. Химический состав (мас. %) металла, наплавленного электродами с FeY в покрытии

Индекс электрода	Содержание Y в покрытии, мас. %	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	V	Al	Ti	Y
ИП 1	0	0,043	0,274	0,98	0,007	0,015	0,88	2,36	0,45	0,18	0,007	0,005	–
ИП 2	0,026	0,041	0,276	0,99	0,006	0,014	0,86	2,35	0,45	0,18	0,006	0,006	0,0001
ИП 3	0,052	0,044	0,256	0,99	0,007	0,016	1,02	2,37	0,46	0,18	0,006	0,006	0,0001
ИП 4	0,078	0,044	0,281	1,02	0,006	0,015	0,77	2,35	0,47	0,18	0,006	0,007	0,0001
ИП 5	0,156	0,044	0,252	1,00	0,005	0,015	0,94	2,53	0,53	0,18	0,007	0,007	0,0002
ИП 6	0,26	0,048	0,280	1,02	0,006	0,015	0,85	2,38	0,44	0,17	0,006	0,007	0,0006

Таблица 4. Химический состав (мас. %) металла, наплавленного электродами с AlNiY в покрытии

Индекс электрода	Содержание Y в покрытии, мас. %	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	V	Al	Ti	Y
ИП 7	0	0,035	0,278	0,95	0,005	0,012	0,83	2,14	0,45	0,21	0,007	0,005	–
ИП 8	0,043	0,035	0,320	1,00	0,006	0,014	0,87	2,33	0,46	0,21	0,008	0,007	0,0001
ИП 9	0,128	0,048	0,381	1,08	0,006	0,013	0,88	2,32	0,47	0,16	0,009	0,009	0,0001
ИП 10	0,212	0,042	0,466	1,18	0,007	0,014	0,88	2,39	0,48	0,16	0,011	0,008	0,0001
ИП 11	0,320	0,046	0,571	1,25	0,007	0,015	0,93	2,45	0,51	0,23	0,015	0,009	0,0002

талл шва путем введения в покрытие сильных раскислителей — алюминия и магния.

В табл. 5 приведен химический состав многослойного металла, наплавленного на постоянном токе 160–170 А обратной полярности, в табл. 6 — результаты измерения содержания $[H]_{диф}$ и $[H]_{ост}$.

Введение порошка алюминиево-магниевого (ПАМ) в покрытие приводит к существенному росту содержания кремния, марганца, алюминия, титана и иттрия (табл. 5). Содержание $[H]_{ост}$ остается практически постоянным (табл. 6), в спектре термодесорбции (рис. 3), отсутствует пик водорода в области температуры 340 °С.

Введение иттрия в электродное покрытие совместно с ПАМ позволяет повысить содержание иттрия в металле шва до 0,001 мас. %. Однако перераспределение водорода при этом не наблюдалось.

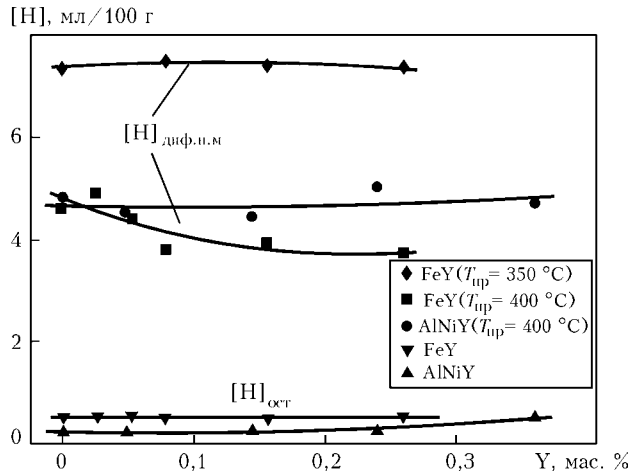


Рис. 2. Зависимость содержания $[H]_{диф.н.м}$ и $[H]_{ост}$ от содержания иттрия в покрытии электродов

Влияние иттрия на структуру металла и содержание неметаллических включений исследовали на образцах десяти слойных швов, выполненных на следующем режиме: $I_{св}$ = 160–165 А (постоянный, обратная полярность); $U_д$ = 24–26 В; $v_{св}$ = = 8–9 м/; опытные электроды.

Микроструктуру металла многослойного шва исследовали на микроскопе «Neophot-32». Микроструктура, представленная на рис. 4, получена с помощью фотокамеры «Olympus».

Микроструктура образцов в верхнем слое наплавленного металла примерно одинакова — бейнитного типа с тонкими выделениями полигонального феррита по границам литых кристаллитов. Термообработанные участки образцов имеют структуру преимущественно бейнитного типа без полигонального феррита.

Мелкозернистая структура во всех образцах обусловлена легированием металла шва хромом, никелем, алюминием [13], снижение ее дисперсности определяется введением иттрия.

Установлено, что введение FeY и AlNiY в покрытие электродов приводит к уменьшению объемной доли неметаллических включений.

Состав неметаллических включений в металле образцах швов с максимальным содержанием иттрия приведены в табл. 7. Включения представляют собой в основном оксиды кремния и марган-

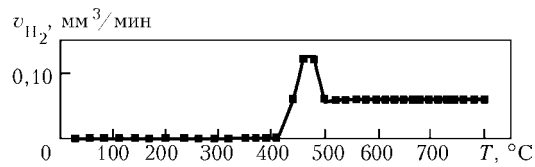


Рис. 3. Спектр термодесорбции водорода из наплавленного металла однослойного шва, выполненного электродом ИП 16

Таблица 5. Химический состав (мас. %) металла, наплавленного электродами с FeY + ПАМ в покрытии

Индекс электрода	Содержание ПАМ и Y в покрытии, мас. %	C	Si	Mn	S	P	Cr	Mo	V	Al	Ti	Y
ИП 12	–	0,079	0,278	1,20	0,015	0,021	0,94	0,45	0,21	0,007	0,016	–
ИП 13	ПАМ – 1,5	0,081	0,347	1,30	0,015	0,024	0,98	0,44	0,23	0,009	0,017	–
ИП 14	Y – 0,56, ПАМ – 1,5	0,090	0,376	1,29	0,013	0,021	0,94	0,44	0,23	0,009	0,017	0,0006
ИП 15	ПАМ – 3,0	0,087	0,490	1,42	0,013	0,022	0,98	0,45	0,24	0,013	0,022	–
ИП 16	Y – 0,56, ПАМ – 3,0	0,097	0,460	1,41	0,013	0,025	0,99	0,46	0,23	0,013	0,025	0,001

ца с небольшим содержанием серы. При наибольшем содержании в электродном покрытии FeY + ПАМ во включениях увеличилось содержание алюминия и титана, а в некоторых включениях обнаружен иттрий.

Для определения влияния иттрия на механические свойства наплавленного металла выполняли наплавку на пластину из стали ВСТ3сп по ГОСТ 9466–75 на режиме: $I_{св}$ = 160–165 А (постоянный ток, обратная полярность); $U_д$ = 24–

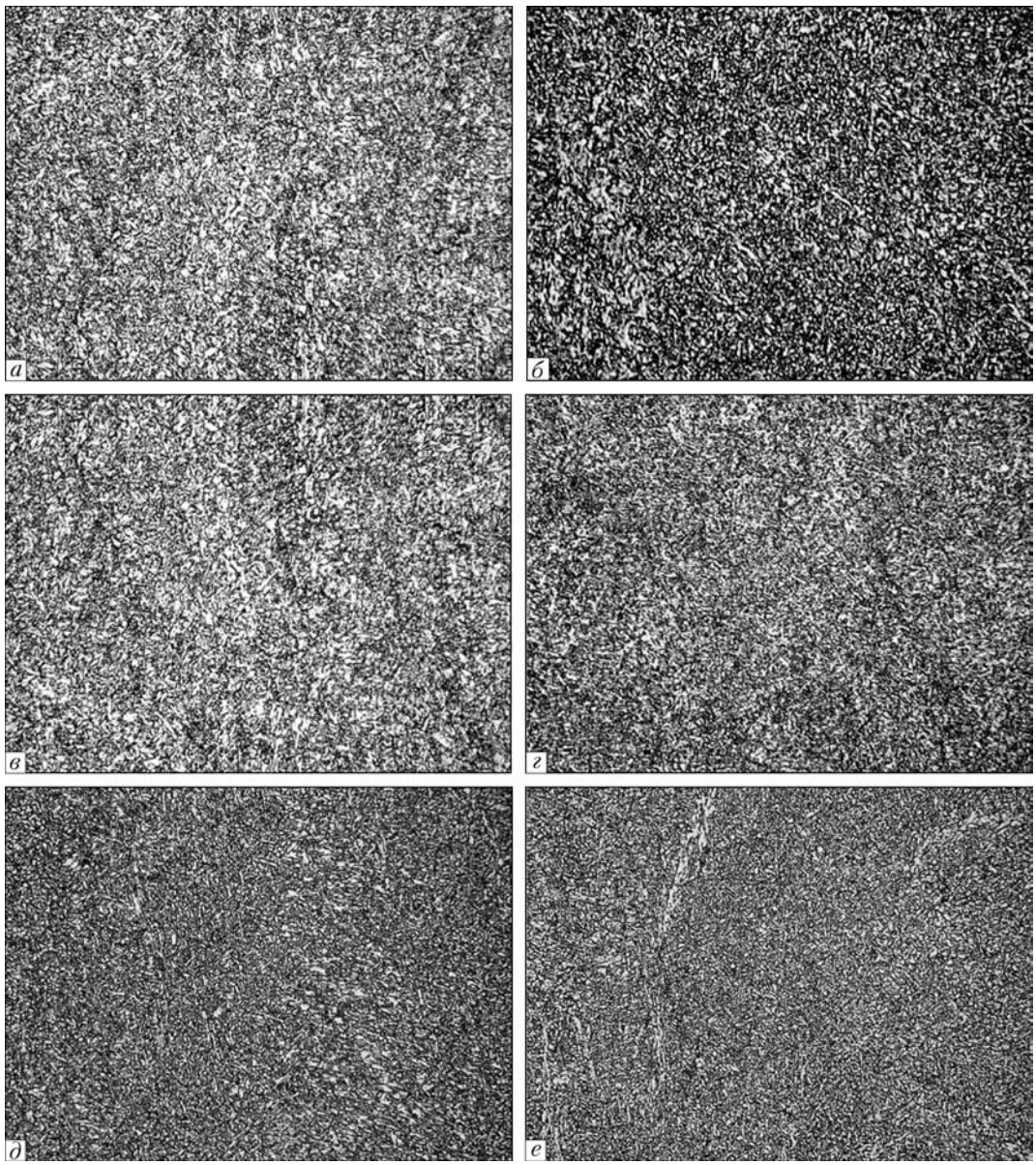


Рис. 4. Микроструктура (×500) металла многослойного шва, выполненного опытными электродами: *а* – ИП 1; *б* – ИП 6; *в* – ИП 7; *г* – ИП 11; *д* – ИП 12; *е* – ИП 16

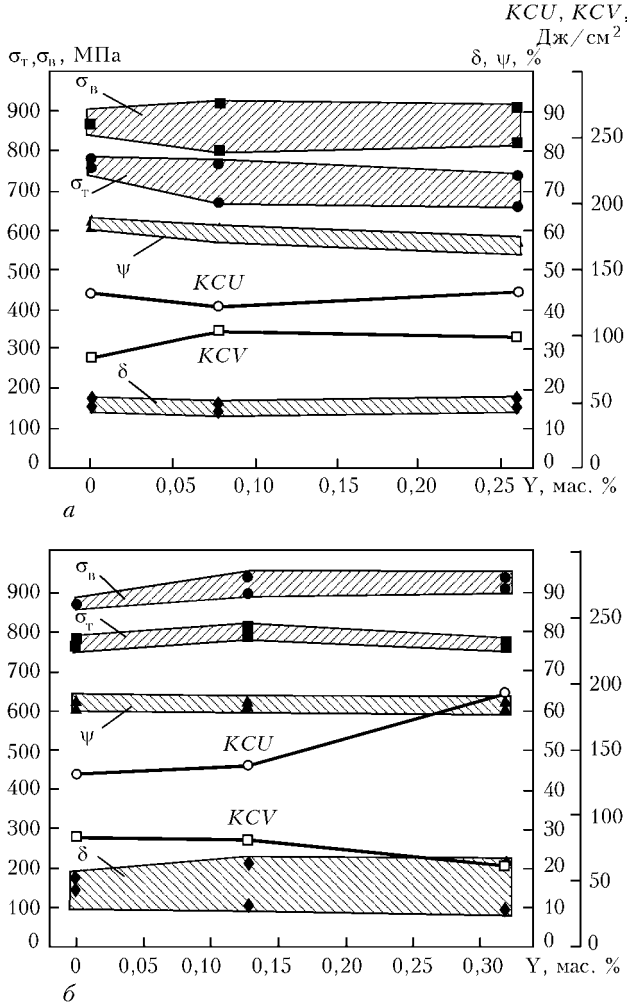


Рис. 5. Влияние иттрия на механические свойства металла шва; *а* — электроды с FeY в покрытии (серия ИП 1–6); *б* — электроды с AlNiY в покрытии (серия ИП 7–11)

26 В; $v_{св}$ = 8 м/ч. Результаты механических испытаний при 20 °С приведены на рис. 5.

Благодаря легированию (табл. 3 и 4) и мелкозернистой структуре сохраняются высокие значения прочности и пластичности наплавленного металла при температуре 20 °С (рис. 5).

Выводы

1. При наплавке порошковыми проволоками в среде аргона обеспечивается заметный переход иттрия в наплавленный металл и взаимодействие его с водородом.

2. С помощью термодесорбционного анализа установлено образование остаточного водорода с температурой максимума удаления 340–350 °С при содержании Y ≥ 0,013 %.

3. При сварке электродами основного типа с содержанием иттрия до 0,35 мас. % в покрытии не удалось достичь содержания иттрия в наплавленном металле, необходимого для перераспределения водорода, из-за высокого окислительного потенциала покрытия.

4. С введением иттрия снижается дисперсность структуры наплавленного металла, объемная доля неметаллических включений уменьшается. Прочность и пластичность наплавленного металла сохраняются на постоянном уровне.

5. Особенности массопереноса водорода в металле сварных соединений требуют дополнительных исследований.

Таблица 6. Содержание водорода в металле швов, выполненных электродами с FeY + ПАМ в покрытии

Индекс электрода	Содержание водорода, мл/100 г	
	$[H]_{диф.\ н.м}$	$[H]_{ост}$ при нагреве до 800 °С
ИП 12 (базовый)	$\frac{3,8–4,1}{3,9×3}$	0,5
ИП 13 (ПАМ — 1,5 мас. %)	$\frac{3,9–4,2}{4,0×3}$	0,5
ИП 14 (Y — 0,56 мас. %, ПАМ — 1,5 мас. %)	4,9×3	0,7
ИП 15 (ПАМ — 3 мас. %)	$\frac{5,0–5,2}{5,1×3}$	0,3
ИП 16 (Y — 0,56 мас. %, ПАМ — 3 мас. %)	$\frac{5,5–5,7}{5,6×3}$	0,5

Таблица 7. Состав (мас. %) неметаллических включений

Индекс электрода	O	Si	Mn	Al	Ti	S	Y
ИП 6	38	13,6	43	0,5	2,8	2,1	–
ИП 11	38	13,2	39	3,7	4,0	2,1	–
ИП 16	43	6,7	24	4,2	18,8	2,4	0,9

1. *Крещановский Н.С., Сидоренко М.Ф.* Модифицирование стали. — М.: Металлургия, 1970. — 296 с.
2. *Браун М.П.* Микролегирование стали. — Киев: Наук. думка, 1982. — 303 с.
3. *Гольдштейн Я.Е., Мизин В.Г.* Модифицирование и микролегирование чугуна и стали. — М.: Металлургия, 1986. — 272 с.
4. *Ефименко Н.Г.* Комплексная оценка влияния иттрия на свойства сварных швов сталей // Автомат. сварка. — 2003. — № 8. — С. 24–27.
5. *Ефименко Н.Г.* Применение редкоземельных металлов в покрытии сварочных электродов // Свароч. пр-во. — 1980. — № 7. — С. 28–29.
6. *Влияние* модифицирования неметаллических включений редкоземельными металлами на структуру и свойства металла шва при сварке высокопрочных сталей / В.Ф. Мусияченко, И.С. Мельник, М.Б. Мовчан, В.М. Кирьяков // Автомат. сварка. — 1987. — № 6. — С. 1–6.
7. *Влияние* обработки жидкой хромоникелевой стали церием на характер ее кристаллизации / Я.Е. Гольдштейн, В.И. Зельдович, Н.В. Кейс и др. // Сталь. — 1962. — № 3. — С. 258–261.
8. *Naoyukis S.* The prevention of weld cracking by addition of special elements. — S.l., [1980]. — 37 p. — (Intern. Inst. of Welding; Doc. II-A-513–80).
9. *Yttrium* hydrogen trapping to manage hydrogen in HSLA steel welds / C.A. Lensing, Y.D. Park, I.S. Maroeff, D.L. Olson // Welding J. — 2004. — N 9. — P. 254-s–266-s.
10. *Пальцевич А.П.* Хроматографический способ определения содержания водорода в компонентах электродных покрытий // Автомат. сварка. — 1999. — № 6. — С. 45–48.
11. *Кост М.Е.* О гидриде Истрия // ДАН СССР. — 1962. — **143**, № 1. — С. 119–121.
12. *Терехова В.Ф., Савицкий Е.М.* Иттрий. — М.: Наука, 1967. — 158 с.
13. *Грабин В.Ф.* Металловедение сварки плавлением. — Киев: Наук. думка, 1982. — 416 с.

ПРОЕКТ 4.2

Розробка системи обладнання для неруйнівного контролю за допомогою мікрозразків механічних властивостей та структури металу корпусів реакторів ВВЕР-1000 прямими методами з метою оцінки їх залишкового ресурсу

УДК 669.018.2

РОЗРОБКА СИСТЕМИ ТА ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ НЕРУЙНІВНОГО КОНТРОЛЮ ЗА ДОПОМОГОЮ МІКРОЗРАЗКІВ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ТА СТРУКТУРИ МЕТАЛУ КОРПУСІВ РЕАКТОРІВ ВВЕР-1000 ПРЯМИМИ МЕТОДАМИ З МЕТОЮ ОЦІНКИ ЇХ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ

Академік НАН України **І.М. НЕКЛЮДОВ**, **Л.С. ОЖИГОВ**, канд. фіз.-мат. наук, **С.В. ГОЖЕНКО**, канд. техн. наук
(ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)

Виготовлено обладнання для визначення прямими методами за допомогою мікрозразків механічних властивостей металу корпусів реакторів ВВЕР-1000, що знаходяться в експлуатації. Обладнання адаптовано до роботи між корпусом реактора та біозахистом, воно здійснює електроерозійне вирізання зразків основного металу корпусу реактора та випробування матеріалу поверхні способом безперервного локального деформування

Ключові слова: *АЕС, корпус реактора, механічні властивості металу, мікрозразки, електроерозійна вирізка, твердість*

Обгрунтування рішення про припустимість експлуатації діючих об'єктів містить визначення гарантування безпеки із заданими рівнями рисків, обов'язковою частиною визначення яких для експлуатації об'єкта є механічні випробування їх конструктивних матеріалів [1].

«Правила устройства и безопасной эксплуатации оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок» [2] вимагають проведення періодичного контролю механічних властивостей обладнання і трубопроводів АЕС з водо-водяним реактором руйнівними чи неруйнівними методами. Проте обладнання для поточного контролю корпусу реактора енергоблоків не забезпечує дослідження властивостей металу у повному об'ємі, системи автоматичного контролю СК-187 і СК-184 призначені лише для ультразвукового виявлення несуцільностей та візуального контролю стану поверхні корпусу.

Використання методики визначення механічних властивостей металу обладнання та трубопроводів АЕС за допомогою мікрозразків (методика «мікрозразків») [3] дозволяє прямими методами дослідити механічні властивості металу корпусів реакторів ВВЕР-1000, що знаходяться в експлуатації. Актуальність таких досліджень обумовлена закінченням призначеного терміну служби більшості ядерних реакторів в Україні [4] та необхідністю прийняття рішення по переназначенню ресурсу їх експлуатації.

Послідовність необхідних операцій для встановлення фактичних властивостей основного металу за методикою «мікрозразків» не залежить від виду обладнання ядерного реактора, що підлягає контролю. Вона добре визначена при контролі головних циркуляційних трубопроводів АЕС України [5].

Неможливість прямого поширення накопиченого досвіду та обладнання для контролю основного металу корпусів реакторів енергоблоків обумовлена особливими умовами роботи. Основні роботи проводяться під час планових зупинок в умовах радіоактивного випромінювання, обмеженого простору та терміну доступу, при цьому повністю виключається ручне обслуговування обладнання біля корпусу, припустиме лише дистанційне керування з безпечної відстані.

Адаптацію методики «мікрозразків» для контролю корпусів реакторів забезпечує розробка відповідного обладнання перш за все для роботи між корпусом реактора та захисним екраном, пристосованого до спільної роботи з маніпулятором установки ультразвукового контролю корпусів реакторів ВВЕР-1000 типу СК-187.

При розробці обладнання використано модульний принцип, коли відповідні модулі забезпечують проведення неруйнівного контролю основного ме-

© І.М. НЕКЛЮДОВ, Л.С. ОЖИГОВ, С.В. ГОЖЕНКО, 2009

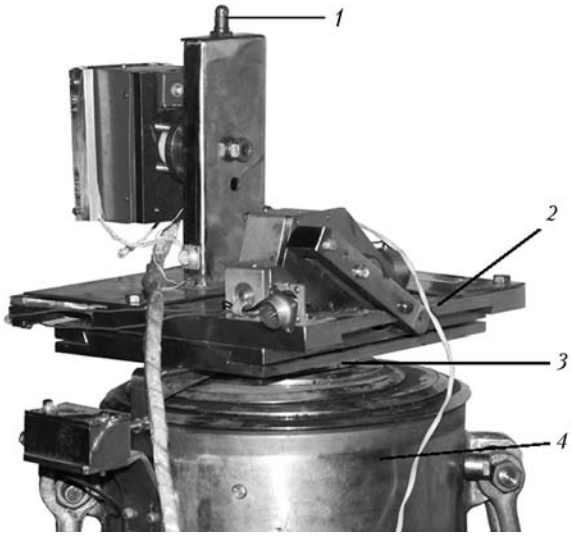


Рис. 1. Платформа на монтажній площадці маніпулятора установки СК-187МЮ: *1* — верхній обмежувальний вимикач; *2* — платформа; *3* — монтажна площадка маніпулятора; *4* — штанга маніпулятора установки СК-187МЮ

талу корпусу реактора до та після вирізки зразків (темплетів) і безпосередньо саму вирізку темплетів.

Біля корпусу реактора технологічне та контрольно-вимірювальне обладнання методики «мікрозразків» розташовується на спеціальній автоматизованій платформі, яку закріплюють на монтажній площадці маніпулятора установки СК-187 (рис. 1).

Приводи платформи забезпечують регулювання положення обладнання масою до 150 кг відносно штоку у діапазоні ±30 мм перпендикулярно та ±40 мм паралельно поверхні корпусу. При контролі твердості металу чи при виконанні вирізки темплетів платформа жорстко зчеплена з корпусом реактора магнітними захватами. Сила зчеплення (≤10 кН) захватів з поверхнею корпусу реактора регулюється електричними приводами, які обертають ротори з магнітами на основі стопу NdFeB.

Для монтажу датчиків вимірювання товщини основного металу стінок корпусу реактора та розмірів залишкової западини використовують вузол кріплення. Гіроскопічна підвіска вузла забезпечує автоматичне орієнтування датчиків перпендикулярно поверхні корпуса реактора, що контролюється, вузол задає необхідний рівень підтиску датчиків до поверхні.

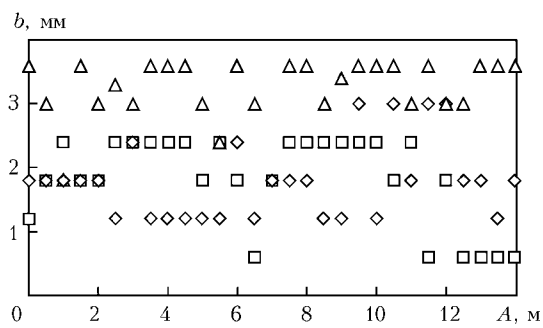


Рис. 2. Стовщення стінки корпусу реактора ВВЕР-1000 понад мінімальні значення у зоні розташування зварних швів: ✧ — № 2; ❒ — № 3; Δ — № 4; *b* — стовщення стінки корпусу реактора; *A* — розгортка поверхні корпусу реактора

Оцінювальні виміри товщини стінок циліндричної частини корпусу реактора ВВЕР-1000 (ПУ АЕС) показують, що стовщення основного металу понад мінімальні значення варіюється у діапазоні 0–3,6 мм (рис. 2). Вирізання темплетів з цих стовщень не вплине на експлуатаційні властивості корпусу.

При такій товщині надлишкового металу вирізка темплетів можлива лише за умови використання дротових електродів [6], які дозволяють виконувати прецизійні вирізки особливо тонких проб з мінімальною товщиною різа.

Процес відокремлення темплетів включає два етапи. На першому формують напрямну гару для розташування дротового електрода на рівень вирізки темплету (операція оконтурювання), на другому — безпосередньо відокремлюють темплет від корпусу.

Операції електрохімічного оконтурювання та електроерозійного відокремлювання проводять у розчині натрію-нітриду в воді (аналогічні розчини використовують при ультразвуковому контролі суцільності металу корпусів реакторів ВВЕР-1000). Варіюється лише концентрація натрію-нітриду.

Для вирізання темплетів дротовим електродом біля корпусу реактора використовується три вузла: подачі, приводу обертання електродів електрохімічного оконтурювання та безперервної подачі дротового електроду.

Вузол подачі забезпечує поздовжню та поперечну подачу електродів відносно поверхні корпусу реактора, на нього послідовно монтують вузли приводу обертання електродів та безперервної подачі електроду. При виконанні технологічних операцій робочі частини електродів перебувають у рідині, що знаходиться у кюветці, притиснутій крізь гумовий устілок до корпусу реактора.

Змонтований з вузла подачі та вузла обертального приводу електродів електрохімічного оконтурювання модуль (модуль оконтурювання) здійснює формування вертикальних напрямних гар для електроерозійного дротового електроду (рис. 3).

За електроди обрані алмазні шліфувальні круги з електропровідним сполучним матеріалом

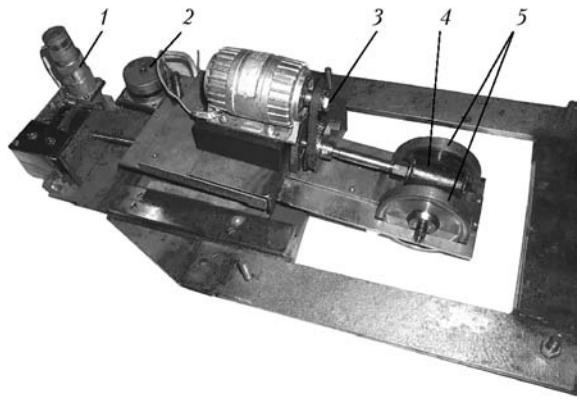


Рис. 3. Модуль оконтурювання: *1, 2* — приводи, що здійснюють відповідно поздовжню та поперечну подачі; *3* — привід обертання електродів; *4* — шнековий редуктор; *5* — електроди

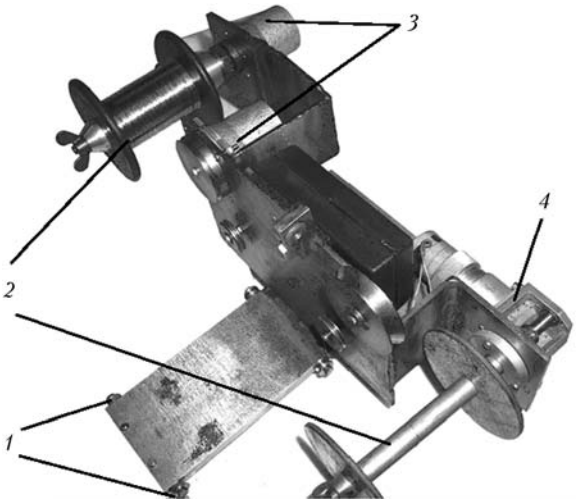


Рис. 4. Вузол подачі дротового електроду у зону різа: *1* — направляючі опори; *2* — котушки; *3* — стабілізатор натягу; *4* — привід вузла перемотування дроту

(сплав на основі міді). Обертання кругів забезпечує усування шламу з зони електролітичного травлення.

З вузла подачі дротового електроду у зону різа (рис. 4) монтується модуль електроерозійного вирізання.

Вузол подачі дротового електроду містить котушки для подачі і приймання латунного дроту, стабілізатор натягу, опори для подачі дроту у напрямні гари, а також направляючі ролики.

Залежність швидкості та товщини різу дротовим електродом від електропровідності розчину натрію-нітриду у воді представлено на рис. 5.

Слід зазначити, що швидкість вирізання темплету на різних стадіях відокремлення варіюється, підсумкова швидкість становить ≤3 мм/год.

На відміну від стаціонарних приладів електроерозійної обробки, де електрод проходить заготовку у прямому напрямі від одного боку до другого, у модулі дротовий електрод змінює напрямок руху у гарі основного металу приблизно на 90°. Внаслідок цього електроерозійна вирізка темплетів проходить при невисоких рівнях натягу та зносу дроту. Процес має низьку стабільність, особливо на початкових та кінцевих стадіях відокремлення темплету.

Якщо припустима товщина різа сягає ≥1 мм, то використовують вузол з жорстким електроерозійним електродом. Суттєвою перевагою обладнання

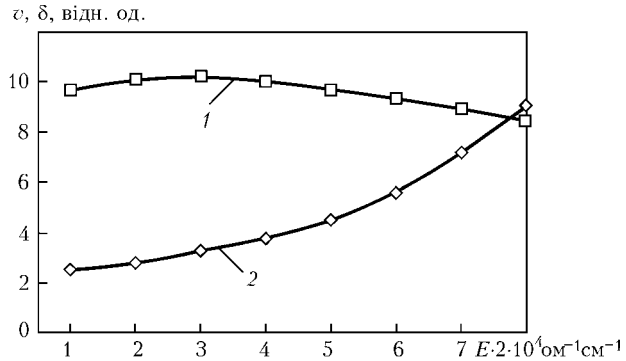


Рис. 5. Залежність швидкості та товщини різу від електропровідності розчину натрію-нітриду у воді; *1, 2* — відповідно швидкість *v* та товщина δ різа; *E* — електропровідність розчину

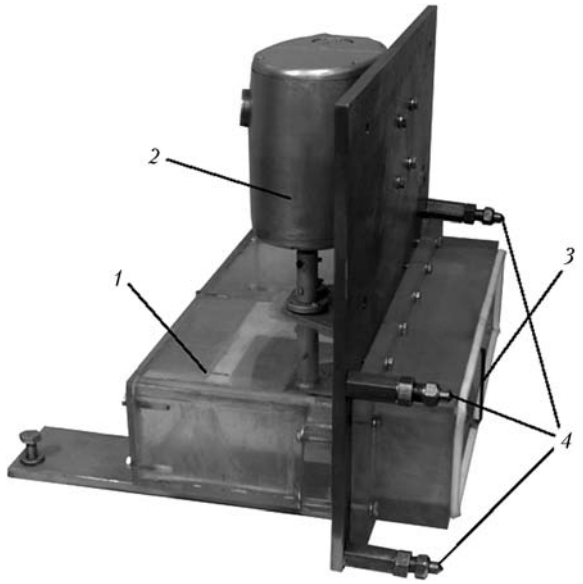


Рис. 6. Вузол електроерозійної вирізки темплетів жорстким електродом: *1* — кюветка; *2* — привід обертання електроду; *3* — електрод; *4* — мікрометричні опори

з жорстким електродом є вирізка темплетів за один підхід до поверхні корпусу реактора. Відпадає потреба у прецизійний установці різнопланового обладнання з проміжними стадіями виведення маніпулятора СК-187 за межі розташування корпусу реактора.

Робота вузла побудована на електроерозійній вирізці у стінці корпусу криволінійної впадини пластинчатим електродом. Зовнішній вид вузла електроерозійної вирізки темплетів жорстким електродом показано на рис. 6.

При вирізці темплету модуль міцно притискують крізь гумовий устілок до корпусу реактора,

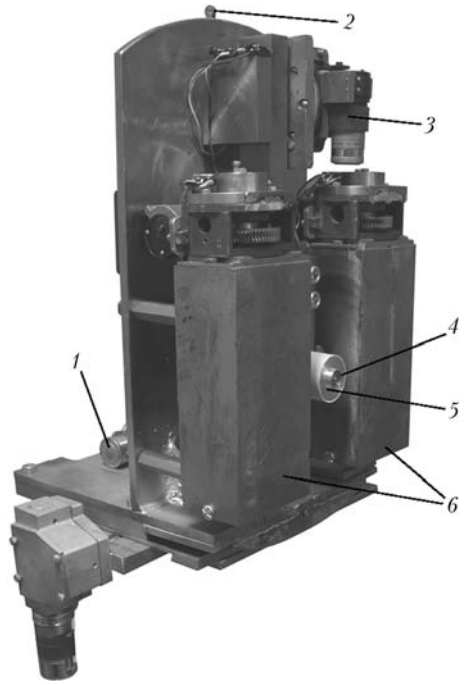


Рис. 7. Модуль дистанційного контролю твердості на монтажній платформі: *1* — платформа; *2* — верхній обмежувальний вимикач; *3* — ексцентрикове тягло; *4* — кульовий індентор; *5* — LVDT датчик; *6* — магнітні захвати

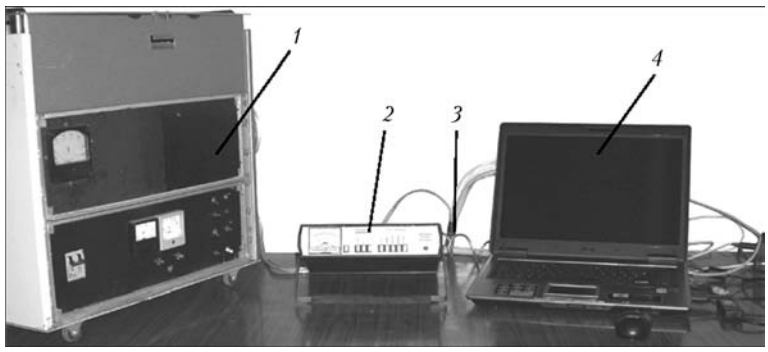


Рис. 8. Модулі керування методикою мікрозразків: *1* — модуль генератора; *2* — блок управління приводами; *3* — кабель; *4* — ноутбук

кюветку заповнюють робочим розчином. Електроерозійні імпульси подаються на модуль з розташованого на відстані приблизно 50 м модуля генератора, який також автоматично регулює швидкість обертання електроду. Потрібна товщина темплету, що відокремлюється, задається мікрометричними опорами з керамічними наконечниками.

Висока трудомісткість виготовлення темплетів, відсутність у деяких випадках надлишкового матеріалу не дозволяють вирізати зразки металу з усієї поверхні корпусу реактора і, відповідно, дослідити прямими методами його механічні властивості. Поширення результатів дослідження металу окремих темплетів на метал усієї поверхні корпусу реактора потребує додаткового використання масових неруйнівних методів контролю. Прямі виміри механічних властивостей металу темплетів забезпечують калібрування цих неруйнівних методів.

Особливо наближені до прямих вимірів механічних властивостей випробування на твердість, наведені в роботі [7], широко використовувані в атомній енергетиці [8]. Найбільшу інформативність при випробуваннях на твердість мають методи безперервної реєстрації діаграм заглиблення у координатах навантаження (заглиблення — метод безперервного локального деформування) [9, 10]. Визначення характеристик міцності металів за даними випробувань на твердість засновано на кореляції діаграм заглиблення та розтягу [11].

Розроблений нами модуль для дистанційного контролю твердості поверхні корпусів реакторів ВВЕР-1000 вказаним методом представлено на рис. 7.

У модулі використано кульовий індентор, тензометричний датчик сили, LVDT датчик лінійних переміщень та ексцентриковий вузол автоматичного навантаження. У період реєстрації діаграм заглиблення кульового індентора у досліджуваний метал модуль жорстко зчеплюють з корпусом реактора за допомогою магнітних захватів платформи. Сила зчеплення (≤10 кН) дозволяє використовувати індентори діаметром 2 мм. Магнітні захвати припускають модернізацію з метою підвищення сили зчеплення, але це призводить до збільшення їх маси. Гранична маса модулів на монтажній площадці маніпулятора при цьому не повинна перевищувати 200 кг.

Керування маніпулятором в процесі доставки модулів до місця контролю здійснюється оператором установки ультразвукового контролю СК-187. Роботою модулів управляють з відстані близько 50 м. Модулі керування представлено на рис. 8.

Блок управління керує приводами модулів у напівавтоматичному режимі, модуль (генератор) генерує електроерозійні імпульси та управляє приводами електродів модулів вирізки. Керування роботою датчиків суто неруйнівних методів контролю, накопичення здобутих даних та їх первинна обробка здійснюються за допомогою ноутбука.

Усі розроблені модулі пройшли випробування на стенді в ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України, а окремі — на другому енергоблоці ПУ АЕС у реальних умовах гермозони реактора ВВЕР-1000.

1. *Махутов Н.А.* Роль механических испытаний в обосновании прочности, ресурса и безопасности // Зав. лаборатория. Диагностика материалов. — 2007. — **73**, № 9. — С. 56–63.
2. *ПНАЕ Г-7-008–89*. Правила устройства и безопасной эксплуатации оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. — М., 1989. — 27 с.
3. *РД.00.ЕК.ХФ.МО.М.09–09*. Методика определения механических свойств металла оборудования и трубопроводов АЕС с помощью микрообразцов. — Харьков, 1999. — 22 с.
4. *Неклюдов И.М.* Розробка ефективних методів оцінки та подовження ресурсу об'єктів атомної енергетики // Зб. наук. ст. «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд і машин». — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 145–148.
5. *Особливості* встановлення фактичних властивостей металу обладнання ядерних реакторів, що знаходяться в експлуатації / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, С.В. Гоженко, П.А. Мищенко // Там само. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 153–156.
6. *Гоженко С.В.* Использование электродов-проволок при элекроэрозионном вырезании образцов металла, находящегося в эксплуатации оборудования АЭС // Вопр. атомн. науки и техники. Сер. ФРП и РМ. — 2007. — № 6. — С. 94–96.
7. *Марковец М.П.* Определение механических свойств металлов по твердости. — М.: Машиностроение, 1979. — 191 с.
8. *РД ЭО 0027–94*. Определение характеристик механических свойств металла оборудования атомных электростанций безобразцовыми методами по характеристикам твердости. — М., 1994. — 38 с.
9. *Булычев С.И., Алехин В.П.* Испытание материалов непрерывным вдавливанием. — М.: Машиностроение, 1990. — 280 с.
10. *Шабанов В. М.* Испытание материалов методом непрерывного вдавливания сферического индентора в вырезанную лунку // Диагностика материалов. — 2004. — № 2. — С. 49–52.
11. *Булычев С.И.* О корреляции диаграмм вдавливания и растяжения // Там же. — 2001. — **67**, № 11. — С. 33–41.

ПРОЕКТ 4.3

Розробка та впровадження методології контролю і глушіння теплообмінних трубок парогенератора ПГВ-1000 енергоблоків АЕС України та обгрунтування залишкового ресурсу дефектних труб

УДК:621.039.534.25;620.19

МЕТОДОЛОГІЯ КОНТРОЛЮ ТА ОБГРУНТУВАННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ТЕПЛООБМІННИХ ТРУБОК ПАРОГЕНЕРАТОРІВ АЕС З ВВЕР-1000

Аакадемик **В.М. АЖАЖА, А.С. МИТРОФАНОВ**, канд. техн. наук, **Л.С. ОЖИГОВ**, канд. физ.-мат. наук,
Є.О. КРАЙНЮК, інж. (ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України),
А.В. БАЖУКОВ, інж. (ВП «Південно-Українська АЕС»),
Г.С. СМАРОВОЗ, інж. (Державний комітет ядерного регулювання України)

На основі «Атласу експлуатаційних дефектів» розроблено методичні таблиці відповідності даних металографії та вихрострумового контролю. В процес контролю теплообмінних труб парогенераторів на ПУ АЕС передано «Атлас дефектів» та методичні таблиці, які допоможуть операторам-аналітикам з великою долею вірогідності правильно оцінювати виявлені дефекти та приймати аргументовані рішення про встановлення працездатності теплообмінних труб в подальшому. Для обгрунтування залишкового ресурсу проведено механічні випробування кільцевих зразків теплообмінних труб. Встановлені залежності механічних властивостей металу кільцевих зразків теплообмінних труб для дефектів з різною глибиною ураження.

Ключові слова: *парогенератор, теплообмінна трубка, експлуатаційні дефекти, вихрострумовий контроль, методичні таблиці, кільцеві зразки, механічні випробування, механічні властивості*

Робота відноситься до проблем ресурсу парогенераторів АЕС із реакторами ВВЕР-1000. Як показала довгострокова експлуатація, парогенератори виходять із ладу частіше за все через ушкодження з боку другого контуру. Із часом у теплообмінних трубках виникають і розвиваються дефекти корозійного походження, які на певному етапі можуть являти серйозну проблему для експлуатації парогенератора й енергоблока в цілому.

Після того, як у 2006 р. в ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» створено «Атлас експлуатаційних дефектів в теплообмінних трубках парогенераторів АЕС» [1], виникли такі питання:

- яким чином одержані дані про металографічні ознаки дефектів з різними індикаціями можна використати для розшифрування результатів вихрострумового контролю;
- чи можливо на основі вигляду дефектів і даних про їх розташування пояснити причини та механізми їх утворення;
- визначення знеміцнюючої дії дефектів з огляду на критерії глушіння теплообмінних труб.

Мета даної роботи полягала у розгляді цих питань у комплексі з точки зору можливостей підвищення ефективності контролю та встановлення працездатності теплообмінних труб парогенераторів [1–4].

Розробка таблиць для розшифровування результатів вихрострумового контролю. Для своєчасного виявлення дефектів розроблено автоматизовані контролюючі комплекси — вихрострумові системи контролю (ВСК), які дозволяють під час планово-попереджувальних ремонтів здійснювати масовий контроль трубок. Принцип вихрострумового контролю полягає в наступному.

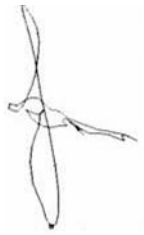
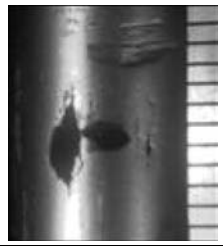
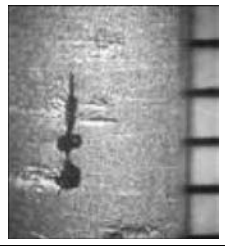
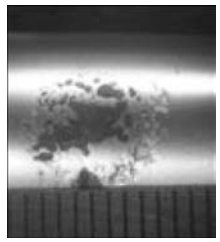
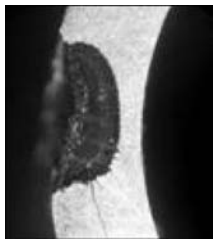
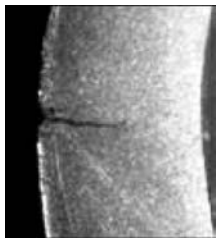
Через парогенераторну трубку, що контролюється, протягують зонд з котушкою індуктивності, через яку пропускають електричний струм високої частоти. Другий зонд з котушкою індуктивності, через яку пропускають електричний струм високої частоти, знаходиться у бездефектній трубці такого ж типорозміру, як і парогенераторна трубка. Навколо котушок формується електромагнітне поле, котушки збалансовані, і імпульсний сигнал на моніторі оператора має вигляд крапки.

При наявності різноманітних дефектів у металі парогенераторної трубки в котушках порушується баланс і генеруються імпульсні сигнали від дефекта у вигляді фігури Лісажу. В результаті контролю отримують інформацію у вигляді картограми, на якій записується сформований від дефекту сигнал у вигляді фігури Лісажу та характеристики сигналу: амплітуда (вольт), фаза (градуси), нестача металу (проценти). Чутливість і приладова точність систем є досить високими, але фіксації підлягають дефекти з нестачею металу не менше як 20 %.

При проведенні контролю теплообмінних трубок у реальних умовах виникають суттєві трудно-

© В.М. АЖАЖА, А.С. МИТРОФАНОВ, Л.С. ОЖИГОВ, Є.О. КРАЙНЮК, А.В. БАЖУКОВ, Г.С. СМАРОВОЗ, 2009

Фігури Лісажу, вигляд дефектів з поверхні та на металографічному шліфі

Вигляд дефекта	Виразки	Тріщини	Розтріскування	Корозійні плями
Фігура Лісажу				
На поверхні труби				
В площині шліфа				

щі на етапі інтерпретації отриманих даних, визначення ступеня небезпеки дефектів і можливості подальшої експлуатації дефектної трубки. Проблема полягає в тому, що ВСК засновані на порівнянні результатів з даними еталонних дефектів, тоді як останні не відповідають великій розмаїтості природних дефектів.

Дефекти з параметрами, при яких, відповідно до еталонів, трубка є непрацездатною, насправді можуть і не бути такими й навпаки. Тобто при всій точності та високих технічних показниках ВСК не дають однозначної відповіді на головне питання: чи потрібне глушіння трубок з виявленими дефектами? Критерії глушіння, прийняті нормами безпечної експлуатації різних країн, істотно різняться. У практиці експлуатації відзначалося, що часто трубки з наднормативними дефектами продовжують працювати тривалий час, розвиток дефектів загальмовується, у той же час розкриваються менш критичні дефекти. В роботах [5–7] вказується, що методики ВСК мають невирішені проблеми, пов'язані із трактуванням одержуваних результатів контролю.

В процесі експлуатації в теплообмінних трубках реалізуються дефекти чотирьох видів: корозійні язви, плями, тріщини та розтріскування [1, 2, 4]. За результатами металографічних досліджень нами встановлено, яким чином по фігурах Лісажу можна визначити вид дефекту. В таблиці представлені чотири приклади дефектів. Показано, як виглядають дефекти на поверхні, на шліфах у поперечному перерізі, а також наведені фігури Лісажу.

Як видно з таблиці, для корозійних виразок фігури Лісажу переважно мають вигляд, близький за формою до «вісімок», розташованих у другій чверті координатної сітки. Для цих дефектів фігури Лісажу принципово аналогічні тим, що формуються від штучних еталонних дефектів, якими є отвори відповідних глибини та діаметру.

Корозійні плями мають складну форму й нерівний рельєф. Часто вони об'єднані в одну пляму або групу плям. Фігури Лісажу для корозійних плям також являють собою «вісімки», однак розташовані вони в першій чверті координатної сітки.

Фігури Лісажу, що формуються від розтріскування і окремих тріщин, за характером схожі. Це ламані, іноді розімкнуті лінії різних обрисів, далекі від «вісімок» еталонних дефектів.

Таким чином, належність дефекту до того, чи іншого виду можна визначити за характером фігур Лісажу. При цьому слід ураховувати, що більшість експлуатаційних дефектів має складну будову, пов'язану з розтріскуванням або присутністю кількох зародків.

Проведений аналіз показав, що рішення за результатами вихрострумового контролю теплообмінних трубок мають базуватися не тільки на індикаціях амплітуди сигналу й відсотка нестачі металу, як це практикується діагностами, але повинні

враховувати характер фігур Лісажу. Індикації ВСК є лише первинними ознаками для відбору дефектів, небезпечних для експлуатації.

Другим пунктом у методиці діагностики має бути визначення виду дефектів (виразка, тріщина або пляма корозії). Далі, шляхом порівняння з подібними дефектами в атласі, варто встановити геометричні розміри й ступінь небезпеки виявлених дефектів. Після того, як склалося повне уявлення про дефект, можна прийняти свідоме рішення про подовження експлуатації дефектної трубки. З результатів наших досліджень витікає, що критерії глушіння для дефектів різних видів мають різнитися.

На базі отриманих експериментальних результатів створено робочі таблиці з дефектами, які потребують глушіння труб. Ці таблиці є складовою частиною нової методології контролю теплообмінних трубок із застосуванням атласу дефектів. У таблицях для кожного з чотирьох типів дефектів (корозійні виразки, розтріскування, окремі тріщини та плями корозії) показані типові зображення дефектів для суттєво важливих показників вихрострумового контролю. В таблиці увійшли дефекти різної амплітуди з параметрами нестачі металу від 40 до 90 %. З приводу дефектів саме цього діапазону виникають питання щодо глушіння труб. Встановлено, яким чином за результатами вихрострумового контролю з використанням таблиць можна з великою часткою вірогідності визначити тип дефекту. Суть розробленої методології полягає у наступному:

• по фігурах Лісажу, отриманих за допомогою вихрострумового контролю, шляхом порівняння з таблицями визначають тип дефекту (корозійна виразка, пляма корозії, розтріскування чи окрема тріщина);

• у відповідності з результатами вихрострумового контролю (амплітуда сигналу та нестача металу) за таблицями оцінюють розміри дефекту;

• у відповідному розділі атласу знаходять аналогічний дефект (поперечний розріз та вигляд з поверхні) і приймають рішення щодо подальшої експлуатації дефектної труби.

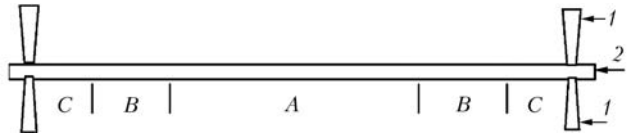


Рис. 1. Схематичне зображення кріплення теплообмінної трубки в дистанціонуючих решітках: *1* — місця закріплення; *2* — теплообмінна трубка; *A, B, C* — зони розташування дефектів різного типу

Таблиці та атлас експлуатаційних дефектів передані на ПУ АЕС для впровадження в робочий процес контролю. Передбачається, що цей методичний матеріал істотно підвищить обгрунтованість рішень за результатами вихрострумового контролю.

Різноманітність дефектоутворень в теплообмінних трубках. У парогенераторах ПГВ-1000 теплообмінні трубки (ТОТ) розташовують в конструкційних решітках, які виконують дві функції: дистанціонують трубки одна від одної і знижують рівень їх вібрацій у потоках теплоносія. Відстані між решітками в досліджуваній зоні становлять 565 і 585 мм. На ділянках між решітками реалізуються корозійні дефекти різного характеру (рис. 1).

У переважній більшості випадків дефектами є корозійні виразки на зовнішній поверхні труб, які започатковують розтріскування металу. Характер подальшого розтріскування визначається напруженим станом металу і залежить в розглянутих випадках від місця розташування дефектів [4]. На вільному просторі між решітками (зони *A*) розтріскування відбувається за міжкристалітним механізмом, що є наслідком розклинюючої дії твердих продуктів корозії, утворюваних у корозійних виразках.

У зонах *C* поблизу місць закріплення до дистанціонуючих решіток має місце транскристалітне розтріскування. Цей факт разом з характерним виглядом тріщин (рис. 2, зона *C*) дозволяє стверджувати, що в даних випадках причиною розтріскування є корозійна втома.

Для зон *B* типовим є дефект, показаний на рис. 2, *B*. Дефекти в цій зоні характеризуються тим, що корозійні ураження, які започатковують

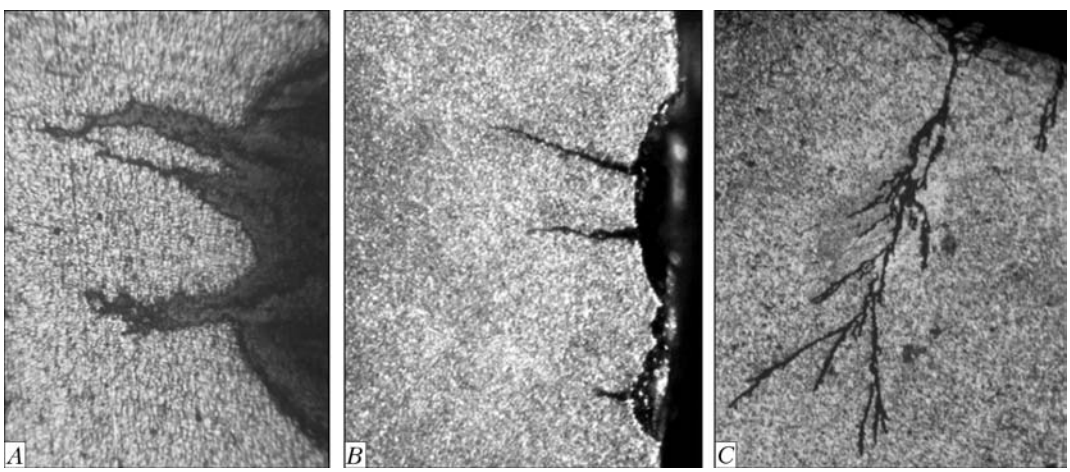


Рис. 2. Корозійні дефекти, характерні для зон *A, B* і *C*

тріщини, мають більші розміри, ніж у зонах *C*, але менші, ніж у зоні *A*; довжина тріщин помітно перевищує розміри уражень.

Ще однією ознакою дефектів у зоні *B* є відсутність продуктів корозії в невеликих виразках. Дослідження показали, що тріщини в зоні *B* поширюються за змішаним механізмом: на фоні міжкристалітного є значна частка транскристалітного розтріскування.

Знання фізичної природи утворення та розвитку дефектів дає можливість більш свідомо підходити до питань глушіння дефектних труб. При аналізі результатів вихрострумового контролю потрібно враховувати не лише і не стільки розміри виявлених дефектів, скільки спроможності їх розкриття при подальшій експлуатації. Місця поблизу закріплення трубок до решіток можна вважати найбільш сприятливими для розкриття дефектів. Тобто вірогідність розкриття дефектів з критичними значеннями показників амплітуди і відсотку нестачі металу поблизу місць закріплення в решітках вища, ніж на вільному просторі між решітками.

Механічні випробування кільцевих зразків з корозійними дефектами. Аналіз, що проводиться перед глушінням кожної дефектної трубки, повинен прогнозувати можливість розвитку дефекту в процесі експлуатації. Методи контролю дозволяють визначати глибину дефектів, однак невідомою залишається ступінь ураження металу навколо корозійних ушкоджень. При цьому в області дефектів можливі сколювання або розкриття ділянок трубки. Це може призвести до високомасштабної аварії, викликаної радіоактивним забрудненням другого контуру. Нині відсутні дані про те, як наявність корозійних дефектів впливає на механічні властивості сталі. Метою проведених випробувань було встановлення й аналіз залежності механічних властивостей матеріалу теплообмінних трубок від характеру та глибини дефектів.

Для експериментального визначення локального знеміцнюючого впливу експлуатаційних дефектів використали метод випробувань кільцевих зразків, який дозволяє визначати механічні властивості для зіставлення й контролю [8]. Зразки являли собою кільця зовнішнім діаметром 16, товщиною 1,5 і шириною 3 мм. Кільця вирізали із фрагментів ТОТ після експлуатації їх у парогенераторі ПГВ-1000. Робочі зразки містили в собі дефекти різних типів і розмірів. Для зіставлення використовували зразки як без дефектів, так і зі штучними V-образними надрізами різної глибини (тестові зразки). Випробування проводили на розривних машинах 1246Р-2/2300 і «INSTRON» при значеннях температури +20 і у вакуумі +300 °С. Випробовували зразки з дефектами, параметри яких заздалегідь визначено вихрострумовим контролем. Реальну глибину дефектів встановлювали за допомогою досліджень поверхні руйнування на зразках після випробувань.

Вплив корозійних дефектів визначали шляхом зіставлення результатів випробувань зразків з експлуатаційними дефектами й тестовими зразками. На зразках без надрізів і дефектів визначали механічні властивості для порівняння з літературними даними. Напруження, потрібне для розкриття кільця, встановлювали на зразках зі скрізними надрізами.

По діаграмах розтягування кільцевих зразків зі штучними надрізами й експлуатаційними дефектами різних видів визначали навантаження при умовній межі текучості і тимчасовому опорі, а також відносне подовження. При обчисленні значень механічних властивостей основні труднощі полягали у встановленні площі перетину на зруйнованих зразках. Для стандартних зразків ці площі звичайно визначають шляхом геометричних обчислень. У нашому випадку для кільцевих зразків з експлуатаційними дефектами здійснити звичайне обчислення площі перетину не уявлялося можливим через складну геометрію розривів. Остання складалася з розривів по дефекту і по «живому» металу.

Дефекти являли собою тверді оксиди, які не мали помітного значення у процесі деформації. З великою вірогідністю можна вважати, що геометричні розміри дефектів при розтяганні кілець залишилися без змін. Площу розриву по дефектах $S_д$ визначали за допомогою металографічного мікроскопу, оснащеного цифровою фотокамерою. Вихідну площу металу в місці розриву $S_м$ розраховували як різницю між вихідною площею зразка в місці дефекту S_2 і визначеною площею руйнування $S_д$:

$$S_м = S_2 - S_д.$$

Площу S_2 визначали за допомогою вимірювань зразків до розтягнення. Умовну межу текучості та тимчасовий опір знаходили з рівнянь

$$\sigma_{0,2} = P_{0,2}/S_м; \quad \sigma_в = P_в/S_м,$$

де $P_{0,2}$ — зусилля навантаження відповідно деформацій 0,2 %; $P_в$ — максимальне зусилля навантаження.

Навантаження визначали по діаграмах розтягування. Площини залишкового металу для кожного зразка обчислювали за допомогою програми WinDIG.

На графіках рис. 3 наведено отримані в результаті випробувань значення умовної межі текучості й тимчасового опору для металу кільцевих зразків при різних глибинах пошкоджень. На цих же графіках для зіставлення представлені аналогічні значення для зразків зі штучними надрізами. Для всіх типів зразків зниження умовної межі текучості зафіксовано при глибинах пошкоджень понад 50 %.

Залежності межі міцності для зразків із різними типами дефектів з урахуванням розкиду експериментальних значень (10 %) розташовані в смузі шириною близько 100 МПа. З рис. 3, *б* видно, що

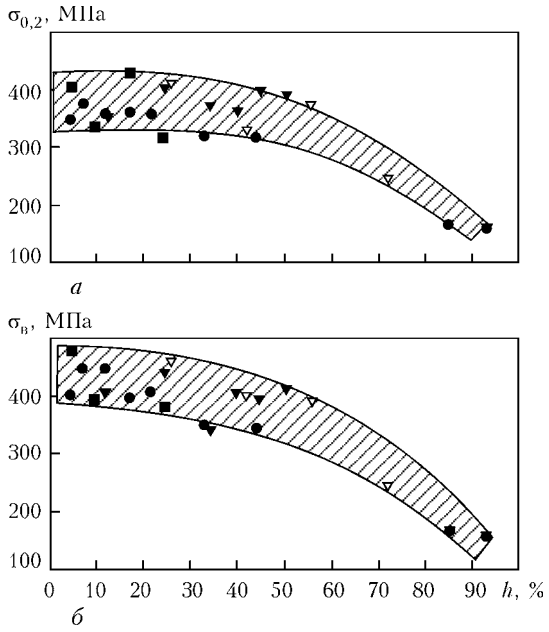


Рис. 3. Залежність умовної межі текучості (*а*) та тимчасового опору (*б*) від глибини дефектів для кільцевих зразків з виразками, тріщинами, корозійними плямами та надрізами при температурі +300 °С: ● — виразки; ▼ — тріщини; ■ — плями корозії; ∇ — надрізи

при однакових глибинах пошкоджень зафіксовано відповідність між значеннями тимчасового опору для зразків з експлуатаційними дефектами та надрізами. Помітне зменшення тимчасового опору виявлено після глибини ураження понад 50 %, як і для межі текучості.

На рис. 4 показані залежності відносного подовження δ як функції глибини дефекту *h*. Для кільцевих зразків всіх видів δ знижується по експонентних залежностях від 12 % для бездефектних зразків ($h = 0$) до 1 % ($h > 50$ %). При однакових глибинах дефектів мінімально пластичних зразків з надрізами найбільше відносне подовження мають зразки з виразками, а надрізи, скоріше за все, є найбільш ефективними концентраторами напружень.

У результаті порівняльних випробувань можна відзначити, що отримані експериментальні залежності механічних властивостей від глибини дефектів для кільцевих зразків з корозійними дефектами та зразків з надрізами істотно не відрізняються або ж відмінності лежать у межах розкиду експериментальних даних.

У реальних умовах роботи теплообмінні трубки в парогенераторах вкриті шаром нанесених шламових відкладень. За нормами експлуатації відкладення регулярно видаляють за допомогою хімічних відмивань. Відповідно до результатів наших випробувань і досліджень, хімічні відмивання можуть сприяти розкриттю дефектів, що неодноразово відбувалося в експлуатаційній практиці.

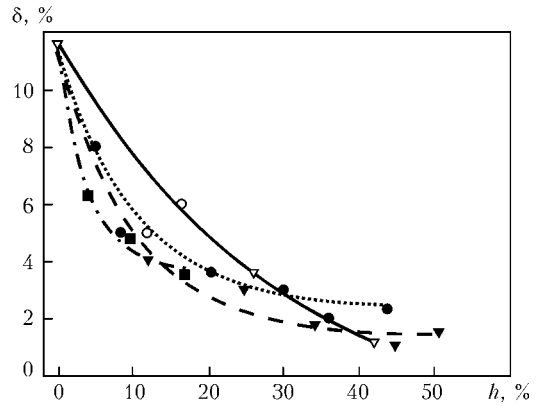


Рис. 4. Залежність відносного подовження δ від глибини дефектів *h* для кільцевих зразків з експлуатаційними дефектами й надрізами при температурах +300 °С: ● — виразки; ▼ — тріщини; ■ — плями корозії; ∇ — надрізи

Висновки

1. Створено методичні таблиці порівняння результатів вихрострумового контролю з металографічними даними. До ПУ АЕС передано «Атлас дефектів» та методичні таблиці, які допоможуть операторам-аналітикам з великою часткою вірогідності правильно оцінити виявлені дефекти і прийняти аргументоване рішення щодо працездатності теплообмінних труб в подальшому.

2. Проведено механічні випробування кільцевих зразків з експлуатаційними дефектами для обґрунтування залишкового ресурсу. Отримано результати стосовно фізико-механічних властивостей дефектного металу теплообмінних труб.

1. *Атлас* експлуатаційних дефектів у теплообмінних трубах парогенераторів АЕС з реакторами типу ВВЕР / І.М. Неклюдов, В.М. Ажажа, Л.С. Ожигов та ін. // Цільова комплексна програма НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації споруд та машин». — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 157–161.
2. *Корозійні* ушкодження теплообмінних труб парогенераторів Південноукраїнської АЕС / І.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, А.С. Митрофанов, С.В. Гоженко // Сб. наук. праць. Севастопол. нац. ун.-ту ядерної енергетики та пром-сті. — Севастополь, 2003. — Вып. 8. — С. 55–63.
3. *Корозійні* ушкодження металу в другому контурі енергоблоків реакторів ВВЭР-1000 / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, А.С. Митрофанов та ін. // Там само. — Севастополь, 2004. — Вип. 10. — С. 72–79.
4. *Разновидности* и диагностика эксплуатационных дефектов в теплообменных трубах парогенераторов АЭС / І.М. Неклюдов, А.С. Митрофанов, Л.С. Ожигов, Є.О. Крайнюк // Физ. и хим. обраб. материалов. — 2008. — № 1. — С. 79–85.
5. *Адамович А.И.* Совершенствование методики вихретокового контроля для оценки состояния дефектных труб парогенераторов // Сб. наук. праць Севастопол. наук. ун-ту ядерної енергетики та пром-ті. — Севастополь, 2006. — Вип. 3. — С. 10–15.
6. *Адамович А.И., Свириденко И.И.* Критерии глушения дефектных труб парогенераторов АЭС с ВВЭР // Там само. — Севастополь, 2003. — Вып. 9. — С. 6–16.
7. *Зарицкий Н.С., Седнев В.А., Скалозубов В.И.* Анализ эксплуатационных данных по дефектам теплообменных труб парогенераторов ВВЭР // Ядерная и радиационная безопасность. — 2000. — № 1. — С. 96–98.
8. *ДСТУ 2528–94.* Метод випробовування розтягуванням кільцевих зразків в умовах нагрівання. — Київ: УкрНДІССІ, 1994. — 12 с.

ПРОЕКТ 4.4

Формозміна, розпухання вигородки та інших елементів ВКП, оцінка їх впливу на ресурс роботи реакторів ВВЕР

УДК 620.187:621.039.531

МОДЕРНІЗАЦІЯ ПРИСКОРЮВАЧА ЕСУВІ ДЛЯ ОДНОЧАСНОГО ОПРОМІНЮВАННЯ СТАЛІ Х18Н10Т ІОНАМИ ХРОМУ, ГЕЛІЮ ТА ВОДНЮ РІЗНИХ ЕНЕРГІЙ

О.В. БОРОДІН, В.В. БРИК, кандидати фіз.-мат. наук, **Р.Л. ВАСИЛЕНКО**, інж., **В.М. ВОЄВОДІН**, д-р фіз.-мат. наук, **О.С. КАЛЬЧЕНКО, В.В. МЕЛЬНИЧЕНКО**, інженери, академік НАН України **І.М. НЕКЛЮДОВ, О.В. ПЕРМЯКОВ, М.М. ПИЛИПЕНКО, Ю.Е. КУПРІЯНОВА, інженери, Б.А. ШИЛЯЄВ**, канд. фіз.-мат. наук

(ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут»,

Ін-т фізики твердого тіла, матеріалознавства та технологій НАН України)

Ресурс роботи реакторів типу ВВЕР значною мірою обмежується ресурсом роботи матеріалів внутрішніх корпусних пристроїв (ВКП). Можливість подовження терміну експлуатації пов'язана з проблемами низкотемпературного радіаційного розпухання та окрихчення, які в свою чергу залежать від з процесів накопичення гелію і водню в сталі Х18Н10Т, використовуваній як матеріал ВКП реакторів ВВЕР. Розраховано концентрації водню і гелію, утворюваних в ядерних реакціях трансмутації в матеріалі ВКП реактору ВВЕР-1000 (сталі 08Х18Н10Т) у діапазоні доз опромінення 0-100 зміщень на атом (зна) (0–70 років експлуатації). Розроблено та виготовлено джерело газових іонів, що дозволяє опромінювати зразки трьома пучками іонів (металу, гелію та водню). Випробувано джерела на прискорювачі ЕСУВІ, а також досліджено та обрано оптимальні режими його роботи. За рахунок модернізації ЕСУВІ вперше у світовій практиці реалізовано ідею створення трипучкового колінеарного прискорювача, що дає змогу у реальних умовах прогнозувати ресурс роботи матеріалів ВКП.

Ключові слова: *прискорювач, іони хрому, гелій, водень, потрійний пучок*

Вступ. Останнім часом встановлено загрозу значного радіаційного розпухання елементів внутрішніх корпусних пристроїв (ВКП) реакторів, що призводить до їх формозміни й крихкості. Вказана обставина, яку не врахували при проектуванні реакторів водо-водяного типу, може спричинити серйозні наслідки, оскільки ВКП реакторів водо-водяного типу є незмінюваними елементами конструкції з терміном експлуатації, рівним ресурсу реактора. Це особливо актуально у зв'язку з постановкою задачі про подовження терміну експлуатації реакторів ВВЕР-440 і обгрунтуванням проектного ресурсу ВКП реакторів ВВЕР-1000 через підвищення вимог щодо безпечної експлуатації АЕС.

Для подовження ресурсу АЕС однією з задач є дослідження впливу гелію і водню на структурно-фазовий стан сталі Х18Н10Т, використовуваної як матеріал ВКП реакторів ВВЕР. Гелій та водень, які формуються у матеріалах під час опромінення у результаті ядерних реакцій, значною мірою обмежують ресурс роботи реакторів.

Вплив гелію на властивості конструкційних матеріалів ядерних і термоядерних реакторів виділено в особливу проблему фізики радіаційних ушкоджень і радіаційного матеріалознавства. Це сприяло інтенсивному вивченню поводження гелію в різних металах і сплавах і появі великої кількості публікацій на цю тему. Опубліковано кілька оглядів, в яких показано роль гелію в процесах, які викликають зміну властивостей матеріалів під дією опромінення [1–4].

З приводу іншого продукту трансмутації — водню. Вважали що водень дуже рухливий у нержавіючій сталі при підвищеній температурі, легко дифундує через неї і ніколи не накопичується до великої концентрації. Однак останнім часом Ф. Гарнером виявлено надвисоку концентрацію водню в елементах ВКП ядерних реакторів ділення з водою під тиском, яка значно перевищує розраховану, виходячи з розгляду джерел надходження водню тільки за рахунок процесів трансмутації.

Слід зазначити, що в ядерних реакторах, на відміну від гелію, водень утворюється як при ядерних реакціях, так і в результаті корозії при контакті із середовищем. При цьому опромінення може відігравати різну роль (генерувати газову домішку; змінювати структуру матеріалу, переводячи його в стан, чутливий до газового окрихчення; бути нейтральним або навіть сприятливим фактором пластифікації. У той же час присутність водню в матеріалі в достатній кількості може призводити до істотного окрихчення матеріалів і без опромінення.

© О.В. БОРОДІН, В.В. БРИК, Р.Л. ВАСИЛЕНКО, В.М. ВОЄВОДІН, О.С. КАЛЬЧЕНКО, В.В. МЕЛЬНИЧЕНКО, І.М. НЕКЛЮДОВ, О.В. ПЕРМЯКОВ, М.М. ПИЛИПЕНКО, Ю.Е. КУПРІЯНОВА, Б.А. ШИЛЯЄВ, 2009

Більшість досліджень впливу гелію і водню на розвиток радіаційних ушкоджень виконано за допомогою іонної імплантації. Найбільшу увагу приділяли проблемі гелію в реакторах синтезу, тому більшість імітаційних експериментів виконано при опроміненні матеріалів до доз $1\cdot10^{17}$–$1\cdot10^{18}$ см$^{-2}$, що відповідає концентраціям приблизно $1\cdot10^{4}$–$1\cdot10^{5}$ appm (атомної ppm).

Водночас при приблизно однаковому рівні створення дефектів однакові наробітки гелію в ядерному реакторі за всю кампанію складуть тільки приблизноо 1000 appm. Тому незважаючи на цінність результатів, отриманих при іонній імплантації до великих доз, їх не можна повною мірою використовувати при розгляді впливу гелію і водню на процеси низькотемпературного радіаційного розпухання й окрихчення матеріалів ядерних реакторів.

У данній роботі розглянуто процеси трансмутації ізотопів елементів, що входять до складу сталі; виконано розрахунки наробітку гелію і водню, які лімітують термін експлуатації АЕС.

Для вирішення поставленого завдання (дослідження впливу гелію й водню з концентраціями, характерними для теплового спектра нейтронів реактора ВВЕР-1000) використані методи іонної імплантації, що дозволяють насичувати матеріали газовими домішками до заданої концентрації. Розроблено новий підхід до випробування сталей, придатних для використання при подовженні ресурсу існуючих реакторів.

Водень в елементах конструкцій ВВЕР-1000. Виявлено високу концентрацію водню в елементах ВКП ядерних реакторів з водою під тиском приблизно 3800 appm (33 зміщень на атом — зна) [5], що ставить питання, пов'язані зі з'ясуванням можливості існування досить інтенсивних джерел надходження водню в сталь та наявності достатньої концентрації «пасток», що утримують такі високі концентрації водню в мікроструктурі сталей.

У межах даного проекту проведено розрахунки процесів трансмутації ізотопів елементів, що входять до складу сталі Х18Н10Т. Показано, що нейтрони розподілу ($E_н$ > 0,1 МеВ) безперервно утворюють атоми водню в ядерних (n, p) реакціях практично на всіх ізотопах сталі Х18Н10Т без зміни ізотопного (елементного) складу, оскільки дочірні ядра-продукти короткоживучі та їх β-розпад призводить до материнського ізотопу (рис. 1).

Швидкість утворення водню дорівнює близько $2{,}3\cdot10^{-6}$ appm/с. Внесок двоступінчастої реакції ^{58}Ni(n, γ)^{59}Ni(n, p)^{59}Co на теплових нейтронах (рис. 2) залежить від концентрації нікелю в сталі і ступеня участі в ній нейтронів, що сповільнюються (0,4 еВ < $E_н$ < 1 МеВ). Цей ступінь враховується значенням резонансного інтегралу і параметром твердості γ-енергетичного спектру нейтронів в активній зоні, а за її межами — співвідношенням щільності потоків епітермальных і теплових нейтронів.

Для концентрацій нікелю в сталі Х18Н10Т 7,38–9,07 ат. % внесок наведеної двоступінчастої реакції (при відсутності сильного поглинання, осторонь від активної зони) і при великому відношенні інтегральних потоків резонансних/теплових нейтронів стає рівним майже 1/6 швидкості генерації водню нейтронами розподілу через 20

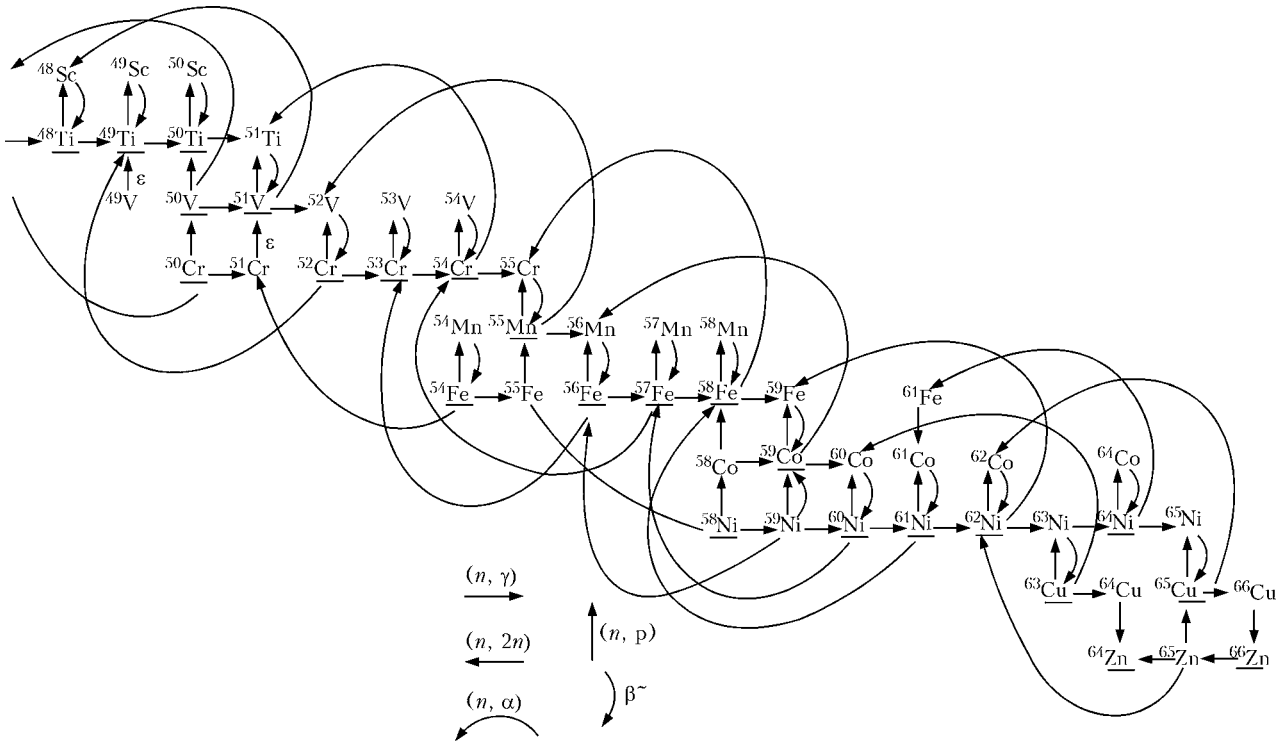


Рис. 1. Схема трансмутації елементів і ізотопів нержавіючої сталі Х18Н10Т в ядерних реакціях з нейтронами реактору ВВЕР-1000; стрілками позначено напрямки процесів різних ядерних реакцій

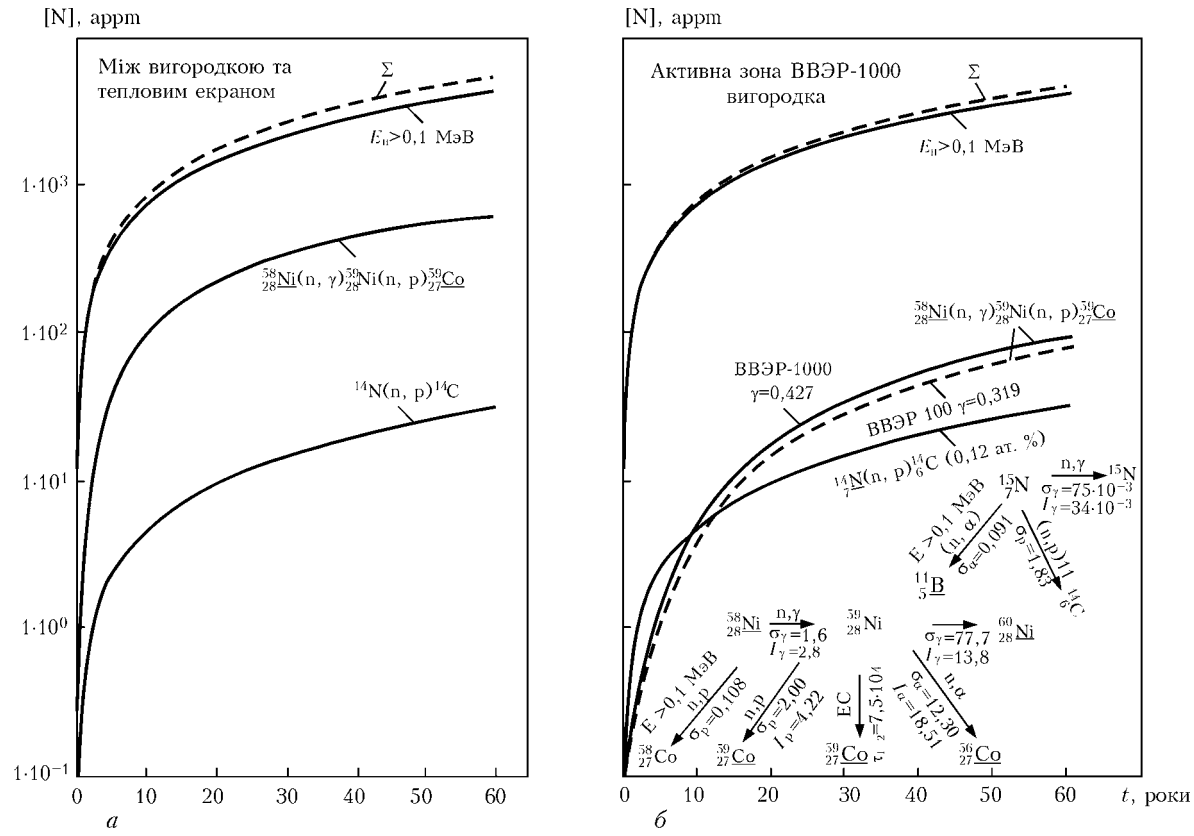


Рис. 2. Накопичення водню з ядерних реакцій трансмутації елементів і ізотопів нержавіючої сталі Х18Н10Т в активній зоні реактора ВВЕР-1000: *а* — область між вигородкою і тепловим екраном; *б* — область вигородки з боку активної зони

років безперервного опромінення. Далі цей внесок зменшується через вигоряння ^{58}Ni, нелінійного характеру генерації дочірнього ізотопу ^{59}Ni, а також конкуренції реакцій утворення гелію ^{58}Ni(n, γ)^{59}Ni(n, α)^{56}Fe і ізотопу нікелю–60 ^{58}Ni(n, γ)^{59}Ni(n, γ)^{60}Ni, перетин захоплення нейтронів яких вище (рис. 2). Найбільший внесок двоступінчастої реакції генерації водню в загальну кількість генерованого водню за вигородкою досягає приблизно 13 % через 20 років опромінення.

Додатковий внесок у генерацію водню вносить домішка азоту (0,07–0,12 ат. %). В умовах активної зони внесок цієї реакції в початковий період опромінення (до Φ_t ~ $3\cdot10^{26}$ нейтр/м^2 ~ 12 зна) перевершує внесок від двостадійної реакції на ^{58}Ni через утворення проміжного ізотопу ^{59}Ni. За межами активної зони вихід двостадійної реакції різко зростає через збільшення ролі епітермальних нейтронів і внеску в перетин ядерних реакцій резонансного інтеграла.

У відповідності з результатами роботи [5], слід зазначити, що доза опромінення в 33 зна у районі вигородки активної зони при досить інтенсивному потоці нейтронів розподілу (приблизно $1{,}74\cdot10^{18}$ нейтр/м^2·с) може бути набрана за 14 років опромінення. За цей час внаслідок ядерних процесів трансмутації елементів, що входять до складу сталей, генерується приблизно 1030 appm водню, що втричі менше за концентрацію, виявлену експериментально. У зв'язку з цим розглянуто різні джерела надходження водню й оцінено їх внесок у нагромадження й утримання водню в сталі Х18Н10Т.

У роботі [6] показано, що основними джерелами надходження водню в матеріал ВКП є дисоціація водню, присутнього у воді, яка відбувається на поверхні розподілу сталь–вода; реакції корозії; радіоліз води.

На рис. 3 наведено дані розрахунків концентрації водню, що надходить у результаті ядерних реакцій трансмутації, а також експериментально обмірювані концентрації водню. З рис. 3 видно, що переважним джерелом надходження водню в сталь елементів ВКП конструкцій реактора є процеси, які відбуваються в середовищі сповільнювача теплоносія. Швидкість надходження водню, наприклад з реакції корозії, складає близько $1\cdot10^{-4}$ appm/с [1]. У цих умовах для досягнення концентрації приблизно 3800 appm водню досить близько 440 діб при наявності в мікроструктурі сталей необхідної концентрації місць захоплення й утримання водню.

Місця захоплення й утримання водню в реакторних сталях створюються при термомеханічній обробці елементів конструкцій ВКП (дислокаційні субструктури) і при опроміненні нейтронами (вакансії, вакансійні кластери, дислокаційні петлі).

Роль радіаційних дефектів у захопленні та утриманні атомів водню в аустенітній нержавіючий сталі Х18Н10Т, опроміненій при температурі 290 °С в реакторі ВВЕР, виявлена вже при дозі $(0{,}4–0{,}9)\cdot10^{22}$ м$^{-2}$ (приблизно $1–4\cdot10^{-4}$ зна) [7], коли пастками атомів водню можуть бути тільки дрібні вакансійні кластери. Опромінення призводить до зсуву піка десорбції водню у високотем-

пературну область. Енергія зв'язку атомів водню радіаційними пастками оцінюється у роботі [7] приблизно як 0,34 еВ.

Динаміка зміни концентрації вакансійних кластерів, що утворюються в каскадах зсувів, залежить від щільності потоку нейтронів, температури опромінення (середнього часу життя кластерів до їх можливої дисоціації) і описується системою зв'язаних диференціальних рівнянь [8].

На рис. 4 наведено розраховану відповідно до цього підходу залежність щільності вакансійних кластерів від часу опромінення для різних значень щільності потоку нейтронів (швидкості набору дози опромінення) і температури (290 °С відповідає середньому часу життя кластерів $\tau = 3{,}3 \cdot 10^5$ с).

Концентрація захоплених у сталі атомів водню повинна відповідати щільності каскадних вакансійних кластерів (рис. 4). Це свідчить про те, що значення 3800 appm (приблизно $3{,}2 \cdot 10^{26}$ нейтр/м$^{-2}$) у 70 разів перевершує рівноважну концентрацію останніх. Захоплений водень може збільшити час життя кластера, стабілізуючи його щодо можливої дисоціації. Збільшення часу життя кластера в 10 разів призводить до зростання рівноважної концентрації вакансійних кластерів до рівня концентрації водню.

Роль дислокаційної субструктури, пов'язаної з попередньою механотермічною обробкою, у районі вигородки активної зони у захопленні й утриманні водню, в порівнянні з вакансійними кластерами значно менша. Це розходження, відповідно до розрахунків (рис. 5), може досягати двох порядків величини.

Аналіз рис. 4 і 5 свідчить про те, що збільшення швидкості створення зсувів (тобто щільності потоку нейтронів) призводить до збільшення рівноважної концентрації вакансійних кластерів (як і зменшення температури опромінення). Це відповідає висновку роботи [9] про те, що збільшення швидкості зсувів викликає ефективне температурне зрушення в деяких явищах радіаційної природи. Накопичення водню, його розподіл і вплив на мікроструктуру матеріалів викладено у працях [10–22].

Гелій в елементах конструкцій ВВЕР-1000. В активній зоні реактора основна частина гелію генерується в граничних ядерних реакціях нейтронами ($E_н$ > > 0,1 МеВ) на всіх ізотопах елементів, що входять до складу сталі Х18Н10Т, а також на ізотопах елементів технологічних домішок і досягає за 40 років експлуатації 625 appm. Найважливішими з них є бор (^{10}B), азот (^{14}N), сірка (^{32}S, ^{33}S). Теплові нейтрони роблять внесок у генерацію гелію за рахунок двостадійної реакції на нікелі ^{58}Ni $(n, \gamma)^{59}$Ni (n, α) і реакції на домішці бора ^{10}B $(n, \alpha)^7$Li, що за 40 років опромінення створюють концентрацію гелію 275 appm (якщо концентрація природного бору в сталі складає 11 appm).

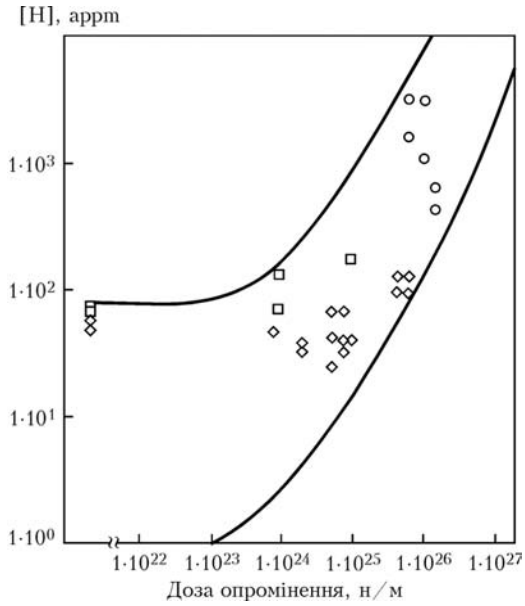


Рис. 3. Утворення водню (розрахунок) з ядерних реакцій трансмутації елементів і ізотопів нейтронами нержавіючих сталей 304 і 316 і з реакції корозії в умовах внутрішньокорпусного простору реактора ВВЕР-1000 (нижня крива); значки — експериментальні значення концентрації водню, запозичені з різних наукових публікацій; верхня крива — надходження водню в сталь унаслідок реакції корозії у теплоносії (за умови повного утримання водню)

Рівень генерації гелію у двостадійній реакції відстає від рівня його генерації нейтронами розподілу через утворення проміжного ізотопу нікелю ^{59}Ni у реакції радіаційного захоплення теплових нейтронів і нейтронів, що сповільнюються, ізотопом ^{58}Ni. Це розходження згодом зменшується (у перші 5 років рівень генерації гелію нейтронами розподілу ($E_н$ > 0,1 МэВ) більше як у 10 разів вищий, а до 40 років і далі ці рівні генерації відрізняються тільки приблизно в 2 рази).

Генерація гелію швидкими нейтронами ($E_н$ > > 0,1 МэВ) на домішці азоту (0,07–0,12 ат. %) у

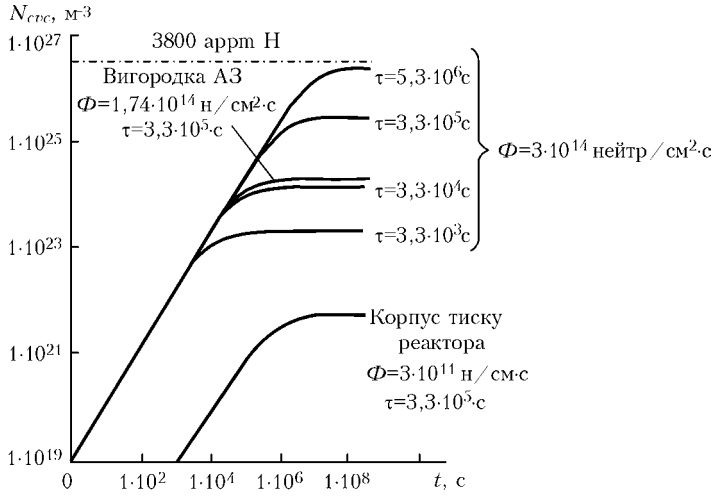


Рис. 4. Залежність концентрації каскадних вакансійних кластерів N_{cvc} від часу безперервного опромінення для різних значень часу їх життя — τ_{cvc}($\tau_{cvc} = 3{,}3 \cdot 10^5$ с), що відповідає температурі опромінення 290 °С; Φ — щільність потоку нейтронів розподілу ($E_н$ > 0,1 МеВ); АЗ — активна зона

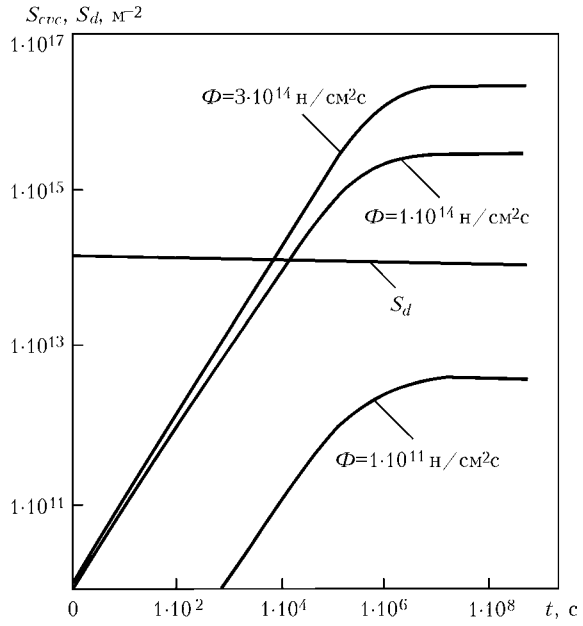


Рис. 5. Залежність потужності стоків каскадних вакансійних кластерів S_{cvc} від часу опромінення для різних значень щільності потоку нейтронів з $E_н > 0,1$ МеВ ($\tau_{cvc} = 3,3 \cdot 10^5$ с); S_d — потужність стоків елементів мікроструктури термомеханічної природи

перші два роки експлуатації також випереджає його генерацію в двостадійній реакції на нікелі. Після двох років опромінення вона зменшується, а до 20 років через вигоряння домішки азоту генерація гелію може бути нижчою в 8–10 разів.

Найбільш критичною ситуація буває при наявності (присутності) домішки бору, що завжди є присутнім у нержавіючих сталях. Якщо концентрація бору дорівнюватиме 500 ppm (518 appm ^{10}B [23], то через чотири роки при повному вигорянні бору утвориться 518 appm гелію, що на цей момент перевищує в 8 разів його сумарну концентрацію, утворену ізотопами всіх елементів сталі в реакціях з тепловими, резонансними і швидкими нейтронами. Ці концентрації стають рівними до моменту експлуатації 30 років, до 40 років сумарна концентрація гелію сягає 1417 appm, а до 60 років — 1935 appm.

При експлуатації протягом першого року швидкість генерації гелію домішками бору й азоту (відповідно $4,70 \cdot 10^{-8}$ і $1,9 \cdot 10^{-8}$ appm/с) нижча за швидкость його генерації нейтронами розподілу на всіх ізотопах елементів сталі Х18Н10Т ($4,78 \cdot 10^{-7}$ appm/с). Швидкість генерації гелію у двоступінчастій реакції на нікелі з часом зростає, але меньше за швидкість його генерації нейтронами розподілу у реакції ^{10}B (n, α).

За межами активної зони енергетичний спектр нейтронів пом'якшується завдяки росту участі в ядерних реакціях надтеплових нейтронів через слабке їх поглинання середовищем (після приблизно 1,5 років опромінення вихід гелію у двостадійній реакції на нікелі дорівнює його генерації нейтронами розподілу і далі зростає. Таким чином, до 40 років експлуатації (приблизно 96 зна) він більше як у 3 рази перевищує рівень генерації гелію нейтронами розподілу. Швидкість вигоряння бору також зростає, приблизно через 2 роки він весь перетворюється на гелій та літій; внесок у генерацію гелію на азоті не змінюється.

Сумарна концентрація гелію до 40 років сягає 2560 appm, концентрація 500 ppm бора в сталі доводить це значення до 3079 appm, що узгоджується з високими експериментально отриманими концентраціями гелію для болта кріплення елементів, які формують природу потоку теплоносія в реакторі PWR між вигородкою і шахтою реактора [24], не збігається тільки (відповідно цій концентрації) доза опромінення (приблизно 33 зна), що потребує наявності додаткових джерел гелію. Такими джерелами можуть бути борна кислота H_3BO_3, що додається в теплоносій (до 15, 5 г/кг H_2O) для регулювання потужності реактора, та LiOH (0,05–0–0,45 ммоль/кг H_2O) для регулювання і підтримки рівня РН теплоносія (реакція Li(n, α)H на теплових нейтронах з перетином $940 \cdot 10^{-28}$ м^2.

У такий спосіб розрахунково отримано надходження 56 appm He/рік гелію у поверхневий шар елементів ВКП реактора товщиною, яка дорівнює довжині пробігу α-часток з ядерних реакцій ^{10}B (n, α)^{7}Li та ^{6}Li(n, α)^{3}H на теплових і резонансних нейтронах і ^{6}Li(n, α)^{3}H, ^{6}Li(n, α)^{2}H на швидких нейтронах ($E_н > 0,1$ МеВ).

Вплив гелію на мікроструктуру матеріалів детально описано у працях [24–29].

Співвідношення рівнів генерації водню та гелію. Водень та гелій утворюються одночасно в режимі реального часу в ядерних реакціях трансмутації всіх ізотопів елементів, що входять до складу сталі Х18Н10 з урахуванням технологічних домішок. Проведені нами розрахунки показали, що вихід атомів водню в ядерних реакціях на швидких нейтронах ($E_н > 0,1$ МеВ) майже в 5 разів (4,72) перевищує вихід атомів гелію. Сумарний вихід водню в активній зоні (на нейтронах розподілу + двоступінчаста реакція на нікелі) майже у 3 рази вищий за вихід гелію, якщо виключити внесок у генерацію гелію, зроблений домішкою бору.

Участь бору в утворенні гелію в залежності від його концентрації змінить це співвідношення до значення 2,56 (концентрація бору 500 ppm). За межами активної зони сумарний вихід водню в ядерних реакціях трансмутації усього приблизно в 1,2 рази вище за вихід гелію. Якщо концентрація бора в елементах ВКП за межами активної зони становитиме 500 ppm, то значення швидкості генерації водню і гелію виявляться рівними.

У цьому аналізі необхідно враховувати, що водень може надходити в елементи ВКП з теплоносія за допомогою реакції корозії (швидкість надходження приблизно $1 \cdot 10^{-4}$ appm H/с), і його концентрація залежатиме від концентрації місць його захоплення й утримання [30–31].

Модернізація прискорювача ЕСУВІ з метою отримання потрійного пучка власних іонів, а та-

кож іонів гелію та водню. Імітаційні комплекси, які складаються з декількох прискорювачів, являють собою громіздкі, енергоємні, технічно дуже складні споруди, що і є їх головним недоліком. Інші конструкторські рішення грунтуються на використанні з цією метою класичних електростатичних прискорювачів типу Ван–Де–Граафа. Ці рішення найбільш повно відповідають вимогам коректності імітаційних експериментів, але призводять до утворення складних технічних проблем, наприклад розташування й енергопостачання іонних джерел, що генерують інтенсивні іонні пучки, сепараторів іонів усередині високовольтного електрода та прискорення іонів різного сорту до енергій, які різняться в кілька разів.

Електростатичний прискорювач важких іонів ЕСУВІ успішно експлуатується в Харківському фізико-технічному інституті протягом багатьох років.

Деякі параметри прискорювача ЕСУВІ такі:

- граничний тиск в області джерела — $2{\cdot}10^{-4}$ Па;
- граничний тиск в області прискорювальної трубки — $2{\cdot}10^{-6}$ Па;
- сорт іонів — 3–6 зарядні;
- щільність струму на мішені — 10 мкА/см^2;
- енергія пучка іонів металу — 1–2 МеВ.

Розрахунок на програмі SRIM-2003 показав, що області залягання іонів гелію і водню при проходженні однакових прискорювальних проміжків збігаються. Ця особливість дозволяє для створення іонних пучків гелію і водню використовувати одне джерело. Основна вимога полягає у забезпеченні газовим джерелом максимального виходу струму при значеннях тиску Не й H_2 $1{\cdot}10^{-4}$–10^{-3} Па.

Виникла ідея на базі оригінальної конструкторської розробки ЕСУВІ розробити малогабаритне пролітне джерело газових іонів, що забезпечує максимальний вихід струму при значеннях тиску Не й H_2 $1{\cdot}10^{-4}$–$1{\cdot}10^{-3}$ Па. Дане джерело разом із джерелом іонів металів ЕСУВІ дозволяє опромінювати матеріали потрійним пучком, що відповідає всім вимогам коректності імітаційних експериментів.

У магнітному електророзрядному джерелі іонів використовується залежність тиску від струму самостійного розряду, що виникає у розрядженому газі в схрещених електричних і магнітних полях. Існують кілька конструктивних варіантів — джерело Пеннінга, магнетроне і інверсно-магнетроне.

У джерелі Пеннінга розрядний проміжок утворюється між двома катодами у вигляді пластин і розташованим між ними кільцевим циліндричним анодом.

У магнетронному й інверсно-магнетронному джерелі розрядний проміжок утворює два співвісних циліндри. Під дією електричних і магнітних полів електрони рухаються таким чином, що потрапляння на анод може відбуватися тільки в результаті зіткнень із молекулами газу.

Вторинні електрони, що утворилися при цьому, рухаються по циліндричних траєкторіях, а іони, потрапляючи на катод, викликають у ньому іонно-електронну емісію. У результаті в розрядному проміжку виникає самостійний розряд. Залежність розрядного струму $I_р$ від тиску P визначається формулою $I_р = kPn$, де k і n — постійні приладу.

Витягування іонів з розрядного проміжку здійснюється шляхом прикладання витягуючої напруги між катодом або анодом і прискорювальним електродом. У джерелі Пеннінга робочий діапазон тисків становить $1{\cdot}10^{-0,1}$–$1{\cdot}10^{1}$ Па. При таких параметрах тиску протікаючий через порожнину газового джерела пучок іонів металу буде зазнавати сильного розсіювання. Тому використовувати джерело Пеннінга неможливо.

Для вирішення завдання найбільш перспективним є схема джерела інверсно-магнетронного типу. У таких джерелах нижня межа по тиску становить $1{\cdot}10^{-4}$ Па, що повністю задовольняє умові проходження пучка іонів металу через газове джерело.

За пролітне газове джерело таку схему застосували вперше. До цього часу вказану конструкцію використовували тільки для виміру вакууму.

Модель даного типу пройшла успішне випробування на універсальному вакуумному пості (ВУП). Характеристики джерела інверсно-магнетронного типу були досліджені на моделі, після чого створили джерело для встановлення в прискорюючу трубку ЕСУВІ. Таке розміщення значно спрощує фокусування пучка й підведення живлення до джерела.

Після низки спроб сфокусувати пучок на мішені довелося відмовитися від цього типу джерела.

Обрано схему пролітного джерела із замкнутим дрейфом. Для попереднього очищення газу, що напускається в джерело, виготовлено систему очищення газу.

Виготовлено малогабаритні джерела живлення розряду й прискорювальної напруги. Діапазон регулювання напруги живлення розряду газового джерела становить від 0 до 20 кВ. Це дає можливість одержати рівномірний розподіл осаджених гелію та водню по області мішені за допомогою сканування.

Спочатку для отримання потрійного пучка ми обрали джерело з замкнутим дрейфом. Така конструкція газового джерела дозволила сфокусувати пучок в області мішені й одержати щільність току, вищу за 10 нА/ см^2. Після того як джерело відпрацювало 35 год, для запалювання розряду тиск газу збільшився до $1{\cdot}10^{-2}$ Па. При значенні тиску гелію та водню $1{\cdot}10^{-4}$–$1{\cdot}10^{-3}$ Па розряд не запалювався. Джерело зняли та розібрали. В процесі огляду виявили на внутрішній поверхні ізолятора три запилення. Ізолятор замінено новим й встановлено екрани всередині нього.

В процесі випробовування на «ВУП-5» встановлено, що екранування ізолятора не дає позитивного ефекту, а тільки погіршує ситуацію. Розряд горить до тиску газу $1{\cdot}10^{-1}$ Па, подальше зни-

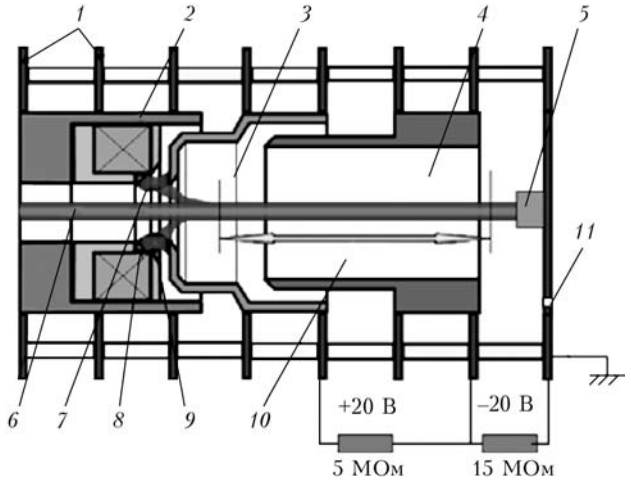


Рис. 6. Схема пролітного джерела з замкнутим дрейфом: *1* — електродні кільця прискорювальної трубки ЕСУВІ; *2* — тримач катоду; *3* — анод +6 кВ; *4* — витягуючий електрод; *5* — мішень; *6* — іони металу (Cr^{+3}, Ni^{+3}, Fe^{+3}), E = 0,5 – 2 МеВ; *7* — іони H_2, E = 5–10 кеВ; *8* — катод –6 кеВ; *9* — іони He^+, E = 10 – 20 кеВ; *10* — прискорювальний проміжок; *11* — отвір для введення газу

женння тиску призводить до зриву горіння розряду. Встановлені усередині ізолятору екрани спричиняють викривлення розподілу електричного поля в області катоду.

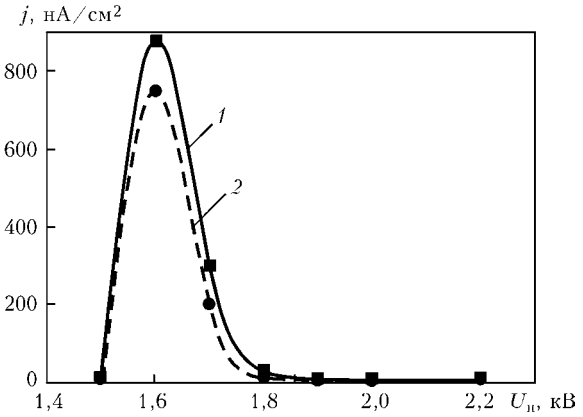


Рис. 7. Залежність щільності току від напруги на розряді при прискорювальній напрузі $U_{уск}$ = 19,5 кВ: *1* — гелій; *2* — водень

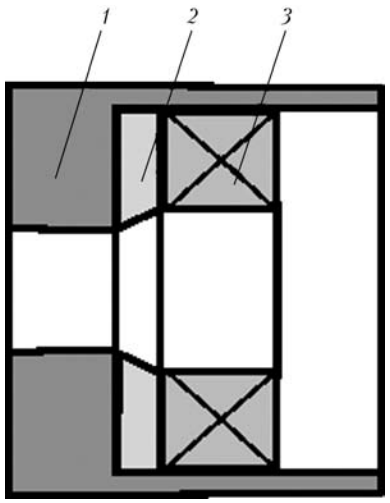


Рис. 8. Схема катоду пролітного джерела із замкнутим дрейфом «ГіВ-3 М»: *1* — катод; *2* — полюсний наконечник; *3* — постійний магніт

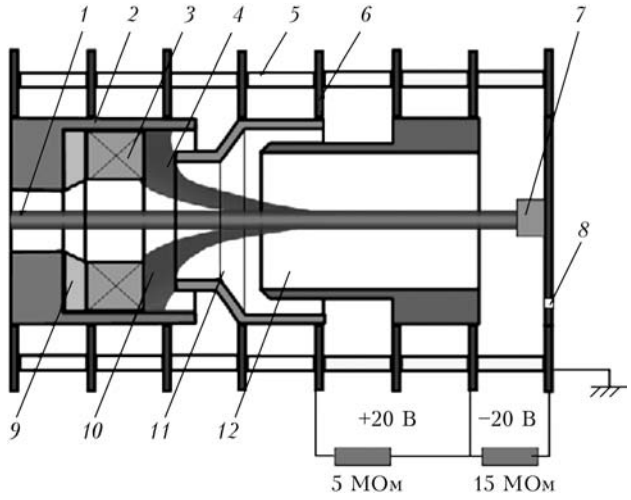


Рис. 9. Схема пролітного джерела із замкнутим дрейфом «ГіВ-3М»: *1* — іони металу (Cr^{+3}, Ni^{+3}, Fe^{+3}), E = 0,5 – 2 МеВ; *2* — катод – 3 кеВ; *3* — магніт; *4* — іони H_2, E = 5 – 10 кеВ; *5* — ізолятори прискорювальної трубки; *6* — електродні кільця прискорювальної трубки ЕСУВІ; *7* — мішень; *8* — отвір для введення газу; *9* — полюсний наконечник; *10* — іони He^+, E = = 10 – 20 кеВ; *11* — анод + 3 кВ; *12* — витягуючий електрод

Оскільки основною вимогою до газового джерела було забезпечити максимальний вихід току при тисках гелію та водню $1\cdot10^{-4}$–$1\cdot10^{-3}$ Па, то від використання екранів усередині ізолятора ми відмовились. Для подовження роботи джерела прийнято рішення змінити конструкцію, тобто виключити ізолятор. Після виготовлення моделі та її дослідження на вакуумному посту «ВУП-5» запропоновали схему джерела, показану на рис. 6.

Таку схему джерела виготовили й розмістили до прискорювальної трубки ЕСУВІ.

Встановлено залежності щільності току пучка від тиску гелію та водню.

Під час визначення даних характеристик вимірювали ток пучка іонів гелію при прискорювальній напрузі номіналом 20 кВ. Пучок проходив крізь діафрагму з отвором площиною 20 мм^2 й потрапляв на циліндр Фарадея, встановлений в області мішені.

Значення тока пучка вимірювали за допомогою мікроамперметра з похибкою вимірювання ±1,5 %.

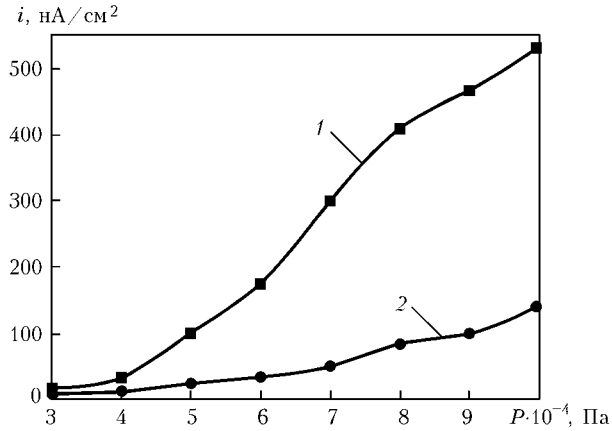


Рис. 10. Залежності щільності струму пучка від тиску гелію та водню при U = 11 кВ: *1* — гелій; *2* — водень

Живлення джерела подавалося від малогабаритного блоку живлення.

Характеристики визначалися при напрузі на розряді 1,6 кВ.

Як видно з рис. 7, максимальне значення щільності току зафіксовано при напрузі на розряді 1,6 кВ. При збільшенні напруги щільность току пучка в області мішені падає до значення 0,5 кВ, а при зменшенні відбувається зрив горіння розряду.

Тривала робота газового джерела «ГіВ-3» (рис. 6) виявилася нестабільною. З часом значення щільності струму стали знижуватися.

Після випробувань на вакуумному універсальному пості «ВУП-5» зафіксовано, що збільшення площі катоду істотно впливає на збільшення щільності струму в розряді й призводить до зростання діапазону стабільного горіння розряду. Шляхом поступового вибору конфігурації катоду найкращий результат отримали за схемою рис. 8.

Після змін у конфігурації катода й анода запропоновано схему джерела, наведену на рис. 9.

Після виготовлення газового джерела за вказаною схемою знято залежності щільності струму від тиску гелію та водню (рис. 10).

Виходячи із залежності щільності струму пучка від тиску гелію та водню при цих же значеннях тиску газу щільність струму зросла, порівняно з конструкцією джерела, наведеною на рис. 6. Максимальне значення щільності струму в області мішені становить для гелію j = 520, для водню j = = 140 нА/см^2. При значенні тиску $P = 3 \cdot 10^{-4}$ Па горіння розряду стає нестабільним, подальше зменшення тиску призводить до зриву розряду. При підвищенні тиску понад $P = 1 \cdot 10 \cdot 1 \cdot 10^{-4}$ Па відбувається розсіювання пучка, й струм падає.

За рахунок зміни конструкцій катода й анода збільшилася робоча поверхня катода, що спричинило поліпшення стабільної роботи джерела. У такий спосіб зміна конструкції катода й анода сприяла збільшенню щільності струму в області мішені та діапазону горіння розряду.

Висновки

1. Для подовження терміну експлуатації існуючих ядерних реакторів і створення реакторів нового покоління потрібна розробка нових матеріалів, які б не втрачали тривалий час своїх властивостей під час роботи в жорстких умовах ядерних реакторів.

2. У межах проекту розраховано концентрації водню і гелію, що утворюються в ядерних реакціях трансмутації в матеріалі ВКП реактора ВВЕР-1000 (сталі 08Х18Н10Т) у діапазоні доз опромінення 0–100 зна (0–70 років експлуатації).

3. Проведено аналіз характеристик кількох конструктивних варіантів газових джерел. На його основі розроблено та виготовлено модель джерела газових іонів, що дозволяє проводити опромінення мішені трьома пучками іонів (іонами металу, гелію та водню). За рахунок модернізації ЕСУВІ вперше у світовій практиці реалізовано ідею створення трипучкового колінеарного прискорювача.

4. Отримані результати дають можливість розробити новий підхід до випробування й класифікації матеріалів, придатних для використання з метою подовження ресурсу діючих реакторів ВВЕР.

1. *Неклюдов И.М., Толстолуцкая Г.Д.* Гелий и водород в конструкционных материалах // ВАНТ. — № 3. — 2003. — С. 3–14.
2. *Зеленский В.Ф., Неклюдов И.М., Черняева Т.П.* Радиационные дефекты и распухание металлов. — Киев: Наук. думка, 1988. — 296 с.
3. *Ранюк А.И., Рыбалко В.Ф.* Гелий в решетке металлов: Обзор. — М.: ЦНИИатоминформ, 1986. — 64 с.
4. *Физика* радиационных явлений и радиационное материаловедение / Под ред. А.М. Паршина, И.М. Неклюдова, Н.В. Камышанченко // Вестн. БГУ. — 1998. — № 3. — 378 с.
5. *Generation* and Retention of helium and hydrogen in austenitic steels irradiated in a variety of and test reactor spectral environments / F.A. Garner, B.M. Oliver, L.R. Greenwood ye al. //9th Meeting on Environmental Degradation of Materials (Tahoe, Utah, August 2001). — Tahoe, Utah, 2001. — P. 54–72.
6. *Harries D.R., Broomfiled G.H.* Hydrogen embrittlement steel pressure vessel in pressurized water reactor systems // J. Nucl. Mater. — 1963. — V. 9. — P. 327–338.
7. *Zaluzhnyi A.G., Suvorov A.L., Uspenski D.M.* Thermal desorption of hydrogen from austenitic steel samples, irradiated by neutrons // 10th Inter. conf. on Fusion Reactor Materials (Baden-Baden, 14–19 October 2001). — Baden-Baden, 2001. — P. 335.
8. *Неклюдов И.М., Руденко А.Г., Шиляев Б.А.* Радиационно-стимулированные процессы в стали корпуса реактора ВВЭР-1000 // Ядерная и радиационная физика, ICNR-99: Тр. 2-й междунар. конф. — Алматы (Казахстан), 1999. — С. 61–62.
9. *Garner F.A., Greenwood L.R., Havvod D.L.* Potential high fluence response of pressure vessel internals constructed from austenitic stainless steels: Sixth Intern. Symp. on Environmental degradation of Materials in Nuclear Power Systems — Water Reactors // Metals and Materials Society. — Viena, 1993. — P. 783–790.
10. *Саранцев А.А.* Выделение и растворение изотопов водорода сквозь сложный потенциальный рельеф на «реальной» поверхности металла // Взаимодействие изотопов водорода с конструкционными материалами: Аннот. докл. междунар. семинара (Саров, апрель 2001 г.). — Саров, 2001. — С. 33–35.
11. *Структурные* изменения Zr, индуцированные имплантацией низкоэнергетических ионов дейтерия / В.И. Бендиков, С.А. Карпов, И.Е. Копанец и др. // Научные ведомости. — 2001. — № 1. — С. 54–59.
12. *Особенности* распределения ионно-имплантированного дейтерия в нержавеющей стали Х18Н10Т / Г.Д. Толстолуцкая, И.М. Неклюдов, В.В. Ружицкий и др. // Вопросы атомной науки и техники. Сер.: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. — 2001. — № 4. — С.86–89.
13. *Исследование* внедрения термоактивированного выделения и распределения по глубине ионно-имплантированного дейтерия в стали 08Х18Н10Т / В.В. Ружицкий, И.М. Неклюдов, В.В. Брык и др. // Там же. — Алушта, 2002. — С. 227–228.
14. *Морозов А.Н., Неклюдов И.М., Борц Б.В.* Термодесорбция ионно-имплантированного дейтерия из корпусной стали 15Х2НМФА // Научные ведомости. Сер. Физика. — 2001. — № 1. — С. 17–20.
15. *Неклюдов И.М., Морозов А.Н., Рыбалко В.Ф.* Исследование поведения дейтерия в корпусной стали 15Х2НМФА // Материаловедение. — 2002. — № 3. — С. 15–18.
16. *Исследование* поведения дейтерия в корпусной стали 15Х2НМФА / И.М. Неклюдов, А.Н. Морозов, В.Ф. Рыбалко, С.А. Карпов // Взаимодействие изотопов водорода с конструкционными материалами: Аннот. докл. междунар. семинара (Саров, 02–05 апреля 2001 р.). — Саров, 2001. — С. 164–167.
17. *Термодесорбция* дейтерия (водорода), имплантированного в сталь 08Х18Н10Т при T ~ 140 К / И.М. Неклюдов, А.Н. Морозов, В.В. Брык и др. //XV Международная конференция по физике радиационных явлений и радиа-

ционному материаловедению: Тр. конф. (Алушта, 11–15 июня, 2002 г.). — Алушта, 2002. — С. 229.
18. *О высокотемпературной* компоненте газовыделения водорода из сталей 08Х18Н10Т и 15Х2НМФА / А.Н. Морозов, И.М. Неклюдов, В.В. Брык и др. // Там же. — Алушта, 2002. — С. 230–232.
19. *Термодесорбция* гелия и водорода, последовательно имплантированных в сталь 08Х18Н10Т / И.М. Неклюдов, А.Н. Морозов, В.В. Брык и др. // Там же. — Алушта, 2002. — С. 190–191.
20. *Водород* в нержавеющих сталях элементов внутрикорпусных конструкций реактора ВВЭР-1000 / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, Б.А. Шиляев и др. // Там же. — Алушта, 2002. — С. 94–95.
21. *О высокотемпературной* компоненте газовыделения водорода из хромистой и аустенитной Cr–Ni сталей / И.М. Неклюдов, А.Н. Морозов, В.Г. Кулиш и др. // Физ. и хим. обраб. материалов. — 2003. — № 1. — С. 29–32.
22. *Накопление* и удержание водорода в материалах ВКУ реакторов ВВЭР-1000 / М. Неклюдов, Б.А. Шиляев, А.Н. Морозов и др. // The 5th Intern. Ural Seminar Radiation Damage Physics of Metals and Alloys (Snezensk, март, 2003). — Snezensk, 2003. — С. 30–33.
23. *Weldability* of neutron irradiated austenitic stainless steels / K. Asano, S. Nishimura, Y. Sato et. al. // J. of Nucl. Mater. — 1999. — V. 264. — P. 1–9.
24. *Generation* and Retention of Helium and Hydrogen in Austenitic Steels Irradiated in a Variety of and Test Reactor Spectral Environments / F.A. Garner, B.M. Oliver, L.R. Greenwood et al. // 9th Meeting on Environmental Degradation of Materials (Tahoe, Utah, August 2001). — Tahoe, Utah, 2001. — P. 54–72.
25. *Helium* irradiated nickel investigated by positron annigilation / G. Kogel, Qin-Min Fan, P. Sperr et. al. // J. of Nucl. Mater. — 1985. — V. 127. — P. 125–131.
26. *Кинетика* развития гелиевой пористости в пленках никеля в процессе постимплантационного отжига / В.И. Бендиков, А.В. Никитин, В.В. Ружицкий и др. // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. — 1996. — Вып. 1. — С. 65–72.
27. *Viswanathan B., Triftshauser W., Kogel G.* Investigation of helium and deuteron irradiated stables steel and nickel by positron annihilation // Rad. Effects. — 1983. — V. 78. — P. 231–238.
28. *Исследование* температурных интервалов удержания гелия, внедренного в сталь 08Х18Н10Т до концентраций 1000 appm / В.И. Бендиков, В.В. Брык, В.Н. Воеводин и др. // Тр. 15 Междунар. конф. по физике радиационных явлений и радиационному материаловедению (Алушта, 10–15 июня 2002 г.). — Алушта, 2002. — С. 188–189.
29. *Диагностика* in situ методом ядерных реакций водорода и гелия, имплантированных в сталь 08Х18Н10Т / Г.Д. Толстолуцкая, И.М. Неклюдов, В.Ф. Зелинский и др. // Там же. — Алушта, 2002. — С. 225–226.
30. *Водород* в нержавеющих сталях элементов внутрикорпусных конструкций реакторов ВВЭР-1000 / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, Б.А. Шиляев и др. // Там же. — Алушта, 2002. — С. 94–95.
31. *Термодесорбция* водорода из стали 08Х18Н10Т, предварительно имплантированной ионами гелия / А.Н. Морозов, И.М. Неклюдов, В.В. Брык и др. // The 5th Intern. Ural Seminar Radiation Damage Physics of Metals and Alloys (Snezensk, март, 2003). — Snezensk, 2003. — P. 18–21.

ПРОЕКТ 4.5

Збільшення ресурсу елементів арматури запірно-регулюючих пристроїв конденсатно-живильного тракту другого контуру енергоблоків з ВВЕР шляхом розробки технологічного процесу створення покриттів, стійких до ерозійно-корозійного руйнування

УДК 620.197.3:621.165.62

ЗАХИСНІ ПОКРИТТЯ ДЛЯ ЗБІЛЬШЕННЯ РЕСУРСУ ЕЛЕМЕНТІВ ЗАПІРНО-РЕГУЛЮЮЧИХ ПРИСТРОЇВ НА ТЕС ТА В ДРУГОМУ КОНТУРІ ЕНЕРГОБЛОКІВ АЕС ІЗ ВВЕР

В.А. БІЛОУС, д-р техн. наук, **В.Г. МАРИНІН**, канд. фіз.-мат. наук, **В.І. КОВАЛЕНКО**, інж.
(ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)

Розроблено комбіновану систему подовження терміну експлуатації штоків арматури запірно-регулюючих пристроїв енергоблоків, що включає азотування сталей, на які нанесено захисні покриття. Досліджено характеристики окремих складових системи, зокрема, ерозійну стійкість в умовах дії кавітації, абразивну та корозійну стійкість. Визначено параметри технологічного процесу формування окремих шарів покриттів. Встановлено, що розроблена схема дозволяє підвищити ерозійну стійкість сталей 15Х11МФ, 15Х12ВНМФ більш ніж в 3 рази, а корозійну і абразивну — в 1,5 рази.

Ключові слова: *дросельно-регулююча арматура, штоки, ерозійні та корозійні пошкодження, захист, вакуумно-дугове покриття*

Дросельно-регулююча арматура відіграє важливу роль в теплогідравлічних схемах АЕС та ТЕС, забезпечуючи зміну параметрів робочого середовища та їх підтримку з відповідною точністю. Характерною особливістю є безперервна взаємодія з потоками води або вологої пари, що призводить до значного зносу основних елементів цього устаткування. Ресурс використання запірно-регулюючої арматури визначається надійністю роботи її основних деталей, зокрема, штоків (шпинделів). Найбільший знос спостерігається на штоках (шпинделях) та системі затвір–сідло.

За даними роботи [1], внесок відмов елементів запірно-регулюючої арматури другого контуру в недовиробіток електричної енергії складає 2,6 % для АЕС із водно-водяного енергетичного реактора (ВВЕР). Особливо несприятливі умови, що призводять до відмов, створюються для арматури у періоди, коли вона працює в непередбачених, непрорахованих режимах, що характерно для періодів пуску енергоблоку або частих пусків–зупинок, обумовлених різними причинами. Між кількістю пусків енергоблоку й ушкоджень арматури є пряма залежність. Дослідження, що були проведені на одному із енергоблоків ВВЕР-440, показали, що при загальному числі пусків енергоблоку 123 кількість ушкоджень арматури дорівнює 183, а при 315 — відповідно 262. Відмови устаткування викликані різними причинами, наприклад, руйнуванням матеріалу внаслідок дії механічного та хімічного чинників, які обумовлюють ерозійний та корозійний знос. Для зменшення зносу відповідні елементи виготовляють із стійких сталей або проводять модифікацію поверхні металу, збільшуючи її стійкість. Одним із способів збільшення стійкості є нанесення покриттів на поверхню металу.

Мета проекту — опрацювати технологічні параметри формування покриттів за допомогою вакуумного дугового розряду для підвищення експлуатаційного ресурсу штоків запірно-регулюючої арматури на ТЕС та АЕС.

Дослідження проведено на стальних зразках розміром 25×15×6 мм, поверхні яких попередньо полірували. Азотування зразків проведено при температурі 833 К протягом 48 год в атмосфері аміаку. Покриття наносили на модернізованій установці типу «Булат». Катод вакуумно-дугового розряду виготовляли із титану марки ВТ1-0. Силу струму дугового розряду в різних експериментах змінювали в інтервалі від 65 до 135 А, а негативний потенціал на зразках — від 0 до 250 В при нанесенні титанових покриттів і підтримували постійним і рівним 200 В при формуванні покриттів із нітриду титану. Камеру із зразками відкачували паромасляними дифузійними насосами до тиску $8 \cdot 10^{-5}$ Па. Тиск реакційного газу (азоту) змінювали до граничного значення 2,6 Па. Титанові покриття одержані при температурі зразків від 300 до 1040 К, а покриття із нітриду титану — при 770 К. Дослідження дії кавітації на зразки

© В.А. БІЛОУС, В.Г. МАРИНІН, В.І. КОВАЛЕНКО, 2009

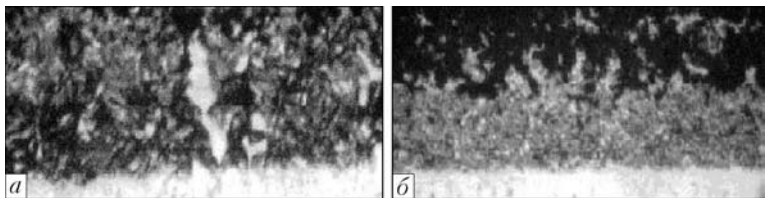


Рис. 1. Мікроструктура (×350) поверхневих шарів сталей 15Х12ВНМФ(*а*) і 15Х11МФ (*б*) після азотування

проведено на установці за методикою, що описана у роботі [2]. Кавітаційну зону створювали у воді ультразвуковим вібратором експоненціального профілю. Амплітуда коливань поверхні вібратора складала (30±2) мкм, частота — (21±1,5) кГц. Відстань між торцем вібратора і поверхнею зразка — 0,5 мм. Вимірювали вагові втрати зразків з похибкою 0,015 мг. Кавітаційну стійкість матеріалів визначали за співвідношенням $Z_c = v_0/v_i$ (v_0 — швидкість руйнування еталона (0,28 нм/с); v_i — швидкість руйнування на інтервалі кінетичної кривої, де вона була незмінною або змінювалась повільно. Абразивне зношування досліджували за схемою площина–диск. Дослідні зразки (площина) були завбільшки 15×15×3 мм, а диск мав діаметр 15 мм із жорстко закріпленими абразивними зернами. Лінійна швидкість диска біля поверхні зразка складала 4,4 м/с, час випробувань — 300 с. Зносостійкість за абразивної дії Z_a обчислювали, як в роботі [3]. Мікротвердість вимірювали на приладі ПМТ-3 під навантаженням 0,196 та 0,490 Н.

Корозійні властивості визначали за результатами поляризаційних вимірювань з використанням потенціостата ПИ50-1. Потенціал змінювали ступінчасто на 0,1 В і це значення витримували протягом 180 с. Значення густини струму на поляризаційних кривих подані для вимірювань при третій зміні потенціалу від негативних значень до позитивних.

Враховуючи той факт, що одним із способів модифікації поверхні сталей, які використовують для виготовлення штоків, є азотування, нами проведені дослідження їх властивостей. Структури поверхневих шарів сталей після азотування подані на рис. 1. Із рисунка видно, що вони відрізняються по своєму характеру, зокрема, по своїй товщині.

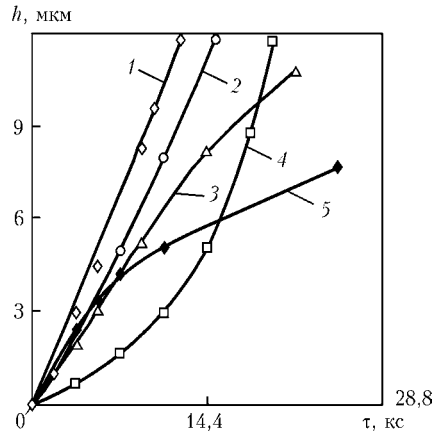


Рис. 2. Залежності середньої глибини руйнування *h* зразків сталей 15Х11МФ (*2–4*) та 15Х12ВНМФ (*1, 5*) від тривалості кавітаційних випробувань: *1, 2* — без азотування шару; *3* — сталь у стані постачання; *4, 5* — після азотування

Сталь 15Х12ВНМФ має товщину азотованого шару близько 120 мкм, а сталь 15Х11МФ — 160 мкм. Мікротвердість сталей відрізняються на одній і тій же відстані від поверхні зразка не більше ніж на 8 % із систематично вищими значеннями для сталі 15Х12ВНМФ. Так, на відстані 30 мкм мікротвердість сталі 15Х12ВНМФ дорівнює *HV* 6,0 ГПа, а сталі 15Х11МФ — *HV* 5,6 ГПа. Абразивна стійкість поверхневих шарів після азотування збільшується в 1,5–2,0 рази. Вплив азотування сталей на стійкість за дії кавітації наведено на рис. 2. Кінетичні криві репрезентують залежності середньої глибини руйнування азотованих шарів цих сталей від часу дії кавітації. Для порівняння на рис. 2 подані кінетичні криві сталі 15Х11МФ у стані постачання і сталей 15Х11МФ та 15Х12ВНМФ після видалення з їх поверхні шару завтовшки 0,5 мм.

Із рисунка видно, що крива *3* відрізняється від інших наявністю значного часового інтервалу з малим руйнуванням, тобто більшою пластичністю вихідних зразків сталей порівняно із термообробленими при азотуванні.

Кавітаційну стійкість Z_c всіх зразків обчислено за даними по швидкості руйнування, яку визначали на квазілінійній ділянці кінетичних кривих. Результати обчислень наведено нижче, де номер зразка відповідає номеру кривой на рис. 2: 0 (еталон) — $Z_c = 1$; *1* — 0,24; *2* — 0,33; *3* — 0,30; *4* — приблизно 1,10; *5* — 2,00.

Видно, що азотування підвищує кавітаційну стійкість зразків сталі 15Х11МФ в 3,6 рази, а сталі 15Х12ВНМФ — в 8,1 рази порівняно із стійкістю неазотованих, хоч по відношенню до еталона має місце значно менше збільшення.

Корозійні властивості азотованих сталей репрезентують поляризаційні криві, які наведено на рис. 3. Значення потенціалу φ подано відносно нормального водневого електрода.

Видно, що у 3%-му водному розчині NaCl інтенсивне розчинення сталі 15Х11МФ починається при φ = −0,2 В, а сталі 15Х12ВНМФ при φ = = −0,1 В при незначному інтервалі пасивного стану. Стаціонарні потенціали виміряні після 600 с витримки в корозійному середовищі дорівнюють відповідно −0,34 та −0,33 В, що підтверджує невисоку корозійну стійкість сталей.

Порівняння властивостей сталей 15Х11МФ, 15Х12ВНМФ при 293 К показує, що остання має більш високі характеристики пластичності, а границю міцності меншу на 19 МПа від сталі

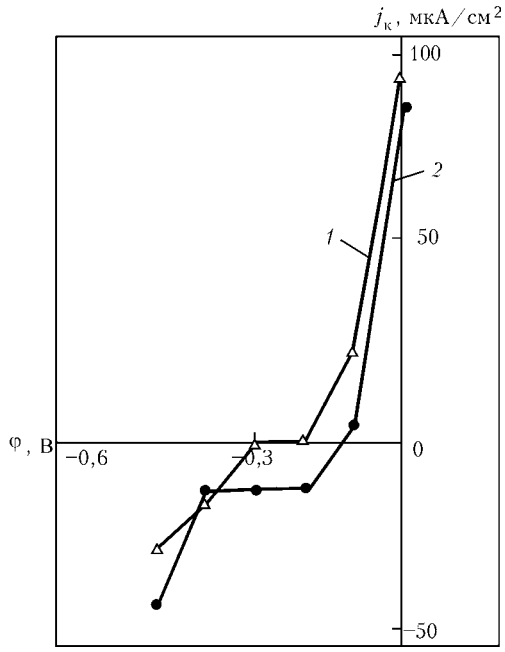


Рис. 3. Поляризаційні криві, одержані при розчиненні у азотованих сталей 15Х11МФ (*1*) і 15Х12ВНМФ (*2*) у 3%-му розчині NaCl

15Х11МФ. Втомна міцність при однакових умовах випробувань на базі $1 \cdot 10^7$ цикл вища у сталі 15Х11МФ в 1,04 рази при температурі 293 К і в 1,3 рази при 853 К. По стійкості до дії корозійного середовища 3%-го водного розчину NaCl сталі майже однакові. По ерозійній стійкості азотована сталь 15Х12ВНМФ переважає сталь 15Х11МФ в 2 рази. Враховуючи ерозійні властивості сталі 15Х12ВНМФ можна вважати більш перспективним подальше зміцнення поверхні деталей, і в першу чергу виготовлених із цієї сталі. Комбіновані покриття наносили при технологічних параметрах процесу, які описані вище.

Досліджено ерозійні та корозійні характеристики складових комбінованого покриття, яке формується з одним або більших шарів титану та нітриду титану. Властивості титанових покриттів визначено на основі кінетичних кривих руйнування покриттів при дії кавітації (швидкість ерозії), а на основі поляризаційних кривих, одержаних в 3%-му водному розчині NaCl, — корозійні характеристики. Результати подано на рис. 4.

Аналіз даних, наведених на рис. 4, показує, що найменш стійкими є покриття, які нанесені на підкладку при потенціалі −150 В, приблизно однакову стійкість мають сформовані при −100 та −200 В, а найбільшу стійкість нанесені при потенціалі −50 В. Взаємозв'язок між ерозійними, корозійними характеристиками та мікротвердістю показано на рис. 5.

З рисунку видно, що стаціонарний потенціал, густина корозійного струму та швидкість ерозії при кавітації змінюються із зміною мікротвердості. Значення всіх цих величин проходять через екстремум, який спостерігається при мікротвердості до 1,7 ГПа.

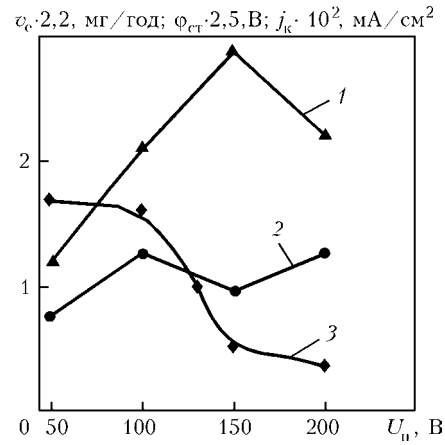


Рис. 4. Залежність швидкості ерозії v_e, (*1*), стаціонарного потенціалу $\varphi_{ст}$ (*2*), густини корозійного струму $j_к$ (*3*) від потенціалу формування покриття $U_п$

Покриття Ti–N наносили, використовуючи вакуумно-дуговий спосіб. Під час нанесення покриття тиск азоту в камері збільшували до граничних значень (2,66 Па). Струм електродугового розряду складав 100 А. Проводили очищення підкладок протягом біля 30 с плазмою дугового розряду при негативному потенціалі на них приблизно 1,2 кВ. В процесі формування покриттів температуру підкладок підтримували в інтервалі 720–770 К, негативний потенціал складав приблизно 200 В. На підкладки наносили покриття завтовшки 10–30 мкм. Експериментальні дані по залежності середньої швидкості руйнування покриттів Ti–N від їх мікротвердості подані на рис. 6.

Ці дані можуть бути апроксимовані співвідношенням $v_c = gH^2 \exp(fH^2)$, якому відповідає пунктирна лінія на рис. 6. Для швидкості руйнування (мг/год), а H в терапаскалях абсолютні значення констант g і f дорівнюють відповідно 60,5 і 500. Їх значення залежать від одиниць вимірювання H і часового інтервалу визначення v_c. Із рис. 6 видно, що для покриттів, які мають високі значення $H \approx 37$–39 ГПа, має місце значне відхилення експериментальних даних від лінії, визначеної одер-

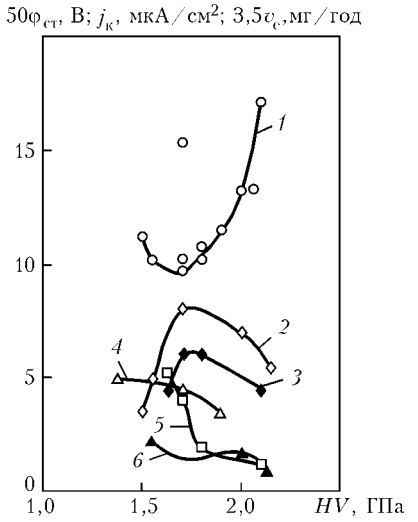


Рис. 5. Залежність стаціонарного потенціалу $\varphi_{ст}$ (*1*), густини корозійного струму $j_к$ (*2–4*) та швидкості ерозії v_e (*5, 6*) від мікротвердості покриттів при струмі 65 (*2, 3, 5, 6*) та 135 А (*4*)

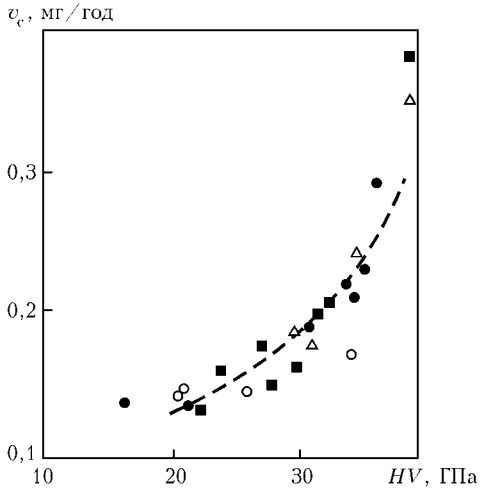


Рис. 6. Залежність середньої швидкості руйнування v_c покриттів від їх мікротвердості

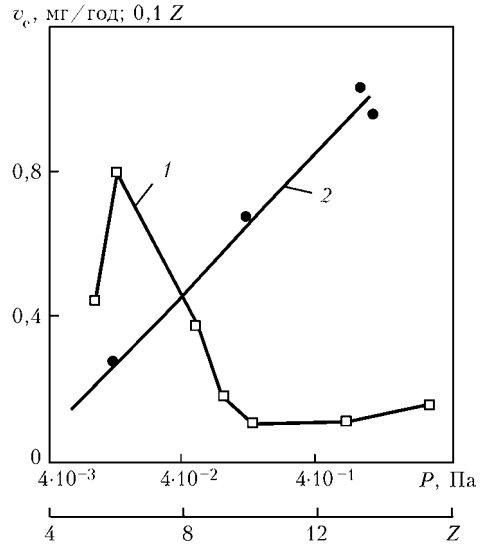


Рис. 7. Залежність швидкості ерозії v_e (*1*) і кавітаційної стійкості Z (*2*) покриттів від тиску P азоту в вакуумній камері при часовому інтервалі дії кавітації 0–14,4 кс

жаним співвідношенням (швидкість руйнування в 1,5–2,0 рази вища). Дослідження показали, що це обумовлене наявністю в покритті фази Ti_2N. Для встановлення зв'язку значення ерозії з іншими характеристиками механічних властивостей покриттів використано модель руйнування крихких матеріалів (кераміки), запропоновану в роботах [3, 4]. В цій моделі втрата маси матеріалу визначається як $\Delta m \approx A / W_c^a H^b$, де A — константа, що характеризує при вибраному виді навантаження матеріалу; W_c — тріщиностійкість; H — твердість; a = 0,75; b = 0,5. Якщо мати на увазі, що руйнування покриття при мікроударній дії кавітації також відбувається за рахунок зародження і розвитку тріщин під дією контактної напруги під час закриття (схлопування) кавітаційних пухирів, як це підтверджується рядом експериментів, то для оцінок ерозії при кавітації можна використати цю модель. Тоді, якщо стійкість до кавітаційного зносу визначити як $Z = 1/v_c$, то матимемо зв'язок стійкості із в'язкістю руйнування W і твердістю матеріалу H у вигляді $Z = CW^{0,75}H^{0,5}$. Величина C характеризує переважно потужність дії кавітації і є константою при фіксованих умовах експерименту. Перевірка справедливості цього співвідношення проведена для покриттів при вимірюванні H по стандартній методиці (ГОСТ 9450–76, ASTME 384), а W по методиці із роботи [4]. Результат обчислень представлені на рис. 7 (крива *2*) для Z, що визначається швидкістю втрат ваги в часовому інтервалі 0–14,4 кс.

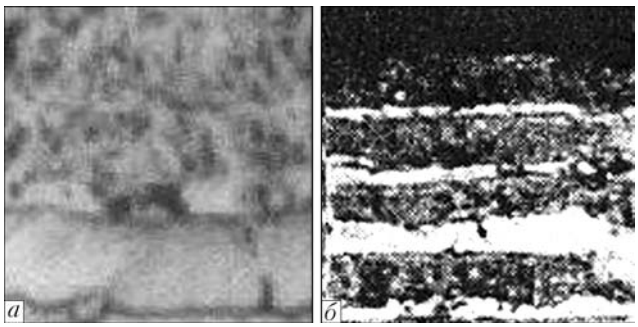


Рис. 8. Мікроструктура комбінованих покриттів: *а*, ×1100; *б*, ×700

Із рис. 7 видно, що між цими величинами має місце лінійна залежність, це відповідає приведеному співвідношенню, тобто оцінку кавітаційної стійкості можна проводити по виміряних параметрах H, W.

Для перевірки термостійкості системи сталь–покриття та адгезії покриттів досліджено зразки у вигляді дисків діаметром 18 мм, на один бік яких нанесені покриття, а також зразки у вигляді смужок довжиною 60 мм і шириною 7 мм, які виготовлені із неіржавної сталі і після нанесення на них покриттів були зігнуті під кутом 180°. Проведене десятиразове термоциклювання із нагріванням зразків до 543 К та охолодженням при 293 К в 3%-му водному розчині NaCl показало, що в зразках після випробувань відсутні тріщини і відшарування. Це підтверджує працездатність

Порівняльні характеристики матеріалів

Матеріал	Стійкість по відношенню до сталі 15Х11МФ в стані поставки			Потенціал (В) в 3%-му розчині NaCl	
	кавітаційна		абразивна	стаціонарний	активне розчинення
	у воді	в 3%-му розчині NaCl			
Ст15Х11МФ	1,0	0,67	1,0	−0,300	−0,2
Ст15Х11МФ (азотована)	2,4	1,00	1,5	−0,345	−0,2
Покриття Ti–N	1,5–11,0	3,00	3,0	+0,250	+0,6

системи, яка складається із азотованої сталі з комбінованими покриттями титан–нітрид титану на її поверхні.

На рис. 8 наведено мікроструктура двох варіантів захисних комбінованих покриттів, а в таблиці для одного із них — основні порівняльні характеристики системи.

Аналіз одержаних результатів показує, що порівняно із вихідним станом поверхні металу штоків після нанесення комбінованого покриття спостерігається збільшення абразивної, кавітаційної та корозійної стійкості більш ніж в 1,5 рази. По одержаним результатам можна рекомендувати комбіновані покриття і спосіб їх формування для захисту металу штоків від руйнування для збільшення терміну їх експлуатації.

1. *Сигал Е.М.* Ранжирование отклонений от нормальной работы оборудования АЭС по степени их влияния на коэффициент использования установленной мощности // Атомная энергия. — 2002. — **92**, вып. 3. — С. 181–188.
2. *Коваленко В.І., Маринін В.Г.* Обладнання для дослідження ерозії покриттів при мікроударному діянні // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. — 1998. — № 5 (71). — С. 83–85.
3. *Evans A.G., Wilshau T.R.* Quasi — static solid particle damage in brittle solids. 1. Observation, analysis and implication // Acta Metall. — 1976. — **24**. — P. 936–956.
4. *Evans A.G., Charles E.A.* Fracture toughness determinations by indentation // J. Amer. Ceram. Soc. — 1976. — **59**, N 7/8. — P. 371–372.
5. *Маринін В.Г.* Руйнування вольфрамових матеріалів // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2004. — № 4. — С. 112–114.

ПРОЕКТ 4.6

Створення стенду та методики вимірювання поглинання парів йоду і йодистого метилу адсорбційними фільтрами в умовах, що моделюють роботу систем вентиляції й спецгазоочистки АЕС

УДК 519.711

СОЗДАНИЕ СТЕНДА И МЕТОДИКИ ИЗМЕРЕНИЯ ПОГЛОЩЕНИЯ ПАРОВ ЙОДА И ЙОДИСТОГО МЕТИЛА АДСОРБЦИОННЫМИ ФИЛЬТРАМИ В УСЛОВИЯХ, МОДЕЛИРУЮЩИХ РАБОТУ СИСТЕМ ВЕНТИЛЯЦИИ И СПЕЦГАЗООЧИСТКИ АЭС

В.Г. КОЛОБРОДОВ, инж., **М.А. ХАЖМУРАДОВ**, д-р техн. наук
(ННЦ «Харьковский физико-технический институт» НАН Украины)

Разработан и изготовлен стенд для измерения поглощения паров йода и йодистого метила из потока вентилируемого воздуха в условиях, моделирующих работу систем вентиляции АЭС. Стенд предназначен для измерения поглощения примесей паров J_2 и CH_3J из потока воздуха макетами адсорбера путем отбора проб вентилируемого воздуха на входе и выходе макета. Для повышения чувствительности измерений используется накопление примесей на аналитических фильтрах. Концентрация примесей в потоке воздуха определяется взвешиванием аналитических фильтрови и вычисляется как разность массы адсорбируемого вещества с примесной компонентой и без нее. Отработана методика измерения эффективности поглощения примесной компоненты. Полученные данные об эффективности поглощения паров йода и йодистого метила будут использованы для выбора адсорбентов при капитальном ремонте фильтров АУ-1500 на Запорожской АЭС.

Ключевые слова: *стенд, коэффициент очистки, эффективность поглощения, пары йода, йодистый метил, аналитический фильтр, адсорбер, адсорбция, активный уголь, радиоактивные примеси, ресурс работы, атомная электростанция*

Основными характеристиками всех типов фильтров являются эффективность поглощения примеси и ресурс работы. В процессе работы в большинстве фильтров происходит накопление поглощаемой компоненты, что в свою очередь вызывает изменение геометрических параметров фильтрующего элемента, увеличение аэродинамического или гидродинамического сопротивления. Увеличение сопротивления до определенного предела приводит к ограничению времени эксплуатации фильтра, т. е. определяет ресурс его работы. Для восстановления фильтрующих характеристик применяют встряхивание, промывку, продувку и др. Ресурс работы определяется как масса поглощаемой примесной компоненты или как время работы фильтра при заданных концентрации примеси и значении очищаемого потока. Для адсорбционных фильтров возрастание аэродинамического сопротивления при нормальной работе не наблюдается. Очистка вентилируемого воздуха осуществляется за счет молекулярно-ситового эффекта или относительной селективности адсорбции. Примесная компонента попадает на поверхность гранулы адсорбента и диффундирует вглубь. Геометрические параметры фильтрующего элемента (адсорбента) при этом не изменяются, поэтому рост аэродинамического давления в процессе нормальной работы адсорбционного фильтра не происходит. В адсорбционных фильтрах время работы ограничивается полным заполнением адсорбционного пространства адсорбента, соответствующего парциальному давлению примеси и рабочей температуре, и определяется изотермой адсорбции примесной компоненты. Зная изотерму адсорбции можно вычислить ресурс работы для любой концентрации примеси. Эффективность поглощения примесной компоненты адсорбционным фильтром вычисляется по формуле

$$E = \left(1 - \frac{Q_{\text{вых}}}{Q_{\text{вх}}}\right) \cdot 100\ \%, \qquad (1)$$

где $Q_{\text{вх}}$, $Q_{\text{вых}}$ — объемная концентрация примеси соответственно на входе и выходе.

Коэффициент очистки адсорбционного фильтра вычисляется по формуле

$$K_{\text{оч}} = \frac{Q_{\text{вх}}}{Q_{\text{вых}}}. \qquad (2)$$

Соответственно коэффициент проскока П равен:

$$\text{П} = \frac{Q_{\text{вых}}}{Q_{\text{вх}}} = \frac{1}{K_{\text{оч}}}. \qquad (3)$$

© В.Г. КОЛОБРОДОВ, М.А. ХАЖМУРАДОВ, 2009

В случае расчета поглощения радиоактивных примесей объемную концентрацию можно заменить объемной активностью.

При эксплуатации атомных электростанций (АЭС) неизбежны утечки радиоактивных продуктов деления с тепловыделяющих элементов в первый контур реактора, а из него — в рабочие помещения АЭС. Для локализации радиоактивных веществ и предотвращения их бесконтрольного распространения по помещениям контролируемой зоны предусмотрены системы спецгазоочистки и вентиляции АЭС. В настоящее время все АЭС Украины снабжены угольными адсорберами типа АУ-1500, которые предназначены для фильтрации вентилируемого воздуха, который отводится из рабочих помещений АЭС. Надежность работы адсорберов способствует обеспечению радиационной безопасности работы АЭС и охране окружающей среды. В каждом из блоков украинских АЭС установлено несколько десятков адсорберов типа АУ-1500. Они в основном изготавливаются на Белозерском электромеханическом заводе в Белоруссии. Ни ресурс работы, ни эффективность поглощения паров йода и йодистого метила в паспортах адсорберов не указаны. Это вызвано, по-видимому, достаточно сложными методами измерений, которые невозможно реализовать в заводских условиях. Сложность определения адсорбционных характеристик фильтров связана с очень малой концентрацией примесной компоненты. Концентрация паров йода в вентилируемом воздухе на входе в адсорбционный фильтр типа АУ-1500 составляет примерно $1{\cdot}10^{-16}$ об. %, а на выходе — $1{\cdot}10^{-18}$ об. %. Такую малую концентрацию невозможно измерить с помощью доступных методов анализа. Аналогичные проблемы возникают и при измерении изотерм адсорбции. Анализ некоторых имеющихся методик измерения адсорбционных характеристик адсорберов сделан в работе [1]. Наиболее чувствительной методикой измерения концентрации примеси йода в вентилируемом воздухе является методика «меченых атомов». Информация о том, что в Украине эта методика уже освоена, отсутствует.

Стенд, в котором применена методика «меченых атомов» для измерения эффективности поглощения паров йода-131 и йодистого метила на его основе из потока вентилируемого воздуха на макетах адсорберов, имеется в ФЭИ г. Обнинск (РФ). На нем проводятся основные макетные испытания адсорберов для АЭС СНГ. Однако методика «меченых атомов» позволяет измерять эффективность поглощения паров йода (йодистого метила) макетами адсорберов при концентрации примесей существенно большей, чем в реальных условиях. В связи с длительностью эксплуатации многие адсорбционные фильтры АЭС Украины исчерпали свой ресурс и не обеспечивают необходимой степени очистки вентилируемого воздуха от паров йода-131. Восстановление адсорберов АУ-1500 требует либо регенерации активного угля СКТ-3, либо его замены. Поскольку уголь СКТ-3 в Украине не производится, возникает необходимость его замены другим адсорбентом. Основные требования к адсорбенту следующие: емкость по парам J_2 и CH_3J не менее чем СКТ-3; эффективность очистки по сорбируемым компонентам не меньше чем у СКТ-3; аэродинамическое сопротивление в условиях, моделирующих работу на АЭС, должно составляет 2500±100 кПа; его цена должна быть меньше, чем угля СКТ-3.

В ННЦ ХФТИ освоена методика измерения емкости адсорбентов по парам йода и йодистого метила при комнатной температуре [2, 3], что дает возможность сопоставлять адсорбционные емкости СКТ-3 и исследуемых адсорбентов. Создан стенд для измерения аэродинамического сопротивления слоев адсорбентов в условиях, моделирующих работу адсорбционных фильтров АЭС [4]. В настоящей работе описана разработка стенда для исследования процессов поглощения паров йода и йодистого метила из потока вентилируемого воздуха. Несмотря на то, что эффективность поглощения будет измеряться при концентрации примесей существенно более высокой, чем в реальных условиях, появится возможность сопоставить уровень поглощения различных адсорбентов с углем СКТ-3 при одинаковых условиях. Создание такого стенда, а также стендов для измерения адсорбционной емкости по парам йода и йодистого метила позволит получить полный набор данных для определения возможности замены СКТ-3 другими адсорбентами.

Для характеристики геометрических параметров адсорбционных фильтров часто используют отношение длины адсорбционного слоя к диаметру адсорбера. В основном, это отношение составляет более 1, оптимальным считается — около 5. Такое отношение длины и диаметра адсорбера при ламинарном режиме течения газа позволяет разбить процесс адсорбционной очистки газовой смеси на три этапа [5]: *I* — формирование адсорбционного фронта (обычно это S-образная кривая); *II* — перемещение фронта адсорбции; *III* — начало «проскока» (рис. 1, *а*). На первых двух этапах концентрация примесной компоненты на выходе адсорбера близка к нулю и определяется в основном фоновым давлением над адсорбентом. На третьем — начинается «проскок» примесной компоненты, работа адсорбера прекращается и в адсорбцию включается вторая линия, а первая — переходит в режим регенерации.

Рассмотрим некоторые особенности работы угольных адсорберов типа АУ-1500 систем вентиляции воздуха АЭС. Адсорбер имеет высокую производительность 1500 $м^3/ч$ (0,42 $м^3/с$) при длине адсорбционного слоя около 0,3 м и диаметре приблизительно 1,05 м (отношение его длины к диаметру равно 0,28). Режим течения воздуха через адсорбционный фильтр турбулентный. Удельный

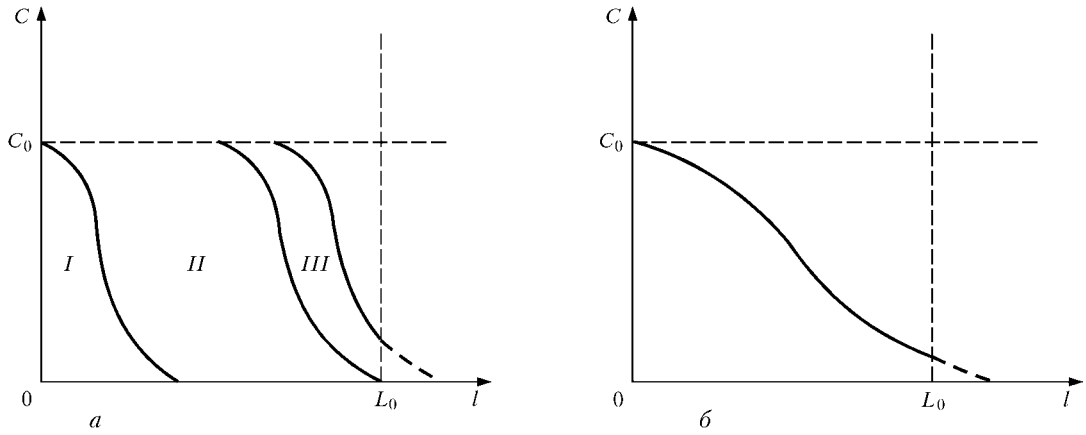


Рис. 1. Схематические кривые распределения поглощенной примесной компоненты с входной концентрацией C_0 по длине слоя L_0 адсорбера: *а* — обыкновенный адсорбер; *б* — типа АУ-1500

расход воздуха через адсорбер 0,48 $м^3/с{\cdot}м^2$, т. е. скорость потока воздуха в незаполненном объеме адсорбера равна около 0,48 м/с. Время пребывания каждой молекулы газовой смеси в адсорбционном слое при заполнении 0,5 будет приблизительно 0,17 с. Время, необходимое для адсорбции примесной компоненты из потока газовой смеси, зависит от теплоты адсорбции, давления, концентрации, температуры, степени заполнения адсорбционного пространства, коэффициента разделения и т. д. Для комнатной температуры, хорошо сорбируемой примеси и углеродных адсорбентов оно составляет около 1 с [6]. Чтобы адсорбироваться, молекуле примесной компоненты необходимо попасть к грануле адсорбента (внешняя диффузия), сесть на ее поверхность (аккомодация) и диффундировать внутрь гранулы (внутренняя диффузия) [7]. Если скорость внутренней диффузии превышает скорость внешней, то при высоком коэффициенте аккомодации все примесные компоненты поглощаются. Если же скорость внутренней диффузии меньше скорости внешней диффузии, то с самого начала процесса очистки наблюдается «проскок» некоторой концентрации примесной компоненты. Эта величина может быть постоянной в течение длительного времени работы адсорбера, т. е. в отличие от формирования трех этапов процесса адсорбционной очистки газовой смеси в обычном адсорбере в адсорбере типа АУ-1500 этот процесс происходит за один этап, что вызвано высокими скоростями очищаемой газовой смеси и малым отношением длины адсорбционного слоя к его диаметру. С самого начала работы адсорбера по длине адсорбционного слоя происходит формирование S-образного адсорбционного фронта, правый край которого обрывается при выходе из слоя адсорбента (рис. 1, *б*). Концентрация этого обрыва и задает количество неадсорбировавшихся примесей. Величина примесей компонент не должна изменяться во время работы фильтра, поскольку содержание сорбируемой компоненты очень незначительно и процесс адсорбции происходит при заполнениях существенно меньших, чем адсорбционная емкость при реальном парциальном давлении примесной компоненты. Еще одной особенностью работы адсорбера АУ-1500 является то, что в результате радиоактивного распада часть йода-131 преобразуется в стабильный ксенон-131, что приводит к распаду йодистого метила, содержание которого в йодных примесях составляет около 60 мас. % на Xe и C_2H_6. Это усложняет процесс адсорбционной очистки воздуха от радионуклидов.

Проведем анализ известных нам методик измерения эффективности поглощения йода и йодистого метила адсорбционными фильтрами. Почти все методики измерения эффективности поглощения примесей при очень малой их концентрации в газе-носителе основаны на методе накопления на сорбирующем элементе. Этот метод заключается в том, что с входа и выхода фильтра отбирается фиксированный поток газовой смеси и пропускается через пакет адсорбционных фильтров или пеналов, которые поглощают примесную компоненту и нейтральны к газу-носителю. Поток газа отбирается до тех пор, пока масса примесей, накопленных на пакете фильтров или пеналов на выходе проверяемого адсорбера, будет достаточна для проведения анализа. Потоки отбираемого для анализа газа могут быть различным для входа и выхода адсорбера, и тогда концентрация примесной компоненты для определения коэффициента очистки нормируется по потоку. Эффективность поглощения паров йода и его органических соединений адсорберами АУ-1500 лучше всего измерять в условиях реальной работы: сначала коэффициент очистки измеряется заводом-изготовителем, затем осуществляется входной контроль на АЭС и периодические измерения коэффициента очистки при эксплуатации в системах вентиляции воздуха. Эти измерения могли бы обеспечить полный контроль за эффективностью поглощения паров йода и его соединений, а также ресурсом работы адсорберов типа АУ-1500. Однако такие измерения никто не производятся ни на заводе-изготовителе, ни на АЭС, что, по-видимому, вызвано сложностью методики «меченых атомов», дорогостоящими системами измерительной техники, имеющими необходимую чувствительность измерения активности

(0,1 Бк/м^3) и сложностью приготовления и напуска калибровочной газовой смеси с примесью йода-131 и йодистого метила на его основе. В принципе, эффективность поглощения паров йода (йодистого метила) можно измерять используя реальную радиоактивность вентилируемого воздуха, однако концентрация паров йода (йодистого метила) нестабильна, а в некоторых линиях вентиляции и вообще отсутствует. Поэтому наши предложения об измерении коэффициентов очистки адсорберов АУ-1500 по парам йода-131 (йодистого метила) на работающей системе вентиляции не нашли поддержки на Запорожской АЭС, хотя на Ровенской АЭС проводят измерения интегрального коэффициента очистки некоторых адсорберов путем накопления радионуклидов на аналитических фильтрах на входе и выходе в течение нескольких суток. Другой способ определения адсорбционных характеристик адсорберов — это проведение макетных испытаний.

Газовая схема стенда для изучения эффективности поглощения паров йода и йодистого метила макетами адсорберов в условиях, моделирующих работу систем вентиляции АЭС, представлена на рис. 2.

В основу конструкции стенда положен метод отбора проб на входе и выходе макета адсорбера и накопления сорбируемой примеси на нескольких аналитических фильтрах. Такой метод концентрирования небольшой примесной компоненты применяется во многих конструкциях стендов. Масса поглощенной аналитическими фильтрами примеси может определяться различными методами — масс-спекрометрическим, весовым, «меченых атомов», γ-активационным анализами и др. Чувствительность метода определяет минимальную концентрацию примеси в вентилируемом воздухе, которую можно измерить. В разработанном нами стенде поглощенная примесь измеряется взвешиванием аналитических фильтров на весах ВЛР-20 с точностью приблизительно $5\cdot10^{-6}$ г при массе фильтров 10 г. Масса адсорбента в аналитических фильтрах составляет около 1,0–1,5 г. В качестве фильтрующего элемента в аналитических фильтрах используется предварительно регенерированный активированный углеродный волокнистый материал АУВМ «Днепр». Поглощенная примесная компонента определяется как разность между массой аналитических фильтров при отборе проб вентилируемого воздуха с примесной компонентой и без нее. Поток отбираемого для анализа воздуха на входе и выходе адсорбера отличается в десятки раз. Аналитические фильтры перед каждым экспериментом регенерировались в течение 2 ч при температуре 350 °С и давлении 1 Па. Величина отбираемых потоков измеряется ротаметрами типа РМ и подбирается так, чтобы до последних фильтров Ф3 и Ф9 примесная компонента не доходила. Объемная концентрация примеси определяется по формуле

$$Q_{\text{вх}} = \frac{\sum_{i=1(4)}^{3(6)} (m_2^i - m_1^i)}{V_{\text{вх}}}; \quad Q_{\text{вых}} = \frac{\sum_{i=7(10)}^{9(12)} (m_2^1 - m_1^i)}{V_{\text{вых}}}, \qquad (4)$$

где m_2^i и m_1^i масса аналитических фильтров при пропускании одинакового объема воздуха соответственно с примесью паров йода (йодистого метила) и без нее; $V_{\text{вх(вых)}}$ — объем пропущенного через аналитические фильтры воздуха. Линии аналитических фильтров для отбора проб воздуха с примесной компонентой — Ф1–Ф3 и Ф7–Ф9 и без примесей паров йода (йодистого метила) — Ф4–Ф6 и Ф10–Ф12. Эффективность поглощения примеси йода и йодистого метила определяли по формуле (1).

Поглощение паров йода и йодистого метила измеряется на макетах адсорберов при удельном расходе воздуха через макет, соответствующем расходу через адсорбер типа АУ-1500. Высота слоя адсорбента в макете равна 300 мм, что соответствует реальному слою адсорбента в адсорбере. Стенд имеет две пары сменных макетов. Схематические чертежи этих макетов изображены на рис. 3 и 4. Одна пара представляет собой медные цилиндры диаметром 48 мм и длиной 350 мм, в нижней части которых установлены неподвижные латунные сетки, а в верхней — подвижные. Верхние сетки прижимают поверхностный слой адсорбента и предотвращают перемещение и его разрушение при воздействии газового потока. Вторая пара макетов адсорберов состоит из шести герметично соединяющихся секций с адсорбентом диаметром 48 мм и длиной 50 мм. Секционные макеты предназначены для измерения распределения примесей паров йода (йодистого метила) по глубине адсорбера. Каждая секция промаркирована, определена масса адсорбента в ней. Масса секции с адсорбентом составляет 150–160 г, что позволяет производить взвешивание на весах ВЛА-200. В связи с тем, что пары йода (йодистого метила) поглощаются одновременно с компонентами воздуха, степень поглощения которых зависит от влажности, температуры и других факторов, эксперимент проводится в два этапа. На первом — через первый макет адсорбера пропускается вентилируемый воздух без примеси йода (йодистого метила) и выполняются периодические взвешивания всех секций макета. На втором — производятся аналогичные периодические взвешивания на втором адсорбере, через который пропускается воздух с примесью паров йода (йодистого метила). Содержание поглощенного йода (йодистого метила) определяют как разность между изменением массы адсорбера (секции) при пропускании через макет воздуха с парами йода и без них. Для сопоставления результатов различных измерений эта разность нормируется по объему пропущенного через адсорбер воздуха.

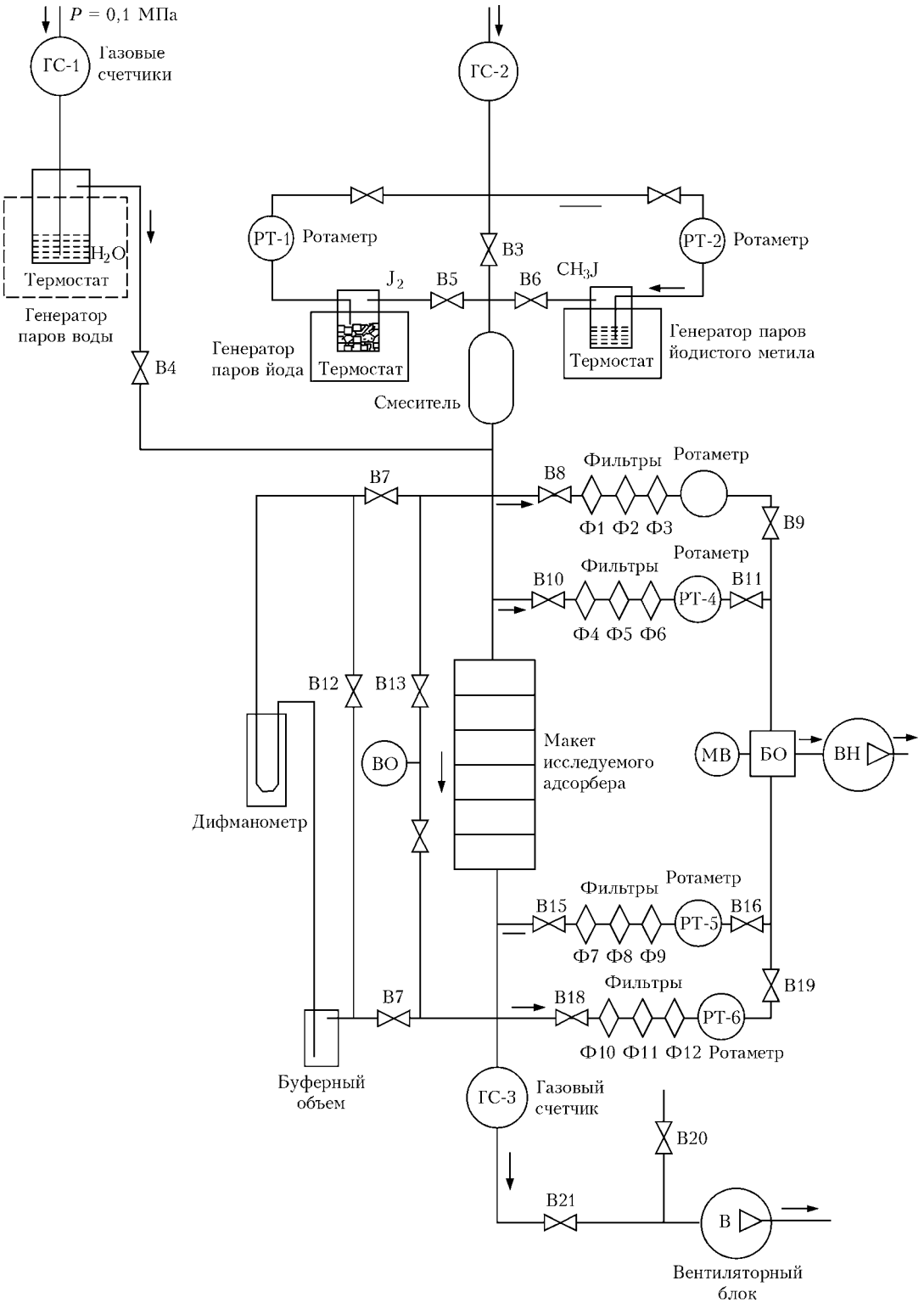


Рис. 2. Газовая схема стенда для изучения эффективности поглощения паров йода и йодистого метила макетами адсорберов в условиях, моделирующих работу систем вентиляции АЭС: В1–В21 — вентили для регулировки газовых потоков; ВО — вакуумметр образцовый; МВ — мановакуумметр; БО — буферный объем; ВН — форнасос

Поток вентилируемого воздуха через макет адсорбера создается с помощью вентиляторного блока GRHVX-40/230 и регулируется вентилями В2, В3, В14, В15, он измеряется газовыми счетчиками ГС-1, ГС-2 и ГС-3. Особенностью систем вентиляции АЭС является то, что для предотвращения утечки радиоактивных изотопов при нарушении герметичности в трубопроводах создается давление ниже атмосферного. Вентиляторный блок имеет производительность 80 $м^3/ч$, что позволяет с помощью системы вентилей регулировать удельный расход воздуха через макет адсорбера в довольно большом интервале.

Одной из проблем, возникших при разработке стенда для измерения эффективности поглощения примесей паров йода и йодистого метила, стало

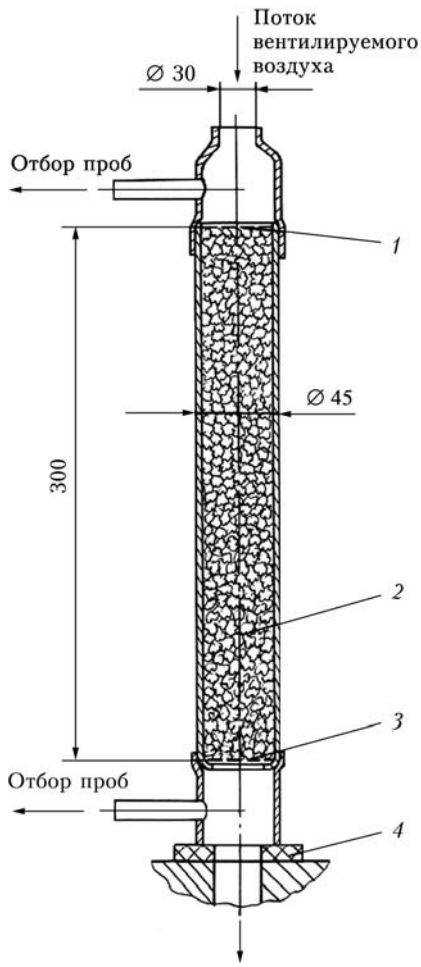


Рис. 3. Схема макета адсорбера: *1* — верхняя сетка; *2* — исследуемый адсорбент; *3* — нижняя сетка; *4* — резиновое уплотнение

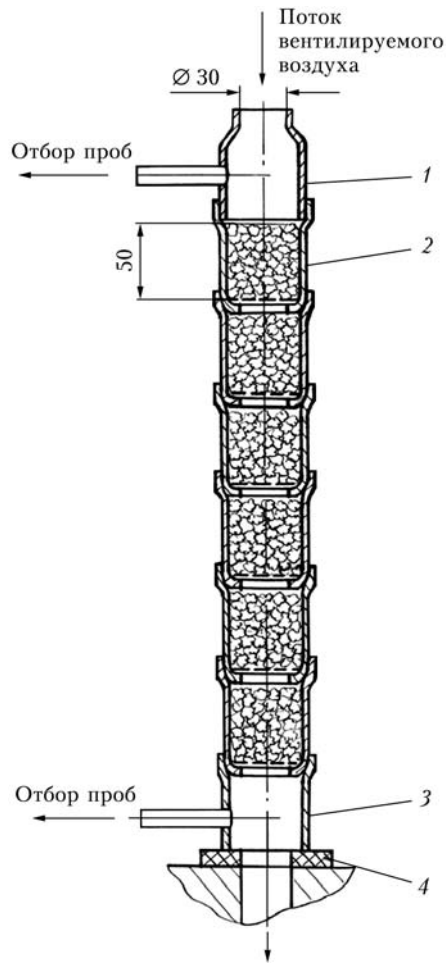


Рис. 4. Схема секционного макета адсорбера: *1, 3* — верхняя (нижняя) камера отбора проб; *2* — секция макета адсорбера; *4* — резиновое уплотнение

введение в поток вентилируемого воздуха паров примесных компонент. В связи с тем, что наличие паров воды в воздухе оказывает существенное влияние на процесс адсорбции примесей, в конструкции стенда предусмотрена возможность создания воздушных потоков различной влажности. В основу методики введения примесей положена известная зависимость давления насыщенных паров воды [8], йода и йодистого метила [9] от температуры (рис. 5).

Влажность воздуха регулируется изменением потока воздуха через генератор паров воды и определяется температурой увлажнителя, влажностью воздуха в помещении и соотношением потоков воздуха через газовые счетчики ГС-1 и ГС-2. Температура в генераторе паров воды поддерживается на 2–3 °С меньше температуры воздуха в производственном помещении. Это предотвращает возможность конденсации паров воды на стенках трубопровода в стендах. Содержание паров воды в воздухе достаточно легко измеряется с помощью гигрометров различных типов. Влажность воздуха в помещении измеряется гигрометром М-68 и по показаниям сухого и влажного термометров с использованием психрометрической таблицы. Упрощенная схема генераторов паров примесей приведена на рис. 6.

Изменяя температуру воды в генераторе паров воды от 0 до 20 °С и соотношение потоков воздуха через газовые счетчики ГС-1 и ГС-2 можем подавать на макет адсорбера воздух с содержанием влаги от 4,8 до 17 г/м^3, что соответствует точке росы 0 и 20 °С. При работе макета адсорбера на стенде в условиях, моделирующих работу адсорбера АУ-1500, через макет проходит около 3 м^3 воздуха за 1 ч. В потоке воздуха при 20 °С и относительной влажности 100 % на макет поступает около 50 г воды за 1 ч. Часть паров воды отбирается вместе с воздухом производственного помещения, в котором находится стенд, а другая часть — с генератора паров воды. Масса воды в колбе генератора составляет приблизительно 250 г, что обеспечивает непрерывную работу установки в течение не менее 5 ч.

Примеси паров йода (йодистого метила) вводятся в поток вентилируемого воздуха с помощью соответствующего генератора. Он представляет собой стеклянную цилиндрическую емкость с кристаллическим йодом и йодистым метилом, помещенную в термостат. Температура термостата на несколько градусов ниже температуры воздуха в помещении и поддерживается постоянной в течение измерений. Количество примеси паров йода и йодистого метила, вводимого в вентилируемый

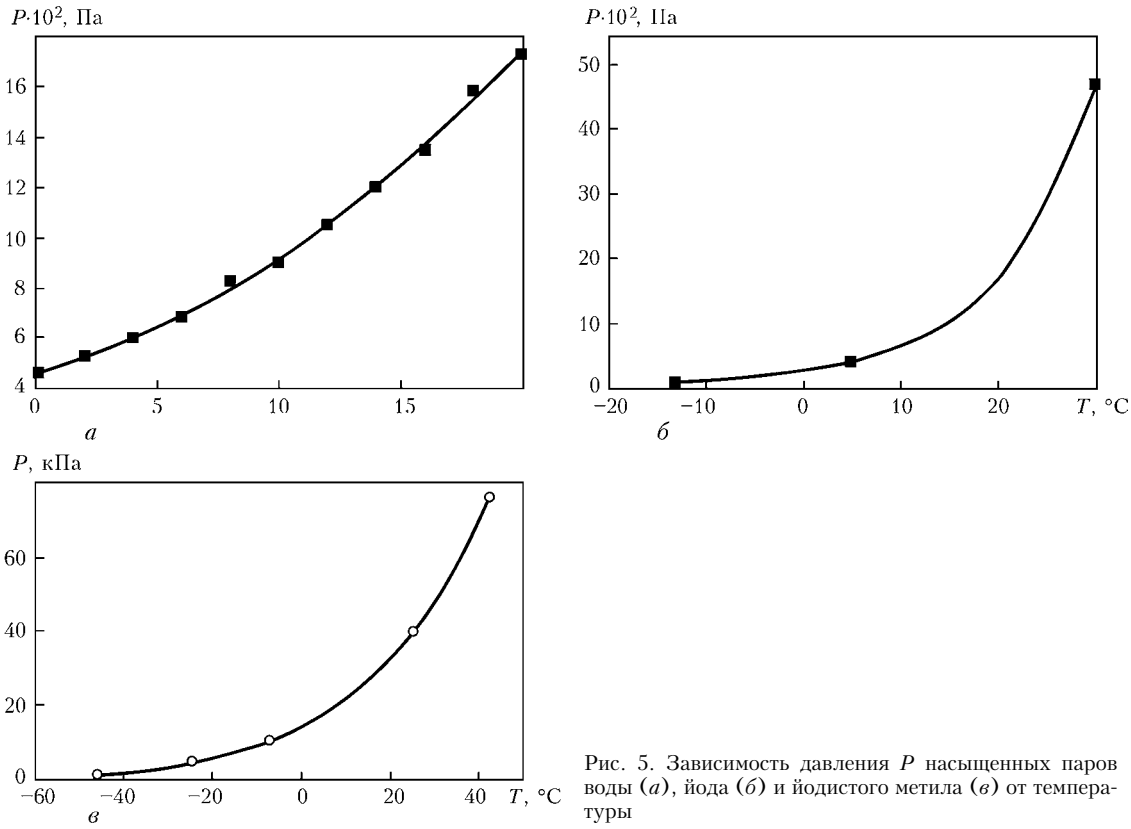


Рис. 5. Зависимость давления P насыщенных паров воды (*а*), йода (*б*) и йодистого метила (*в*) от температуры

воздух, задается температурой термостата и потоком воздуха через емкость с кристаллическим йодом. Поток воздуха через генератор паров йода и йодистого метила измеряется ротаметрами РТ-1 и РТ-2. Для обеспечения хорошего перемешивания паров йода с вентилируемым воздухом используется смеситель. Перемешивание происходит за счет изменения направления движения потока воздуха и уменьшения скорости потока в смесителе при увеличении проходного сечения.

Существенное влияние на поглощение паров йода из потока вентилируемого воздуха оказывает время пребывания сорбируемой молекулы в адсорбере. Время нахождения примеси в адсорбере зависит от взаимодействия системы адсорбент–адсорбат и от соотношения удельного потока воздуха и аэродинамического сопротивления. Для адсорбера АУ-1500 при потоке 1500 $м^3/ч$ удельный поток составляет 0,48 $м^3/с{\cdot}м^2$, а аэродинамическое сопротивление — приблизительно 2500 Па. Такое же соотношение должно быть при измерениях на стенде. Уменьшение аэродинамического сопротивления уменьшает время пребывания примеси в адсорбере, что понижает эффективность поглощения, а его повышение — наоборот. Для измерения аэродинамического сопротивления в стенде используется образцовый вакуумметр, водяной дифманометр и система вентилей.

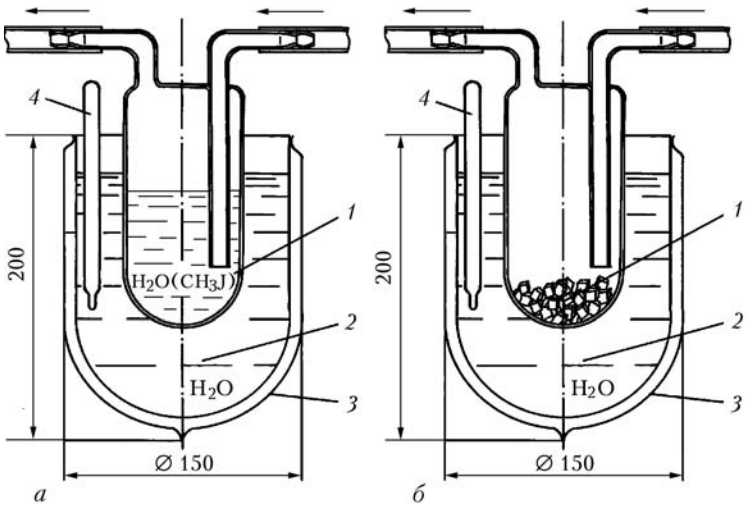


Рис. 6. Упрощенная схема генераторов паров воды (йодистого метила) (*а*) и йода (*б*): *1* — вода, йодистый метил, кристаллический йод; *2* — вода термостата; *3* — сосуд Дьюара; *4* — термометр

Общий вид стенда для измерения поглощения паров йода и йодистого метила с потока вентилируемого воздуха в условиях, моделирующих работу систем вентиляции и спецгазоочистки АЭС, приведен на рис. 7.

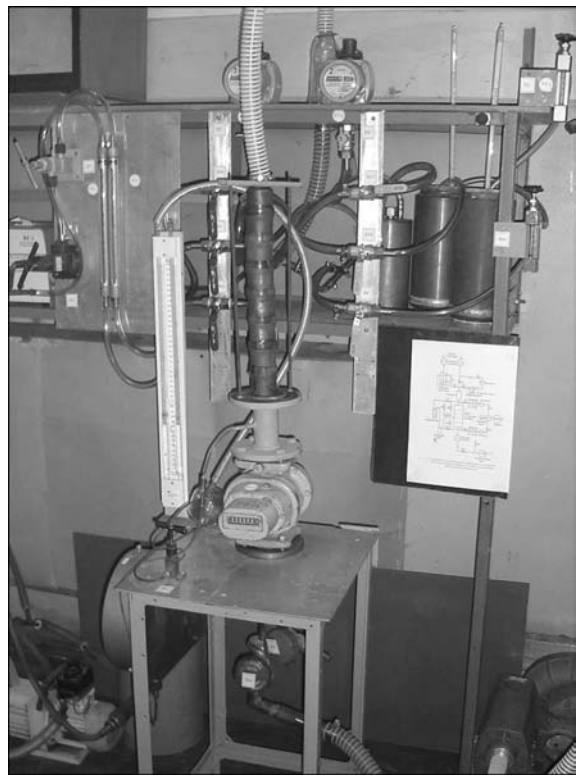
Как указывалось ранее, чувствительность методики измерения эффективности поглощения паров йода (йодистого метила) определяется минимальной концентрацией примеси в вентилируемом воздухе, которую можно измерить накоплением ее на аналитических фильтрах. Проведенный нами анализ различных методик измерения массы поглощенной аналитическими фильтрами примеси позволяет сделать вывод, что наиболее чувствительной методикой измерения коэффициента очистки являет-

ся методика «меченых атомов» йода-131 (около $5 \cdot 10^{-14}$ %). Масс-спектрометрический, весовой, γ-активационный анализы имеют чувствительность $1 \cdot 10^{-5}$–$1 \cdot 10^{-7}$ %.

Все перечисленные методики измерения коэффициентов очистки адсорберов по йоду и йодистому метилу пригодны только для проведения макетных испытаний при концентрациях примесей, существенно превышающих реальные для фильтра типа АУ-1500. Производить измерение коэффициента очистки адсорбционного фильтра АУ-15000 для входного и периодического контроля по этим методикам нельзя, поскольку при измерении происходит значительное заполнение адсорбционного пространства адсорбента в адсорбере, что приводит к существенному уменьшению ресурса работы и может произойти даже полное заполнение адсорбционного пространства, соответствующего парциальному давлению примеси. Это приведет к тому, что адсорбер АУ-1500 вообще не будет поглощать примеси йода и йодистого метила из потока вентилируемого воздуха. Даже проведение одного измерения эффективности улавливания паров йода по наиболее чувствительной методике «меченых атомов» уменьшит ресурс АУ-1500 при реальных условиях на $8 \cdot 10^4$ ч (9,1 лет) непрерывной работы, что фактически полностью выведет адсорбер из строя.

Из проведенного анализа видно, что ближе всего к нашим требованиям находится методика измерения коэффициента очистки адсорберов с помощью «меченых атомов». На основе йода-131 может быть приготовлен радиоактивный йодистый метил для измерения коэффициента очистки по CH_3J. Основную стоимость, как при создании, так и использовании методики «меченых атомов», составляет измерительная техника (радиометры), необходимая для определения количества йода-131.

Для проведения экспресс-анализа эффективности улавливания паров йода и йодистого метила различными адсорбентами вполне подходит созданный нами специальный стенд для сравнительных измерений коэффициентов очистки с использованием весовой методики при существенно более высокой концентрации примесной компоненты. Эти измерения совместно с комплексом других перечисленных ранее позволят выбрать адсорбент, наиболее пригодный для использования в йодных фильтрах АУ-1500. Окончательное заключение о возможности использования нового адсорбента в адсорберах систем вентиляции воздуха АЭС делается после измерения коэффициента очистки по методике «меченых атомов» на стенде в г. Обнинске (РФ).



Ри. 7. Общий вид стенда

1. *Колобродов В.Г., Соколенко В.И., Хажмурадов М.А.* Некоторые проблемы измерения адсорбционных характеристик адсорберов АУ-1500 систем вентиляции воздуха АЭС // II Міжнар. наук.-практ. конф. «Екологічна безпека: проблеми і шляхи вирішення», г. Алушта, 11–15 сент. 2006 г. — Т. 1. — Харьков, 2006. — С. 198–203.
2. *Адсорбция* паров йода некоторыми адсорбентами / В.Г. Колобродов, А.А. Саньков, Л.В. Карнацевич и др. // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физ. радиационных повреждений и радиационное материаловедение. — 2003. — № 6. — С. 114–119.
3. *Колобродов В.Г., Карнацевич Л.В., Березняк П.А.* Адсорбция паров йодистого метила некоторыми адсорбентами // Там же. — С. 110–113.
4. *Аэродинамическое* сопротивление слоев некоторых адсорбентов / В.Г. Колобродов, Л.В. Карнацевич, П.А. Березняк // Там же. — 2006. — № 4. — С. 224–227.
5. *Серпионова Е.Н.* Промышленная адсорбция газов и паров. — М.: Высш. шк., 1969. — 414 с.
6. *Чечеткин Ю.В., Якшин Е.К., Ещеркин В.М.* Очистка радиоактивных газообразных отходов АЭС. — М.: Энергоатомиздат, 1986. — 149 с.
7. *Кельцев Н.В.* Основы адсорбционной техники. — М.: Химия, 1984. — 592 с.
8. *Варгафтик Н.Б.* Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. — М.: Наука, 1972. — 720 с.
9. *Дриц М.Е.* Свойства элементов: Справ. — М.: Металлургия, 1985. — 672 с.

ПРОЕКТ 4.7

Розробка і обгрунтування підвищення ресурсу роботи елементів активної зони атомних реакторів, виготовлених із сплавів цирконію за новими технологіями

УДК 069. 296

РОЗРОБКА І ОБГРУНТУВАННЯ ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ РОБОТИ ЕЛЕМЕНТІВ АКТИВНОЇ ЗОНИ АТОМНИХ РЕАКТОРІВ, ВИГОТОВЛЕНИХ ІЗ СПЛАВІВ ЦИРКОНІЮ ЗА НОВИМИ ТЕХНОЛОГІЯМИ

Академік НАН України **В.М. АЖАЖА, С.Д. ЛАВРИНЕНКО**, д-р техн. наук, **П.М. В'ЮГОВ, М.М. ПИЛИПЕНКО**, кандидати фіз.-мат. наук, **Ю.П. БОБРОВ, І.Б. ДОЛЯ**, інженери
(ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України»)

Розроблено технологію виробництва зливків сплаву цирконію з 1 % ніобію та виробів з нього. Технологічна схема передбачає технологічні переробки, аналогічні загальноприйнятим у світовій практиці. Домішки в цирконієвих виробах істотно впливають на їх структуру і властивості. Наявність в цирконії C, N, Si, P, Mg, K, Ca, O, Na, Cl, F, Ni, H, особливо при комплексному їх вмісті, має негативний вплив. Для задоволення зростаючих вимог до цирконієвих виробів ядерних реакторів необхідно зменшувати концентрації цих домішок до мінімальних значень, застосовуючи сучасні технології отримання реакторних цирконієвих сплавів і виготовлення виробів з них. Дано рекомендації щодо вибору оптимальної технології отримання цирконієвих сплавів в Україні. Впровадження нових технологій виготовлення сплавів цирконію призведе до підвищення ресурсу роботи елементів активної зони атомних реакторів.

Ключові слова: *магнійтермічний цирконій, сплав Zr–1Nb, ТВЕЛ, атомні реактори, ресурс*

На АЕС України експлуатуються 15 енергоблоків, у тому числі 13 блоків типу ВВЕР-1000, які виробляють близько половини електроенергії країни. Ядерне паливо для цих блоків постачається з Росії, тому абсолютна залежність їх працездатності від зовнішнього постачання палива загрожує енергетичній безпеці держави.

Спроби знайти альтернативні джерела ядерного палива, зокрема адаптувати до вітчизняних атомних блоків паливо фірми «Вестінгауз» (США), поки що надійних результатів не дали. Тому проблема створення вітчизняного ядерно-паливного циклу відноситься до найважливіших для енергетичної незалежності країни.

Невід'ємною складовою цієї проблеми є одержання цирконію ядерної чистоти і організація виробництва з нього сплавів для виготовлення захисних труб-оболонок тепловиділяючих елементів (ТВЕЛ), канальних і напрямних труб, касет, дистанціонуючих решіток та інших деталей активної зони атомних реакторів [1].

Сьогодні промислове виробництво сплавів на основі цирконію та виробів з них в обсягах потреб України відсутнє. Напівпромислові технології одержання цирконію реакторної чистоти, сплавів на його основі та виробів з них відпрацьовані в Національному науковому центрі «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України, Фізико-технологічному інституті металів та сплавів НАН України, ДНВП «Цирконій», Науково-дослідному та конструкторсько-технологічному інституті трубної промисловості ім. Я.Ю. Осади.

В Україні протягом останніх тридцяти років створено науково-технологічну базу для виробництва цирконієвих сплавів і виробів з них для атомної енергетики, засновану на кальційтермічній технології. Проте це виробництво не було повністю опрацьовано.

Енергетичною стратегією України на період до 2030 р. передбачено значне збільшення потужностей діючих в країні атомних електростанцій. Для будівництва нових ядерних енергетичних установок і заміни палива в діючих реакторах потрібен стійкий конструкційний матеріал — цирконій. Вироби з цирконію для українських АЕС випускаються нині в Російській Федерації.

Відповідно до вимог енергетичної безпеки, в Україні організовується власне виробництво виробів із сплаву цирконію для ядерних реакторів, яке складається з таких етапів:

- отримання діоксиду цирконію, очищеного від гафнію;
- переробка діоксиду цирконію в губку цирконію;

© В.М. АЖАЖА, С.Д. ЛАВРИНЕНКО, П.М. В'ЮГОВ, М.М. ПИЛИПЕНКО, Ю.П. БОБРОВ, І.Б. ДОЛЯ, 2009

Таблиця 1. Цирконієві сплави активних зон реакторів водо-водяного типу

Марка	Основні легуючі елементи, мас. %					Країна-розробник
	Nb	Sn	Fe	O	Інші	
E110	1,0	–	–	<0,16	–	СССР
E125	2,5	–	–	–	–	СССР
E635	1,0	1,0–1,5	0,3–0,5	–	–	Росія
КТЦ-110	1,0	–	–	<0,14	–	Україна
Zry-2	–	1,2–1,8	0,07–0,2	–	Ni<0,008 Cr–0,05–0,15	США
Zry-4	–	1,2–1,8	0,18–0,24	–	Cr–0,05–0,15	США
Zirlo	1,0	1,0	0,1	–	–	США
M4	–	0,5	0,6	0,12	V-0,3	Франція
M5	1,0	–	–	0,12	–	Франція
NDA	0,1	1,0	0,27	–	Cr–0,16	Японія
MDA	0,5	0,8	0,2	–	Cr–0,1	Японія

• переробка губки цирконію в зливки із сплаву цирконію з 1 % ніобію;

• отримання із зливків цирконієвої трубної заготовки (TREX-труби);

• одержання виробів з цирконієвих сплавів.

Метою даної роботи є розробка технології виробництва зливків сплаву цирконію з 1 % ніобію і трубної заготовки та виробів з нього, а також видача рекомендацій для проектування промислового виробництва цирконієвих сплавів.

Технологічна схема має передбачати технологічні переробки, аналогічні загальноприйнятим у виробництві цирконію.

Сплав E110 є базовим матеріалом діючих водо-водяних реакторів на теплових нейтронах типу ВВЕР. Паралельно ведуться роботи по промисловому впровадженню радіаційно- і корозійно-стійкого сплаву E635 з метою підвищення вигоряння і ресурсу активних зон.

Характерною особливістю цих сплавів є наявність ніобію — основного легуючого елемента як для бінарного, так і для багатокомпонентного сплавів. Базові цирконієві сплави західного виробництва (циркалой-2 і циркалой-4) леговані оловом, залізом, хромом і нікелем.

Останнім часом на Заході з'явилися нові перспективні цирконієві сплави, леговані, крім того, і ніобієм (Zirlo, M-4, M-5, NDA, MDA). Склади цирконієвих сплавів, використовуваних в активних зонах ядерних реакторів, представлені в табл. 1 [1]. Як видно з табл. 1, сплав цирконію з 1 % ніобію (E110) російського виробництва за складом аналогічний французькому сплаву M5, але способи їх виробництва істотно різняться.

Докладний розгляд особливостей основних способів отримання ядерно-чистого цирконію свідчить, що виробництво такого цирконію включає понад 25 етапів, які можна об'єднати в чотири основні стадії [2–6]:

• розкриття цирконової руди;

• отримання сировинних складових для очищення від гафнію — тетрахлорида цирконію, що містить тетрахлорид гафнію ($ZrCl_4 + HfCl_4$), цирконата натрію з гафнатом натрію ($Na_2ZrO_3 + Na_2HfO_3$) або фторцирконата калію з фторгафнатом калію ($K_2ZrF_6 + K_2HfF_6$). Перед очищенням сировина звичайно містить приблизно 1,5–2,5 мас. % гафнію;

• розділення з'єднань цирконію і гафнію, отримання $ZrCl_4$, ZrF_4 або K_2ZrF_6 з низьким вмістом гафнію;

• відновлення з'єднань цирконію і одержання металевого цирконію з низьким вмістом гафнію (<0,05 мас. %).

Кожний етап на цих стадіях може змінюватися з метою зменшення собівартості або спрощення операцій. Отже, вигляд і кількість домішок, що беруть участь в процесі отримання сплаву, також змінюються і можуть впливати на зміну властивостей сплаву.

Основним процесом розкриття (розкладання) цирконової руди, використовуваного при виробництві металу для сплаву E110 в Російській Федерації, є фторидна хімія, тобто конверсія руди у фторцирконат калію за такою реакцією [4]:

$$ZrO_2 \cdot SiO_2 + 2KF \cdot SiF_4 = K_2ZrF_6 + 2SiO_2.$$

Ця операція, звичайно здійснювана при 700–800 °С, призводить до забруднення цирконію фтором у вигляді ZrF_4. В Україні до останнього часу розкриття цирконієвого концентрату здійснювали шляхом його сплаву з каустичною содою при високій температурі. Одержаний і відмитий від соди і силікату натрію цирконат натрію розкладається концентрованою азотною кислотою з отриманням нітрату цирконію [7].

В західних країнах основним процесом розкриття цирконової руди, використовуваної для виробництва цирконієвих сплавів M5, Zirlo, циркалой-2 і циркалой-4, є хлоридна хімія [2, 3]. В

цьому процесі суміш $ZrO_2 \cdot SiO_2$ і графіту хлорується $SiCl_4$, $TiCl_4$ або $AlCl_4$. Циркон перетворюється на $ZrCl_4$ і $SiCl_4$ при температурі >1150 °С. Тетрахлорид цирконію містить певну кількість тетрахлориду гафнію, тому їх розділяють метилизобутилкетоном (МІБК).

Розділення цирконію і гафнію необхідне, оскільки поперечний перетин поглинання теплових нейтронів гафнію майже у 600 разів більший, ніж цирконію. Обмеження за вмістом гафнію пояснюється необхідністю забезпечення мінімального вмісту в активній зоні реактора матеріалів з підвищеним коефіцієнтом захоплення нейтронів. Існує декілька методів розділення цирконію і гафнію, але найчастіше використовують такі три способи: метилизобутилкетоновий процес [2], дистиляцію [3], екстракції і дробову кристалізацію солей [6].

Способ дробової кристалізації застосовується при виготовленні ядерно-чистого цирконію, необхідного для виробництва реакторних сплавів Е110 і Е635 в Російській Федерації. Одержаний після розкриття циркону фторцирконат калію K_2ZrF_6 містить 1,5–2,5 мас. % фторгафнату калія K_2HfF_6.

Суть способу дробової кристалізації полягає у тому, що розчинність K_2HfF_6 в дистильованій воді трохи вища за розчинність K_2ZrF_6. Коли суміш розчинена у воді при температурі <90 °С, відбувається невелике накопичення гафнію в розчині, а його концентрація в нерозчиненій суміші K_2ZrF_6 і K_2HfF_6 трохи зменшується. Потім розчин поволі охолоджують, відбувається дробова кристалізація компонентів з різними швидкостями.

В результаті проведення дробової кристалізації концентрація K_2HfF_6 в остаточній суміші зменшується приблизно в 15 разів і складає 0,04–0,05 мас. %. Одержаний таким чином K_2ZrF_6 відновлюють в метал електролітичним способом.

В Україні для розділення цирконію і гафнію проводять процес екстракції. За екстрагент використовують трибутилфосфат. При екстракції відбуваються спільна екстракція цирконію і гафнію; реекстракція гафнію цирконію. Одержаний азотнокислий реекстракт цирконію вилуговує і упаровується.

Далі йдуть процеси сушіння та дегідратації моногідрату цирконію з подальшим очищенням сублімації тетрафториду цирконію від кисню. При отриманні металевого цирконію за відновник використовують металевий кальцій. В основу металургійного переділу покладено процес кальцій-термічного відновлення тетрафториду цирконію за реакцією:

$$ZrF_4 + 2Ca = Zr + 2CaF_2.$$

У зв'язку з тим, що тепла реакції відновлення не достатньо для отримання компактного металу, проводиться попереднє прогрівання шихти. Після його закінчення реакція ініціюється. Одержані продукти реакції витягуються з печі і розділяють механічним шляхом. Зливок чорнового цирконію відмивають азотною кислотою і спрямовують на електронно-променеве переплавлення з метою рафінування цирконію від металевих домішок і шлаку, отримання зливка, придатного для одержання заготовок під прокат.

Однією з найважливіших переваг кальцій-термічного цирконію є низький вміст гафнію (<0,01 %), що відповідає світовим стандартам.

Більш простим способом очищення від гафнію, вживаним при виробництві циркалоїв М5 і Zirlo в західних країнах, є процес МІБК, який починається з отримання суміші $ZrCl_4$ + $HfCl_4$ при розкритті цирконової руди. Він має такі етапи:

- перетворення суміші $ZrCl_4$ + $HfCl_4$ в $ZrOCl_2$ + + $HfOCl_2$ у воді;
- перетворення оксихлоридних компонентів в $ZrO(SCN)_2$ + $HfO(SCN)_2$ при використанні сірнокислого розчину NH_4SCN;
- видалення $HfO(SCN)_2$ способом рідинної екстракції з використанням МІБК;
- обробка $ZrO(SCN)_2$ соляною кислотою HCl, перетворення його в $ZrOCl_2$;
- перетворення $ZrOCl_2$ в $Zr(OH)_4$ шляхом використання гідрооксиду амонію (NH_4OH) і сірчаної кислоти (H_2SO_4);
- отримання ZrO_2 шляхом використання гідрооксида цирконію і кальцію по реакції

$$Zr(OH)_4 + Ca = ZrO_2 + Ca(OH)_2;$$

- хлорування ZrO_2 і перетворення його в $ZrCl_4$;
- відновлення $ZrCl_4$ до металу методом Кроля.

Ще одним способом очищення цирконію від гафнію є екстракційна дистиляція, розроблена нещодавно [3]. Суміш фторцирконату калію (K_2ZrF_6) і 2,0–2,5 мас. % фторгафнату калію (K_2HfF_6) розділяється екстракційною дистиляцією з розчинником розплавлених KCl і $AlCl_3$. Кінцевий продукт цього процесу $ZrCl_4$, який зазвичай містить <0,01 мас. % гафнію, надходить на відновлення способом Кролля.

Металевий цирконій, використовуваний для виробництва сплавів Е110 і Е635, звичайно одержують шляхом сплавлення електролітичного, йодидного цирконію і кондиційних відходів у пропорції 60, 30 і 10 %.

Йодидний цирконій отримують за допомогою розкладання тетрайодиду цирконію ZrI4 на вольфрамовій або цирконієвій нитці, нагрітій до температури 1300 °С (метод Ван–Аркеля). Чистота такого цирконію дуже висока.

Електролітичний цирконій одержують в процесі електроліза K_2ZrF_6 в розплавах KCl, NaCl, суміші KCl–NaCl або інших галогенидів [2, 6]. Металевий цирконій, одержаний цим способом, містить домішку фтору, який потрапляє в цирконій на стадіях розкриття руди, електролізу і видалення гафнію.

Весь металевий цирконій, використовуваний для виробництва сплавів М5, Zirlo, циркалой,

Таблиця 2. Домішки в цирконієвих сплавах, які потрапили в процесі їх отримання

Процес	Домішка	Вплив домішки
Західні країни		
Розкриття цирконової руди, отримання $ZrCl_4$	–	–
Відділення гафнію, спосіб МІБК, кальцінування $Zr(OH)_4$, отримання ZrO_2	Ca	(+)
Відділення гафнію, екстракційна дистиляція	Al	(+)
Відновлення Zr, метод Кроля, цирконієва губка	Mg	(+)
Російська Федерація		
Розкриття цирконової руди, отримання K_2ZrF_6	F	(–)
Відділення гафнію, дробова кристалізація K_2ZrF_6 і K_2HfF_6	F	(–)
Відновлення Zr, електроліз K_2ZrF_6, електролітичний Zr	F	(–)
Відновлення Zr, йодидний Zr	–	–
Україна		
Розкриття цирконової руди, отримання моногідрату ТФЦ	–	–
Дегідратація моногідрату ТФЦ	F	(–)
Кальційтермічне відновлення Zr	Ca	(+)
Всі країни		
Обробка труб		
Знежирювання або очистка в розчині HF	F	(–)
Обробка поверхні Al_2O_3, Fe_2O_3, Y_2O_3	Al, Fe, Y	(+)

Примітка. Тут (–) — «шкідлива», (+) — «корисна» домішка.

MDA і NDA в західних країнах, отримують методом Кроля [2]. При цьому чистий від гафнію $ZrCl_4$ відновлюється розплавом магнію з одержанням цирконієвої губки:

$$ZrCl_4 + 2Mg = 2MgCl_2 + Zr.$$

Цирконієва губка містить залишок $MgCl_2$ і додатковий магній. Концентрації $MgCl_2$ і магнію зменшуються внаслідок дегазації у вакуумі або вакуумної дистиляції. Проте повністю видалити залишки цих речовин неможливо. Таким чином, в отриманій цирконієвій губці завжди міститься магній.

Процеси отримання (розкриття цирконової руди, очищення від гафнію, металотермічне відновлення) сплавів російського (Е110 і Е635), українського (КТЦ-110) і західного виробництва (М5, циркалої, Zirlo) дуже різняться. В зв'язку з цим важливим є зіставлення типів домішок і природи їх потрапляння в сплави в процесі виробництва двох груп цирконієвих сплавів.

Домішки в цирконієвих сплавах, пов'язані з процесами їх отримання, систематизовані в табл. 2, де також наведено домішки, які можуть потрапити в цирконієві сплави в процесі кінцевої обробки труб з цих сплавів, тобто знежирення, остаточного очищення і полірування поверхні твердими оксидами. Домішки, пов'язані з обробкою труб, можуть потрапити в сплави при температурі, близькій до кімнатної, їх присутність обмежується тонким шаром для поверхні труб, тому ефект наявності таких домішок залежить від затримки зовнішнього нодулярного окислення.

Головні відмінності між сплавами російського, українського і західного виробництва стосовно процесів отримання і наявності домішок можна узагальнити таким чином [8]:

- виробництву сплавів типу циркалой, Zirlo, М5 властива присутність в кінцевому продукті двох домішок: кальцію і магнію (відділення гафнію способом МІБК з подальшим відновленням методом Кроля) або алюмінію і магнію (відділення гафнію дистиляцією екстракції і далі методом Кроля); потрапляння фтору в ці сплави неможливе в процесі виготовлення сплавів через відсутність при виробництві реагентів що містять фтор;
- виробництву сплавів Е110 і Е635 невластиві наявність кальцію, магнію і алюмінію протягом всього виробничого циклу, а отже, і потрапляння цих домішок в сплави; при виготовленні сплавів використовується фтор, тому він присутній в них;
- кальційтермічному процесу виробництва цирконієвих сплавів властива присутність як фтору, так і кальцію.

Існує залежність корозійної стійкості цирконієвих сплавів від наявності в них домішок. Стабілізація форми тетрагонального діоксиду цирконію призводить до поліпшення корозійної стійкості оболонкових труб із сплавів цирконію. В результаті процесу МІБК $ZrCl_4$ з низьким вмістом гафнію містить кальцій, що стабілізує кубічну або тетрагональну форму діоксиду цирконію.

Безводний процес Кроля не має етапу кальцинування, тому одержаний $ZrCl_4$ з низьким вмістом гафнію містить не кальцій, а алюміній — також ефективний елемент, який допомагає стабілізувати тетрагональний діоксид цирконію. Магнійтермічний процес відновлення сприяє появі в металі важливої домішки — магнію, одного з найефективніших елементів, який допомагає стабілізувати тетрагональний діоксид цирконію.

Аналіз основних властивостей діоксиду цирконію дозволяє дійти висновку, що сплави Zr–Nb більш сприйнятливі до нодулярного (осередкового) окислення при високих температурах, ніж циркалої, що містять олово (замість ніобію) як основний легуючий елемент. З другого боку, всі сплави Zr–Nb мають різні домішки, які можуть як зменшити ефект присутності ніобію, так і загострити сприйнятливість сплаву до нодулярного окислення. На основі даних роботи [9] можна зробити припущення, що елементи, ефективні в придушенні нодулярного окислення, повинні мати такі властивості:

- бути двох- або тривалентними;
- мати спорідненість до кисню більшу, ніж цирконій;
- мати високу дифузію на границі метал–оксид.

Щоб оцінити ці властивості, скористаємося величиною вільної енергії окислення (на моль O_2) для різних елементів як функцією температури окислення (рис. 1). Видно, що окислення атомів кальцію і магнію має перевагу над окисленням цирконію, а спорідненість алюмінію до кисню така ж, як у цирконію в області температур, що нас цікавить. Крім того, розміри атомів кальцію, магнію і алюмінію істотно менші за розміри атомів цирконію, тому дифузія цих атомів в β- або α-фазі цирконієвого сплаву буде досить великою в даній області температур.

Отже, кальцій, магній (і в меншій мірі алюміній) — найефективніші домішки при стабілізації формування тетрагонального оксиду і відповідно впливають на збільшення опору нодулярного окислення.

Роль двовалентних кальцію і магнію особливо важлива, оскільки вони проводять більше вакансій кисню на атом в елементарній комірці і ефективно утримують нестехіометричність тетрагонального оксиду.

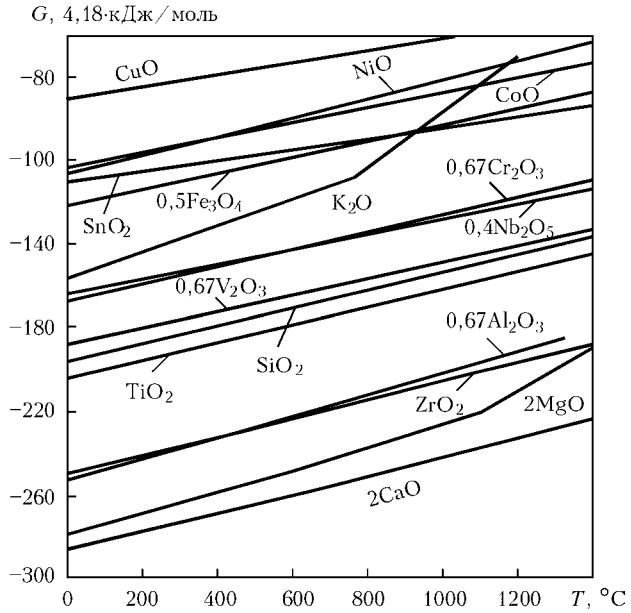


Рис. 1. Вільна енергія окислення G (на моль O_2) домішкових і легуючих елементів як функція температури окислення

Багатовалентний елемент (Nb^{5+}) в елементарній комірці діоксиду цирконію зменшує кількість вакансії кисню і тим самим робить оксид більш стехіометричним (рис. 2). В протилежність цьому, присутність атомів кальцію, магнію, алюмінію, заліза, хрому або нікелю в комірці оксиду призводить до підвищення густини вакансій кисню і нестехіометричності оксиду. Це добре узгоджується з відомою роллю кальцію і магнію як найефективніших домішкових елементів при виробництві стабілізованого оксиду цирконію в керамічній промисловості.

Висока корозійна стійкість цирконієвих сплавів в умовах нормальної експлуатації реакторів є необхідною вимогою для всіх оболонкових трубок. Проте немає гарантії, що ці сплави матимуть високу корозійну стійкість і при підвищених температурах в умовах втрати теплоносія (loss-of-coolant accident (LOCA)). В умовах LOCA істотно зростає температура оболонкових трубок (до 1200 °C [10]), відбувається високотемпературне парове окислення оболонкових трубок, супроводжуване їх окрихчуванням, можливе руйнування окрихчених оболонкових трубок.

В зв'язку з цим дуже важливим є встановлення взаємозв'язку між корозійною стійкістю цирконієвих сплавів і їх хімічним складом, оскільки поведінка сплавів російського і західного виробництва з різними домішками в умовах LOCA різняться. В роботах [11, 12] показана залежність корозійної стійкості цирконієвих сплавів від присутності в них різних домішок. Аналіз основних даних дозволяє зробити такі узагальнення:

- стабілізація тетрагональної форми діоксиду цирконію призводить до поліпшення корозійної стійкості оболонкових труб;
- всі домішки в сплавах можна поділити на «корисні» (залізо, хром, кальцій, магній, ітрій) та «шкідливі» (вуглець, азот, фтор, хлор, кремній, титан, тантал, ванадій, марганець, платина, мідь) домішки.

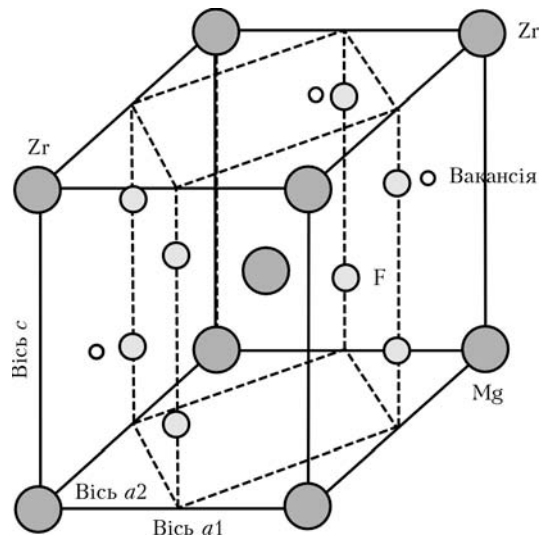


Рис. 2. Елементарна комірка діоксиду цирконію (вузли, зайняті киснем, вакансія, легуючі і домішкові елементи)

Про вплив таких елементів, як алюміній, нікель, молібден, існують протилежні точки зору щодо кисню. Багато дослідників вважають кісень нейтральним по відношенню до корозійної стійкості.

Корозія сплавів дуже чутлива до вмісту таких легуючих елементів, як ніобій і олово. Кожен тип сплавів має оптимальну концентрацію легуючих елементів, що забезпечує якнайкращу корозійну стійкість.

Таким чином, можна дійти висновку, що домішковий склад — один з ключових чинників, які визначають поведінку сплавів Zr–Nb у високотемпературних умовах LOCA.

Крім сировинних матеріалів і технологічних способів отримання, джерелами домішкових елементів в цирконії і його сплавах є забруднення на стадіях технологічних операцій, використовуваних при виготовленні виробів. Під час отримання зливків сплавів і їх переробці можуть додатково видалятися летючі домішки і водночас забруднюватися такими елементами, як кремній, вуглець, кісень, водень. У сплавах цирконію для ядерних реакторів нормується вміст близько 20 домішок.

Вплив домішок на властивості цирконієвих сплавів може бути різним. Гафній підвищує коефіцієнт захоплення нейтронів цирконію; алюміній, титан, азот, вуглець знижують корозійну стійкість цирконію у воді при високій температурі; кремній, хлор, фосфор, фтор, вуглець, водень знижують в'язкість руйнування і тим самим погіршують технологічність і тріщиностійкість виробів; кисень підвищує міцність цирконію; залізо позитивно впливає на опір корозії цирконію у воді і парі; нікель підсилює поглинання водню і тим самим знижує в'язкість руйнування виробів [13]. Хлор і фтор — надзвичайно активні елементи при взаємодії майже з усіма речовинами (NaCl, MgCl, FeCl, CaCl тощо).

Нелегованому, порівняно чистому, цирконію властива нестабільна корозійна стійкість у воді та парі при високій температурі, обумовлена неминучими коливаннями навіть у малій концентрації таких домішок, як азот, вуглець, алюміній, кремній, титан тощо [14]. Особливо помітно посилення корозії цирконію виявляється при одночасній присутності цих елементів.

Аналогічно впливу азоту, вуглецю, алюмінію, посилення корозії зафіксовано і при інших комбінаціях шкідливих домішок, присутніх в цирконії, що вказує на необхідність забезпечення низької концентрації, особливо таких домішок, як азот, алюміній, вуглець, кремній, нікель, що в промисловому масштабі може бути одержане селекцією сировинних матеріалів, певними умовами плавки цирконію і подальшої переробки зливків.

Домішки з малою розчинністю в цирконії, такі як вуглець, кремній, водень, на відміну від кисню з великою розчинністю, помітно знижують ударну в'язкість цирконієвих матеріалів і роботу зародження тріщин [14]. В'язкість руйнування, зокрема труб тиску із сплаву Zr–2,5 % Nb, істотно залежить від концентрації хлору і фосфору. Мінімальна концентрація цих елементів, що забезпечує максимальну в'язкість труб, одержана при використанні чотирикратного переплавлення зливків, з яких виготовлені труби.

В умовах, моделюючих LOCA, в зразках цирконієвих оболонкових труб відбуваються структурні зміни, що призводять до посилення корозії і помітної втрати пластичності. Однією з причин є підвищений вміст домішок слідів (кремній, фосфор, кальцій, калій, натрій, хлор, магній, нікель) [15]. Дія вказаних домішок виявляється в посиленні окислення і наводненні зразків, а також у формуванні певного типу мікроструктури в процесі $(\beta \rightarrow \alpha')$-фазового перетворення, зокрема при охолодженні в парі з температурою приблизно 1100 °С.

Там же [15] показано, що в результаті взаємодії з високотемпературною парою залишкова пластичність окислених трубчастих зразків із сплаву Zr–1 % Nb при випробуванні стисненням різнилася у декілька разів. При цьому найменшу залишкову пластичність мали зразки з більш високою сумарною концентрацією домішок слідів натрію, калію, кальцію, магнію, нікелю, кремнію тощо. Мікроструктура окислених зразків із різною залишковою пластичністю помітно відрізнялася дисперсністю, а також кількістю і розмірами нової темної фази, що з'явилася переважно на границях пластин β-фази і розпалася поблизу поверхні зразків.

Мікроструктура цирконієвих сплавів чутлива до присутності домішок і рівномірності їх розподілу. Утворення мікроструктури типу плетіння корзини у зливках, оброблених при температурі в області існування β-фази у виробах, а також наявність пор у структурі вказують на підвищений вміст, перш за все магнію, калію, кальцію, натрію, хлору, фтору і їх неоднорідний розподіл [15]. Розвиток структури типу плетіння корзини пов'язують із зародками, на яких починається фазове перетворення під час охолодження. Вуглець, фосфор, кремній (елементи з низькою розчинністю) також сприяють утворенню структури цього типу.

Летючі домішки з низькою розчинністю призводять до формування різної мікроструктури при однаковій термообробці. Охолодження від температури 1050–1100 °С сприяє появі структури типу плетіння корзини від температури 1200 °С — до структури типу рейкових пластин [16].

Отже, домішки в цирконієвих виробах істотно впливають на їх структуру і властивості. Наявність в цирконії вуглецю, кремнію, фосфору, магнію, калію, кальцію, кисню, натрію, хлору, фтору, нікелю, водню, особливо при комплексному їх вмісті, мають негативний вплив. Для задоволення зростаючих вимог до цирконієвих виробів ядерних реакторів необхідно зменшувати концентрації цих домішок до мінімальних значень, застосовуючи су-

часні технології отримання реакторних цирконієвих сплавів і виготовлення виробів з них.

Розроблено технологію виготовлення зливків сплавів цирконій–1 % ніобію із губки магнійтермічного цирконію для подальшого виробництва цирконієвих виробів та застосування їх при виготовленні тепловиділяючої збірки [17].

Вказана технологія передбачає формування електроду для вакуумно-дугової плавки способом пресування, спікання та електронно-променевого зварювання в електрод для першого вакуумно-дугового переплавів; проведення двох послідовних вакуумно-дугових переплавів в кристалізатори діаметром 360 і 450 мм відповідно після першого та другого переплавів; отримання TREX-труби, виготовлення з TREX-труби труб діаметром 9,13 мм. Ця технологія повинна забезпечити якість виробів на рівні світових аналогів.

Дано рекомендації щодо вибору оптимальної технології отримання цирконієвих сплавів в Україні. Технологічні схеми передано на підприємство ДНВП «Цирконій» для впровадження.

Результати цієї розробки були використані при складанні вихідних даних для проектування виробництва цирконієвих виробів в Україні.

1. *Новые* конструкционные материалы активных зон ядерных энергетических установок / М.И. Солонин, Ф.Г. Решетников, А.Г. Иолтуховский, А.В. Никулина // Физика и химия обраб. материалов. — 2001. — № 4. — С. 17–27.
2. *Stephens W.W.* Extractive Metallurgy of Zirconioum — 1945 to the Present // Zirconium in the Nuclear Industry: Sixth Intern. Conf. — West Conshohoken (USA), 1984. — P. 5–36.
3. *Moulin L., Thouvenin P., Brun P.* New Process for Zirconium and Hafnium Separation // Ibid. — West Conshohoken (USA), 1984. — P. 37–44.
4. *Takahashi M., Miyazaki H., Katoh Y.* New Solvent Extraction Process for Zirconium and Hafnium // Ibid. — West Conshohoken (USA), 1984. — P. 45–56.
5. *Pint P., Flengas S.N.* Production of Zirconium Metal by Fused-Salt Electrolysis // Transactions, Institution of Mining and Metallurgy. — London, 1978. — V. 87. — P. C29–C49.
6. *Sajin N.P., Pepelyaeva E.A.* Separation of Hafnium from Zirconium and Production of Pure Zirconium Dioxide // Proc. Intern. Conf. on Peaceful Uses of Atomic Energy. — Geneva, 1955. — V. 8. — P. 559.
7. *Циркоций* и его сплавы: технологии производства, области применения. Обзор / В.М. Ажажа, П.Н. Вьюгов, С.Д. Лавриненко и др. — Харьков: ННЦ ХФТИ, 1998. — С. 89.
8. *Пилипенко Н.Н.* Получение циркония ядерной чистоты // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. — 2008. — № 2. — С. 66–72.
9. *Hee M.* Chung. Fuel behavior under loss-of-coolant accident situations // Nuclear engineering and technology. — 2005. — **40**, N 4. — P. 327–362.
10. *Правила* ядерной безопасности реакторных установок атомных станций (ПБЯ РУ АСС-89/97). — М.: Госатомнадзор, 1997. — 17 с.
11. *Hee M.* Chung. Fuel behavior under loss-of-coolant accident situations // Nuclear engineering and technology. — 2005. — **40**, N 4. — P. 327–362.
12. *Experimental* Study of Embrittlement of Zr–1 % Nb VVER Cladding under LOCA-Relevant Conditions / L. Yegorova, K. Lioutov, N. Jouravkova et al. — Washington, 2005. — 274 p.
13. *Никулина А.В., Мальгин А.Г.* Примеси и их влияние на структуру и свойства циркониевых изделий ядерных реакторов // Атомная энергия. — 2008. — **105**, вып. 5. — С. 258–266.
14. *Займовский А.С., Никулина А.В., Решетников Н.Г.* Циркониевые сплавы в атомной энергетике. — М.: Энергоиздат, 1994. — 256 с.
15. *Влияние* металлургических факторов на коррозию и потерю пластичности циркониевых оболочечных труб в условиях, моделирующих LOCA / А.В. Никулина, А.Г. Мальгин, И.В. Голиков, Е.В. Базалиев // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Материаловедение и новые материалы. — 2006. — Вып. 2. — С. 73–87.
16. *Charquet D., Alheritiere E.* Influence of impurities and temperature on microstructure of zircaloy-2 and zircaloy-4 after the beta → alpha phase transformation // Zirconium in the Nuclear Industry: 7th Intern. Symp., ASTM STP. — West Conshohoken (USA), 1987. — P. 284–291.
17. *Получение* сплавов циркония и изделий из него в Украине / В.М. Ажажа, П.Н. Вьюгов, С.Д. Лавриненко, Н.Н. Пилипенко // Физика и химия обраб. материалов. — 2009. — № 1. — С. 5–8.

ПРОЕКТ 4.8

Розробка композиційних матеріалів та дослідження радіаційної стійкості та фізико-механічних властивостей багатошаруватих матеріалів для виготовлення перехідних елементів з'єднань в конструкції ТВЗ ВВЕР-1000.

УДК 621.039.539.4.016:620.193

РОЗРОБКА КОМПОЗИТІВ НА ОСНОВІ ЦИРКОНІЮ ТА НЕРЖАВІЮЧОЇ СТАЛІ ДЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ПЕРЕХІДНИКОВИХ ЕЛЕМЕНТІВ З'ЄДНАНЬ В КОНСТРУКЦІЯХ РЕАКТОРІВ

Б.В. БОРЦ, канд. техн. наук, **О.Т. ЛОПАТА**, інж., академік НАН України **І.М. НЕКЛЮДОВ, Н.Д. РИБАЛЬЧЕНКО, В.І. СИТІН**, кандидати техн. наук, **В.О. АЛЕКСАНДРОВ**, інж. (ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)

Досліджено можливість отримання стабільних нерознімних з'єднань цирконію з нержавіючою сталлю для використання їх як перехідних елементів в конструкціях атомних реакторів. Способом зварювання в твердій фазі на вакуумному прокатному стані ДУО-170 одержано нерознімні з'єднання сплаву цирконію Zr1Nb з нержавіючою сталлю 12Х18Н10Т через проміжні прошарки металів. На підставі експериментальних даних визначені найбільш оптимальні умови отримання композитів Zr1Nb–сталь 12Х18Н10Т. Вивчено фізико-механічні властивості та структурні зміни на межах з'єднання композицій після прокатки, термообробок та корозійних випробувань, імітуючих реальні умови роботи в реакторі. Досліджено радіаційну стійкість композитів при опроміненні електронами на прискорювачі КУТ-1 в ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут».

Ключові слова: *вакуумна прокатка, шаруваті композити, мікроструктура, міцність, термообробка, корозія, бар'єрні прошарки, перехідникові елементи*

Вступ. У багатьох галузях промисловості, в тому числі і в атомній енергетиці, у вузлах конструкцій використовують з'єднання різнорідних металів і сплавів, що відрізняються за складом і фізико-механічними властивостями. З'єднання виконують механічними або різьбо-паяними способами та зварюванням плавленням. Тепловиділяючі елементи низки реакторів мають нерознімні з'єднання цирконію з нержавіючими сталями. Отримання високоміцних і надійних з'єднань цих металів способом зварювання плавленням неможливе, оскільки вони металургійно несумісні. На межах складових при зварюванні плавленням виникають крихкі інтерметалідні фази, які в умовах термічного впливу можуть виростати до критичних розмірів і призводити до утворення в зоні з'єднання мікро- та макротріщин.

Для потреб атомної енергетики з метою підвищення ресурсу і безпеки експлуатації агрегатів і окремих вузлів конструкцій реакторів нами розроблені та виготовлені способом зварювання в твердій фазі шляхом високотемпературної вакуумної прокатки нерознімні з'єднання сплаву цирконію Zr1Nb з нержавіючою сталлю 12Х18Н10Т [1, 2]. Надійність та довговічність виробів з композиційних матеріалів може бути забезпечена введенням до складу шаруватих композитів бар'єрних і демпфуючих прошарків на межах основних складових.

В даній роботі досліджено фізико-механічні властивості композиційних матеріалів зі сплаву цирконію Zr1Nb та нержавіючої сталі 12Х18Н10Т через одинарні прошарки нікелю та ніобію та подвійні ніобію або ванадію з боку цирконію та міді або нікелю з боку нержавічої сталі в залежності від впливу підвищених температур, тривалості відпалу та корозійного середовища.

Методика експерименту. Зварювання в твердій фазі нержавіючої сталі типу 12Х18Н10Т зі сплавом цирконію з 1 % ніобію виконували на вакуумному прокатному стані Дуо-170 конструкції ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» після модернізації низки вузлів [3].

Металографічні дослідження стану поверхні композитів після виготовлення та аналіз змін на поверхні біля границь з'єднання складових шаруватого матеріалу виконували за допомогою металографічного комплексу фірми «LECO» у складі автоматичної відрізної машини MSX-250, заливного пресу для виготовлення проб мікрошліфів PR-4, автоматичної шліфувально-полірувальної машини GPX-300 та мікроскопу GX-51 фірми «Olympus» з аналізатором зображення IA-32. Мікротвердість складових композитів вимірювали на приладі «Цифровий мікротвердомір «Vickers LM-700AT».

Механічні властивості композитів досліджували на циліндричних зразках, вирізаних з ком-

© Б.В. БОРЦ, О.Т. ЛОПАТА, І.М. НЕКЛЮДОВ, Н.Д. РИБАЛЬЧЕНКО, В.І. СИТІН, В.О. АЛЕКСАНДРОВ, 2009

позитів по всій товщині перпендикулярно границі сполучення шарів. Діаметр зразків становив 4 мм, довжина робочої частини — 20 мм. Випробування проводили на розривній машині при температурі 20 °С зі швидкістю переміщення рухомого захвату 2 мм/хв. Методика випробувань відповідає ГОСТ-1497–84.

Корозійні випробування виконували способом автоклавування при температурі 350 °С під тиском 16,5 МПа. Установка для довгострокових корозійних експериментів являла собою посудину високого тиску місткістю 2,5 л. Використовували очищену шляхом подвійної дистиляції воду, за складом близьку до робочої рідини теплоносія першого контуру активної зони реактора ВВЕР-1000.

Дослідження процесу прокатки композиту цирконій–нержавіюча сталь з різними прошарками. Аналіз літературних даних [4–5] стосовно природи схоплювання і чинників, що впливають на міцність зчеплення шарів в композиційних матеріалах, дають підставу стверджувати, що механічні властивості нерознімних з'єднань визначаються не лише початковими властивостями складових, але й істотно залежать від технологічних параметрів (залишкового тиску газів в камері при нагріванні і прокатці, температури і відносного обтиску пакету, швидкості деформації та схеми початкової заготовки). Крім того, на міцність зчеплення впливають рівень структурної і механічної неоднорідності, а також особливості напруженого і деформованого стану матеріалу у межах сполучення складових композитів.

За діаграмами стану [6, 7] не вдалося підібрати жодного бар'єрного проміжного прошарку, окрім подвійного ніобій–мідь, який би утворював з цирконієм та нержавіючою сталлю низку безперервних розчинів. Всі інші метали при використанні в якості проміжних прошарків між цирконієм та нержавіючою сталлю при різних значеннях температури утворюють інтерметалідні сполуки. Цей фактор обмежує вибір максимальної температури гарячої прокатки значенням температури утворення в місцях сполучення основних складових композиту інтерметалідних фаз. Найбільш перспективними прошарками вибрані подвоєні ніобій–мідь та ванадій–нікель, одинарні ніобію або нікелю.

Ширину пакетів обирали 65–70 мм, довжину — 150–200 мм, товщину цирконію та сталі 12Х18Н10Т — 15–20 мм (для кожного). Товщина проміжних прошарків становила 1,5–2,0 мм.

На підставі експериментальних даних найоптимальнішими умовами отримання композитів Zr1Nb–сталь 12Х18Н10Т вибрані такі параметри процесу прокатки: залишковий тиск в камері печі — $1–5\cdot10^{-3}$ Па; відносний обтиск — (30±2) %; температура печі — (900±50) °С.

Результати та обговорення. Методами металографічного аналізу досліджено мікроструктуру композиційних матеріалів безпосередньо після гарячої вакуумної прокатки та термообробок різної тривалості в інтервалі температур 350–500 °С. Вивчено зміни на межах складових в залежності від дії підвищених температур з урахуванням штатної температури активної зони та можливого тимчасового коливання температур, обумовленого технологічними та аварійними ситуаціями при роботі реактора.

Структуру композитів аналізували на темплетах, вирізаних по товщині перпендикулярно межам сполучення шарів. Паралельно з металографічними дослідженнями методом мікрорентгеноспектрального аналізу вивчали масоперенесення одного металу в інший на межах складових композицій цирконій–нержавіюча сталь з подвійними прошарками ніобію або ванадію з боку цирконію та міді або нікелю з боку нержавіючої сталі.

Аналіз дифузійних змін на межах з'єднання шаруватих композицій після термообробок показав таке:

- відсутність відокремлених перехідних зон на межах з'єднання в композиті Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т після всіх режимів термообробки;
- наявність у композиції Zr1Nb–V–Ni–12Х18Н10Т на межі ванадій–нікель після відпалу 500 °С, 10 год в окремих місцях тонкого (2–3 мкм) перехідного шару з підвищеною мікротвердістю. Мікрорентгеноспектральним аналізом визначено приблизний хімічний склад цього шару (13 % V та 87 % Ni). Збільшення часу витримки до 50 год призводить до зростання цієї зони та появи інтерметаліду на межі цирконій–ванадій, що суттєво знижує міцність з'єднання складових композиту і сприяє його руйнуванню по межах з'єднання. Через це дослідження корозійної стійкості композиції не проводилися;
- на межі цирконій–ніобій в композиції Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т після відпалу, 500 °С, 10, 30 та 50 год виявлено тонку перехідну зону розмірами 2–3 мкм, яка суттєво не збільшується з часом відпалу;
- у композиції Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т після відпалу 500 °С, 10 год не виявлено інтерметалідних фаз. Після відпалу протягом 50 год на межі цирконій–нікель з'являються перехідні зони з боку нікелю (до 4 мкм) та твердорозчинного типу з боку цирконію (до 15 мкм).

Одним з важливих питань, які виникають при розробці нових матеріалів, є їх корозійна стійкість в робочих середовищах. У промислових умовах при виробництві виробів з цирконієвих сплавів для оцінки їх якості широко застосовують спосіб автоклавування при значеннях температури і тиску, що імітують умови роботи матеріалів в реакторах [8]. Випробування на тривалу корозію зразків композитів проведено в автоклаві місткістю 2,5 л при температурі 350 °С і тиску 16,5 МПа.

Використання традиційних способів визначення стійкості проти корозії монометалів і сплавів

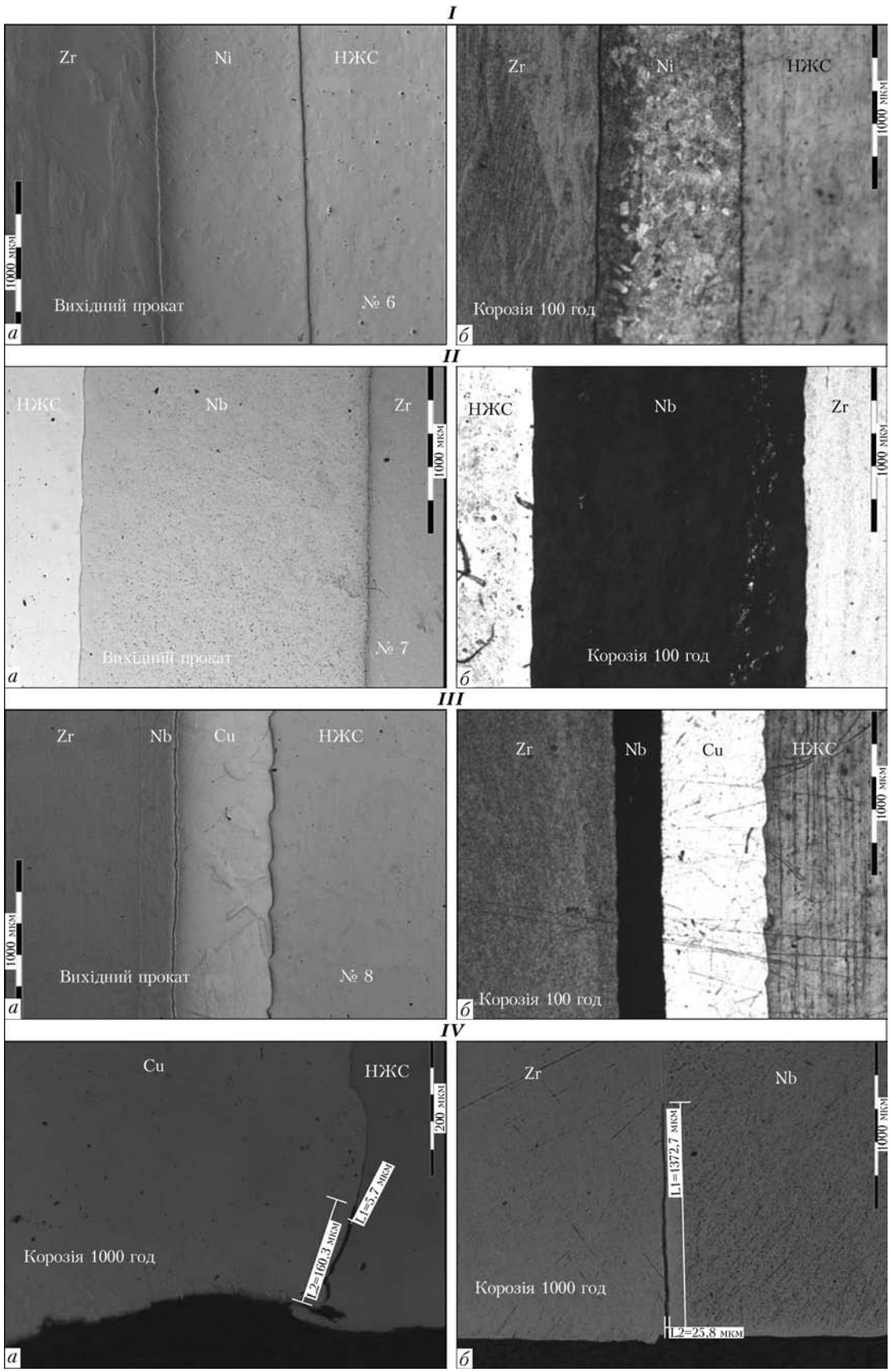


Рис. 1. Поверхні композитів Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т (*I*), Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т (*II*), Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т (*III*) та Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т (*IV*): *а* — в початковому стані; *б* — після корозійної обробки протягом 100 (*I–III*) та розшарування на межах складових після корозійної обробки 1000 (*IV*) год

за зміною маси зразків на одиницю площі за певний час випробувань для шаруватих композицій досить проблематично. Матеріали, що входять до складу композицій (а їх три або чотири) мають різну стійкість до окислення в агресивних середовищах. Визначити внесок кожного з них в загальні зміни зразків практично неможливо. Тому об'єктами оцінки корозійних властивостей композитів після автоклавування були такі:

- вивчення металографічним методом стану поверхні мікрошліфів (однорідність, щільність і колір плівок);
- наявність або відсутність дефектів у вигляді тріщин, роз'їдань, скупчення продуктів корозії на межах з'єднання складових композиту;
- механічні властивості (міцність) зразків після різного часу витримки в автоклаві при робочих режимах.

На рис. 1, *I* показано зовнішній вигляд поверхні композиту Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т до і після корозійної обробки. Для композиційного матеріалу Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т на межі цирконію з нікелем з'являється перехідна зона до 3 мкм. Після 1000 год корозійних випробувань при температурі 350 °С вона трохи збільшується — до 5–7 мкм. Зі збільшенням часу корозійних випробувань на поверхні нікелю з'являється незначна пітингова корозія і зафіксовано зеренну структуру нікелю та цирконію. Нержавіюча сталь залишається без істотних змін (із легким блакитним оксидом навколо виділень залишкової α-фази та карбідів).

Результати досліджень стану поверхні композиту Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т до і після корозійної обробки наведені на рис. 1, *II*. Для композиції Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т після прокатки проміжних перехідних зон на межах складових не виявлено. Після 50 год корозійних випробувань на поверхні прошарку ніобію з'являється щільна сіра плівка оксиду. В окремих місцях виявлені світлі ділянки, вочевидь, ще не закриті шаром оксиду. Після 100 год випробувань на сірій плівці з'являються темніші ділянки, і плівка набуває плямистого характеру. Основні складові композиту не мають істотних змін, окрім появи тонких оксидів, як і в інших композиціях.

Після 500 год випробувань прошарок ніобію сильно стоншується за рахунок поверхневої корозії. Плівка на поверхні ніобію стає пухкою, йде відшарування її верхніх ділянок з вільної поверхні, що контактує з рідким корозійним середовищем. Між цирконієм і ніобієм утворюється сходинка заввишки до 30–40 мкм за рахунок різниці в швидкості проходження корозійних процесів в цих металах. Після 1000 год випробувань характер змін зберігається, сходинка між цирконієм і ніобієм збільшується до 70 мкм. Колір поверхні ніобію залишається плямистим зі світло- і темносірими ділянками. Цей характер оксидної плівки можна пов'язати з утворенням двох або трьох видів оксидів (NbO, NbO_2 і Nb_2O_5).

У композиції Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т (рис. 1, *III*) в початковому стані (після прокатки) і після корозійних випробувань ніяких проміжних зон на межах складових не зафіксовано. У прошарку міді після 500 і 1000 год виявлено мікроструктуру. Після 1000 год корозійних випробувань поверхня міді залишається світлою, без значних слідів окислення. Характер змін поверхні прошарку ніобію після корозійних випробувань аналогічний змінам у композиті Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т.

Для детальнішого вивчення змін на межах композитів після корозійних випробувань вдруге виготовили шліфи із значним зняттям з поверхні пошкодженого корозією шару. При цьому в композиції Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т на межі цирконію з ніобієм виявлено перехідний шар товщиною 5–7 мкм після 500 год та 11–12 мкм після 1000 год корозійних випробувань.

В окремих місцях з вільної поверхні зразка на межі цирконій–ніобій з'являється несуцільність у вигляді тонкої тріщини. У композиції Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т на межі міді зі сталлю після 500 і 1000 год корозійних випробувань на вільній поверхні зразків утворилися дуже тонкі розшарування протяжністю від декількох до 350 мкм. Розшарування на межах цирконій–ніобій і мідь–нержавіюча сталь (рис. 1, *IV*) є, вочевидь, результатом електрохімічної корозії через утворення гальванічних пар цирконію з ніобієм і міді зі сталлю, що мають різні електродні потенціали та корозії під тиском [9].

Механічні властивості композицій Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т, Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т та Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т досліджували при температурі 20 °С як після прокатки (рис. 2), так і корозійної обробки в умовах автоклавних випробувань. Результати випробувань представлені на рис. 2. Як свідчать наведені дані, всі композиції в початковому стані (після прокатки) мають достатньо високу міцність. Найбільші значення межі міцності (445–465 МПа) зафіксовано для композиції Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т.

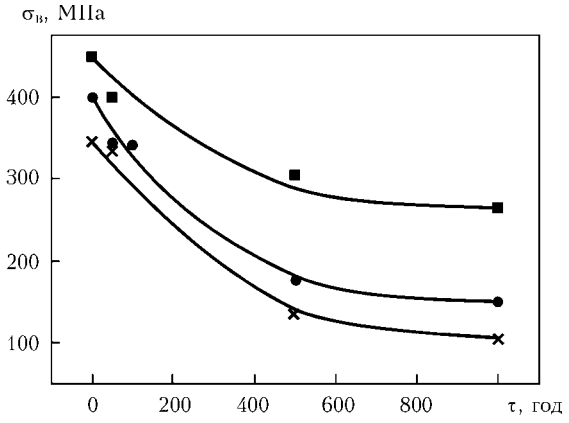


Рис. 2. Залежність межі міцності досліджуваних композицій від тривалості корозійних випробувань: ■ — Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т; ● — Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т; × — Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т

Після корозійних випробувань у воді при значеннях робочої температури 350 °С і тиску 16,5 МПа виявлено істотне зниження значень міцності досліджуваних композицій. Для композиту Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т межа міцності від 340–350 в початковому стані знижується до 100–110 МПа після корозійної обробки протягом 1000 год, для композиту Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т — від 390–410 в початковому стані до 145–155 МПа після корозійної обробки протягом 1000 год. Як показали металографічні дослідження в процесі автоклавування через електрохімічну корозію та напругу на межах складових за рахунок різних коефіцієнтів термічного розширення утворюються розшарування по периметру зразків в місцях контакту з корозійним середовищем. Це призводить до значного зменшення міцності композитів.

Зниження міцності композиту Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т після корозійних випробувань протягом 500 і 1000 год може бути пов'язано із зростанням перехідної зони (можливо, Zr_2Ni) на межі цирконію з нікелем. Дефектів у вигляді пористості і розшарувань на межах контакту складових композиту не виявлено.

За наслідками проведених випробувань найбільш перспективним для використання в якості перехідникових елементів з'єднань різнорідних металів в конструкціях реакторів є композиційний матеріал цирконій–нержавіюча сталь з проміжним прошарком з нікелю.

Радіаційну стійкість композитів Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т та для порівняння Zr1Nb–12Х18Н10Т досліджували на лінійному прискорювачі модифікації КУТ-1 в ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут».

Опромінення проводили електронами 10 МеВ та гамма-квантами дозою від $1{,}1\cdot10^{16}$ до $3{,}3\cdot10^{18}$ е/см^2. Механічні випробування показали, що міцність на відрив шарів для обох композитів знижується в порівнянні з початковою на 15 %.

Висновки

1. Способом зварювання в твердій фазі шляхом високотемпературної вакуумної прокатки одержані нерознімні з'єднання цирконію з нержавіючою сталлю через проміжні прошарки з метою їх використання в якості перехідникових елементів з'єднань різнорідних металів в конструкціях реакторів.

2. Досліджено фізико-механічні властивості композицій Zr1Nb–Nb–12Х18Н10Т, Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т, Zr1Nb–Nb–Cu–12Х18Н10Т і Zr1Nb–V–Ni–12Х18Н10Т у вихідному стані (після прокатки), температурних та коррозійних обробок. Найбільші значення межі міцності після прокатки (445–465 МПа) зафіксовано для композиції Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т.

3. Проведено дослідження змін стану поверхні та міцності розроблених композицій в умовах корозійного середовища, що імітує робочі режими в реакторах типу ВВЕР-1000. Встановлено, що корозійна обробка призводить до суттєвого зниження міцності твердофазного з'єднання досліджуваних композицій. Після 1000 год корозійної обробки найбільші значення міцності (255–280 МПа) має композит Zr1Nb–Ni–12Х18Н10Т.

4. За наслідками проведених випробувань найбільш перспективним для використання в якості перехідникових елементів з'єднань різнорідних металів в конструкціях реакторів є композиційний матеріал цирконій–нержавіюча сталь з проміжним прошарком з нікелю.

1. *Пат. 80204 Україна, МПК B23K20/00*. Спосіб зварювання у твердій фазі металевих пластин / І.М. Неклюдов, Б.В. Борц, І.Е Вареха, О.Т. Лопата. — Опубл. 25.06.2007; Бюл. № 9.
2. *Получение* слоистых композиционных материалов цирконий–сталь методом сварки в твердой фазе / И.М. Неклюдов, Б.В. Борц, А.Т. Лопата и др. // Физика и химия обработки материалов. — 2007. — № 1. — С. 5–9.
3. *Вакуумный* прокатный стан / В.М. Амоненко, А.С. Тронь, В.В. Мухин, В.А. Тарасов // Сталь. — 1960. — № 10. — С. 920–922.
4. *Крупин А.В.* Прокатка металлов в вакууме. — М.: Металлургия, 1974. — 248 с.
5. *Прокатка* металлов и биметаллов в вакууме // Труды Москов. ин-та стали и спецсплавов. — М., 1968. — № 46. — С. 106–110.
6. *Хансен М., Андерко К.* Структура и свойства двойных сплавов. В 2 ч. — Металлургиздат, 1962. — 136 с.
7. *Цирконий*: Сб. перевод. ст. Часть 2. — М.: Иностр. литра, 1955. — 185 с.
8. *Петельгузов И.А.* Работоспособность тепловыделяющих элементов энергетических атомных реакторов типа ВВЭР, PWR и BWR: Обзор. — Харьков: ННЦ ХФТИ, 1999. — 86 с.
9. *Антропов Л.И.* Теоретическая электрохимия. — М.: Высш. шк., 1975. — С. 180–183.

ПРОЕКТ 4.9

Збільшення ресурсу роботи довгомірних трубопроводів ($l/d > 100$) парогенераторів АЕС шляхом осадження на внутрішні поверхні корозійностійких покриттів з оксиду алюмінію та карбіду хрому термічним відновленням металоорганічних сполук

УДК 621.793.74:669.094.54

ПОЛУЧЕНИЕ ПИРОЛИТИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ ИЗ КАРБИДА ХРОМА НА ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЯХ ПРОТЯЖЕННЫХ КАНАЛОВ

С.А. КРОХМАЛЬ, Т.Н. ЗУЕВА, инженеры (ННЦ «Харьковский физико-технический институт» НАН Украины)

Рассмотрены возможности получения защитных покрытий на внутренних поверхностях каналов малого сечения с соотношением $l/d > 100$ с помощью газофазного способа осаждения. Исследованы скорости осаждения покрытий, их структура и возможности получения равномерных по толщине покрытий по длине канала. Предложена технологическая схема, позволяющая получать покрытия внутри каналов диаметром 1–3 мм с высокими скоростями их осаждения. Горизонтально-слоистая структура полученных покрытий предусматривает их высокую коррозионную и эрозионную стойкость.

Ключевые слова: *внутренние каналы, карбидохромовые покрытия, толщина, скорость осаждения, равномерность, эффект сглаживания*

Актуальность проблемы защиты изделий от коррозионного и эрозионного износа стимулирует развитие различных способов нанесения покрытий, характеризующихся необходимыми служебными характеристиками. Применение покрытий позволяет, в частности, осуществить замену изделий из труднообрабатываемых конструкционных материалов на технологичные в обработке материалы с покрытиями, имеющими требуемые физико-химические свойства.

Вопрос осаждения металлосодержащих покрытий на внутренних поверхностях длинномерных каналов в открытых публикациях освещен достаточно слабо, что связано, скорее всего, с технической сложностью этой задачи. В работе [1] была показана возможность получения защитных покрытий на внутренней поверхности шестиметровых труб диаметром 38 мм ($l/d > 150$) для работы в агрессивных средах. Для решения данной задачи наиболее эффективным оказался газофазный способ получения покрытий. Покрытия, получаемые этим методом из хромоорганической жидкости (ХОЖ) «БАРХОС» (ТУ-1149–78), отличаются высокой коррозионной и эрозионной стойкостью [1–4], а также хорошей адгезией к большинству материалов (различным сталям, алюминию, меди, керамике, кварцу и др.) [1, 5].

Существенные трудности применения этой технологической схемы возникают в случае получения покрытий внутри более узких каналов большой протяженности. Эта технологическая схема по объективным причинам не применима для каналов со значительно меньшими поперечными размерами, в частности, для каналов диаметром 1–3 мм.

Цель данной работы состояла в разработке технологической схемы, позволяющей получать защитные покрытия на внутренней поверхности каналов малого сечения с большим отношением l/d с высокой скоростью осаждения и однородностью толщины покрытия по длине канала.

Экспериментальная часть. Эксперименты проводили на установке, принципиальная схема которой представлена на рис. 1.

Из контейнера с дозирующим устройством *1* жидкий реагент подавался в испаритель *2*, откуда после нагрева и испарения попадал внутрь покрываемого канала *3*, расположенного вертикально и герметично соединенного с испарителем. Внутренняя полость канала при этом служила реакционным объемом, а получаемое в ходе пиролиза покрытие осаждалось на стенках канала. Реакционный объем, являясь термолокализованной зоной, представлял собой участок канала, разогреваемый нагревателем *5* и ограниченный двумя охлаждаемыми участками *4*. Температуру в центральной части зоны поддерживали на уровне 430–600 °С. Газообразные продукты, образующиеся в зоне пиролиза, откачивали последовательно через водоохлаждаемую *6* и азотную *7* ловушки. Вымораживание этих продуктов в азотной ловушке существенно увеличивало скорость откачки и обеспечивало стабильную работу форвакуумного насоса АВЗ-20 *8*. Давление газообразных продуктов измеряли на участках входа в покрываемый канал и перед азотной ловушкой. Перемещением зоны снизу-вверх, навстречу подаваемому реагенту, обеспечивали нанесение покрытий по всей длине стенок обрабатываемого канала. При проведении экспериментов по

© С.А. КРОХМАЛЬ, Т.Н. ЗУЕВА, 2009

осаждению карбидохромовых покрытий в качестве образцов использовали капилляры из низкоуглеродистой и нержавеющей стали 08Х18Н10ТА диаметром от 1 до 3 мм и длиной 150 и 300 мм. Подготовку поверхности перед осаждением осуществляли с помощью химического травления путем пропускания травителя через канал с последующей промывкой водой, а затем спиртом.

Для повышения качества получаемых покрытий в исходный реагент добавляли 3 % дибензилового эфира [6].

Механическую локализацию зоны осаждения, необходимую для получения прочносцепленных с основой и качественных покрытий [7, 8] обеспечивали с помощью жидкого столбика ХОЖ, образование которого происходило при охлаждении участка над зоной осаждения.

Перед началом процесса реакционный объем откачивали до давления $(1–5)\cdot10^{-2}$ Торр. После достижения требуемого разрежения включали прогрев испарителя и термолокализованной зоны, длина которой составляла 45–60 мм. Подачу реагента осуществляли после выхода испарителя и зоны осаждения на температурный режим. Контроль температуры в зоне осаждения осуществляли по напряжению на нагревателе, предварительно оттарированного с помощью термопары. В момент начала процесса осаждения включали протяжку зоны осаждения. Скорость протяжки составляла 2 мм/мин (начало процесса осаждения определяли по резкому росту давления на выходе из канала, происходящему вследствие выделения продуктов вторичного распада органических компонентов реагента).

Контроль толщины получаемых покрытий проводили как по привесу образцов, так и путем приготовления металлографических шлифов, исследуемых с помощью металлографического микроскопа. Измерение микротвердости покрытий проводили на приборе ПМТ-3 при нагрузке 50 г. Для выявления структуры покрытий применяли химический реактив Мураками. Испытания адгезионной прочности покрытий на сталях проводили методом термоциклирования (ГОСТ-9.302.79). Исследования содержания углерода в покрытии проводили с помощью рентгеновского микроанализатора, диаметр анализируемого пятна которого не превышал 2 мкм, а эффективная глубина анализа была на уровне 1 мкм.

Результаты экспериментов и их обсуждение. В ходе экспериментов были получены покрытия толщиной до 400 мкм внутри каналов диаметром 3 мм и 230 мкм внутри каналов диаметром 1 мм. Длина каналов покрываемых образцов составляла 300 мм.

Их толщину регулировали изменением скорости подачи реагента и температуры зоны осаждения. Приведенные на рис. 2 профили распределения покрытия по длине каналов диаметрами 2,9, 1,9 и 1,0 мм свидетельствуют о том, что при стабильной скорости протяжки зоны и стабильной

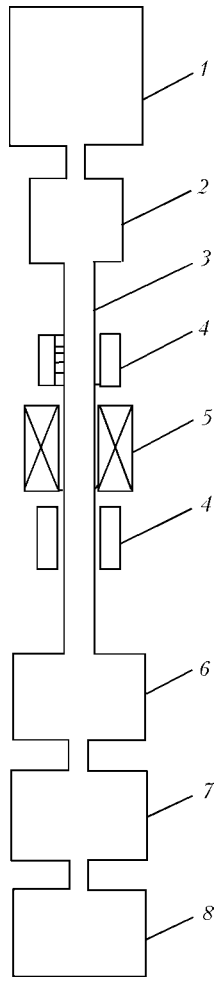


Рис. 1. Принципиальная схема установки (обозначения см. в тексте)

мощности нагрева неравномерность толщины покрытия возрастает при уменьшении размера канала. При этом среднее отклонение толщины покрытия, носившее апериодический характер, составляло 13, 20 и 45 %, соответственно.

Наблюдаемый характер зависимости, очевидно, является следствием значительного сокращения объема (а, соответственно, и площади покрываемой поверхности) реакционной зоны, с одной стороны, и с другой — следствием сильной

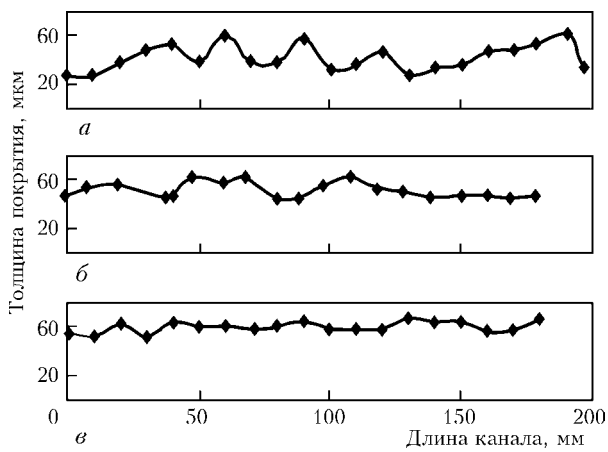


Рис. 2. Профили толщины покрытия по длине канала для различных его размеров: *а* — диаметр 1,0; *б* — 1,9; *в* — 2,9 мм



Рис. 3. Влияние скорости подачи реагента на скорость осаждения покрытия

зависимости скорости осаждения покрытия от скорости подачи реагента (рис. 3).

В ходе подготовки экспериментов по осаждению покрытия на всей длине канала, для оценочных расчетов основных технологических параметров процесса (скорости подачи реагента и перемещения зоны осаждения) были изучены стационарные профили температуры зоны нагрева и соответствующие им профили распределения покрытия для различных температурных режимов (рис. 4).

В результате экспериментов установлено, что максимальная скорость осаждения (14,8 мкм/мин) в исследованном диапазоне температур достигается при 495 °С. При этом скорость осаждения покрытия, усредненная по длине зоны, составляла 6,4 мкм/мин. Для температур 455 и 435 °С максимумы скорости осаждения составили 12,8 и 7,8 мкм/мин, а усредненные скорости осаждения 4,3 и 2,7 мкм/мин, соответственно.

В экспериментах по изучению влияния скорости подачи реагента на скорость осаждения покрытий скорость подачи реагента изменяли в пределах 2–8 г/ч. Отклонение от задаваемого значения скорости подачи не превышало 30 % при минимальной скорости подачи, при максимальной скорости подачи реагента отклонение не превышало 7 %.

Снижение скорости осаждения покрытий, наблюдаемое после достижения оптимальной скорости подачи реагента (рис. 3), происходит вследствие снижения температуры поверхности обрабатываемых каналов в зоне осаждения. Это связано с тем, что с увеличением скорости подачи реагента при фиксированном подводе тепла в зону реакции все большее его количество расходуется на нагрев и испарение реагента перед зоной реакции.

Как видно из рис. 5, полученные покрытия имели горизонтально-слоистую структуру. Такие структуры характеризуются наилучшей коррозионной и эрозионной стойкостью [9, 10]. Данные структуры возникают в результате колебаний давления продуктов распада над поверхностью пиролиза, а также температуры поверхности вследствие высокой эндотермичности реакции пиролиза. Механизмы возникновения таких структур хорошо описаны в работе [11].

Описанный характер протекания процесса осаждения позволяет получать покрытия, в которых сквозная пористость отсутствует, уже начиная с толщины 10 мкм. По данным некоторых исследователей отсутствие сквозной пористости возможно уже при толщине покрытия 3–5 мкм [12].

Измерения содержания углерода в покрытии, проводившиеся на поперечном шлифе с помощью рентгеновского микроанализатора, показали, что его среднее содержание по зоне анализа колебалось от 4 до 14 мас. %.

Распределение микротвердости по толщине также проводили на поперечном шлифе покрытия. Разброс значений микротвердости при этом достигал 10–20 %. По результатам измерений не выявлено заметного влияния температуры осаждения на микротвердость покрытия в диапазоне 430–500 °С. Однако при увеличении температуры до 550–600 °С микротвердость покрытия возрастала до 25750 МПа, что существенно выше микротвердости карбидов хрома, которая по литературным данным колеблется в диапазоне 10000–18820 МПа [13]. Такое увеличение микротвердости

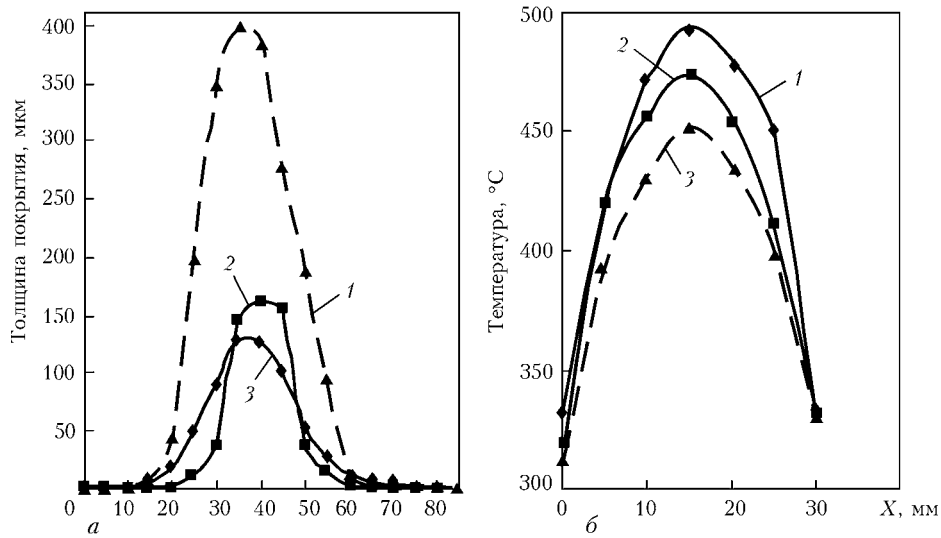


Рис. 4. Распределение толщины покрытия (*а*) и температуры (*б*) по длине стационарной зоны нагрева: для *а* — *1* — 495; *2* — 455; *3* — 435 °С; для *б* — *1* — 495; *2* — 475; *3* — 455 °С

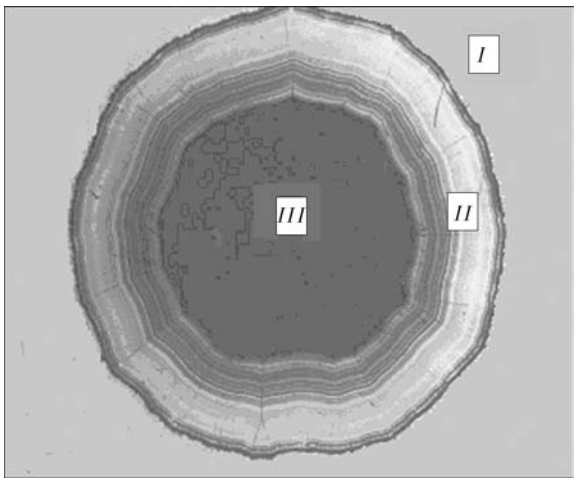


Рис. 5. Структура покрытия внутри канала диаметром 1 мм: *I* — стенка капилляра; *II* — покрытие; *III* — полость внутри капилляра

покрытия возможно за счет внутренних напряжений, возникающих в растущем покрытии. Величина этих напряжений может достигать 2000 МПа [14]. При этом следует отметить, что повторное измерение микротвердости покрытий, проведенное через полгода, показало снижение микротвердости с 20270–25750 до 12360–18460 МПа. В то же время микротвердость покрытия на краю того же образца, где температура в процессе осаждения не превышала 450 °С, составляла 12360–15400 МПа для обоих измерений.

Поверхность полученных покрытий была достаточно гладкой, кроме того, наблюдалось сглаживание шероховатости подложки в случаях сильно развитого ее рельефа (рис. 6).

Коэффициент использования исходного реагента достигал 85 %.

Выводы

1. Предложенная методика получения покрытий позволяет с высокой скоростью наносить защитные покрытия на внутренние поверхности малого (0,5–1 мм) размера, имеющие длину не менее 300 мм, с эффективностью использования хромоорганической жидкости на уровне 85 %.

2. Процесс отличается «сглаживающим» эффектом в случае осаждения покрытия на поверхность с сильно развитым рельефом и микротрещинами.

3. Равномерность толщины покрытий по длине канала возрастает с увеличением точности дозирования реагента, особенно для малых сечений канала.

4. Для каждого режима осаждения существует оптимальная скорость подачи реагента, позволяющая достичь максимума скорости осаждения покрытия при наивысшей эффективности использования реагента.

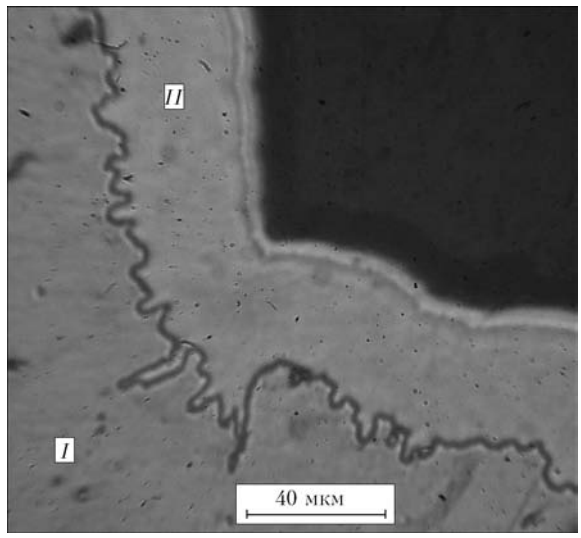


Рис. 6. Эффект сглаживания сильно развитой поверхности: *I* – стенка канала; *II* – покрытие

1. *Костенков В.А., Крашенинников В.Н.* Эксплуатационные свойства пиролитических карбидохромовых покрытий. Применение металлоорганических соединений для получения неорганических покрытий и материалов. — М.: Наука, 1986. — 256 с.
2. *Оценка* химической стойкости пиролитических карбидохромовых покрытий / В.А. Костенков, В.Н. Крашенинников, В.А. Качанов и др. // Применение металлоорганических покрытий и материалов: Тез. докл. 4-го Всесоюз. совещ., Горький. — М.: Наука, 1983. — С. 148.
3. *Износостойкость* пиролитических хромовых покрытий при абразивном и гидроабразивном воздействиях / Ю.М. Лахтин, Я.Д. Коган, В.А. Горовой и др. // Там же. — С. 150.
4. *Диманит А.Б., Комиссаров В.Н., Севастьянов О.И.* Процесс и оборудование износостойкого газофазного хромирования // Там же. — С. 191.
5. *Влияние* механических свойств металла подложки на формирование пиролитических хромовых покрытий / В.А. Костенков, В.Н. Крашенинников, В.И. Щенников и др. // ФХИОМ. — 1979. — № 2. — С.109–113.
6. *Влияние* добавки дибензилового эфира на процесс осаждения пиролитических карбидохромовых покрытий и их свойства / В.А. Пашкин, В.А. Гусев, В.Н. Крашенинников и др. // Применение металлоорганических покрытий и материалов: Тез. докл. 5-го Всесоюз. совещ. — Горький, 1987. М.: Наука, 1987. — С. 53.
7. *Исследование* технологических параметров осаждения пиролитического покрытия карбида хрома на внутреннюю поверхность стальных труб / В.Н. Крашенинников, В.А. Костенков, А.С. Карпов и др. // Тез. докл.: 3-е Всесоюз. совещ. по применению металлоорганических соединений для получения металлических и окисных покрытий. — Горький, 1980. — С.117–119.
8. *Технологические* особенности получения пиролитических карбидохромовых покрытий на внутренней поверхности стальных труб / В.Н. Крашенинников, В.А. Костенков, В.А. Гусев и др. // Применение металоорганических покрытий и материалов: Тез. докл. 4-го Всесоюз. совещ. — Горький, 1983. — М.: Наука, 1983. — С. 64.
9. *Регулирование* структуры пиролитических хромовых покрытий / Ю.М. Лахтин, Я.Д. Коган, В.А. Горовой и др. // Применение металлоорганических покрытий и материалов: Тез. докл. 5-го Всесоюз. совещ. — Горький, 1987. — М.: Наука, 1987. — С. 55.
10. *Исследование* физико-механических свойств пиролитических хромовых покрытий / Ю.М. Лахтин, Я.Д. Коган, В.А. Горовой и др. // Там же. — С. 68.
11. *Парофазная* технология получения защитных покрытий терморазпадом металлоорганических соединений хрома / Ю.М. Лахтин, Я.Д. Коган, А.П. Горовой и др. // Техника, экономика, информация: Сб. науч. тр. Сер. Технология. — 1986. — Вып. 1. — С. 3–12.
12. *Костенков В.А.* Исследование процессов химического осаждения карбида хрома из паровой фазы бис-аренхроморганических соединений: Дис. … канд. техн. наук. — Л.: Ленинградский Технолог. ин-т, 1978. — 131с.
13. *Иванько А.А.* Твердость: Справочник. — Киев: Наук. думка, 1968. — 127с.
14. *Адгезионная* прочность и остаточные напряжения пиролитических хромовых покрытий на конструкционных сталях / Ю.М. Лахтин, Я.Д. Коган, В.А. Горовой и др. // Применение металлоорганических покрытий и материалов: Тез. докл. 4-го Всесоюз. совещ. — Горький, 1983. — М.: Наука, 1983. — С. 151.

ПРОЕКТ 4.11

Контроль ресурсу оболонок ТВЕЛів за наявності реперних радіонуклідів у теплоносії першого контуру реакторів ВВЕР АЕС

УДК 539.1.074

КОНТРОЛЬ РЕСУРСУ ОБОЛОНОК ТВЕЛІВ ЗА НАЯВНОСТІ РЕПЕРНИХ РАДІОНУКЛІДІВ У ТЕПЛОНОСІЇ ПЕРШОГО КОНТУРУ РЕАКТОРІВ ВВЕР АЕС

О.О. ЗАХАРЧЕНКО, інж., **В.Є. КУТНІЙ**, канд. техн. наук, **О.В. РИБКА**, канд. фіз.-мат. наук, **І.М. ШЛЯХОВ**, **А.А. ВЄРЬОВКІН**, інженери, **М.А. ХАЖМУРАДОВ**, д-р техн. наук (ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)

Наведено результати теоретичних та експериментальних досліджень γ-радіометра-спектрометра з неохолоджуваним детектором на основі напівпровідникової сполуки CdZnTe, яка призначається для вимірювання активності радіонуклідів теплоносія першого контуру реактора ВВЕР. Обгрунтована методика, що дозволяє оцінювати активність теплоносія безпробовідбірним методом за допомогою приладів з детекторами на основі CdZnTe, які мають відносно низьку роздільність, без виділення окремих ліній в спектрі. Показано, що за допомогою цієї методики можна зафіксувати початковий етап процесу розгерметизації оболонок ТВЕЛів і завдяки тому попередити забруднення теплоносія компонентами ядерного палива.

Ключові слова: *CdZnTe, γ-випромінювання, радіометр-спектрометр, ВВЕР, активність теплоносія, контроль герметичності оболонок ТВЕЛів*

Своєчасне встановлення ступеню розгерметизації тепловиділяючих елементів (ТВЕЛів) є важливим напрямком забезпечення надійної та безпечної експлуатації АЕС. Під час експлуатації реакторної установки необхідна оперативна оцінка кількості пошкоджених ТВЕЛів, а також встановлення факту пошкодження їх оболонок для обгрунтування допустимості продовження експлуатації реактору після порушення нормальної експлуатації та аварійних ситуацій. Методи контролю герметичності оболонок (КГО) ТВЕЛів грунтуються на вимірюванні витоку продуктів поділу із негерметичних касет шляхом аналізу активності проб теплоносія, виходячи із спектрального складу γ-випромінювання теплоносія [1, 2].

Головною метою проведення КГО є вимірювання питомої активності так званих реперних ізотопів деяких продуктів поділу ($^{131-135}$I, $^{133,\ 135}$Xe, $^{85m,\ 87,\ 88}$Kr) та порівняння отриманих результатів зі заздалегідь встановленими межами (експлуатаційними та безпечної експлуатації). Експлуатаційною межею роботи реакторної установки по сумарній питомій активності радіонуклідів йоду в теплоносії першого контуру є значення $3{,}7 \cdot 10^7$ Бк/кг, яке відповідає експлуатаційній межі по кількості негерметичних ТВЕЛів, що дорівнює 0,2 % газовонещільних ТВЕЛів, та 0,02 % ТВЕЛів, котрі мають прямий контакт палива з теплоносієм. Межею безпечної експлуатації реактора ВВЕР по сумарній питомій активності радіонуклідів йоду в теплоносії першого контуру є значення $1{,}85 \cdot 10^8$ Бк/кг, яке відповідає межі безпечної експлуатації по кількості негерметичних ТВЕЛів, що дорівнює 1 % газовонещільних ТВЕЛів, та 0,1 % ТВЕЛів, котрі мають прямий контакт палива з теплоносієм [1, 3].

Розрізняють такі види КГО ТВЕЛів працюючого реактору: періодичний КГО ТВЕЛів методом відбору проб теплоносія; безперервний КГО ТВЕЛів з допомогою радіометричної та спектрометричної апаратури безпробовідбірним методом. Періодичний КГО здійснюється методом вимірювання питомої активності радіонуклідів йоду в пробах теплоносія першого контуру на спектрометричній установці на базі германієвого детектора, що забезпечує роздільність 0,4 % на лінії 1332 кеВ джерела випромінювання ^{60}Co [1, 4, 5].

Відбір та витримка проб під час вимірювання питомої активності ізотопів йоду необхідні для зменшення активності короткоживучих ізотопів благородних газів (Xe, Kr), інтенсивність випромінювання яких в теплоносії працюючого реактору значно перевищує інтенсивність випромінювання ізотопів йоду [5]. По цій причині безперервний КГО працюючого реактору ВВЕР здійснюється шляхом вимірювання питомої активності ізотопу ^{88}Kr [1]. При цьому переважна частина випромінювання теплоносія розглядається в якості небажаних шумів, на фоні яких потрібно виділити корисний сигнал. Це визначає перспективність створення приладів нового покоління, що базуються на детекторах на основі неохолоджуваних CdZnTe сенсорів для систем КГО, які б могли аналізувати весь діапазон

© О.О. ЗАХАРЧЕНКО, В.Є. КУТНІЙ, О.В. РИБКА, І.М. ШЛЯХОВ, А.А. ВЄРЬОВКІН, М.А. ХАЖМУРАДОВ, 2009

випромінювання теплоносія, виділяючи внесок від продуктів поділу ядерного палива.

Особливості реєстрації детекторами на основі CdZnTe γ-випромінювання теплоносія першого контуру реактора ВВЕР. Спектральний склад γ-випромінювання теплоносія є дуже складним [4–6]. Циркулюючи в першому контурі, теплоносій проходить через активну зону реактора, де зазнає активації потужним нейтронним потоком. Крім того, в циркуляцію теплоносія втягуються радіонукліди, що утворюються в активній зоні у результаті реакцій поділу ядерного палива та активації матеріалів активної зони. По мірі вигорання палива і накопичення активованих продуктів в реакторі відбуваються зміни в нуклідному складі як палива, так і теплоносія.

Реактори навіть одного типу і однієї серії відрізняються по терміну експлуатації, мають свої конструктивні і технологічні особливості. В зв'язку з цим використовувати інформацію по одному реактору для прогнозування поведінки активної зони і теплоносія при роботі іншого реактора потрібно з певною обережністю. Проте загальні тенденції при експлуатації однотипних реакторів повинні зберігатися. По цій причині в подальшому викладі використовуються результати аналізу накопиченої активності палива і теплоносія для ВВЕР Кольської АЕС (таблиця) [6]. Із даних таблиці видно, що основний внесок в активність теплоносія належить радіоактивним благородним газам (РБГ). Продукти активації ^{24}Na та ^{42}K по внеску в загальну активність стоять на другому місці, за ними — йод, цезій, стронцій та барій. З точки зору безпробовідбірного оперативного контролю нуклідного складу теплоносія першого контуру, інтерес викликають нукліди, що розпадаються з випромінюванням достатньо жорстких γ-квантів, які проходять через стальну стіну відгалужуючої (байпасної) лінії без суттєвого послаблення інтенсивності.

Очікуваний відгук детектора на основі CdZnTe на випромінювання продуктів активації та корозії (рис. 1) отриманий методом імітаційного моделювання з використанням методики реконструкції функцій відгуку, що розроблена в [7]. Розрахунки виконані для детектора на основі CdZnTe розміром 6×6×3 мм^3 та характеристики теплоносія наведено в таблиці. Матеріал байпасної труби — сталь Х18Н10Т, товщина труби — 2 мм. Для зручності подальших порівнянь відгук детектора I (кількість імпульсів) нормований на кількість γ-квантів, що пройшли через детектор, наведено в напівлогарифмічному масштабі. На рис. 1 вказано також відносний склад продуктів активації теплоносія I_a. Оскільки у початковому спектрі випромінювання продуктів активації та корозії відсутні γ-кванти з енергією, меншою за 300 кеВ (таблиця), то стальна стінка байпасної труби товщиною 1–3 мм на відгук детектора практично не впливає.

Розрахунок показує, що внаслідок сильного комптонівського розсіяння високоенергетичного γ-випромінювання в матеріалі детектора для практичних цілей підходить інтервал реєстрації енергій E γ-квантів від 0,06 до 1,30 МеВ (рис. 1). Нижня межа реєстрації вибрана таким чином, щоб стінка байпасної труби мало впливала на випромінювання продуктів поділу палива (рис. 2). Верхня межа реєстрації відгуку визначається тим, що в області енергій E вище за 1,3 МеВ відгук детектора зменшується більш ніж на порядок при значному зростанні статистичної похибки реєстрації γ-квантів, яка на рис. 1 проявляється у вигляді розмивання форми спектра.

Детектори на основі CdZnTe товщиною приблизно 1 мм з високою ефективністю реєструють γ-випромінювання таких радіонуклідів, як ^{133}Xe, ^{85m}Kr, ^{138}Xe, ^{88}Kr, ^{135}Xe (рис. 2). Проте, оскільки енергія γ-випромінювання продуктів активації теплоносія знаходиться в діапазоні вище 0,3 МеВ (див. рис. 1), то для підвищення чутливості детектора в цьому діапазоні вибрано товщину детектора 3 мм. Це забезпечує компроміс між прийняною ефективністю реєстрації високоенергетичних γ-квантів та ефективністю збирання заряду, що створюється при поглинанні в детекторі низькоенергетичних γ-квантів.

Метрологічні випробування радіометра-спектрометра РУГ-Т. Для дослідження працездатності пристрою контролю активності теплоносія першого

Внесок різних нуклідів в активність продуктів поділу і активації теплоносія реактора ВВЕР Кольської АЕС [6]

Нуклід	Вихід при розщепленні, %	Внесок в сумарну активність, %		Період напівроспаду	Енергія лінії, кеВ	Вихід γ-квантів, %
		продуктів поділу	теплоносія			
Продукти поділу						
^{133}Xe	6,7	41,2	27,8	5,3 діб	81	35
^{135}Xe	6,4	13,9	9,4	9,2 год	250	92
^{85m}Kr	1,0	5,4	3,6	4,5 год	151	76
^{87}Kr	2,6	2,0	1,0	76,3 хв	403	48
^{88}Kr	3,6	6,1	4,8	171,6 хв	196	35
^{131}I	2,9	2,3	1,5	8,0 діб	365	82
^{132}I	4,2	7,8	5,2	2,3 год	667	98
^{133}I	6,8	6,5	4,3	21,0 год	529	87
^{134}I	7,7	4,4	2,9	53,2 хв	847	96
^{135}I	6,6	4,0	2,7	6,7 год	1132	22
^{91}Sr	5,9	0,3	0,2	0,8 год	556	62
^{92}Sr	6,1	0,5	0,4	2,7 год	1384	90
^{139}Ba	6,6	1,5	1,0	82,7 хв	166	23
^{140}Ba	6,4	0,2	0,1	12,8 діб	537	34
^{138}Cs	5,7	4,0	2,7	33,4 хв	1435	75
Продукти активації та корозії						
^{18}F	–	–	4,1	109,7 хв	511	194
^{24}Na	–	–	10,0	15,0 год	1368	100
^{41}Ar	–	–	1,6	1,8 год	1293	99
^{42}K	–	–	15,4	12,4 год	1524	18
^{51}Cr	–	–	0	27,7 діб	320	10
^{54}Mn	–	–	0	312,0 діб	834	100
^{56}Mn	–	–	2,0	2,6 год	846	99
^{59}Fe	–	–	0	44,6 діб	1099	57
^{60}Co	–	–	0	5,3 р.	1173	99
^{65}Zn	–	–	0	244,0 діб	1116	51

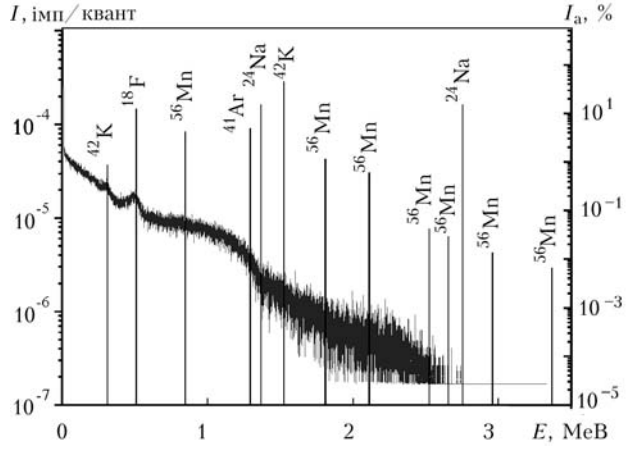


Рис. 1. Відгук детектора на основі CdZnTe на випромінювання продуктів активації та корозії

контуру реактора ВВЕР з детектором на основі CdZnTe було виготовлено дослідний зразок радіометра-спектрометра РУГ-Т і проведено його метрологічне дослідження. Розміри детектора 6×6×3 мм, напруга зсуву — 300 В. Вимірювання були виконані на метрологічній базі ННЦ «Інститут метрології». Мета досліджень полягала у визначенні чутливості радіометра-спектрометра РУГ-Т до γ-квантів у діапазоні енергій від 60 до 1300 кеВ.

Умови проведення досліджень: температура навколишнього середовища 30 °С; відносна вологість повітря 57 %; атмосферний тиск 100 кПа (750 мм рт. ст.); час вимірювання амплітудних спектрів 20 хв для кожного джерела іонізуючого випромінювання та їх комбінацій. Потужності експозиційної дози (ПЕД) джерел випромінювання вказано нижче.

Радіонукліди	ПЕД, мР/год
^{241}Am	2,406
^{137}Cs	1,926
^{60}Co	4,833
^{241}Am + ^{137}Cs	2,406 + 1,47 = 3,876
^{241}Am + ^{60}Co	2,406 + 1,45 = 3,856
^{137}Cs + ^{60}Co	1,926 + 1,24 = 3,166
^{241}Am + ^{137}Cs + ^{60}Co	2,406 + 1,44 + 1,82 = 5,666

На основі отриманих амплітудних розподілень розраховані параметри переносу заряду в детектори на основі CdZnTe, а з їх допомогою — залежність дискретної чутливості δ радіометра-спектрометра РУГ-Т (рис. 3) від енергії γ-випромінювання за методиками, які були розроблені в [8, 9]. Як свідчать дані рис. 3, розраховані значення чутливості добре узгоджуються з експериментальними значеннями для ^{241}Am, ^{137}Cs, ^{60}Co, що підтверджує розрахунки відгуку детектора на основі CdZnTe (рис. 1, 2).

Методика вимірювання активності теплоносія першого контуру реактора ВВЕР. Роздільність у детектора на основі CdZnTe, що використовується в радіометрі-спектрометрі, недостатня для виділення окремих піків при енергіях γ-квантів приблизно 300 кеВ и вище. Тому для контролю активності теплоносія першого контуру без відбору проб запропоновано спеціальну методику [10], що дозволяє оцінювати активність теплоносія за допомогою детекторів на основі CdZnTe із відносно низькою роздільністю. Методика грунтується на визначенні в теплоносії наявності короткоживучих (з періодом напіврозпаду в декілька годин і менше) радіонуклідів РБГ, для яких характерні інтенсивні лінії γ-випромінювання в діапазоні енергій 300 кеВ, на тлі γ-випромінювання продуктів активації. Короткоживучі нукліди не накопичуються в теплоносії, тому підвищення їх активності свідчить про початок процесів розгерметизації оболонок ТВЕЛів.

Для прогнозування характеристик пристрою було проведено імітаційне моделювання відгуку радіометра-спектрометра на γ-випромінювання теплоносія, вміст радіонуклідів в якому відповідає даним таблиці. Якісний вигляд функцій відгуку радіометра-спектрометра на випромінювання продуктів активації теплоносія (див. рис. 1) і продуктів поділу палива (див. рис. 2) суттєво відрізняється, оскільки в спектрах випромінювання продуктів поділу основну долю займають γ-кванти низьких енергій (менше 300 кеВ). За рахунок високої ефективності реєстрації γ-квантів в області енергій від 60 до 300 кеВ наявність низькоенергетичного випромінювання РБГ чітко проявляється вже при мінімальному співвідношенні сумарної активності

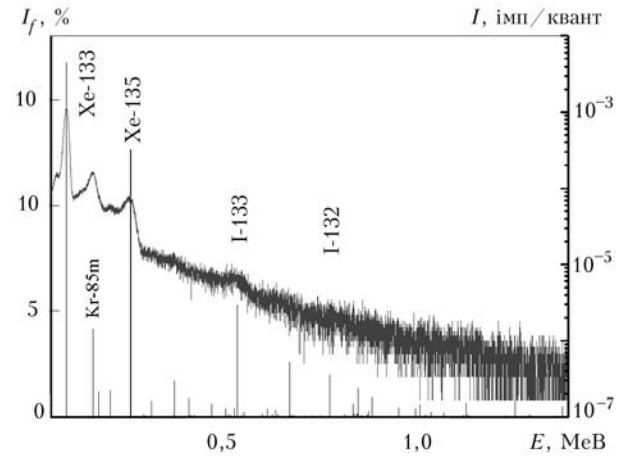


Рис. 2. Відгук детектора на основі CdZnTe на випромінювання продуктів поділу палива: I_f — концентрація продуктів поділу

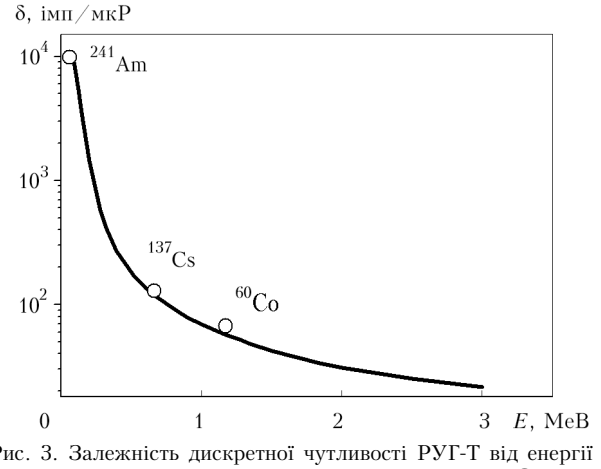


Рис. 3. Залежність дискретної чутливості РУГ-Т від енергії γ-випромінювання: суцільна крива — моделювання; ○ — експериментальні данні

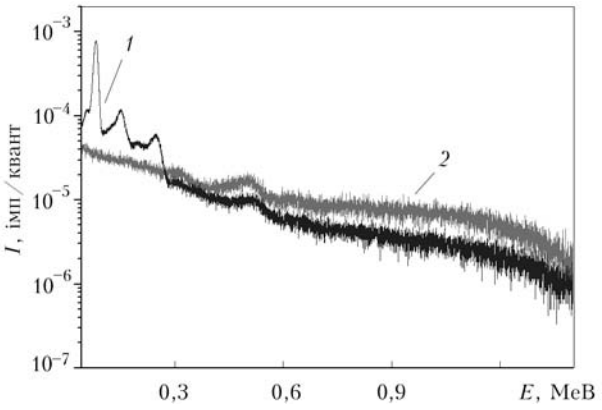


Рис. 4. Відгук РУГ-Т на γ-випромінювання теплоносія з різним співвідношенням A_f/A_c: *1* — 1; *2* — 0 (фонове випромінювання продуктів активації теплоносія)

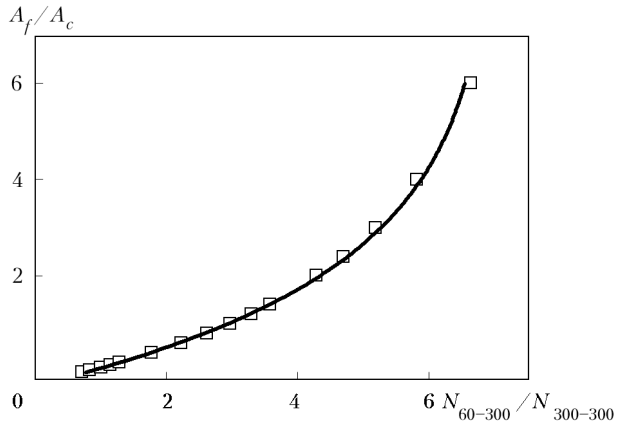


Рис. 5. Калібрувальна залежність РУГ-Т

продуктів поділу A_f до сумарної активності продуктів активації та корозії A_c — A_f/A_c ~ 0,1 (рис. 4).

В спектрі γ-випромінювання теплоносія можливо виділити дві базові ділянки — сигнальну (60–300 кеВ) і фонову (300–1300 кеВ), співвідношення кількості відліків в яких дозволяє оцінити співвідношення активності A_f/A_c. Для визначення абсолютних значень активності буде потрібне додаткове незалежне калібрування активності теплоносія.

На практиці процес вимірювання активності продуктів поділу полягає в наступному. Повний діапазон амплітуд імпульсів (60–1300 кеВ) за допомогою компараторів розділено на два вікна (ділянки) 60–300 та 300–1300 кеВ. Після необхідного набору імпульсів фіксується кількість імпульсів в кожному вікні — $N_{60–300}$ та $N_{300–1300}$. Відношення $N_{60–300}$ та $N_{300–1300}$ пов'язано з A_f/A_c (рис. 5). Грунтуючись на калібрувальній кривій рис. 5, пристрій по закладеному алгоритму буде визначати відношення активності A_f/A_c. При відомій «фоновій» активності продуктів активації та корозії A_c, знаючи відношення активності A_f/A_c, пристрій визначить поточну активність продуктів поділу A_f. При перевищенні граничного значення буде видане відповідне попередження.

Висновки

1. Розроблено та виготовлено дослідний зразок радіометра-спектрометра РУГ-Т, що базується на напівпровідниковому детекторі на основі CdZnTe, який призначений для контролю ресурсу оболонок ТВЕЛів у теплоносії першого контуру реакторів ВВЕР АЕС. Досліджено та визначено умови експлуатації пристрою діагностування теплоносія.

2. Показано можливість контролю герметичності оболонок ТВЕЛів за допомогою γ-радіометра-спектрометра шляхом вимірювання активності теплоносія першого контуру у певних енергетичних інтервалах γ-випромінювання. Радіометр-спектрометр може бути встановлений безпосередньо на відгалуженні від основної магістралі теплоносія (байпасній лінії).

3. Проведено метрологічні дослідження реєстрації радіометром-спектрометром РУГ-Т γ-квантів в діапазоні енергій від 60 до 1300 кеВ від радіонуклідів ^{241}Am, ^{137}Cs, ^{60}Co та їх можливих сумішей. На основі отриманих даних розраховано залежність дискретної чутливості від енергії γ-квантів та параметри переносу заряду в детекторі.

4. Проведено імітаційне моделювання відгуку РУГ-Т на випромінювання теплоносія з радіонуклідним складом, характерним для реактора типу ВВЕР. Розроблена методика дозволяє оцінювати активність теплоносія безпробовідбірним методом за допомогою детекторів на основі CdZnTe, які мають відносно низьке розподілення по енергії, без виділення окремих ліній у спектрі. Методика базується на виявленні короткоживучих (період напіврозпаду складає декілька годин) радіонуклідів інертних газів, що інтенсивно випромінюють у діапазоні низьких енергій γ-квантів (до 300 кеВ).

1. *Ахтямов А.С., Макаров С.В., Щебнев В.С.* Эксплуатация ядерного топлива на АЭС с реакторами ВВЭР-1000. — Иваново: ПресСто, 2004. — 128 с.
2. *ГОСТ 28506–90*. Сборки тепловыделяющие ядерных энергетических реакторов типа ВВЭР. Методы контроля герметичности оболочек тепловыделяющих элементов. — Введ. с 07.01.91. — М.: Стандартинформ, 2006. — 7 с.
3. *Билей Д.В., Кравченко В.П., Чулкин О.А.* Контроль герметичности оболочек твэлов на АЭС с ВВЭР // Тр. Одес. политехн. ун-та. — 1998. — **1**, № 5. — С. 183–187.
4. *Демидов А.М., Котельников Г.А., Оскерко А.А.* Применение Ge(Li)-гамма-спектрометра для контроля активности теплоносителя в ядерных реакторах // Атомная энергия. — 1969. — **30**, № 1. — С. 60–62.
5. *Панов Е.А.* Практическая гамма-спектрометрия на атомных станция. — М.: Энергоатомиздат, 1990. — 197 с.
6. *Развитие* методов регистрации радиоактивных изотопов в теплоносителе первого контура на Кольской АЭС / Л.Ф. Бармин, Т.К. Круглова, В.П. Синицын и др. // Атомные электрические станции / Под ред. Л.М. Воронина. — М.: Энергия, 1979. — С. 183–190.
7. *Моделирование* функции отклика CdZnTe детекторов для дозиметрии гамма-излучения / А.А. Захарченко, А.А. Веревкин, В.Е. Кутний и др. // Вісн. Харків. нац. ун-ту. Сер. фізична: Ядра, частинки, поля. — 2008. — № 832, 4(40). — С. 71–76.
8. *Методы* определения параметров переноса заряда в CdTe (CdZnTe) детекторах гамма-излучения / А.А. Захарченко, В.Е. Кутний, Д.В. Наконечный и др. // Там же. — 2007. — № 784, 4 (36). — С. 85–92.
9. *Моделирование* энергетической зависимости чувствительности CdTe (CdZnTe) детекторов гамма-излучения / А.А. Захарченко, Д.В. Наконечный, И.Н. Шляхов и др. // Технология и конструирование в электронной аппаратуре. — 2007. — № 1. — С. 28–31.
10. *Анализ* методики контроля активности первого контура ВВЭР методом компьютерного эксперимента / А.А. Захарченко, А.А. Веревкин, И.Н. Шляхов и др. // Тез. докл. VII конф. по физике высоких энергий, ядерной физике и ускорителям, г. Харьков, 23–27 февр. 2009 г. — Харьков, 2009. — С. 70.

ПРОЕКТ 4.12

Впровадження магнітних методів для діагностичного контролю напружено-деформованого стану корпусів реакторів ВВЕР-1000 енергоблоків АЕС України для оцінки їх залишкового ресурсу.

УДК 621.039.58

ВПРОВАДЖЕННЯ МАГНІТНИХ МЕТОДІВ ДЛЯ ДІАГНОСТИЧНОГО КОНТРОЛЮ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ КОРПУСІВ РЕАКТОРІВ ВВЕР-1000 ЕНЕРГОБЛОКІВ АЕС УКРАЇНИ

Академіки НАН України **І.М. НЕКЛЮДОВ, В.М. АЖАЖА, Л.С. ОЖИГОВ**, канд. фіз.-мат. наук, **О.Г. РУДЕНКО, П.О. МІЩЕНКО, Д.П. РЯБЧЕНКО**, інженери (ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)

На енергоблоках ПУ АЕС та ЗАЕС впроваджено коерцитиметричний метод для діагностичного контролю напружено-деформованого стану корпусу реактора. Визначено найбільш напружені ділянки циліндричної частини корпусу.

Ключові слова: *АЕС, корпус реактора, коерцитивна сила, напружено-деформований стан*

Магнітні методи відносяться до методів неруйнівного контролю металу обладнання та трубопроводів. Для їх використання немає потреби у попередній підготовці поверхні металу для вимірювань. Оскільки час одного виміру не перевершує декілька хвилин, такі методи вважають експресними [1].

Метою роботи було виконання робіт по діагностичному контролю напружено-деформованого стану корпусів реакторів та трубопроводів реактора ВВЕР-1000 для відстеження змін напружено-деформованого стану основного металу та зварних з'єднань під впливом експлуатаційних факторів, видача рекомендацій щодо подовження їх експлуатації.

Розроблено обладнання для контролю напружено-деформованого стану циліндричної частини корпусу реактора за допомогою магнітного (коерцитиметричного) методу та проведено роботи на п'яти енергоблоках АЕС України.

Роботи виконували в реакторному відділенні енергоблоків ВВЕР-1000 на Південно-Українській та Запорізькій АЕС. Розроблено універсальний програмно-апаратний комплекс, за допомогою якого проаналізовано результати магнітного контролю напружено-деформованого стану п'яти корпусів реакторів. Визначено найбільш напружені місця, які потребують додаткового контролю при прийнятті рішень про подовження терміну експлуатації.

Розробка універсального програмно-апаратного комплексу для аналізу результатів магнітного діагностичного контролю напружено-деформованого стану корпусів реакторів, обладнання та трубопроводів АЕС. Для обробки даних про напружено-деформований стан корпусу реакторів, обладнання та трубопроводів, отриманих внаслідок вимірювання магнітних властивостей по коерцитиметрії, розроблено універсальну програму «PWR-U». Вона надає можливість систематизації, зберігання, візуалізації та оперативного використання результатів досліджень. Програма реалізована на мові програмування «С» та функціонує під управлінням операційної системи Microsoft Windows. Діалог роботи з програмою містить коротку інструкцію для користувача.

Робота з використанням програми «PWR-U» дозволяє дослідникові ефективно керувати процесом обробки даних експерименту, поєднуючи відповідні технічні засоби та свою майстерність у вузькоспеціалізовану систему. Об'єктом розробки є система автоматизованої обробки результатів аналізу механічних властивостей металів та сплавів за допомогою виконання математичних перетворювань над експериментальними даними, отриманими при вимірюванні магнітних властивостей. Універсальна програма «PWR-U» уніфікує спільні для всіх програм задачі (опис числових масивів сплайнами, інтерполяції, обчислення похідних, організації звернення до файлів та збереження експериментальної інформації).

Універсальна програма «PWR-U» являє собою комплекс взаємопов'язаних підпрограм для вирішення задач сплайн-обробки та сплайн-інтерполяції. Результати контролю є вхідною інформацією до програми, і вводяться масиви «реперних» точок з належними абсцисами та ординатами.

© І.М. НЕКЛЮДОВ, В.М. АЖАЖА, Л.С. ОЖИГОВ, О.Г. РУДЕНКО, П.О. МІЩЕНКО, Д.П. РЯБЧЕНКО, 2009

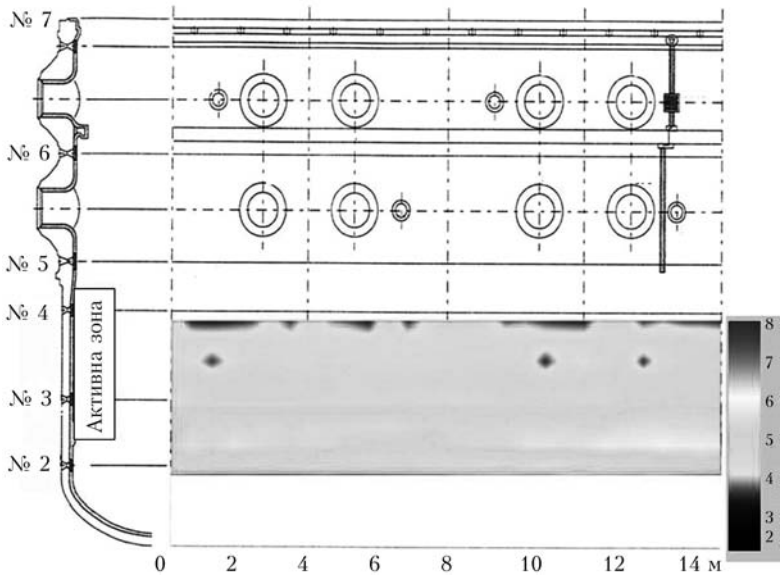


Рис. 1. Розгорнутий план напружено-деформованого стану корпусу реактора енергоблоку ПУ АЕС: № 2–7 — зварні шви

Інформацію вводять в програму з файлу даних, представлених в форматному вигляді.

Задачі сплайн-обробки та сплайн-інтерполяції виконують у два етапи. На першому обчислюють форматні дані з файлу та будують графічний образ у реперних точках. На другому етапі відбуваються математичні перетворення в проміжних точках на основі двомірної інтерполяції значень за чотирма найближчими точками (в гратці значень) та занесення коефіцієнтів сплайнів в архів. Отримані значення подаються в графічній формі у відповідності з експериментальними даними щодо механічних властивостей металу виробу, який знаходиться в експлуатації.

Різні рівні механічних напружень у корпусі реакторів, обладнання та трубопроводів представлено у вигляді кольорової палітри, яка відображає рівень напружень у конкретному конструкційному матеріалі під впливом різноманітних чинників. Ця палітра розміщена праворуч (рис. 1). При цьому універсальна програма створює автоматичне настроювання кольорової палітри у відповідності з експериментальними даними контролю. Також при необхідності кольорову палітру можна змінювати в ручному режимі з урахуванням механічних властивостей різних матеріалів (від темно-синього до червоно-бордового).

Таким чином, з'являється можливість залежно від рівня пружно-деформованого стану випробуваного матеріалу налагоджувати палітру кольорів від темно-синього (початкове становище, низький рівень напружено-деформованого стану) до червоно-бордового (гранично-дозволене, що наближається до межі текучості при нагромадженні максимальних напружень у виробі).

Математичне вирішення задачі обробки експериментальної інформації зводиться до розгляду інтерполяції за допомогою кубічних та бікубічних сплайн-функцій.

Перевага у використанні кубічних сплайн-функцій для задач інтерполяції, порівнянно з алгебраїчними поліномами n-го ступеню та поліномами Лагранжа, у нашому випадку визначається тим, що використання кубічної сплайн-функції достатньо, щоб інтерполююча функція мала безперервні похідні до другої включно, а для полінома n-го ступеню вимога зводиться до існування похідних вищих порядків (звичайно, до $n + 1$) інтерполюючої функції.

Для інтерполяції функції двох перемінних використовується розширення кубічних сплайн-функцій на область $[X_0, X_n; Y_0, Y_n]$. При цьому інтерполяція проводиться кубічними сплайн-функціями. Додаткові умови, які накладаються на цю функцію, потребують безперервності її окремих похідних до четвертого порядку включно.

Слід зауважити, що застосування універсальної програми «PWR-U» може поширюватися на будь-які області науки і техніки, в яких необхідна автоматизація обробки та систематизація експериментальних даних, представлених у графічному вигляді для швидкого прийняття рішення і візуалізації отриманих результатів.

Таким чином, створено та реалізовано на практиці універсальний програмно-апаратний комплекс для аналізу напружено-деформованого стану металу корпусу реакторів, обладнання та трубопроводів за результатами вимірювання магнітних властивостей, який може використовуватись для визначення динаміки змін напружено-деформованого стану та прогнозування можливості утворення та розвитку дефектів.

Умови експлуатації корпусів ВВЕР. Експлуатаційний режим реакторів типа ВВЕР характеризується такими умовами: термін служби має бути не меншим за 40 років на номінальній потужності; кількість планових зупинок — до 30; робочий тиск теплоносія на виході з активної зони — 10–16 МПа; температура теплоносія в

стаціонарному режимі — 250–289 °С на вході і 269–324 °С на виході; температура корпусу реактора (з урахуванням розігрівання за рахунок γ-випромінювання) — до 300 °С; максимальна щільність потоку нейтронів (на рівні центру активної зони) — приблизно $1 \cdot 10^{11}$ нейтронів/(см^2·с) по нейтронах з енергією понад 0,5 МеВ.

Корпус енергетичного реактора типу ВВЕР являє собою товстостінну циліндричну посудину під тиском з еліптичним днищем і плоскою або сферичною кришкою з отворами для органів управління реактором. У верхній частині посудини розташована зона патрубків, до яких приварюються трубопроводи для подачі і відведення теплоносія.

Висота корпусу в залежності від проекту, складає 11–12 м, зовнішній діаметр — 3,8–4,3 м, товщина стінок в циліндровій частині — 0,12–0,19 м, маса — до 300 т. Ці показники дають уявлення про те, наскільки складною науково-технічною проблемою є спорудження таких конструкцій.

Корпуси ВВЕР виготовляють з цільнокованих циліндричних обичайок, сполучених за допомогою кільцевих зварних швів. Для отримання обичайок використовують кузнечні зливки масою до 200 т. З метою забезпечення ізотропної структури металу в таких великих поковках застосовують таку схему гарячої пластичної деформації: біллетіровка зливка, обрубка донної і прибуткової частин; осадження біллета і його прошивка; розкочування обичайки до потрібних розмірів. Завдяки вибраній технологічній схемі деформації з видаленням при прошивці центральної частини зливка в обичайці залишається найбільш «здоровий» метал, що не містить значних металургійних дефектів і неметалічних включень. Про це свідчать результати ультразвукового контролю деталей у серійному виробництві.

З точки зору забезпечення однорідності і заданого рівня механічних властивостей таких великогабаритних деталей, як кришка, днище, циліндричні обичайки, дуже важливою операцією є термічна обробка. Після неї проводять чистову механічну обробку і наплавку внутрішнього антикорозійного облицьовування.

Зварювання обичайок між собою і приварювання днища виконують автоматично. В процесі зварювання корпус піддається проміжному відпусканню для зняття залишкової напруги. Зварні шви контролюються методом рентгено- або γ-просвічування, а також ультразвуковою і кольоровою (або люмінесцентною) дефектоскопією. Припустимі розміри і кількість дефектів, які не видаляють, регламентуються відповідними правилами контролю якості зварних з'єднань. Завершальною стадією контролю готового корпусу є його гідроопресовка тиском, що в 1,5 разів перевищує робочий. При гідроопресовці провадиться тензометрування корпусу для перевірки відповідності фактичного напруженого стану виконаним розрахункам на міцність.

Умови роботи корпусів реакторів АЕС і технологія їх виготовлення дають можливість сформулювати такі основні вимоги до корпусної сталі:

- висока металургійна технологічність, що дозволяє проводити виплавку і розливання на зливки масою до 200 т, висока пластичність при ковці великогабаритних деталей; відсутність таких технологічних дефектів, як розвинена дендритна кристалізація, великі неметалічні включення, тріщини при гарячій пластичній деформації, флокени;
- необхідний рівень міцності (межа текучості при температурі експлуатації має бути не менше 400 МПа) і рівномірність механічних властивостей по перетину деталей при термічній обробці заготовок завтовшки до 400–500 мм; стабільність міцності протягом всього терміну експлуатації реактора;
- хороші зварювальні властивості, що забезпечують зварювання деталей товщиною до 300 мм із застосуванням високоефективних способів (автоматичного, електрошлакового зварювання тощо) і отримання рівноміцних зварних з'єднань без тріщин, непроварів, великих шлакових включень і пористості;
- високий опір основного металу і металу зварних швів крихкому і втомному руйнуванню в умовах тривалої дії високої температури, нейтронного випромінювання і періодично змінного складного напруженого стану.

Створення корпусної сталі з комплексом властивостей, що задовольняють вказаним вимогам, було серйозною проблемою, обумовленою внутрішнім суперечливим характером цих вимог. Так, отримання необхідної міцності при заданій товщині напівфабрикатів потребує високої прогартованості, але її підвищення за рахунок легування або збільшення вмісту вуглецю несприятливо відбивається на зварювальних властивостях. У зв'язку з цим завдання полягало перш за все в пошуці оптимального складу сталі, яке б максимально відповідало усьому комплексу вимог.

Розробка сталі для корпусів реакторів АЕС провадилася на підставі ряду міркувань. Перш за все використання такого режиму термічної обробки, як нормалізація з відпусканням, що широко застосовується в енергомашинобудуванні, для матеріалу корпусів реакторів неможливе, оскільки в цьому випадку не забезпечується рівномірність міцності по перетину. Єдиним прийнятним процесом є закалювання з високим відпусканням. Після такої термічної обробки сталь, що має достатню прогартованість, набуває переважно однорідної структури сорбіту відпускання. Тим самим можна досягати як необхідного рівня міцності, так і високого опору крихкому руйнуванню.

Необхідність, з одного боку, забезпечити прогартовуваність, а з іншого, — одержати задовільні

зварювальні властивості різко обмежує межі легування, а головне, припустимий вміст вуглецю. Низький вміст вуглецю і велика маса потрібних зливків, у свою чергу, призводять до необхідності виплавлення сталі в основних мартенівських печах.

Вибір системи легування також обмежено низкою обставин. Досвід застосування нікельвмісних сталей для великих поковок свідчить про складність боротьби з флокенами і утворенням тріщин при куванні навіть у разі кислої сталі. Тому введення нікелю могло б створити великі технологічні труднощі. Крім того, легування нікелем, як і марганцем у присутності хрому, підсилює теплову і зворотну відпускну крихкість сталі. Позбутися цього недоліку за допомогою введення молібдену для діючих корпусів вдалося не повністю.

Сучасні проблеми оцінки ресурсу корпусів реакторів. Реактори типу ВВЕР є основними енергетичними реакторами, які експлуатуються в Україні: 2 реактори ВВЕР-440 та 13 реакторів ВВЕР-1000. Реактори ВВЕР-440 та ВВЕР-1000 (мала серія) нині вичерпують проектний термін експлуатації, а інші енергоблоки підходять до середини цього терміну.

Загальна схема управління ресурсом конструкцій стосовно корпусів атомних реакторів базується на загальноприйнятих підходах до даного питання. В її основі лежить аналіз процесів виникнення і розвитку можливого руйнування в окремих зонах корпусу з урахуванням специфіки напруженого стану, експлуатаційних дій, еволюції властивостей матеріалів, а також початкового рівня технологічних дефектів металу і можливості їх виявлення на стадії експлуатації корпусу.

Найважливішим аспектом такого аналізу є наявність баз даних про опір матеріалу корпусу різним видам руйнування з урахуванням деградації властивостей металу в процесі експлуатації. На підставі результатів прогнозування залишкового ресурсу різних зон і з урахуванням результатів контролю дефектів металу неруйнівними методами розробляється стратегія подовження терміну служби корпусу. Вона передбачає розробку компенсуючих заходів, що забезпечують зниження пошкоджуваності металу або відновлення його властивостей, а також ремонт утворюваних дефектів з подальшою повторною оцінкою залишкового ресурсу.

З урахуванням вказаного в корпусі реактора можна виділити цілу низку зон, що істотно різняться за домінуючими механізмами пошкодження металу, а отже, і по підходу до оцінки залишкового ресурсу і методам, що забезпечують подовження терміну експлуатації. В корпусі можна виділити такі дві групи зон:

- з підвищеною концентрацією напружень (зона патрубків, зона опорного бурту, різьбові отвори під шпильки, контактні поверхні головного роз'єму);
- з високим рівнем радіаційної дії, де відбувається інтенсивне окрихчення металу (центральні обичайки і зварні шви № 3 і 4, що знаходяться навпроти активної зони).

Для першої групи домінуючим механізмом руйнування є втома або корозійна втома металу [2–4], для другої — крихке руйнування [5].

По кожному із вказаних видів руйнування накопичено великий об'єм експериментальних даних, що дозволяє встановити процес виникнення і розвитку втомного руйнування, у тому числі і з урахуванням корозійної дії середовища першого контура, а також визначити граничні розміри дефектів за критеріями крихкого руйнування.

Як показує досвід експлуатації, виникнення і розвиток дефектів зафіксовано в зонах першої групи (патрубків; ущільнюючих наплавках головного роз'єму).

Для обох видів пошкоджень розроблено технології ремонту, а для патрубкової зони — також компенсуючі заходи, що дозволяють забезпечити подовження ресурсу. Найбільш ефективним у цьому випадку виявилося поверхневе проковування, що забезпечує створення стискаючої поверхневої напруги. Це призводить до різкого підвищення циклічної довговічності, а також блокує виникнення корозійного розтріскування.

Як вже відзначалось, для зон другої групи (обичайки і зварні шви, що знаходяться навпроти активної зони) головним є забезпечення їх опору крихкому руйнуванню. Припустиме температурне зрушення встановлюється на підставі випробувань зразків-свідків після опромінення на ударну в'язкість. З урахуванням певного темпу зрушення значень критичної температури крихкості від опромінення встановлюється припустимий флюенс нейтронів, а отже, і термін служби корпусу реактора [6].

Результати прогнозування залишкового ресурсу за даною схемою істотно залежать від таких чинників:

- прийнятного розміру розрахункового дефекту;
- схематизації розрахунку коефіцієнта інтенсивності напруження;
- способу прогнозування зрушення критичної температури крихкості, що особливо важливе у разі проведення відпалу корпусу реактора.

Вказані обставини дозволяють сформулювати основні проблеми оцінки залишкового ресурсу корпусів реакторів і обгрунтування можливостей подовження їх терміну служби понад проектний.

Контроль корпусу реактора, у відповідності з нормативними документами, проводиться в ході кожного капітального ремонту і включає візуальний та ультразвуковий контроль поверхні корпусу реактора. За визначеною схемою проводиться випробування зразків-свідків, встановлених на циліндричній частині корпусу реактора. Але цих заходів недостатньо для одержання повної інформації про зміну властивостей корпусу реактора

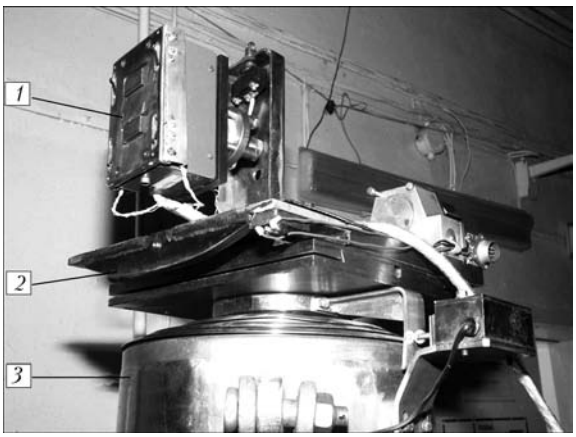


Рис. 2. Датчик магнітного структуроскопу (*1*) з універсальною установочною платформою (*2*) на телескопічній штанзі (*3*) СК-187

після тривалої експлуатації. По-перше, для зрізків-свідків умови, в яких вони знаходяться, та умови експлуатації реального металу в виробі (температура, напруження, параметри опромінення тощо) не тотожні. Тому ніякий зразок-свідок не дасть повної інформації про стан реального металу в виробі, який експлуатується. Нами розроблено низку додаткових заходів щодо визначення реальних властивостей металу корпусу. Одним із них є визначення напружено-деформованого стану реального корпусу реактора за допомогою магнітних методів.

Магнітний діагностичний контроль корпусів реакторів енергоблоків ПУ АЕС та ЗАЕС. За системи для доставлення магнітних датчиків до циліндричної частини корпусу реактора використовували систему типу СК-187, а також такі пристрої для кріплення магнітних датчиків:

- розроблену нами універсальну установочну платформу (рис. 2);
- прижимний пристрій для контролю циліндричної частини корпусу реактора (рис. 3).

Пристрої попередньо були від'юстовані на випробувальному стенді-імітаторі корпусу реактора.

Зовнішній вигляд телескопічної штанги та магнітного датчика під час контролю наведено на рис. 4.

Виконано роботи по магнітному діагностичному контролю корпусів реакторів на енергоблоках ПУ АЕС (блоки № 1–3) та ЗАЕС (блоки № 1, 6). Проведено вимірювання коерцитивної сили верхньої та нижньої обичайок і зварних швів № 3, 2. Зона магнітного діагностичного контролю та місце розташування активної зони по корпусу реактора наведені на рис. 1.

Доставлення датчика коерцитиметра до циліндричної частини корпусу реактора здійнювалося за допомогою системи СК-187 (ЗАЕС) та СК-187МЮ (ПУ АЕС). Вимірювання коерцитивної сили провадили через кожні 100 мм по висоті корпусу та 500 мм по периметру корпусу реактора (циліндричні частини). Для наочності результати вимірювань оброблено за універсальною програмою, описаною в статті. Розподіл значень коерцитивної сили в області зварних швів № 1, 3 та верхньої і нижньої обичайок представлено в вигляді плоскої кольорової розгортки (рис. 1).

На рис. 4 зміною кольору від синього до червоного позначено зміну коерцитивної сили від мінімального значення H_{C_0} яке має первинний відпалений метал (синій колір), до максимального, коли металл знаходиться в стані передруйнування, тобто приблизно на межі текучості (червоний колір). По зміні кольорової розгортки від початкового синього до граничного темно-червоного кольору можна мати уявлення про напружено-деформований стан металу в виробі.

Для наочності з кожною горизонтально орієнтованою кольоровою картинкою наводиться вертикальна оціночна, тестова діаграма кольорів «від синього до темно-червоного», на який нанесено відповідні значення коерцитивної сили H_c. По діаграмі легко визначити ступінь напружено-деформованого стану тієї чи іншої зони діагностованого металу шляхом зіставлення кольору зони з оціночною шкалою коерцитивна сила–колір, представленої на кожній діаграмі праворуч від кольорової картинки шва, навколошовної зони та на верхній і нижній обичайках.

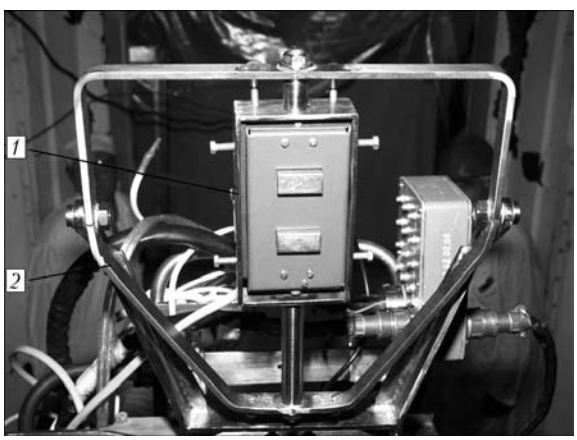


Рис. 3. Датчик магнітного структуроскопу на прижимному пристрої СК 187 МЮ: *1* — датчик магнітного структуроскопу; *2* — прижимний пристрій

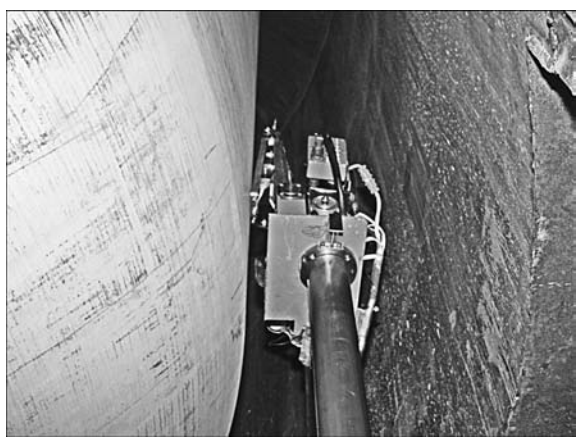


Рис. 4. Контроль корпусу реактора за допомогою коерцитиметрії (ліворуч — корпус реактора, праворуч — біозахист)

Представлено результати обробки за відповідними програмами даних коерцитиметрії. Як вже відзначалося, за один сеанс вимірювань важко зробити однозначні висновки про можливі дефекти, тому ми звертаємо увагу на «особливі місця», пов'язані з напружено-деформованим станом зварних швів та на обичайках.

Звичайно, треба проводити постійний діагностичний контроль всіх корпусів реакторів на енергоблоках АЕС України, для того щоб мати повну уяву про напружено-деформований стан основного металу та металу зварних з'єднань, його зміни в процесі тривалої експлуатації одночасно з ультразвуковим та візуальним контролем зразків-свідків. Це дозволить мати більш чітке уявлення про процеси, які відбуваються в металі корпусу реактора під дією експлуатаційних факторів.

Висновки

1. Розроблено обладнання та проведено діагностичний контроль напружено-деформованого стану циліндричної частини п'яти корпусів реакторів ПУ АЕС та ЗАЕС за допомогою магнітного (коерцитиметричного) методу.

2. Розроблено універсальну програму обробки результатів магнітного діагностичного контролю напружено-деформованого стану основного металу та зварних з'єднань корпусів реакторів, обладнання, трубопроводів реакторного та турбінного відділень енергоблоків АЕС. За універсальною програмою проведено обробку даних та аналіз напружено-деформованого стану корпусів реакторів. Визначено найбільш напружені місця, які потребують додаткового контролю.

3. На підставі накопиченого досвіду та отриманих результатів з метою відстеження динаміки зміни напружено-деформованого стану та визначення небезпечних місць (з точки зору зародження та розвитку несуцільностей) в металі корпусу необхідно проводити систематичний магнітний діагностичний контроль. Тільки комплексний підхід до проблеми діагностики та контролю з використанням різноманітних методів дозволить отримати повний обсяг інформації про реальний стан металу обладнання та трубопроводів АЕС після тривалої експлуатації.

1. *Діагностичний* контроль напружено деформованого стану основного металу та зварних з'єднань трубопроводів енергоблоків за допомогою коерцитиметричного методу / І.М. Неклюдов, В.М. Ажажа, Л.С. Ожигов та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. ст. — Київ, 2006. — С. 149–152.
2. *Timofeev B.T.* Low Cycle Fatigue Consideration in NPP Equipment Design // Material Issues in Design, Manufacturing and Operation of Nuclear Power Plants Equipment: Proc. of the Fifth Intern. conf. (7–14 June 1998, St.-Petersburg). — St.-Petersburg, 1998. — Vol. 1. — P. 43–45.
3. *Fedorova V.A., Timofeev B.T.* Fatigue Crack Propagation Rate incjj Weldments of 15X2MFA Steel // Preliminary Report on Contract COSU-QJ CT-94-0065F and Contract ETNU-Q-94-0137F. CRISM «Prometey» (November 1995 and September 1996). — 1996. — P. 31–33.
4. *Timofeev B.T., Fedorova V.A.* Corrosion and Mechanical Strength of p, NPP Material Welded Joints // The Intern. J. of Pressure Vessel and Piping. — 1995. — **64**, N 1. — P. 25–42.
5. *Fracture* Toughness of Low Alloyed Steels and their Welds Determined on Various Criteria and Correction of Normative Approach to Brittle Strength Assessment of Reactor Pressure Vessels / G.P. Karzov, B.T. Timofeev, V.V. Anikovsky, A.A. Blumin // Material Issues in Design, Manufacturing and Operation of Nuclear Power Plants Equipment: Proc. of the Fifth Intern. conf. (7–14 June 1998, St.-Petersburg). — St.-Petersburg, 1998. — Vol. 1. — P. 53–57.
6. *Карзов Г.П.* Современные проблемы оценки ресурса корпусов реакторов типа ВВЭР // Материаловедческие проблемы при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС: Тр. 5-й Междунар. конф., (7–14 июля 1988, С.-Петербург). — С.-Петербург, 1998. — Т. 2. — С. 25–28.

ПРОЕКТ 4.13

Продовження ресурсу та підвищення надійності експлуатації головних циркуляційних насосів реакторних установок ВВЕР-1000 на основі розробки комп'ютерних методів автоматичного розпізнавання їх технічного стану

УДК 536.642

ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ СИСТЕМА АВТОМАТИЧЕСКОЙ ДИАГНОСТИКИ ГЛАВНЫХ ЦИРКУЛЯЦИОННЫХ НАСОСОВ ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГОБЛОКОВ

И.Г. ШАРАЕВСКИЙ, канд. техн. наук, чл.-кор. НАН Украины **А.А. АВРАМЕНКО**, **Г.И. ШАРАЕВСКИЙ**, инж.
(Ин-т технической теплофизики НАН Украины)

В работе разработаны теоретические основы методологии автоматического распознавания аномальных и предаварийных режимов эксплуатации главных циркуляционных насосов АЭС, а также оценки их технического состояния.

Ключевые слова: *пары трения, система механического уплотнения вала и подшипника скольжения, АСП АЭ, ИНС Хэмминга*

Простои оборудования ядерных энергоблоков в периоды внеплановых ремонтов, связанных с восстановлением работоспособности основного оборудования АЭС, приводят к значительным экономическим потерям, которые обусловлены снижением коэффициента использования установленной мощности (КИУМ) ядерных энергоблоков. Наряду с неотложными требованиями существенного повышения КИУМ этих сложных технических систем, после анализа причин тяжелых аварий на АЭС TMI-2 (1979 г., США), Чернобыльская катастрофа (1986 г., СССР), произошла кардинальная переоценка требований к разработке систем информационной поддержки оперативного персонала ядерной энергоустановки (ЯЭУ). С учетом указанных экономических факторов, а также ставших в последнее время особенно актуальными приоритетных вопросов качественного совершенствования технических средств информационной поддержки оперативного персонала ядерных энергоблоков требования разработки и создания нового (интеллектуального) поколения диагностических систем [1] стали рассматриваться специалистами [2] в качестве ключевого звена проблемной задачи оптимального управления ядерными энергоблоками, а также считаться одним из главных приоритетов в комплексной проблеме повышения безопасности и эффективности эксплуатации действующих и проектируемых ЯЭУ.

В контексте указанных приоритетов одной из наиболее важных в настоящее время признана проблемная задача обнаружения зарождающихся дефектов в критически важных для безопасности АЭС элементах и системах основного оборудования ядерных энергоблоков, включая насосную группу главных циркуляционных насосов (ГЦН) первого контура ЯЭУ. Как известно [3], современные ГЦН являются бессальниковыми насосными агрегатами большой мощности и производительности с системой механического уплотнения вала, которые прокачивают облученный теплоноситель высоких параметров в условиях радиационных полей высокой интенсивности. К надежности и работоспособности ГЦН предъявляются высокие требования, обусловленные бесперебойным охлаждением активной зоны (АкЗ) ядерного реактора (ЯР). Вместе с тем, как следует из накопленной к настоящему времени статистики отказов оборудования ядерных энергоблоков, наиболее частыми причинами аварийных остановов АЭС с реакторами водо-водяного типа (ВВЭР) являются именно отказы ГЦН вследствие внезапного (для оперативного персонала) выхода из строя их наиболее часто повреждаемых узлов — пар трения в системе механического уплотнения вала и подшипника скольжения. Анализ указанных отказов свидетельствует, что главной их причиной являются именно аномальные процессы фазового перехода при кипении смазки в тонких жидкостных пленках в системе механического уплотнения вала и опорных подшипниках, которые приводят к аварийному ухудшению охлаждения пары трения, резкому снижению несущей способности гидродинамического клина и возникновению пятен контакта в этих парах через слой смазки.

В последнее время в ряде стран ведутся интенсивные работы по применению технической диагностики оборудования АЭС, включая турбомашины ядерных энергоблоков нового метода акустического контроля на основе использования АЭ.

© И.Г. ШАРАЕВСКИЙ, А.А. АВРАМЕНКО, Г.И. ШАРАЕВСКИЙ, 2009

Этот метод относится к перспективным пассивным методам контроля и не требует воздействия на диагностируемый объект физических полей или веществ, как это реализуют активные методы, к которым относятся вихретоковый, ультразвуковой, магнитный, радиационный и др. Сущность метода состоит в том, что под действием механических нагрузок в материалах элементов и систем АЭС возникают механические колебания, которые связаны с динамической перестройкой структуры материала и называются сигналами АЭ. Сигналы АЭ в виде акустических импульсов принимаются пьезопреобразователями и регистрируются аппаратурой, включая высокочастотные спектроанализаторы.

С физико-статистической точки зрения изнашивание и трение в период приработки пары трения являются нестационарными случайными процессами. При неизменных внешних параметрах трибологическая система эволюционирует к неравновесному стационарному состоянию, при котором процессы обмена и диссипации энергии продолжаются, однако свойства системы и параметры АЭ становятся однозначными функциями внешних параметров. Это означает, что по окончанию приработки пары трения АЭ-процессы представляют собой стационарные случайные процессы.

На рис. 1 представлены типичные нормированные амплитудно-частотные спектры, которые зарегистрированы при разрушении защитной смазывающей пленки авторами настоящей работы на установке, моделирующей условия трения подшипников скольжения ГЦН, посредством измерительного комплекса «Малахит-АЭ-5Б». Динамика изменения частотной структуры спектров АЭ, зарегистрированной при использовании смазки в следующих режимах трения: приработанное состояние, трение со смазкой МС-20 — нормальный эксплуатационный режим (рис. 1, *а*); начало разрушения смазочного слоя — аномальный режим (рис. 1, *б*); разрушение смазочного слоя — начало аварийного режима (рис. 1, *в*); сухое трение — аварийный режим (рис. 1, *г*) свидетельствует о высокой информационной значимости спектральных параметров АЭ и возможности их использования для целей диагностики технического состояния пары трения.

Задача идентификации рассмотренных выше режимов трения формулируется как распознавание этих режимов на основе случайных параметров автоспектральной плотности (АСП) сигналов АЭ, представленных на рис. 1. Совокупность распознаваемых режимов трения $\mathbf{A}_i$, (i = 1,2 …, **M**), где **A** — класс образцов; **M** — мощность множества классов образует множество распознаваемых классов $\mathbf{A} = \{\mathbf{A}_1, \mathbf{A}_2, \ldots, \mathbf{A}_м\}$, каждый элемент которого является определенным типом режима трения. В рассматриваемой модели распознавания таких классов режимов четыре: $\mathbf{A}_1$ — приработанное состояние; $\mathbf{A}_2$ — начало разрушения смазочного слоя; $\mathbf{A}_3$ — разрушение смазочного слоя; $\mathbf{A}_4$ — сухое трение, т. е. в рассматриваемой системе обозначений **M** = 4.

Каждое конкретное состояние диагностируемой пары трения характеризуется совокупностью $\mathbf{B}_j$, j = 1,2, …, **T** (**T** >> **M**) (где **B** — распознаваемый объект) случайных АСП АЭ и образует подлежащее распознаванию множество $\mathbf{B} = \{\mathbf{B}_1, \mathbf{B}_2, \ldots, \mathbf{B}_т\}$. Элемент множества **B** характеризуется совокупностью признаков теплогидравлического режима ТВС, которыми являются параметры АСП АЭ. Указанная совокупность признаков теплогидравлических режимов образует соответствующее множество $\mathbf{X}_N = \{\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2, \ldots, \mathbf{x}_N\}$, причем каждая конкретная реализация множества $\mathbf{X}_N$ представляется в виде случайного **N**-мерного вектора. Множество

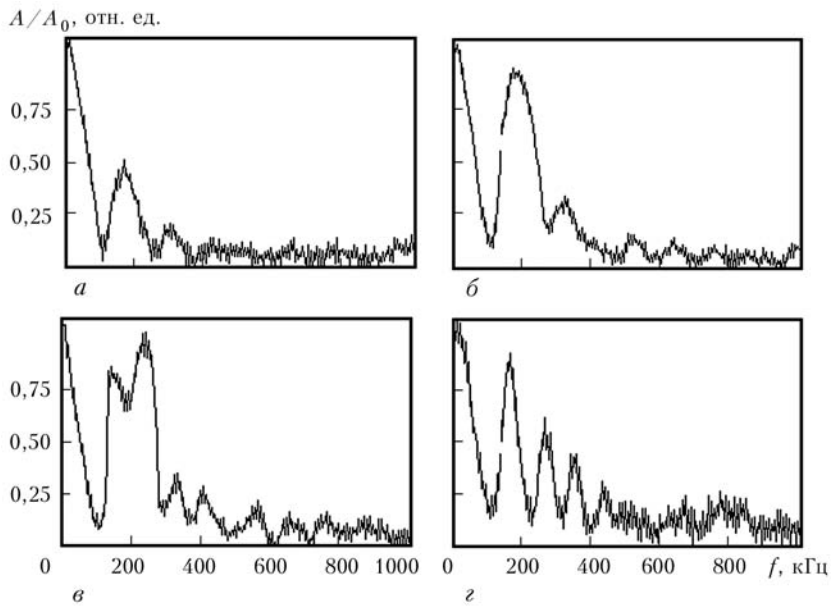


Рис. 1. Нормированные амплитудно-частотные спектры, зарегистрированные в процессе разрушения защитной смазывающей пленки пары трения: *а, б, г* — соответственно нормальный, аномальный и аварийный режим; *в* — начало аварийного режима

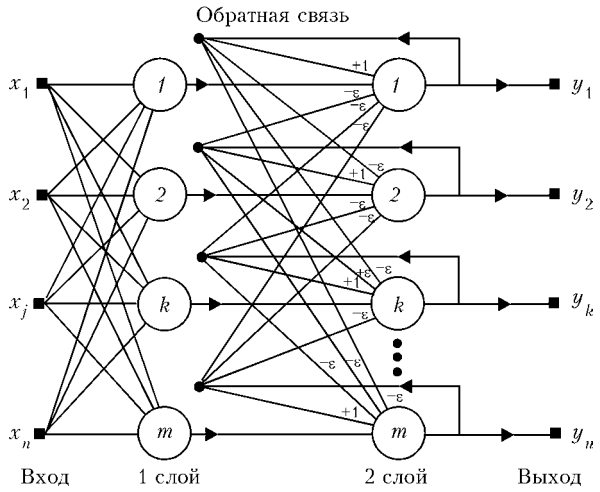


Рис. 2. ИНС Хэмминга

признаков $\mathbf{X}_N$, которыми описываются объекты множества **B** характеризует **N**-мерное пространство признаков, в котором объекты классов **A** занимают некоторые области. При дискретном рассмотрении признаков для каждого из них $\mathbf{x}_k$ существует совокупность градаций $\mathbf{I} = 1, 2, \ldots, \mathbf{R}$ (где **R** — мощность множества градаций), которая образует множество $\mathbf{x}_k = \{\mathbf{x}_1^k, \mathbf{x}_2^k, \ldots, \mathbf{x}_1^k\}$.

В контексте сформулированной задачи распознавания в настоящей работе реализована искусственная нейронная сеть (ИНС) Хэмминга [4], состоящая из двух слоев (рис. 2). Первый и второй слои имеют по m нейронов, где m — количество образцов. Нейроны первого слоя имеют по n синапсов, соединенных со входами сети (образующими фиктивный нулевой слой). Нейроны второго слоя связаны между собой ингибиторными (отрицательными обратными) синаптическими связями. Единственный синапс с положительной обратной связью для каждого нейрона соединен с его же аксоном.

Идея работы сети состоит в нахождении расстояния Хэмминга от тестируемого образа до всех образцов. Расстоянием Хэмминга называется число отличающихся битов в двух бинарных векторах. Сеть должна выбрать образец с минимальным расстоянием Хэмминга до неизвестного входного сигнала, в результате чего будет активизирован только один выход сети, соответствующий этому образцу.

На стадии инициализации весовым коэффициентам первого слоя и порогу активационной функции присваиваются следующие значения:

$$w_{ik} = \frac{x_i^k}{2}, \quad i = 0 \ldots n-1, \quad k = 0 \ldots m-1;$$

$$T_k = n/2, \quad k = 0 \ldots m-1.$$

Здесь x_i^k — i-й элемент k-го образца.

Весовые коэффициенты тормозящих синапсов во втором слое будут равными некоторой величине $0 < \varepsilon < 1/m$ (где ε — весовой коэффициент). Синапс нейрона, связанный с его же аксоном, имеет вес +1.

Алгоритм функционирования сети Хэмминга следующий:

1. На входы сети подается неизвестный вектор $\mathbf{X} = \{\mathbf{x}_i, i = 0 \ldots n-1\}$, исходя из которого рассчитываются состояния нейронов первого слоя (верхний индекс в скобках указывает номер слоя):

$$y_j^{(1)} = s_j^{(1)} = \sum_{i=0}^{n-1} w_{ij} x_i + T_j, \quad j = 0 \ldots m-1.$$

После этого полученными значениями инициализируются значения аксонов второго слоя:

$$y_j^{(2)} = y_j^{(1)}, \quad j = 0 \ldots m-1.$$

2. Вычислить новые состояния нейронов второго слоя:

$$s_j^{(2)}(p+1) = y_j(p) - \varepsilon \sum_{k=0}^{m-1} y_k^{(2)}(p), \; k \neq j, \quad j = 0 \ldots m-1$$

и значения их аксонов:

$$y_j^{(2)}(p+1) = f[s_j^{(2)}(p+1)], \quad j = 0 \ldots m-1.$$

Функция активации f имеет вид сигмоидального порога, причем ее максимальное значение F должно быть достаточно большим, чтобы любые возможные значения аргумента не приводили к насыщению.

3. Проверить, изменились ли выходы нейронов второго слоя за последнюю итерацию. Если да — перейди к шагу 2. Иначе — останов программы.

На основе рассмотренной модели ИНС Хэмминга выполнено распознавание АСП F'' с использованием 28-спектральных признаков, каждый из которых имел 70 градаций спектральной интенсивности для четырехэлементного множества A_1–A_4. Получена надежность правильной идентификации каждого из этих режимов трения, близкая к 100 %.

Таким образом изложенное выше позволяет заключить, что разработанный в контексте методологии ИНС диагностический алгоритм является эффективным средством раннего обнаружения аномальных и предаварийных режимов эксплуатации наиболее часто повреждаемых узлов ГЦН ядерных энергоблоков с реакторами ВВЭР; принципиально может составить функциональное ядро перспективной интеллектуальной системы диагностики ГЦН нового поколения.

1. *Калинушкин А.Е., Митин В.И., Семчкников Ю.М.* Создание экспертных систем для ядерной энергетики // Атомная техника за рубежом. — 1990. — Т. 7. — С. 3–12.
2. *Абагян А.А.., Воронин Л.М., Филимонцев Ю.П.* Проблемные вопросы эксплуатации АЭС // Материалы 2-й междунар. конф. «Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики». — М.: ВНИИАЭС. — 2001. — С. 49–52.
3. *Маргулова Т.Х., Подушко Л.А.* Атомные электрические станции. — М.: Энергоиздат, 1982 — 264 с.
4. *Cichioki A., Unbehaunen R.* Neural networks for optimization and signal progressing and signal progressing. — N.Y.: Wiley, 1993. — P. 536

ПРОЕКТ 4.14

Розробка термографічного методу ідентифікації дефектів конструкційних матеріалів корпусів і устаткування енергоблоку для оцінки ресурсу експлуатації та безпеки АЕС

УДК 621.039.83

ТЕПЛОВІЗІЙНИЙ НЕРУЙНІВНИЙ КОНТРОЛЬ І ДЕФЕКТОСКОПІЯ НА ОСНОВІ АКТИВНОЇ ІНФРАЧЕРВОНОЇ РАДІОМЕТРІЇ

М.І. БАЗАЛЄЄВ, канд. техн. наук, **Б.Б. БАНДУРЯН**, канд. фіз.-мат. наук, **В.В. БРЮХОВЕЦЬКИЙ**, д-р фіз.-мат. наук, чл.-кор. НАНУ **В.Ф. КЛЕПІКОВ, В.В. ЛИТВИНЕНКО**, д-р техн. наук, **Є.М. ПРОХОРЕНКО**, канд. фіз.-мат. наук
(Ін-т електрофізики і радіаційних технологій НАН України)

Обгрунтовано можливість ідентифікації дефектів на основі термоакустичних ефектів і їх прояву в полі інфрачервоного випромінювання методами активної термографії. Проілюстровано можливість дослідження прояву дефектної структури в спорудах і конструкціях ядерних енергетичних установок та проведення аналізу процесів, що відбуваються в структурі твердих тіл, які піддаються навантаженню та впливають на розвиток дефектної структури. Показано, що при прогнозуванні стабільності конструкцій, а також при експлуатації споруд і конструкцій атомних електростанцій, особливо експлуатованих в жорстких умовах (високі температури, постійні або періодичні навантаження, дія радіації), слід враховувати можливість виникнення в них дефектного стану, що може призвести до руйнування цих споруд і конструкцій.

Ключові слова: *тепловізор, акустотермографія, інфрачервона радіометрія, неруйнівний контроль, дефектоскопія*

Вступ. Сучасні енергетичні комплекси, оснащені технологічним обладнанням з критичними термінами експлуатації, потребують реалізації технології неруйнівної дефектоскопії, яка забезпечує високу продуктивність, ефективність, якість і достовірність контролю, паспортизацію обладнання. Існуючі методи неруйнівного контролю і дефектоскопії через вплив великої кількості випадкових факторів не є абсолютно достовірними, про наявність дефектів можна говорити з тією чи іншою мірою імовірності. Однак раціональне поєднання кількох методів дефектоскопії підвищує надійність контролю виробів, експлуатованих в складних умовах механічного, радіаційного або хімічного впливу, збільшує надійність і довговічність обладнання, забезпечує попередження аварійних ситуацій, пов'язаних з руйнуванням конструкцій.

На основі отриманих результатів в області генерації акустичних і теплових хвиль, вивчення процесів їх поширення і розсіювання розроблено ефективні методи сучасної спектроскопії, діагностики теплофізичних і пружних параметрів об'ємних матеріалів і тонкоплівкових структур, а також ефективні методи сучасної мікроскопії.

Разом з тим неруйнівні технології, що швидко розвиваються останнім часом, потребують удосконалення вже наявних і створення нових діагностичних методів, у тому числі і на основі комбінованих методів, що використовують інформативні параметри акустичних і теплових полів. З погляду практичних застосувань дослідження подібного роду спрямовані на створення наукової бази принципово нових методів діагностики і неруйнівного контролю, а також дефектоскопії сучасних матеріалів і структур на стадії як їх вивчення, так і контролю в процесі експлуатації.

Для безпечної експлуатації атомних електростанцій необхідне всебічне вивчення та прогнозування властивостей матеріалів і конструкцій, які знаходяться під дією опромінення. Особливо загрозливою є агресивна дія радіаційного випромінювання у комбінації з механічними навантаженнями і впливом сторонніх тіл.

До найбільш суттєвих структурно-фазових змін, які відбуваються при опроміненні матеріалів, можна віднести такі процеси, як генерація нерівноважних концентрацій точкових дефектів, утворення дефектних зон, еволюція дислокаційної структури і динамічна рекристалізація, сегрегація домішок на межах зерен і фаз, локальні зміни хімічного складу, розпад твердого розчину, фазові перетворення, зародження пор і еволюція пористої структури.

Всі ці фактори радіаційної дії на матеріали можуть суттєво впливати на механічні властивості матеріалів і навіть на можливість матеріалів виявляти ефект надпластичності, тобто в умовах радіаційної повзучості можуть діяти механізми деформації, властиві явищу надпластичності. Таким чином, матеріали та конструкції атомних електростанцій, які піддаються опроміненню і водночас

© М.І. БАЗАЛЄЄВ, Б.Б. БАНДУРЯН, В.В. БРЮХОВЕЦЬКИЙ, В.Ф. КЛЕПІКОВ, В.В. ЛИТВИНЕНКО, Є.М. ПРОХОРЕНКО, 2009

механічним навантаженням, при деякому збігу обставин можуть виявити ефект надпластичності, що спричинить дуже швидке їх руйнування. Тому важливим є детектування поверхневих температурних мікрополів твердотільних об'єктів і конструкцій. Це потребує створення нових та удосконалення існуючих методів неруйнівного контролю для оцінки залишкового ресурсу, оперативної діагностики та експертизи технічного стану конструкційних матеріалів обладнання.

Активація температурних полів при тепловізійному контролі і активна термографія. З урахуванням даних аналізу об'єктивно існуючих зв'язків характеристик матеріалу з параметрами зовнішнього впливу і реакцією на ці впливи, досліджень динамічної саморегулюючої моделі матеріалу, що змінює свої параметри залежно від амплітудних і частотних характеристик зовнішнього впливу, перспективним вважають термографічний (тепловий) метод на основі акустичної активації теплових полів у середовищі об'єкта контролю.

В основі термографічного методу знаходження дефектів лежать закономірності розповсюдження теплової хвилі в твердому тілі. При наявності ділянок підвищеного термічного опору, тобто ділянок з тріщинами та розшаруваннями, дефекти порушення суцільності виявляють тепловізійними методами виходячи з розподілу температурного поля на поверхні об'єкта контролю.

Для практичної реалізації даного методу необхідне створення визначеного теплового впливу на об'єкт контролю (активаційна дія), при якому неоднорідності теплового поля, що проявляються на поверхні, є достатніми для знаходження дефектів сучасними тепловізійними системами. Визначення теплових поверхневих аномалій, що виникають в місцях існування внутрішніх дефектів, здійснюється на основі числового моделювання процесу розповсюдження теплової хвилі в твердому тілі, при якому гарантовано знаходяться дефекти.

Процеси трансформації енергії теплових і акустичних хвиль у твердотільних об'єктах відкривають принципово нові перспективи використання неруйнівних теплових методів контролю. Трансформація енергії акустичної хвилі здійснюється за двома основними напрямками:

- пряме перетворення (дисипація) енергії акустичної хвилі в теплову енергію;
- вплив на механізм теплопровідності матеріалів твердих тіл, що забезпечують перерозподіл існуючих у системі теплових потоків.

Активні термографічні методи неруйнівного контролю базуються на аналізі температурних полів, стимульованих зовнішнім тепловим джерелом. На основі аналізу змін температурних полів на поверхні випромінювання об'єкта контролю, що фіксуються тепловізійною відеокамерою після дії теплового імпульсу, виявляють дефектні області, ідентифікації розшарувань, порожнин тощо.

Важливим шляхом для подальшого розвитку термографічних методів є більш глибоке вивчення фізичних процесів, здатних спричиняти утворення дисипативних структур, в тому числі тих, які призводять до перерозподілу температурних полів через дефектну структуру зразка, використання ефекту збільшення/зменшення об'єму металів та сплавів внаслідок підвищення/зниження температури, а також ефект локального збільшення температури в зоні тріщини при прикладенні до деформованого об'єкту циклічного навантаження [1].

Різновидом термографічного методу контролю є вібротермографія, побудована на примусовій дії акустичних хвиль (енергії технологічної вібрації) на об'єкт дослідження з подальшою реєстрацією теплових хвиль, генерованих в місцях з дефектною структурою матеріалу [1].

Одним із перспективних та точних методів детектування прихованих дефектів в матеріалах є активні термографічні методи, що використовують як збуджуюче джерело температурного поля ультразвуковий вплив. Методи активної ультразвукової термографії базуються на генеруванні теплових хвиль внаслідок термопружного ефекту, який виникає на межах дефектної області [2].

При досягненні ультразвуковим полем поверхні дефекту відбувається більш інтенсивна дисипація його енергії, що спричиняє підвищення температури внаслідок розбалансованості коливань границь дефектної області [3]. Температурний сплеск у зоні приповерхневого дефекту може бути зафіксований тепловізійною камерою протягом мілісекунд після впливу ультразвукового імпульсу, але в подальшому відбуватиметься вирівнювання теплового поля на поверхні через теплообмін.

Використання як активуючого ультразвукового поля низькочастотних ультразвукових коливань близько 10 кГц з тривалістю впливу 50–250 мс (що забезпечує передачу енергії до досліджуваного об'єкта приблизно 10 Дж) дозволяє ідентифікувати тріщини втомленості, розрізи, розшарування, час прояву яких становить близько 10 мс після початку дії активуючого імпульсу [4].

При застосуванні джерел ультразвукового випромінювання особливу увагу слід приділяти способу формування пружних хвиль у об'єкті дослідження (безперервний, імпульсний), аналізу одержуваних зображень, узгодженню значень акустичного опору матеріалів досліджуваного об'єкта та ультразвукового випромінювача, вибору співвідношення значення енергії активуючого впливу та швидкості дисипації теплової енергії в досліджуваному матеріалі.

Акустотермографія. На основі аналізу даних експериментів щодо взаємодії акустичних хвиль у зразках із тріщинами виявлені теплові ефекти поглинання енергії акустичних хвиль на дефектах (тріщинах). Інтенсивність термоаномалій у зоні дефектів залежить від енергетичних параметрів і способу введення в досліджуване середовище

акустичних хвиль. Можливість прояву в тепловому полі прихованих дефектів, що перебувають під впливом поля акустичних хвиль, може служити важливою додатковою діагностичною ознакою в задачах неруйнівного контролю.

Тріщини у твердотільному зразку нагріваються до високої температури при дії на них ультразвуковою хвилею низької частоти і високого рівня енергії [5, 6]. На ефекті фрикційного нагрівання розламу тріщини базується вібротермографічний метод неруйнівного контролю для виявлення невидимих (прихованих) тріщин у твердих тілах при опроміненні зразків акустичними хвилями низької частоти (10–50 кГц) високого рівня енергії [7].

Донедавна для збудження акустичних хвиль високого значення енергії використовували енергію вибуху (500–3000 Дж) тривалістю, меншою за одну секунду, що дозволяло «розігріти» тріщину до рівня, при якому можливо було б виявлення термоаномалій існуючими тепловізійними засобами. Створення сучасної високочутливої тепловізійної техніки дозволяє розширити можливості методу за рахунок використання більш низьких значень енергії збудження і виявлення дрібніших тріщин.

Фізичні механізми, які викликають нагрівання зони тріщини, ще досі недостатньо вивчені [7–9]. Процес проходження звукової хвилі в матеріалі визначається фізико-механічними властивостями середовища. У більшості тіл поширення введеної звукової енергії до дефектної зони є досить швидким процесом (наприклад, швидкість звуку в сталі дорівнює приблизно 6 мм/мкс), майже миттєвим, порівняно зі швидкістю поширення теплової (температурної) хвилі. Остання є досить низькою, що дозволяє реєструвати її поширення за допомогою інфрачервоної апаратури (тепловізора) з частотою кадрів 30–60 Гц.

Амплітуда, частота і тривалість акустичного збудження — це основні фактори (параметри), які визначають ефективність процесу виявлення прихованих тріщин [10]. Одним з визначальних факторів є спосіб введення акустичної енергії в досліджуваний об'єкт. Джерело акустичної енергії повинно мати досить добрий акустичний контакт із матеріалом об'єкту дослідження і потужність, достатню для порушення дефекту в найбільш віддаленій від джерела точці об'єкта, тобто джерело енергії має бути узгодженим з акустичним опором об'єкта в усіх напрямках поширення акустичної хвилі.

При проведенні термоакустичного контролю слід враховувати зазначені фактори і виявляти дефекти шляхом порівняння даних поточних і попередніх вимірів, які служать опорною базою в банку даних для кожного з об'єктів контролю. Не завжди в первинному інфрачервоному зображенні об'єкта контролю можливе виділення термоаномалії, обумовленої прихованою тріщиною. Необхідна додаткова, спеціальна, обробка зображення, яка дозволяє виявити її присутність. Методи кореляційної обробки зображень, одержаних при різних рівнях енергетичного впливу на приховані дефекти, дозволяють вирішити цю проблему. Надійність виявлення дефектів повинна підтверджуватися необхідними даними математичного моделювання і даними експериментальних досліджень.

Принципи застосування активуючого впливу. При застосуванні активуючого впливу швидкість поширення і амплітуда теплової хвилі має бути такою, щоб забезпечити значення температурного контрасту на поверхні об'єкту, зафіксоване тепловізором. Необхідно шукати оптимальний баланс співвідношення енергії активуючого впливу $E_{\text{акт}}$ та теплової енергії інформаційного потоку $E_{\text{інф}}$, яка є частиною енергії активуючого впливу, трансформованої в результаті активації теплотворних процесів на дефекті.

При врахуванні співвідношення цих двох складових є важливим те, яку частину $E_{\text{акт}}$ складає теплова енергія $E^{T}_{\text{акт}}$, оскільки при реєстрації тепловізійним комплексом температурний контраст на поверхні буде зумовлений як глибиною розташування дефекту та часом спостереження, так і температурою досліджуваного зразка. Розробка методу кореляційної активної термографічної дефектоскопії потребує більш повного врахування діючих факторів, типу активуючого впливу (вплив безпосереднім нагрівом або охолодженням, ультразвуковий вплив), методів аналізу одержаних термограм (швидке перетворення Фур'є, вейвлет аналіз тощо).

Перспективи розвитку принципів активуючого впливу полягають, на нашу думку, в більш широкому залученні фізичних моделей для встановлення взаємозв'язку між процесами в дефектних областях та їх тепловим проявом. Відтак, доцільно поєднувати декілька типів активуючого впливу, наприклад ультразвуковий з одночасним розігрівом або охолодженням.

Аналіз спектрів термограм також спрямований на удосконалення шляхом використання апарату дробових похідних до аналізу фазових портретів зашумлених сигналів. Окремим напрямком може бути встановлення впливу приповерхневих дефектів на коефіцієнт теплового випромінювання твердих тіл.

В даній роботі на основі розгляду принципів активної ультразвукової термографії ми запропонували підходи до підвищення чутливості на основі використання кореляційного аналізу синхронної дії зовнішніх полів різної фізичної природи.

Існує деяке критичне значення зовнішнього впливу на систему, при якому ініціюється процес структурної перебудови внутрішніх теплових потоків, утворюються просторо-розподілені структури акустичного і теплового полів, що формують особливий термодинамічний режим, який відображає специфіку будови і динамічних зв'язків усередині системи.

При цьому система переходить у самоузгоджений режим, термодинамічна рівновага якої визначається рівнем енергетичних потоків, що надходять у неї ззовні. Такі дії можна розглядати як внесення в систему інформаційного енергетичного стимулятора, що переводить систему в новий стан з більш високим рівнем інформативності поверхневого температурного поля об'єкта контролю. Для підвищення інформативності останнього необхідно визначити оптимальне значення внесеної потужності, що переводить систему в стан інформаційного оптимуму.

За джерело порушення акустичних хвиль (випромінювача) можна використати лазерний оптико-акустичний метод порушення хвиль. Перевагою даного методу перед традиційними є відсутність безпосереднього контакту з випромінювачем, можливість уведення енергії в будь-яку точку поверхні об'єкта контролю і регулювання в широких межах енергетичних і геометричних параметрів джерел звуку. Метод екологічно чистий, безпечний і зручний в експлуатації при експериментальних дослідженнях і в умовах промислового виробництва. Теорія оптичної генерації звуку в металах, що базується на динамічній теорії термопружності, досить розвинена і апробована в реальних умовах.

Термоакустична кореляційна ІЧ-радіометрія. Термоакустичний метод кореляційної ІЧ-радіометрії [11] значно розширює можливості активного термографічного методу, заснованого на активації ультразвуковим полем у матеріалі конструкції термоакустичних ефектів і процесів теплообміну в області прихованих дефектів і аномальних зон дефектоутворення, виявленні відповідних їм температурних аномалій на поверхні об'єкта у полі ІЧ-випромінювання з урахуванням кореляційного зв'язку стимульованого ультразвуком поля ІЧ-випромінювання з полем випромінювання об'єкта до початку активації. Особливістю термоакустичної активації є можливість вибіркового нагрівання таких дефектних зон: концентрації напруг; тріщини з ефектом тертя на суміжних границях; границь розподілу середовищ (раковини, включення); структурних (фазових) змін тощо.

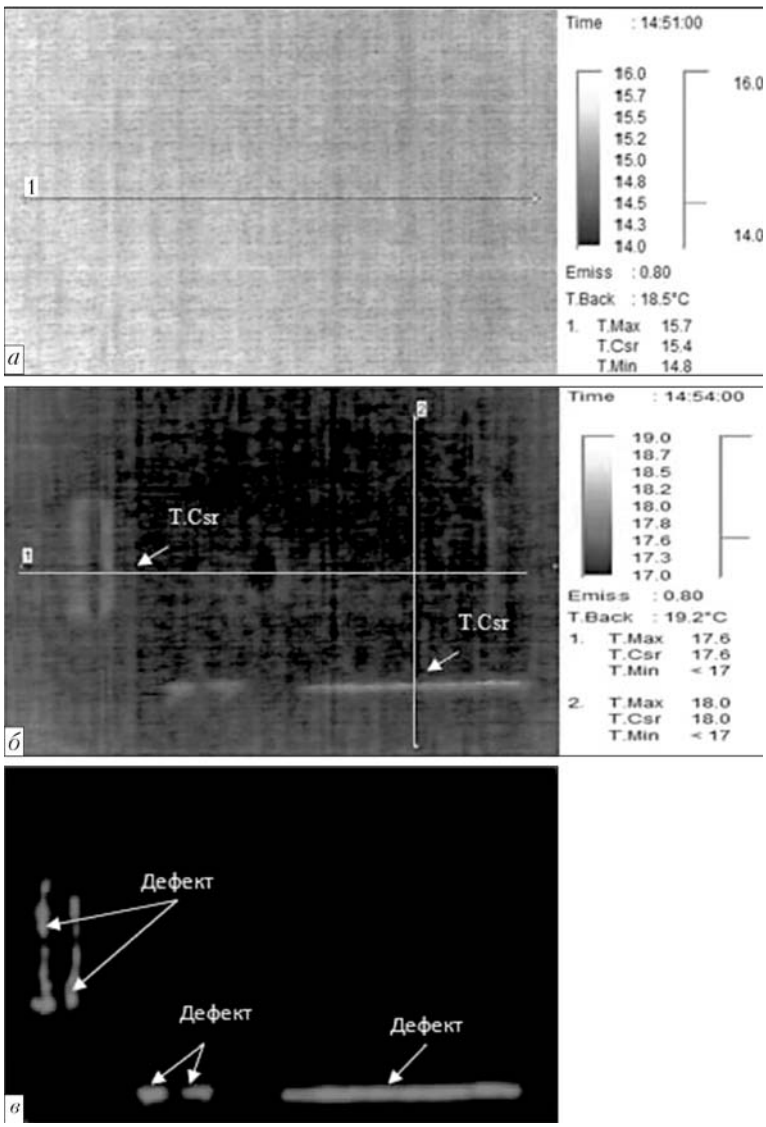


Рис. 1. Термограми прояву дефектів при активуючому тепловому впливі: *а* — термограма зразка в ізотермічному режимі (характеризує стан поля ІЧ-випромінювання на момент початку нагрівання); *б* — термограма зразка після 3 хв нагрівання; *в* — результат ідентифікації дефектів на основі комп'ютерної обробки даних тепловізійної зйомки

Акустична хвиля, поширювана в матеріалі, чутлива до всіх структурних неоднорідностей і границь розподілу середовищ, теплових границь, зміни теплофізичних параметрів середовища. Поглинання енергії акустичної хвилі в таких середовищах призводить до температурної модуляції неоднорідностей і зміни градієнта температури на границі дефектної зони, температурного поля як усередині досліджуваного об'єкта, так і на зовнішній поверхні.

Стимульовані акустичною хвилею теплофізичні процеси усередині середовища проявляються на зовнішній поверхні у вигляді температурних аномалій, що корелюють з неоднорідностями і прихованими дефектами середовища. Можливість періодичного нагрівання дефектних структур акустичною хвилею дозволяє шляхом порівняння параметрів поверхневих температурних аномалій до і після впливу акустичної хвилі і використання методів кореляційної обробки одержаної інформації ідентифікувати дефекти і їх місце розташування.

Застосування двоканальної кореляційної ІЧ-радіометрії забезпечує можливість фільтрації хибних температурних аномалій зовнішніх джерел випромінювання, що дозволяє відтворити розподіл поверхневого температурного

поля об'єкта дослідження, підвищує ефективність ідентифікації термоаномалій, обумовлених дефектами.

Матеріали експериментальних досліджень. На рис. 1 і 2, представлені дані експериментальних досліджень ефективності застосування тепловізійного методу для виявлення дефектів і структурних змін в матеріалі об'єкта при тепловому і акустичному активуючому впливі. Експерименти проводили на спеціалізованому стенді, який дозволяв імітувати різні види теплового і акустичного впливу на об'єкт дослідження і вимірювати поле ІЧ-випромінювання за допомогою тепловізійної системи LIPS 814 (роздільна здатність по температурі 0,08 К у спектральному діапазоні ІЧ-випромінювання 8–14 мкм) і фотопірометра «Fluke 576».

Тепловий вплив здійснювали прямокутним ІЧ-випромінювачем АЧТ, що перекривав всю площу об'єкта дослідження. Акустичний (ультразвуковий) активуючий вплив здійснювався механічним контактом ультразвукового випромінювача акустичних хвиль з об'єктом дослідження (джерело акустичних хвиль — УЗДН-22, частоти 22 і 44 кГц, потужність від 0,1 до 1,0 кВт). За зразки обрали сталеві (Ст3) пластинки 210×150 мм товщиною від 2 до 10 мм.

В даному випадку об'єктом дослідження є сталева пластина товщиною 2 мм із плямами іржі на зовнішній поверхні з імітуванням прихованих дефектів (поздовжні і поперечні пази, вифрезовані на внутрішньому боці пластини; глибина паза — 1 мм, ширина — 3–4 мм).

На рис. 2 наведені термограми експериментів прояву дефектів в металах. Об'єктом дослідження служить сталева пластина товщиною 2 мм з імітованими включеннями (дефекти Д1–Д3 — запресовані в пластину циліндри 10×2 мм; Д1 — мінеральна суміш; Д2 — латунь; Д3 — свинець; дефект Д4 — мінеральна суміш (типу накипу), що заповнює глухий отвір 10×1 мм з внутрішнього боку пластини; Д5 — отвір, закритий сталевим болтом, затягнутий гайкою; О1–О3 — реперні отвори; ТВ — контактна точка вводу акустичних хвиль; на пластину з обох боків нанесено лакофарбове покриття.

Експерименти підтвердили існування механізмів акустоелектронної взаємодії теплових ефектів, зафіксованих у місцях зосередження і трансформації енергії акустичної хвилі, формування теплових і температурних полів високої інформативності, що відображають структуру об'єкта дослідження.

Встановлено, що збільшення відношення сигнал/перешкода багато в чому залежить від типу матеріалу, форми/товщини об'єкта дослідження, а також параметрів активуючого впливу (зокрема, при акустичному впливі важливим параметром є частота хвиль). Виявлено характерні параметри спектрів сигналів і перешкод, урахування яких забезпечує ефективну фільтрацію хибних термоаномалій.

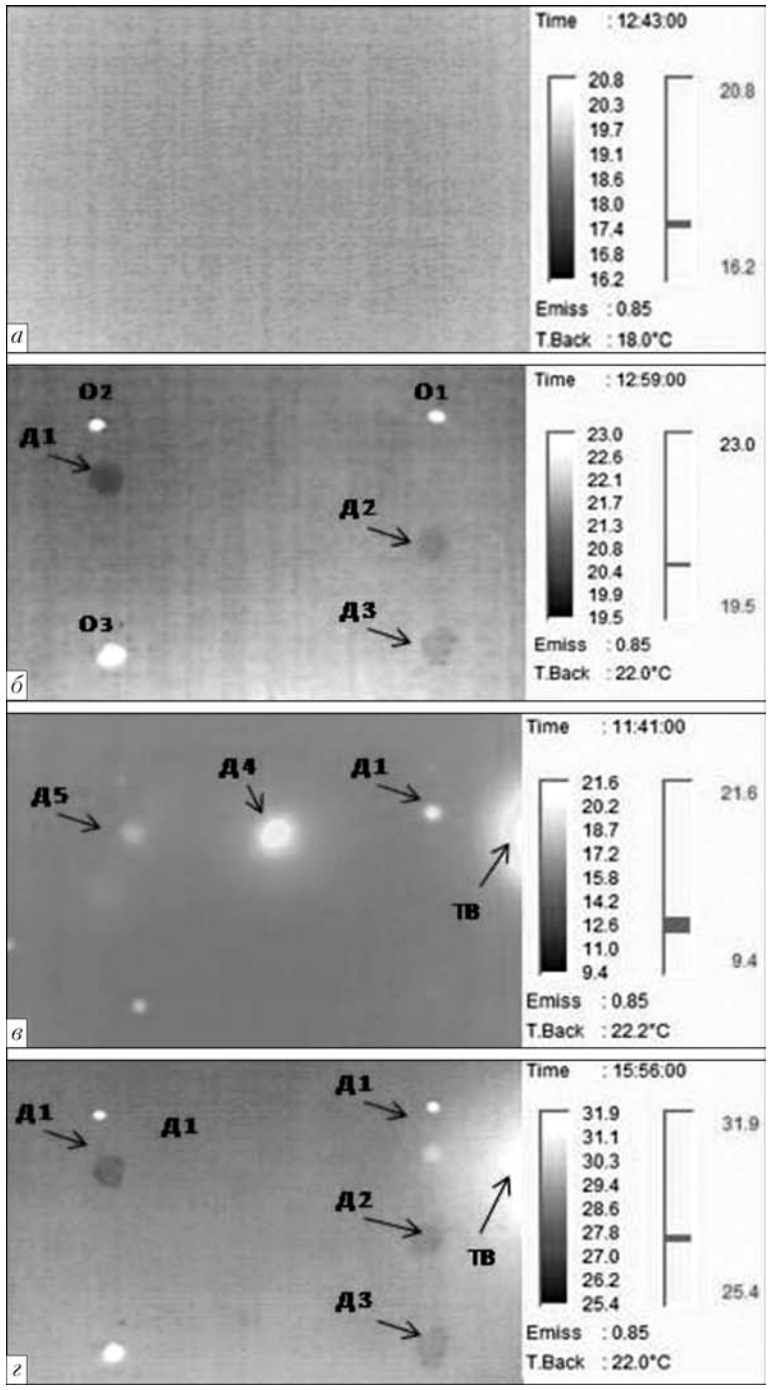


Рис. 2. Термограми прояву неоднорідностей або дефектів в металі при тепловій і акустичній активації: *а* — в початковому стані (ізотермічний режим); *б* — після 16 хв нагрівання внутрішньої поверхні пластини потоком ІЧ-випромінювання АЧТ; *в, г* — після 2 хв акустичного впливу на пластину, що знаходилася в ізотермічному стані (частота відповідно 44 та 22 кГц

Цінність проведених досліджень полягає в тому, що використання активуючого зовнішнього впливу дозволяє ідентифікувати деградацію теплофізичних властивостей матеріалів в зоні дефектоутворення, диференціювати походження температурних аномалій і враховувати дію зовнішніх чинників, що створюють хибні термоаномалії при тепловізійному контролі.

Тепловізійна діагностика і дефектоскопія на основі активної термографії може стати одним із найефективніших методів ідентифікації дефектів і оцінки ресурсу експлуатації конструкційних матеріалів корпусів реакторів і обладнання енергоблоків АЕС.

1. *Ранцевич В.Б.* Тепловой метод выявления трещин при стендовых испытаниях изделий на усталость // Дефектоскопия. — 1977. — № 5. — С. 102–108.
2. *Thermographic* investigation of high-power ultrasonic heating in material / R.B. Mignogna, R.E. Green, E.G. Heneke, K.L. Reifsnider // Ultrasonics. — 1981. — N 7. — P. 159–163.
3. *Maldague X., Marinetty S.* Pulsed phase infrared thermography // J. Appl. Phys. — 1996. — **79**, N 5. — P. 2694–2697.
4. *Thermosonics:* Detecting crack and adhesion Defects using ultrasonic excitation and infrared imaging / L.D. Favro, X. Han, H. Xiaoyan et. al. // Proc. of the 23 Annual. meet. of Adhesion society. — 2000. — P. 323–324.
5. *Henneke E.G., Reifsnider K.L., Stinchcomb W.W.* Thermography, An NDI Method for Damage Detection // J. of Metals. — 1979. — Sept. — P. 11–15.
6. *Mignogna R.B., Green R.E., Duke J.E.* Thermographic investigation of high power ultrasonic heating in materials // Ultrasonics. — 1981. — July. — P. 159–163.
7. *Infrared* imaging of defects heated by asonic pulse / L.D. Favro, X. Han, Z. Ouyang et al. // Rev. Sci. Instr. — 2000. — N 8. — P. 250–256.
8. *Nordal P.E., Kanstad S.O.* Photothermal radiometry // Physica Scripta. — 1979. — N 20. — P. 659–662.
9. *Beaudoin J.L., Merienne E., Danjoux R.* Numerical system for infrared scanners and application to the subsurface control of materials by photothermal radiometry // Infrared Technology and Applications SPIE 590. — 1985. — N 3. — P. 287.
10. *Dillenza A., Bussea G., Wub D.* Ultrasound lockin thermography: feasibilities and limitations // Photoacoustic and Photothermal Phenomena. — Heidelberg, 1998. — P. 412–418.
11. *Концепція* розвитку неруйнівних методів контролю енергетичного обладнання АЕС на основі кореляційної ІЧ-радіометрії / Н.И. Базалєєв, Б.Б. Бандурян, В.В. Брюховецький и др. // Вост.-европ. ж-л передовых технологий. — 2008. — № 4/5. — С. 10–16.

ПРОЕКТ 4.16

Удосконалення розрахунків напруженості та ресурсу корпусів реакторів та інших відповідальних елементів обладнання АЕС з урахуванням дефектності та історії термомеханічного навантаження

УДК 539.3

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОСТИ КОРПУСОВ РЕАКТОРОВ И ПАРОГЕНЕРАТОРОВ АЭС С УЧЕТОМ ДЕФЕКТНОСТИ И ИСТОРИИ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ

В.В. ХАРЧЕНКО, Г.В. СТЕПАНОВ, А.Ю. ЧИРКОВ, доктора техн. наук, **С.В. КОБЕЛЬСКИЙ, В.И. КРАВЧЕНКО, А.И. БАБУЦКИЙ**, кандидаты техн. наук, **А.А. ЗВЯГИНЦЕВА**, инж.
(Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины)

Выполнен анализ кинетики напряженно-деформированного состояния и коэффициентов интенсивности напряжений для поверхностных и поднаплавочных кольцевых трещин в корпусе реактора ВВЭР-1000 АЭС при термошоке с учетом истории термомеханического нагружения. Показано неравномерное распределение интенсивности остаточных напряжений вдоль окружной координаты узла соединения коллектора с патрубком парогенератора ПГВ-1000 при моделировании технологических операций термообработки и последующего эксплуатационного нагружения.

Ключевые слова: *смешанная схема метода конечных элементов, напряженно-деформированное состояние, остаточные напряжения, коэффициенты интенсивности напряжений, встраиваемая кольцевая трещина, корпус реактора, термошок, парогенератор*

Для обеспечения условий безопасной эксплуатации оборудования АЭС, в первую очередь корпусов реакторов и парогенераторов (ПГ), а также выработки предложений по совершенствованию нормативной базы, регламентирующей требования к прочностным расчетам, необходимо усовершенствование расчетных моделей и методик расчетов напряженно-деформированного состояния (НДС) ответственных элементов оборудования АЭС с учетом их дефектности и истории термомеханического нагружения при различных режимах эксплуатации.

В настоящей работе на основе усовершенствованного аппарата численных исследований, реализующего смешанную схему метода конечных элементов (МКЭ) [1, 2], представлены результаты расчетов кинетики НДС и коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) корпуса реактора ВВЭР-1000 АЭС с дефектами типа трещин, расположенными в области активной зоны. Расчеты выполнены для моделей корпуса с трещиной, встроенной в конечноэлементную модель, что соответствует мировой практике и рекомендациям МАГАТЭ [3], с учетом неоднородного трехмерного нагружения корпуса, обусловленного появлением холодных «языков» при термошоке.

Расчетная конечноэлементная модель корпуса реактора ВВЭР-1000 представляет собой толстостенный цилиндрический сосуд с эллиптическим днищем и крышкой (рис. 1). На внутренней поверхности корпуса реактора выполнена антикоррозионная наплавка толщиной 7 мм. Физико-механические свойства металла корпуса и наплавки принимали зависящими от температуры.

Моделирование аварийной ситуации осуществляли заданием на внутренней поверхности корпуса изменяющихся во времени и пространстве граничных условий теплообмена и давления в опускной камере корпуса. Наружная поверхность корпуса предполагалась теплоизолированной. Полагали, что постулируемая кольцевая трещина расположена в металле сварного шва № 4 под входным патрубком на оси «языка» холодной воды. Расчеты напряженности корпуса реактора выполняли для

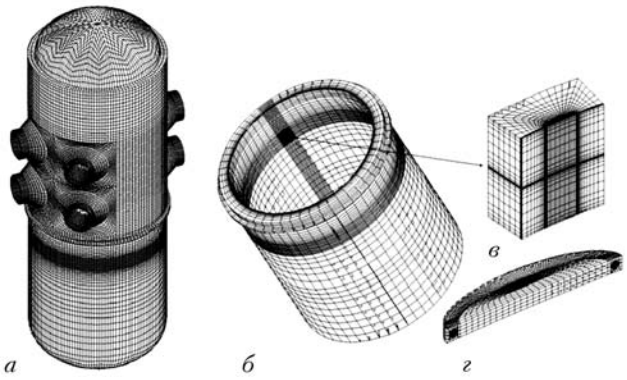


Рис. 1. Расчетные дискретные модели корпуса реактора ВВЭР-1000: *а* — полная модель; *б* — модель цилиндрической части; *в* — фрагмент со встраиваемой трещиной; *г* — сетка, распространяемая вдоль фронта трещины

© В.В. ХАРЧЕНКО, Г.В. СТЕПАНОВ, А.Ю. ЧИРКОВ, С.В. КОБЕЛЬСКИЙ, В.И. КРАВЧЕНКО, А.И. БАБУЦКИЙ, А.А. ЗВЯГИНЦЕВА, 2009

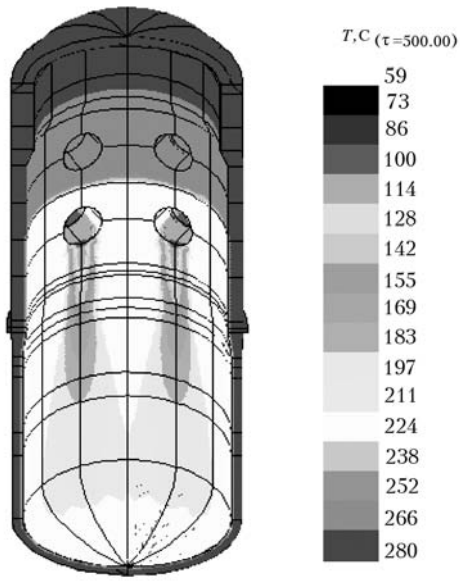


Рис. 2. Распределение температуры на внутренней поверхности корпуса реактора в момент времени 500 с

поверхностной и поднаплавочной трещин с применением процедуры фрагментации (рис. 1).

Расчет тепловых полей. На рис. 2 показано распределение температуры на внутренней поверхности корпуса при термошоке в момент времени 500 с. Характерной особенностью температурного распределения является его существенная неоднородность по угловой координате, обусловленная появлением холодных «языков».

Расчет остаточных технологических напряжений. Выполнено расчетное моделирование процессов формирования и перераспределения полей остаточных напряжений (ОН) для следующего технологического цикла: нанесение антикоррозионной наплавки, нагрев под термообработку, выдержка при температуре отпуска, охлаждение до нормальной температуры и гидравлические испытания на заводе-изготовителе.

Согласно полученным результатам, осевые и ОН в наплавке являются растягивающими и находятся на уровне соответственно 250 и 200 МПа. В основном металле, примыкающем к наплавке на расстоянии 12 мм, действуют также растягивающие напряжения, не превышающие 40 МПа. Далее в основном металле действуют сжимающие напряжения 14 МПа. Полученное распределение ОН согласуется с результатами, представленными в работе [4].

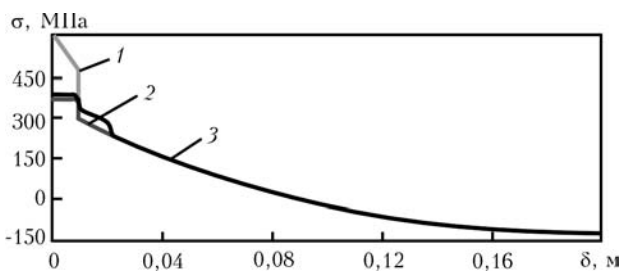


Рис. 3. Распределение осевых напряжений σ по толщине δ стенки корпуса реактора при аварийном охлаждении для момента времени 2000 с: *1* — упругий расчет; *2* — упругопластический расчет; *3* — упругопластический расчет с учетом остаточных напряжений

Расчет напряженности корпуса реактора при аварийном охлаждении активной зоны. При моделировании режима аварийного охлаждения активной зоны реактора решали задачу неизотермической термопластичности с учетом поэтапного прослеживания истории нагружения [5].

Результаты расчетов НДС представлены на рис. 3 графиками распределения осевых напряжений по толщине стенки корпуса реактора в области сварного шва № 4 для момента времени 2000 с как одной из наиболее напряженных при термошоке и подверженных охрупчиванию при эксплуатации корпуса реактора.

Для определения КИН применяли методику, основанную на вычислении G-интеграла закрытия трещины [6]. На рис. 4 приведены результаты расчетов кинетики КИН для поднаплавочной и поверхностной кольцевых трещин глубиной соответственно 15 и 22 мм.

Рассматривали три варианта расчетов: упругий, упругопластический с учетом истории нагружения, упругопластический с учетом технологического цикла формирования и перераспределения ОН.

В расчетах использовали равномерное конечно-элементное разбиение в окрестности фронта трещины. Для получения надежных и устойчивых численных результатов определения КИН расчеты проводили на последовательности сгущаемых сеток. Шаг сетки в окрестности вершин трещины принимали равным 100; 10; 1; 0,1; 0,01 мкм. Установлено, что для сеток с шагом 0,1 и 0,01 мкм расчетные значения КИН не превышают 1 %. На этом основании все последующие расчеты про-

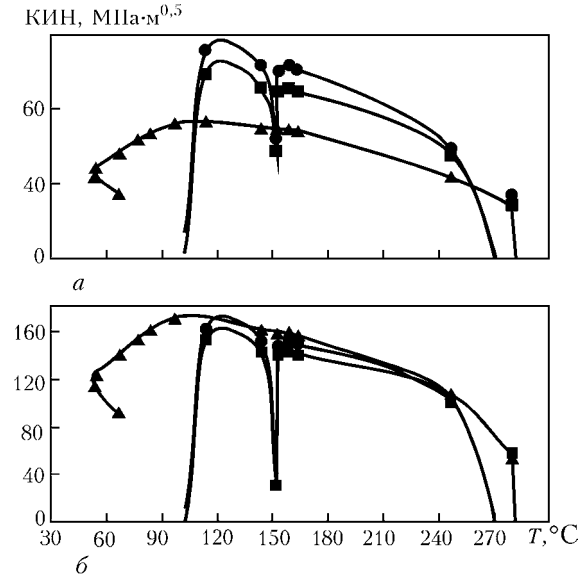


Рис. 4. Кинетика КИН для наиболее глубокой точки поднаплавочной кольцевой трещины глубиной 15 мм (*а*) и поверхностной кольцевой трещины глубиной 22 мм (*б*): ▲ — упругий расчет; ■ — упругопластический расчет; ● — упругопластический расчет с учетом ОН

водили для сеток, в которых шаг в окрестности вершины трещины принимался равным 0,1 мкм.

Анализ результатов расчетов для поднаплавочных трещин показал, что максимальные значения КИН соответствуют варианту расчета, при котором учитываются технологический цикл формирования и перераспределения полей ОН, а также история упругопластического деформирования корпуса с трещиной при аварийном охлаждении активной зоны реактора.

Упругий расчет занижает значения КИН, по сравнению с упругопластическим моделированием истории нагружения, т. е. линейная механика разрушения дает завышенную оценку допустимых нагрузок. Упругопластический расчет без учета остаточных технологических напряжений приводит к возрастанию значений КИН приблизительно на 25–30 %, по сравнению с упругим расчетом. Решение задачи в упругопластической постановке с учетом ОН, обусловленных наплавкой, отпуском и гидроиспытанием (ГИ), приводит к дополнительному росту значений КИН на 10–15 %.

Таким образом, игнорирование при расчете КИН для поднаплавочных трещин истории упругопластического деформирования и полей технологических ОН может привести при оценке прочности и ресурса службы корпуса реактора к ошибкам в опасную сторону.

Для поверхностных кольцевых трещин упругий расчет является более консервативным, по сравнению с упругопластическим моделированием истории нагружения. Характерной особенностью упругопластического расчета является наличие ниспадающей ветви зависимости КИН от температуры в конце режима аварийного охлаждения, что обусловлено возникновением сжимающих напряжений в окрестности вершины трещины. Согласно полученным результатам расчетов, область сжимающих напряжений для поднаплавочной и поверхностной трещин распространяется в глубь основного металла соответственно на 140 и 480 мкм. Наличие ниспадающей ветви зависимости КИН от температуры при упругопластическом расчете свидетельствует о разгрузке в вершине трещины, что позволяет прогнозировать дополнительный ресурс эксплуатации корпуса реактора.

Расчет НДС узла соединения коллектора с патрубком парогенератора ПГВ-1000 АЭС. Ранее на ряде АЭС с ВВЭР зарегистрированы случаи повреждения узлов соединения коллектора с патрубком ПГ ПГВ-1000 при сроке их эксплуатации меньше расчетного. Проведенные расчеты показали высокую напряженность этих узлов при эксплуатационных нагрузках [7]. Выполнявшиеся для устранения повреждений ремонтно-восстановительные работы с использованием электродуговой сварки включали операцию термообработки (ТО) узла в области соединительного сварного шва для снятия сварочных ОН.

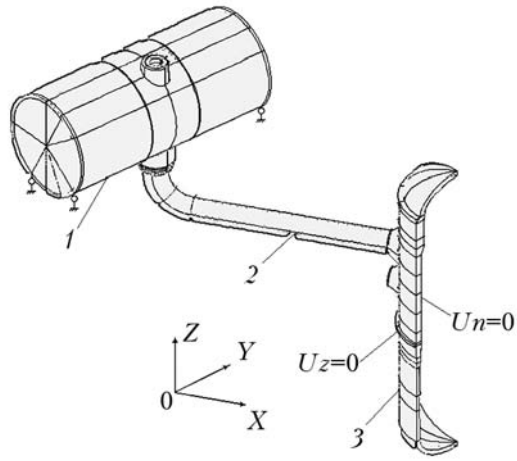


Рис. 5. Расчетная модель реакторной установки, включающая ПГ (*1*), главный циркуляционный трубопровод (*2*) и корпус реактора (*3*)

Основная задача выполненных расчетов НДС узла соединения заключалась в определении влияния эксплуатационного нагружения, следующего после ТО, на накопление в нем поврежденности. Кроме того, численно исследовали возможность использования дополнительной термомеханической обработки (ТМО) узла для перераспределения ОН с заменой растягивающих напряжений сжимающими.

Определяли упругопластическое НДС узла соединения в составе реакторной установки (рис. 5) при моделировании технологических операций ТО и последующего эксплуатационного нагружения, включающего режим ГИ и режим нормальных условий эксплуатации (НУЭ). Расчет кинетики НДС в узле соединения в процессе ТО выполняли для оптимального по результатам предварительного моделирования режима, предусматривающего нагрев утоненной части патрубка и половины поверхности его утолщенной части.

Из выполненных в работе [8] расчетов следует, что такая ТО позволяет понизить уровень максимальных ОН в области галтельного перехода узла соединения коллектора с патрубком ПГ.

На рис. 6 показано распределение интенсивности ОН на стенке «кармана» узла соединения вдоль окружной координаты α на расстоянии 20 мм от дна «кармана» после ТО, ГИ и НУЭ. Подробный анализ перераспределения ОН в различных областях узла соединения приведен в работе [9].

Из представленных графиков видно существенно неравномерное распределение интенсивности ОН вдоль окружной координаты. Наибольшие значения интенсивности напряжений достигаются вблизи областей, прилегающих к короткой и длинной образующим патрубка, на всех этапах рассматриваемого цикла нагружения.

Последующее (после ГИ) нагружение при НУЭ не вызывает неупругих деформаций на поверхности кармана, за исключением локальных зон в области галтельного перехода. Изменение интенсивности неупругой деформации в этих зонах за пер-

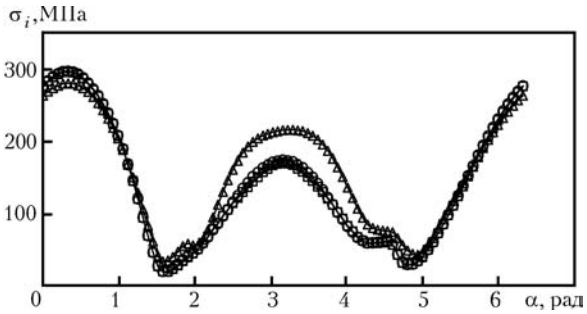


Рис. 6. Распределение интенсивности ОН на стенке «кармана» вдоль окружной координаты на расстоянии 20 мм от дна «кармана»: Δ — σ_i после ТО; ○ — σ_i после ГИ; ❐ — σ_i после НУЭ

вый цикл нагружения при НУЭ (после ГИ) не превышает 0,03 % и сопровождается снижением интенсивности ОН.

На основе анализа результатов моделирования, выполненного с использованием упрощенной модели узла соединения коллектора с корпусом ПГ, показана возможность снижения максимальной напряженности в узле путем дополнительного термомеханического воздействия на узел соединения, создающего область сжимающих ОН в области «кармана».

В частности, показано, что ТМО узла соединения, включающая нагрев утолщенной части патрубка при достаточном давлении в корпусе ПГ, после остывания и снижения давления создает в «кармане» в области галтельного перехода поле сжимающих ОН, значение и распределение которых зависят от режима ТМО (максимальной температуры нагрева, его длительности и скорости охлаждения), выбора области нагрева, давления и температуры в корпусе ПГ.

Проведенные исследования позволили усовершенствовать нормативный документ по оценке сопротивления хрупкому разрушению и ресурса корпусов реакторов ВВЭР АЭС [10], получить данные о НДС узла соединения коллектора с патрубком ПГ ПГВ-1000, необходимые для выполнения оценки ресурса, его безопасной эксплуатации после ремонта и разработать рекомендации по проведению дополнительной ТМО узла, положительно влияющей на его остаточное НДС.

1. *Чирков А. Ю.* Смешанная схема метода конечных элементов для решения краевых задач теории упругости и малых упругопластических деформаций. — Киев: Ин-т пробл. прочности, 2003. — 250 с.
2. *Програмне* забезпечення «Тривимірне скінченноелементне моделювання теплового і термонапруженого стану елементів машинобудівних конструкцій» (SPACE). Система сертифікації УкрСЕПРО. Сертифікат відповідності № UA1.017.0054634–04. — Киев, 2004.
3. *IAEA-EBP-WWER–08* (Rev. 1) Guidelines on Pressurized Thermal Shock Analysis for WWER Nuclear Power Plants // IAEA. — Vienna, 2006. — 65 p.
4. *Методика* расчета на сопротивление хрупкому разрушению корпусов реакторов АЭС с ВВЭР (МРКР-СХР-2004), РД ЭО 0606–2005. — СПб;М., 2004. — 65 с.
5. *Чирков А.Ю.* Анализ краевых задач, описывающих неизотермические процессы упругопластического деформирования с учетом истории нагружения // Пробл. прочности. — 2006. — № 1. — С. 69–99.
6. *Чирков О.Ю.* Розвиток та реалізація змішаного методу скінченних елементів у задачах міцності коливань та стійкості елементів конструкцій: Автореф. дис. … д-ра техн. наук. — К., 2008. — 41 с.
7. *Оценка* напряженно-деформированного состояния узла сварного соединения «горячего» коллектора с патрубком парогенератора ПГВ-1000 АЭС / Г.В. Степанов, В.В. Харченко, А.И. Бабуцкий и др. // Пробл. прочности. — 2003. — № 5. — С. 142–153.
8. *Напряженно-деформированное* состояние узла приварки коллектора к патрубку корпуса парогенератора при локальной термообработке / Г.В. Степанов, В.В. Харченко, А.И. Бабуцкий и др. // Там же. — 2006. — № 6. — С. 43–50.
9. *Перераспределение* напряжений в узле соединения коллектора с патрубком парогенератора ПГВ-1000 при его нагружении после термообработки / В.В. Харченко, Г.В. Степанов, В.И. Кравченко и др. // Там же. — 2009. — № 3. — С. 25–31.
10. *МТ-Д.0.03.391–06*. Методика оценки прочности и ресурса корпусов реакторов ВВЭР в процессе эксплуатации. Киев, 2008. — 66 с. — Введ. с 18.09.2009.

ПРОЕКТ 4.17

Розробка методики прогнозування критичної величини флюенса для реакторів типу ВВЕР-1000 за критерієм втрати механічної стабільності опроміненої корпусної сталі, яка містить тріщиноподібні дефекти

УДК 621.039.5

НОВЫЙ ПОДХОД К ПРОГНОЗИРОВАНИЮ РАДИАЦИОННОГО РЕСУРСА КОРПУСОВ РЕАКТОРОВ ТИПА ВВЭР-1000

Академик НАН Украины **В.М. АЖАЖА**[1], **С.А. КОТРЕЧКО**[2], д-р физ.-мат. наук,
чл.-кор. НАН Украины **Ю.Я. МЕШКОВ**[2], **Г.П. ЗИМИНА**[2], инж.
([1]ННЦ «Харьковский физико-технический институт»)
[2]Ин-т металлофизики им. Г.В. Курдюмова НАН Украины

Разработан принципиально новый подход к прогнозированию радиационного ресурса корпуса реактора. В отличие от непрямых стандартных методов разработанный подход позволяет прогнозировать величину предельно допустимого флюенса, исходя из уровня стабильности пластического состояния облученного металла в окрестности трещиноподобного дефекта в корпусе реактора в условиях его аварийного нагружения (термошока). Возможности подхода продемонстрированы на примере корпусной стали 15Х2НМФА.

Ключевые слова: *корпусная сталь, флюенс, вязкость разрушения, Мастер-кривая, хрупкая прочность, механическая стабильность*

Одной из актуальных задач ядерной энергетики является необходимость переназначения (продления) ресурса большинства действующих ныне энергетических реакторов. Проблема заключается в том, что в основу существующей нормативной базы положены подходы, которые были сформулированы еще в 1970–1980 гг. Это относится как к нормативной базе, используемой в Украине, так и мире в целом. Основная идея существующих методик заключается в том, что уровень радиационного охрупчивания металла оценивается по величине сдвига критической температуры ΔT_F, получаемой по данным ударных испытаний мелкомасштабных образцов-свидетелей типа Шарпи с надрезом. При этом величина ресурса определяется как дистанция между значением критической температуры стали в исходном (необлученном) состоянии $T_{\text{ко}}$ и значением $T_{\text{ка}}$. Величина $T_{\text{ко}}$ рассчитывается на основе данных ударных испытаний мелкомасштабных образцов типа Шарпи с надрезом из необлученной реакторной стали. Значение $T_{\text{ка}}$ определяет температуру, при которой существующая или нормативная трещина в стенке корпуса реактора может потерять устойчивость в условиях аварийного нагружения (термошока). В строгой постановке сопоставление этих температур некорректно, поскольку они характеризуют механические свойства металла в разных условиях напряженно-деформированного состояния (НДС) и скоростей нагружения. В первом ($T_{\text{ко}}$) — НДС в вершине надреза в мелкомасштабном образце «Шарпи» при ударном нагружении, во втором случае ($T_{\text{ка}}$) — НДС в окрестности полуэллиптической трещины в стенке корпуса реактора при термосиловом нагружении. Предпринимаемые в последнее время попытки использования метода Мастер-кривой и локального подхода направлены на решение частной задачи, связанной с более точным описанием температурной зависимости значений вязкости разрушения K_{Jc} и пределов ее разброса. Для определения $T_{\text{ка}}$ и в этом случае, как правило, используются данные ударных испытаний образцов Шарпи. Таким образом, сущность самой методики определения ресурса остается неизменной. В настоящее время погрешности, вызванные этими внутренними противоречиями существующей методики, компенсируются значительным консерватизмом расчетов. Однако такой подход является серьезным препятствием на пути продления ресурса корпуса реактора. В целом, уменьшение консерватизма расчетов является одним из существенных резервов продления ресурса, что можно достичь путем разработки методик, позволяющих адекватно оценить способность облученной стали сопротивляться хрупкому разрушению при ее нагружении в корпусе реактора.

В работах [1, 2] были установлены фундаментальные закономерности перехода металла из хрупкого состояния в пластичное на микро- и макроуровнях. Это позволило предложить новые механические характеристики, описывающие уровень стабильности пластического состояния металла и сформулировать критерий перехода металла из пластичного в хрупкое состояние в наиболее общих условиях нагружения (трехосное растя-

© В.М. АЖАЖА, С.А. КОТРЕЧКО, Ю.Я. МЕШКОВ, Г.П. ЗИМИНА, 2009

жение, концентрация напряжений, низкие температуры, динамическое нагружение, радиационное облучение) [3–6]. На этой теоретической базе разработан принципиально новый подход к прогнозированию предельной величины флюенса, согласно которому достижение предельного состояния корпуса реактора определяется по условию потери стабильности пластичного состояния облученного металла непосредственно в локальной области у вершины трещиноподобного дефекта, где инициируется хрупкое разрушение металла стенки корпуса реактора.

Цель настоящей работы заключается в изложении основных положений разработанного подхода и демонстрации его возможностей на примере прогнозирования предельной величины флюенса для корпуса реактора ВВЭР-1000.

Теоретические представления. Достижение предельного состояния корпуса реактора в условиях термошока связано с инициированием хрупкого разрушения металла в локальной области («process zone», PZ) в окрестности трещины в стенке корпуса. В работах [2, 7] сформулирован обобщенный стохастический критерий хрупкого разрушения металла в условиях концентрации напряжений. Для инженерных расчетов этот критерий удобно представить как отношение критической величины локального напряжения σ_f, необходимого для инициирования разрушения в «process zone», к значению растягивающих напряжений σ_{11}, действующих в PZ при заданной величине приложенной нагрузки:

$$P_{ms} = \frac{\sigma_f}{\sigma_{11}}. \qquad (1)$$

В силу стохастической природы хрупкого разрушения металла напряжение σ_f является мерой локальной прочности металла в точке, где значение вероятности инициирования разрушения достигает максимальной величины [2, 7], соответственно, σ_{11} — уровень растягивающих напряжений, действующих в этой точке. Значение $P_{ms} \le 1$ соответствует условию инициирования разрушения, а $P_{ms} > 1$ — безопасному нагружению корпуса реактора, содержащего трещиноподобный дефект.

Микромеханизм инициирования хрупкого разрушения заключается в том, что при упругом, в среднем, нагружении корпуса реактора у вершины макротрещины возникает область локальной текучести. Как известно, пластическая деформация металла сопровождается образованием зародышевых трещин. Если они стабильны ($P_{ms} > 1$), то локальная деформация в вершине трещины не представляет опасности с точки зрения хрупкого разрушения. Это означает, что пластическое состояние металла в PZ является стабильным. В противном случае, когда образующиеся зародышевые трещины теряют стабильность и начинают катастрофически увеличиваться ($P_{ms} \le 1$), пластическое состояние металла в PZ является нестабильным, поскольку появление локальной текучести приводит к инициированию разрушения. Таким образом, параметр P_{ms} является количественной мерой стабильности пластического состояния, поэтому в работах [5, 6, 8] он был назван «параметром механической стабильности».

Как отмечалось выше, локальная прочность σ_f является стохастической характеристикой металла, поэтому ее значение зависит не только от микроструктуры металла, но и от количества зародышевых трещин, образующихся в PZ. При этом с уменьшениями объема PZ значение σ_f увеличивается, поэтому его целесообразно выразить через величину хрупкой прочности металла R_{MC}, которая экспериментально определяется как минимальное напряжение разрушения в интервале температур вязко-хрупкого перехода при одноосном растяжении стандартного образца объемом $V \approx$ ≈ 1000 мм^3 [2, 7, 8]:

$$\sigma_f = k_v R_{MC}, \qquad (2)$$

где k_v — коэффициент, характеризующий локальный масштабный эффект при хрупком разрушении (его величина зависит от интенсивности образования зародышевых трещин в единице объема, глубины PZ и длины фронта трещины. Для образца с трещиной k_v изменяется в интервале 1,7–1,9.

Величину локальных растягивающих напряжений σ_{11} в вершине трещины можно представить следующим образом:

$$\sigma_{11} = j\sigma_{0,2}\left(\frac{e_f}{0{,}002}\right)^n, \qquad (3)$$

где j — жесткость напряженного состояния ($j = \sigma_{11}/\sigma_i$); σ_i — интенсивность напряжений; $\sigma_{0,2}$ — предел текучести; e_f — величина локальной деформации в точке, где реализуется σ_f (согласно работам [7, 8] для стальных образцов с трещиной в интервале температур вязко-хрупкого перехода $e_f \approx 0{,}02$).

Подставляя (3) и (2) в (1) с учетом, что $e_f \approx 0{,}02$, получим:

$$P_{ms} = \frac{K_{ms}}{q_\sigma}, \qquad (4)$$

где K_{ms} — коэффициент механической стабильности:

$$K_{ms} = \frac{R_{MC}}{\sigma_{0,2} \cdot 10^n}, \qquad (5)$$

где q_σ — параметр, характеризующий степень охрупчивания металла в локальной области у вершины трещины («параметр охрупчивающего действия трещины»):

$$q_\sigma = \frac{j}{k_v}. \qquad (6)$$

Коэффициент K_{ms} характеризует уровень стабильности пластического состояния металла в условиях одноосного растяжения и однозначно определяется его механическими свойствами при одноосном растяжении. Параметр q_σ показывает во сколько раз этот «исходный» уровень стабильности уменьшается, если этот металл поместить в вершину макротрещины.

При мелкомасштабной текучести распределение напряжений и деформаций в окрестности вершины трещины в первом приближении определяется величиной отношения $J_I/\sigma_{0,2}$ (где J_I — значение J-интеграла при нормальных к плоскости трещины смещениях). Это позволяет установить связь локального параметра q_σ с глобальной характеристикой нагружения K_I в рамках изложенной ниже калибровочной процедуры.

Влияние радиационного облучения на предельное состояние корпуса реактора с трещинообразными дефектами обусловлено двумя эффектами: уменьшением величины локальной прочности σ_f и радиационным упрочнением стали. Первый эффект, как правило, наблюдается при переходе от транс- к интеркристаллитному разрушению. Это имеет место при радиационно-стимулированном выделении сегрегаций фосфора на границах зерен. Для сталей и сварных швов реакторов типа ВВЭР-1000, которые имеют низкое содержание фосфора, основным эффектом облучения является радиационное упрочнение. В рамках общепринятого подхода к описанию радиационного упрочнения выражение для радиационно-стимулированного прироста $\Delta\sigma_{0,2}$ имеет вид:

$$\Delta\sigma_{0,2} = B_h(\Phi/10^{22})^m, \qquad (7)$$

где Φ — величина флюенса, м$^{-2}$; B_h, m — соответственно коэффициент и показатель радиационного упрочнения.

С учетом (7) выражение для параметра механической стабильности облученной стали P^{ir}_{ms} можно представить следующим образом:

$$P^{ir}_{ms} = \frac{K_{ms}}{q_\sigma q_{ir}}, \qquad (8)$$

где q_{ir} — силовой эквивалент радиационного охрупчивания:

$$q_{ir} = \left[1 + \frac{B_h}{\sigma_{0,2}}\left(\frac{\Phi}{10^{22}}\right)^m\right]\cdot 10^{n^{ir}-n}, \qquad (9)$$

где n^{ir} — показатель деформационного упрочнения облученной стали.

Зависимость (8) позволяет прогнозировать достижение предельного состояния корпуса реактора по условию исчерпания стабильности пластического состояния (P_{ms} = 1) облученной корпусной стали в PZ в окрестности вершины трещиноподобного дефекта. Согласно (8) и (9) выражение для критической величины флюенса Φ_c, определяющего радиационный ресурс реактора, имеет вид (в первом приближении разностью между n и n^{ir} можно пренебречь, что упрощает расчеты):

$$\Phi = \left[\frac{\sigma_{0,2}}{B_h}\left(\frac{K_{ms}\cdot 10^{n-n^{ir}}}{q_\sigma} - 1\right)\right]^{1/m}\cdot 10^{22}. \qquad (10)$$

Методика экспериментального определения K_{ms} и q_σ. Для определения уровня стабильности пластического состояния стали в необлученном состоянии при одноосном растяжении достаточно провести низкотемпературные испытания стандартных цилиндрических образцов. По результатам этих испытаний находятся значения стандартных механических характеристик, таких как $\sigma_{0,2}$; S_k — истинное напряжение разрушения в шейке; n — показатель деформационного упрочнения; ψ — относительное сужение в шейке, а также уровень хрупкой прочности R_{MC} [1, 2, 8]. На основе этих данных рассчитываются значения K_{ms} для всего интервала температур испытания (рис. 1).

Идея методики экспериментального определения величины параметра q_σ, характеризующего охрупчивающее действие трещины, приведена на рис. 1. Она основана на том, что при разрушении (P_{ms} = 1) величина q_σ численно равна значению K_{ms} при определенной температуре T_c. Значение этой температуры задается нагрузкой на образцы

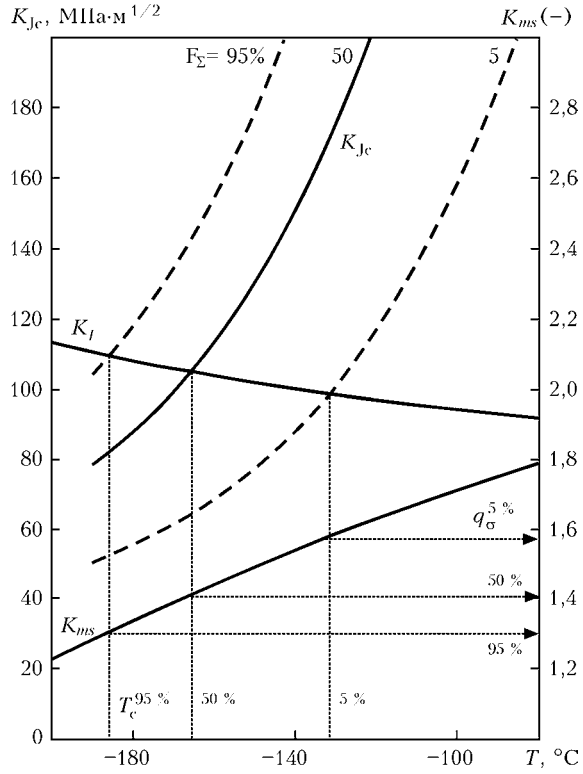


Рис. 1. Температурные зависимости вязкости разрушения K_{Jc} образца Шарпи с трещиной, величины K_I при $J_I/\sigma_{0,2} = 2\delta$ = = 0,052 мм и механической стабильности K_{ms} стали 15Х2НМФА-А: (F_Σ — допуск на вероятность разрушения; q_σ — значения параметра охрупчивающего действия трещины при заданных допусках на разрушение; T_c — критические температуры разрушения образца с трещиной при заданном уровне нагрузки K_I и вероятности разрушения F_Σ)

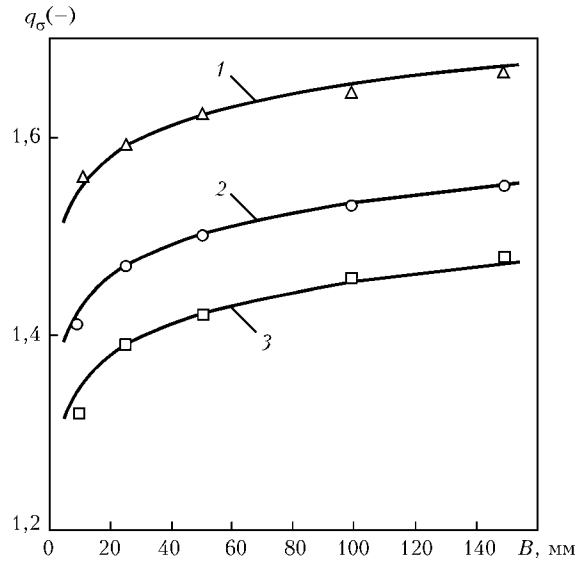


Рис. 2. Влияние длины фронта трещины B на величину параметра охрупчивающего действия трещины q_σ с учетом значения вероятности реализации F_Σ: сплошные линии — аппроксимационная зависимость (14) при b =0,093: *1* — F_Σ = 5 %; *2* — 50 %; *3* — 95 %

с трещиной, которая, как отмечалось выше, определяется отношением $2\delta_I = J_I/\sigma_{0,2}$, (где δ_I — величина раскрытия трещины). Соответственно, T_c находится как точка пересечения температурной зависимости вязкости разрушения K_{Jc} с зависимостью K_I, которая соответствует заданной величине δ_I:

$$K_I = \sqrt{\frac{E\sigma_{0,2}}{(1-\nu^2)}\,2\delta_I}, \qquad (11)$$

где E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона.

Эта процедура позволяет увязать локальную характеристику q_σ с глобальной K_{Jc}. Как отмечалось выше, локальная прочность σ_f является стохастической величиной, поэтому значение q_σ должно определяться с наперед заданной вероятностью (см. рис. 1). Второй особенностью параметра q_σ является его зависимость от величины объема PZ, а значит и длины фронта трещины. Это позволяет описать, в конечном итоге, влияние размеров трещиноподобных дефектов на величину критического флюенса Φ_c. Для проведения соответствующих калибровочных процедур для q_σ целесообразно использовать методику Мастеркривой (стандарт ASTM E1921), удобство которой заключается в том, что она позволяет строить температурную зависимость K_{Jc} по результатам испытаний небольшого количества образцов-свидетелей. Кроме того, в рамках этой методики получена зависимость K_{Jc} от длины фронта трещины.

Согласно ASTM E1921:

$$K_{Jc}^{1T} = 30 + 70\exp\left[-0{,}019(T - T_0)\right], \qquad (12)$$

где K_{Jc}^{1T} — значение вязкости разрушения для стандартного 1T образца при вероятности разрушения F_Σ = 0,5; T_0 — референсная температура (температура, при которой K_{Jc}^{1T} = 100 МПа$\sqrt{\text{м}}$).

Зависимость K_{Jc} от толщины образца B и вероятности разрушения F_Σ может быть описана выражением:

$$K_{Jc}(B, F_\Sigma) = 20 + (K_{JC}^{1T} - 20) \times \times \left[\frac{B_0\ln(1-F_\Sigma)}{B\ln(0{,}5)}\right]^{0,25}, \qquad (13)$$

где B_0 = 25,4 мм — толщина стандартного 1T-CT-образца.

Учет выражения (13) в рамках изложенной выше методики (рис. 1) позволяет построить зависимость q_σ от длины фронта трещины B (рис. 2). В первом приближении эта зависимость может быть аппроксимирована выражением:

$$q_\sigma(B, F_\Sigma) = q_0 + b\ln\left(\frac{B}{B_0}\right), \qquad (14)$$

где q_0 — значение параметра охрупчивающей силы трещины в стандартном 1T-CT образце при заданной величине вероятности разрушения (обычно F_Σ = 95; 50; 5 %); b — коэффициент.

Прогнозирование радиационного ресурса. Использование предложенной методологии для прогнозирования величины критического флюенса Φ_c можно продемонстрировать на примере корпуса реактора ВВЭР-1000. Механические свойства стали 15Х2НМФА-А и сварного шва приведены в таблице*.

Для построения температурной зависимости предела текучести $\sigma_{0,2}$ в широком интервале температур данные механических испытаний аппроксимировались общепринятой для корпусных сталей зависимостью:

$$\sigma_{0,2}(T) = \sigma_{0,2}(+20\ ^\circ\text{C}) + C_1\exp\times \times\left[-C_2(T+273) + C_3(T+273)\ln\dot{e}\right] - 49{,}6, \qquad (15)$$

где C_1 = 1033 МПа; C_2 = 0,00698 К^{-1}; C_3 = = 0,000415 К^{-1}; $\dot{e} = 0{,}0004C^{-1}$; T, °C.

Для определения величины показателя деформационного упрочнения в широком интервале температур использовали установленную для стали 10Х2НМФА и ее сварных соединений эмпирическую зависимость:

$$n(T) = \frac{a}{[\sigma_{0,2}(T)]^c}, \qquad (16)$$

где a = 3,867; c = 0,65.

Значение $R_{мс}$ определялось по результатам низкотемпературных испытаний цилиндрических образцов, вырезанных из половинок образцов-свиде-

*Данные стандартных механических испытаний образцов-свидетелей были получены в ИЯИ НАН Украины канд. физ.-мат. наук Л.И. Чирко и канд. физ.-мат. наук В.Н. Ревка.

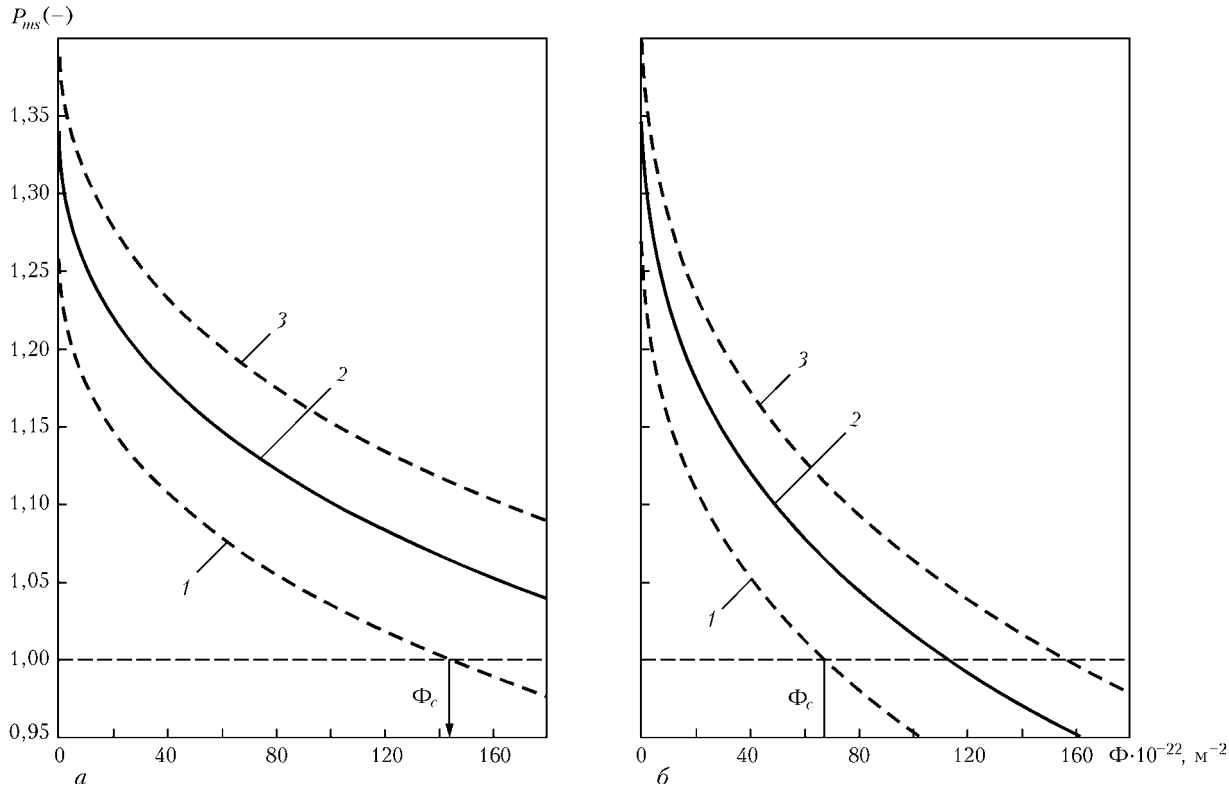


Рис. 3. Температурные зависимости величины параметра стабильности пластического состояния P_{ms} от флюенса Ф и вероятности разрушения F_Σ для корпуса реактора с полуэллиптической трещиной ($a/c = 1/3$) глубиной a = 25 мм, длиной фронта B = 150 мм при температуре термошока +56 °С и величине нагрузки K_I = 95 МПа·м$^{1/2}$: *а* — основной металл: сталь 15Х2НМФА-А; *б* — сварной шов; *1* — F_Σ = 5 %; *2* — 50 %; *3* — 95 %

телей типа Шарпи в необлученном состоянии. При этом исходили из того, что при транскристаллитном разрушении значение $R_{мс}$ не зависит от величины флюенса.

Величину коэффициента радиационного упрочнения B_h определяли по данным испытаний на одноосное растяжение облученных образцов с использованием зависимости (7). Для типичных корпусных сталей значение m = 0,33 – 0,50 [9]. С целью обеспечения консерватизма расчетов использовали максимальное значение m = 0,50.

Исходя из экспериментальных данных по хрупкой прочности R_{MC}, пределу текучести $\sigma_{0,2}$ и n, определяли значения коэффициента механической стабильности K_{ms} для широкого интервала температур, в том числе и для температуры термошока T = +56 °С. Расчеты проводили для нормативной полуэллиптической трещины с соотношением полуосей $a/c = 1/3$, глубиной a = 25 мм и длиной фронта B = 150 мм (при расчетах исходили из максимального значения K_I на фронте полуэллиптической трещины (консервативная оценка)). При типичных сценариях термошока максимальное значение K_I для такой трещины составляет $K_I \approx$ 90–80 МПа·м$^{1/2}$. При расчетах принималось значение K_I = 95 МПа·м$^{1/2}$ ($J_I/\sigma_{0,2}$ = = 0,052 мм). Для этой нагрузки и указанных размеров трещины значения параметра q_σ при заданных допусках на вероятность реализации 0,05; 0,50; 0,95, соответственно равны: $q_\sigma^{0,05}$ = 1,66; $q_\sigma^{0,50}$ = 1,56; $q_\sigma^{0,95}$ = 1,49.

На рис. 3 приведены зависимости параметра механической стабильности P_{ms} корпусной стали и сварного шва от величины флюенса, рассчитанные для указанных выше условий термошока и параметров трещины. Как показано на этом рисунке, в данном случае величина предельно допустимого флюенса Φ_c рассчитывается по условию исчерпания стабильности пластического состояния облученного металла P_{ms} = 1 в окрестности трещиноподобного дефекта в стенке корпуса реактора. При этом принципиальное отличие предложенной методики от общепринятой заключается в том, что величина ресурса определяется не по косвенной характеристике, которой является критический сдвиг температуры разрушения ударных образцов Шарпи, а «напрямую», по условию инициирования хрупкого разрушения стенки корпуса реактора. В рассматриваемой методике результаты испытания образцов-свидетелей используются для получения информации о свойствах собственно металла в исходном и облученном состояниях (P_{MC}, K_{ms}, K_{ms}^{ir}), а также для определения чувствительности металла к наличию макротрещины q_σ. В существующих подходах интегральная характеристика разрушения мелкомасштабных образцов Шарпи ΔT_F напрямую переносится на корпус реактора, что не имеет под собой строгого научного обоснования.

Рис. 3 наглядно демонстрирует существенное влияние на величину Φ_c допуска на вероятность разрушения. Это связано со стохастической при-

родой микромеханизма инициирования хрупкого разрушения в локальной области PZ в окрестности трещиноподобных дефектов и означает, что величину ресурса следует рассчитывать с наперед заданной вероятностью реализации F_Σ. При этом значение F_Σ не должно превышать 0,1–0,5 %.

Радиационный ресурс корпуса реактора определяется двумя факторами: (*i*) — степенью охрупчивания самого металла и (*ii*) — размерами трещиноподобного дефекта. При решении рассматриваемой задачи материаловеды обычно делают акцент на первом факторе, а механики — на втором. В рамках предложенного подхода эти оба фактора могут быть учтены на количественном уровне в рамках единого подхода посредством силовых эквивалентов охрупчивания q_{ir} и q_σ. Решение этого вопроса имеет принципиальное значение при переназначении величины ресурса корпусов реакторов и является предметом дальнейших исследований.

В заключение необходимо отметить, что приведенные на рис. 3 зависимости демонстрируют принципиальную правомерность предлагаемой методологии и ее возможности. Для проведения точных расчетов для конкретного корпуса необходимо исходить из данных испытаний образцов-свидетелей для этого корпуса.

Выводы

1. Отличительная особенность предложенной методики прогнозирования радиационного ресурса корпуса реактора заключается в том, что величина предельного флюенса определяется не по косвенной характеристике — критическому сдвигу температуры разрушения образца Шарпи, а напрямую, по условию инициирования хрупкого разрушения облученной стали в локальной области у вершины трещиноподобного дефекта в корпусе реактора.

2. Инициирование хрупкого разрушения корпуса реактора связано с потерей стабильности пластического состояния облученной стали в локальной области у вершины макротрещины, что описывается через соотношение двух характеристик: коэффициента механической стабильности K_{ms}, который характеризует способность стали сопротивляться переходу в хрупкое состояние в условиях одноосного растяжения и силовых эквивалентов охрупчивания (параметры q_σ и q_{ir}), которые показывают во сколько раз этот уровень механической стабильности уменьшается при переходе от одноосного к локальному трехосному растяжению в вершине макротрещины (параметр q_σ), а также в результате радиационного облучения (параметр q_{ir}). Значения K_{ms}, q_σ и q_{ir} могут быть определены по результатам испытаний образцов-свидетелей.

3. Использование безразмерных силовых эквивалентов охрупчивания q_σ и q_{ir} позволяет в рамках единого подхода на количественном уровне прогнозировать влияние на величину радиационного ресурса как степени радиационного охрупчивания металла, так и размеров трещиноподобных дефектов в стенке корпуса реактора.

1. *Котречко С.А. Мешков Ю.Я.* Механика и физика квазихрупкого разрушения металлов в условиях концентрации напряжений. Сообщение 3. Вязкость металлов и сплавов // Проблемы прочности. — 2000. — № 1. — С. 72–92.
2. *Kotrechko S.* Physical Fundamentals of Local Approach to Analysis of Cleavage Fracture Transferability of Fracture Mechanical Characteristic. I. Dlouhy (ed), NATO Science Series. Series II, 2002. — Vol. 78. — P. 135–150.
3. *Использование* концепции механической стабильности для оценки радиационного охрупчивания корпусных сталей / И.М. Неклюдов, Ю.Я. Мешков, Г.С. Меттус, Ю.А. Полушкин // Вопросы атомной энергетики и техники. — Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. — 2007. — № 6. — С. 58–64.
4. *Котречко С.А., Мешков Ю.Я.* Физические основы механической стабильности конструкционных сталей // Актуальные проблемы современного материаловедения: В 2-х т. — Т. 1. — Киев: ИД «Академпериодика», 2008. — С. 535–556.
5. *Kotrechko S., Mechkov Yu.* A new approach to estimate irradiation embrittlement of pressure vessel steels // Int. J. Press. Vessel Piping. — 2008. — **85**. — P. 336–343.
6. *Kotrechko S., Meshkov Yu.* Local approach to fracture based prediction of reactor pressure vessel lifetime. // Проблемы прочности. — 2009. — № 1. — С. 53–60.
7. *Котречко С.А.* Локальный подход к анализу хрупкого разрушения и его физическая интерпретация // Там же. — 2003 — № 4. — С. 14–31.
8. *Котречко С.А. , Мешков, Ю.Я.* Предельная прочность. Кристаллы, металлы, элементы конструкций. — Киев: Наук. думка, 2008. — 295 с.
9. *SCK-CEN* contribution to the IAEA — round robin exercise on WWER-440 RPV weld material: irradiation, annealing, and re-embrittlement / E. Lucon, E. Walle, M. Scibetta, R. Chaouadi, M. Wéber // Strength of Materials. — 2004. — **36**. — P. 19–32.

ПРОЕКТ 4.18

Дослідження впливу нікелю на радіаційне окрихчування корпусних сталей українських АЕС

УДК 621. 039. 577: 620. 193.2

АНАЛІЗ ВПЛИВУ НІКЕЛЮ НА РАДІАЦІЙНЕ ОКРИХЧУВАННЯ МЕТАЛУ ШВІВ КОРПУСІВ РЕАКТОРІВ ВВЕР-1000 АЕС УКРАЇНИ

Чл.-кор. НАН України **Е.У. ГРИНІК, Л.І. ЧИРКО, В.М. РЕВКА,**
В.І. ЧИРКО, кандидати фіз.-мат наук, **Ю.В. ЧАЙКОВСЬКИЙ**, інж. (Ін-т ядерних досліджень НАН України)

На основі результатів випробувань зразків-свідків металу корпусів реакторів типу ВВЕР-1000 АЕС України проаналізовано вплив нікелю на радіаційне окрихчування в металі зварного шва при опроміненні під час експлуатації до різних флюенсів швидких ($E > 0,5$ МеВ) нейтронів. Визначено рівень зсувів температур крихко-в'язкого переходу ΔT_F і коефіцієнти окрихчення A_F в металі зварного шва з різним вмістом нікелю.

Ключові слова: *корпуси реакторів, зварні шви, окрихчування, радіаційне зміцнення*

Корпуси реакторів типу ВВЕР-1000 виготовляються з хромо-молібдено-ванадієвої, але легованої нікелем сталі перлітного класу марки 15Х2НМФА-А. В корпусних сталях під дією опромінення зафіксовано явище радіаційного окрихчування, для якого властиве підвищення границі текучості, зростання температури крихко-в'язкого переходу, зниження параметрів в'язкості руйнування металу. В корпусних сталях реакторів типу ВВЕР-1000 вміст міді і фосфору (основних елементів, що окрихчують корпусний метал) обмежено такими рівнями, мас. %: для міді — 0,08, для фосфору — 0,01, а концентрація нікелю в металі зварних швів (ЗШ) коливається від 1,1 до 1,9 (рис. 1). При цьому вміст вуглецю та азоту в фериті дуже малий.

Вміст основних окрихчуючих елементів в металі досліджених зразків

АЕС	Блок	Масова частка елементів, %			A_F	A_F (95 %)
		Cu	P	Ni	°C	
РАЕС	3	0,03	0,008	1,64	11,0	13,0
Ю У АЕС	1	0,04	0,007	1,70	16,0	22,3
	2	0,05	0,007	1,74	23,0	25,0
	3	0,06	0,005	1,72	10,0	15,6
ХАЕС	1	0,02	0,006	1,88	23,5	24,6
ЗАЕС	1	0,03	0,005	1,10	15,0	18,8
	2	0,04	0,009	1,12	9,5	12,5
	3	0,03	0,008	1,55	14,5	18,2
	4	0,06	0,009	1,70	10,0	14,0
	5	0,08	0,009	1,60	25,0	27,0
	6	0,04	0,006	1,67	12,0	14,0

В Україні експлуатуються 13 енергоблоків з реакторами ВВЕР-1000. З них сім корпусів мають ЗШ з вмістом нікелю понад 1,5 % (таблиця). Формули для розрахунку коефіцієнта окрихчення A_F та критичної температури крихкості $T_{ко}$ у вихідному стані (визначається заводом-виробником) для сталі з таким вмістом нікелю в нормативних документах відсутні. Дослідження залежностей зсуву температури крихко-в'язкого переходу за результатами випробувань зразків-свідків металу ЗШ корпусів реакторів ВВЕР-1000 дає можливість виявити вплив вмісту нікелю на їх радіаційне окрихчування.

Однією з основних причин радіаційного окрихчування є зміцнення матеріалу, що відбувається під дією опромінення стінки корпусу реактору потоком швидких нейтронів. Нейтронне опромінення призводить до появи радіаційних точкових дефектів, внаслідок міграції та взаємодії яких утворю-

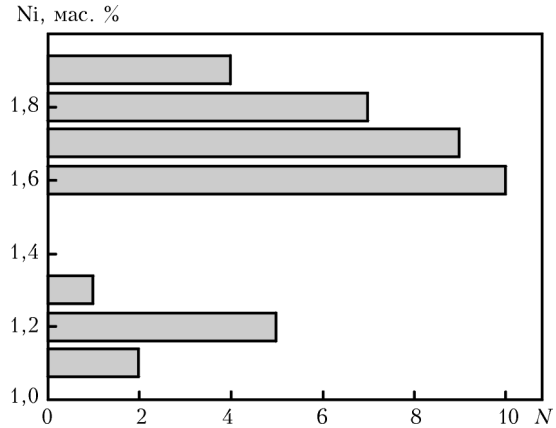


Рис. 1. Розподіл вмісту нікелю в металі ЗШ корпусів реакторів ВВЕР-1000; N — кількість ЗШ

© Е.У. ГРИНІК, Л.І. ЧИРКО, В.М. РЕВКА, В.І. ЧИРКО, Ю.В. ЧАЙКОВСЬКИЙ, 2009

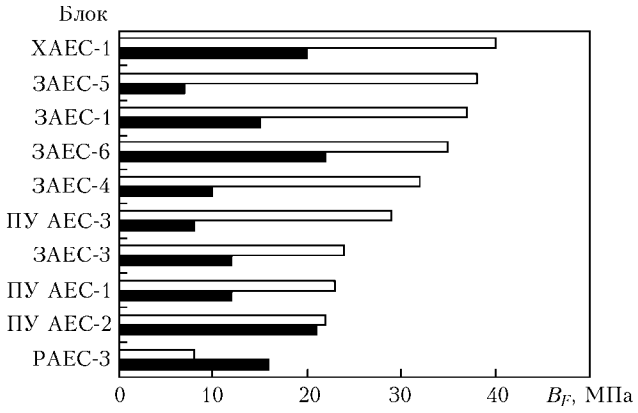


Рис. 2. Ступінь радіаційного зміцнення для корпусних матеріалів реактора ВВЕР-1000: ❒ — метал ЗШ; ■ — основний метал

ються пошкодження кристалічної гратки (вакансійні пори, дислокаційні петлі тощо), а також ультрадрібні (близько 5 нм) преципітати легуючих елементів (нікель, марганець) та атомів домішок (мідь, кремній). Таким чином, вивчення характерних особливостей змін у характеристиках міцності та пластичності під впливом нейтронного опромінення дає підгрунтя для розуміння феномену радіаційного окрихчування металу ЗШ з різним вмістом нікелю.

Радіаційне зміцнення відповідно до нормативних підходів характеризується зростанням границі текучості матеріалу $R_{p0,2}$ під дією опромінення. З метою статистичного аналізу експериментальних залежностей величини $\Delta R_{p0,2}$ від флюенсу швидких нейтронів використано співвідношення $\Delta R_{p0,2} = B_F(F)^{1/3}$ [1], де B_F — коефіцієнт радіаційного зміцнення, F — флюенс швидких ($E > 0{,}5$ МеВ) нейтронів в одиницях $1{\cdot}10^{22}$ нейтр/м^2. Експериментальні залежності були апроксимовані за допомогою наведеної функції. В результаті статистичної обробки даних визначено коефіцієнти B_F та розкид значень відносно середньої лінії регресії.

Регресивний аналіз показав, що майже для всіх енергоблоків основний матеріал обичайок корпусів реакторів має нижчу ступінь радіаційного зміцнення, порівняно з металом ЗШ (рис. 2). Це явище можна пояснити підвищеним вмістом нікелю та марганцю в ЗШ. Обидва елемента сприяють радіаційно-стимульованим процесам, внаслідок яких утворюються ультрадрібні кластери та преципітати, відповідальні за зміцнення корпусних сталей [2]. Найбільш чутливими до опромінення виявилися ЗШ корпусів реакторів 1-го блоку Хмельницької АЕС та 5-го блоку Запорізької АЕС, що характеризуються значеннями коефіцієнтів B_F відповідно 40 та 38 МПа. Шви цих корпусів мають водночас високу концентрацію нікелю та марганцю, що наштовхує на думку, що ефект нікелю треба розглядати з урахуванням вмісту марганцю.

На рис. 2 можна помітити, що метал корпусу реактора 3-го блоку Рівненської АЕС є виключенням із загальної тенденції стосовно радіаційного зміцнення, що важко пояснити за допомогою відомих уявлень про вплив хімічного складу корпусних матеріалів на їх чутливість до нейтронного опромінення. Дані цього блоку потребують додаткового аналізу.

Результати статистичного аналізу демонструють, що модель радіаційного зміцнення $\Delta R_{p0,2} = B_F F^{1/3}$ задовільно характеризує експериментальні залежності збільшення границі текучості з ростом флюенсу нейтронів. Розкид значень $\Delta R_{p0,2}$ відносно середньої лінії регресії не перевищує $\pm 2\sigma = 26$ МПа для металу ЗШ (рис. 3, *а*). Для основного металу розкид характеризується значенням $\pm 2\sigma = 21$ МПа (рис. 3, *б*).

Зміцнення конструкційних сталей, наприклад за допомогою термомеханічної обробки, супроводжується погіршенням характеристик пластичності [3]. Результати досліджень радіаційно-стимульованих змін у механічних властивостях корпусних сталей реактору ВВЕР-1000 демонструють, що опромінення спричиняє помітне зростання параметрів міцності (рис. 4, *а*), особливо для металу ЗШ, але пластичність матеріалу залишається на вихідному рівні (рис. 4, *б*) у дослідженому діапазоні флюенсів.

Одним з пояснень відмінностей стосовно зміцнення корпусних сталей може бути різна природа пошкоджень кристалічної гратки, що виникають

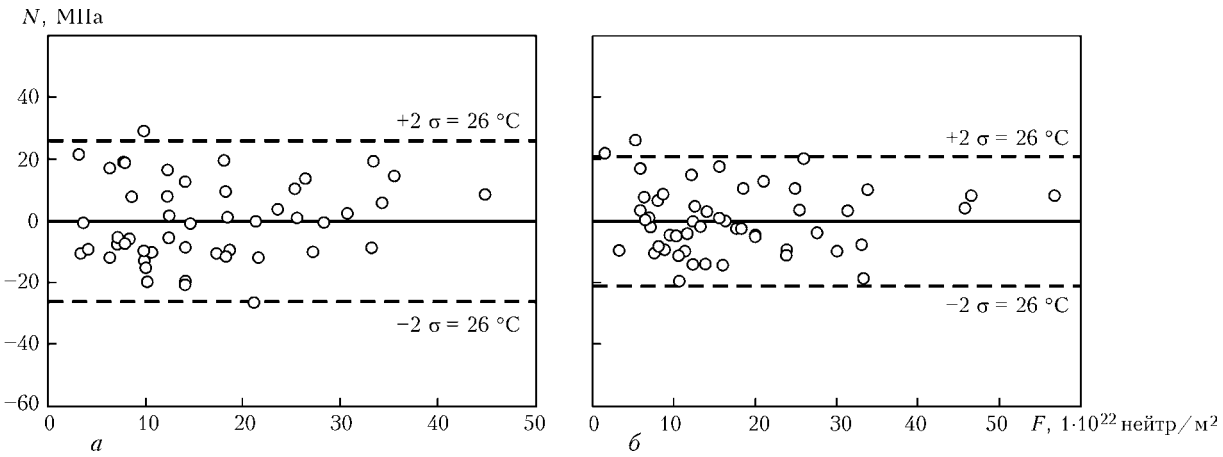


Рис. 3. Розкид значень $\Delta R_{p0,2}$ для металу ЗШ (температура випробування 20 °С) (*а*) та основного металу (температура випробування 350 °С) (*б*)

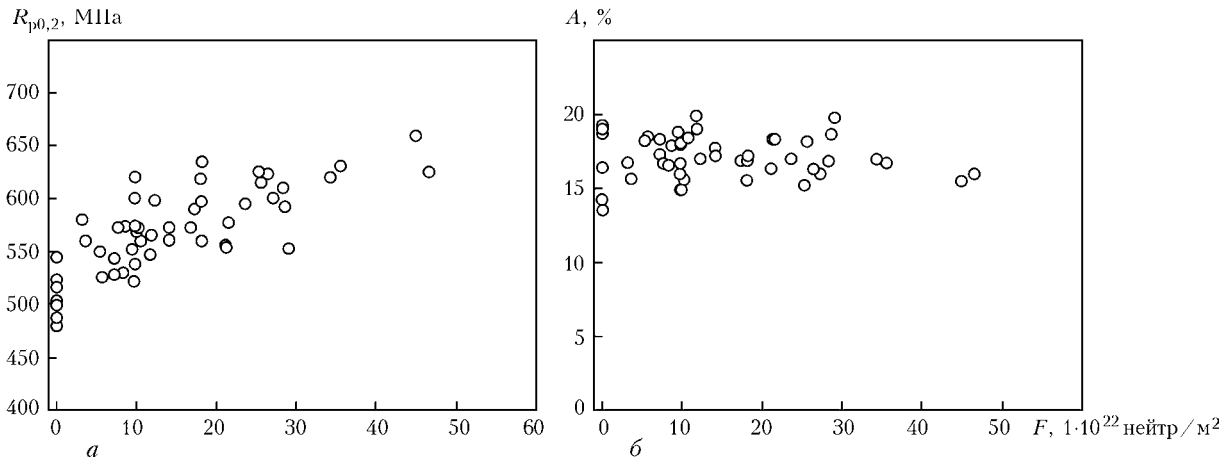


Рис. 4. Залежність границі текучості (*а*) та характеристик пластичності (*б*) від флюенсу нейтронів для металу ЗШ корпусу реактора ВВЕР-1000 ($T_{випр}$ = 20 °С); *A* — видовження

через термомеханічну обробку та нейтроне опромінення і є перешкодами для руху дислокацій, а також впливають на процеси пластичної деформації.

Ще один важливий результат стосується коефіцієнта деформаційного зміцнення *m*, який характеризує здатність матеріалу опиратися пластичній деформації. Ступінь деформаційного зміцнення непрямим шляхом характеризується відношенням границі текучості до границі міцності, тобто $R_{p0,2}/R_m$. Результати досліджень виявили тенденцію до збільшення значення $R_{p0,2}/R_m$ із зростанням дози опромінення (рис. 5).

Проведено статистичний аналіз залежності зсуву критичної температури крихкості ΔT_F від флюенсу швидких ($E > 0{,}5$ МеВ) нейтронів, яка характеризує ступінь радіаційного окрихчування металу ЗШ. Для аналізу використано результати ударних випробувань зразків Шарпі у межах Програми зразків-свідків для 10 енергоблоків АЕС України.

Залежності зсуву критичної температури крихкості ΔT_F від флюенсу нейтронів для металу ЗШ, опроміненого до максимального флюенсу $44{,}9\cdot10^{22}$ нейтр/м^2, представлені на рис. 6. Максимальний зсув критичної температури крихкості складає 82 °С.

Як показано на рис. 6, ступінь радіаційного окрихчування перевищує нормативний рівень, коли метал ЗШ має водночас високий вміст нікелю та марганцю. Цей результат свідчить про те, що вплив нікелю потрібно пов'язувати з концентрацією атомів марганцю.

У відповідності з нормативним документом [4], величина ΔT_F використовується для оцінки зсуву кривої в'язкості руйнування внаслідок нейтронного опромінення. Вважається що ΔT_F, отримане за результатами ударних випробувань, адекватно характеризує радіаційний зсув кривої статичної в'язкості руйнування. Для підтвердження цього припущення разом із зразками Шарпі для випробувань на ударний згин в контейнерних збірках в корпусі реактора опромінюються зразки Шарпі з тріщиною для статичних випробувань на в'язкість руйнування. Результати статичних випробувань безпосередньо визначають параметри в'язкості руйнування матеріалу, в той час як випробування на ударний згин дають ΔT_F, що непрямим шляхом характеризує радіаційний зсув кривої в'язкості руйнування.

Аналіз результатів випробувань на в'язкість руйнування проведено за допомогою методу «майстер кривої» [5]. Одна з переваг цього методу полягає у застосуванні підходів нелінійної механіки руйнування та методики *J*-інтегралу, що дає можливість характеризувати в'язкість руйнування матеріалу, випробовуючи такі малі зразки, як зразки Шарпі з тріщиною, використовувані в Програмі зразків-свідків для реакторів типу ВВЕР-1000.

Порівняно ступінь радіаційного окрихчування, оціненого за допомогою залежностей зсуву критичної температури крихкості ΔT_F (рис. 6, *а*) та ΔT_0 (статичні випробування на в'язкість руйнування зразків Шарпі з тріщиною), від флюенсу швидких ($E > 0{,}5$ МеВ) нейтронів (рис. 6, *б*).

Встановлено, що результати ударних випробувань можуть занижувати ступінь радіаційного окрихчування металу ЗШ, порівняно з даними щодо статичної в'язкості руйнування за умови, коли метал ЗШ має водночас підвищену концентрацію нікелю та марганцю. Порівнюючи рис. 6, *а* та рис. 6, *б* можна помітити також, що різні підходи

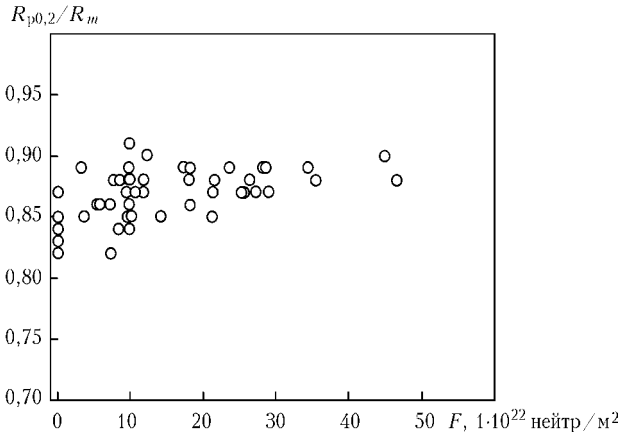


Рис. 5. Залежність відношення $R_{p0,2}/R_m$ від флюенсу нейтронів для металу ЗШ корпусу реактора ВВЕР-1000 ($T_{випр}$ = 20 °С)

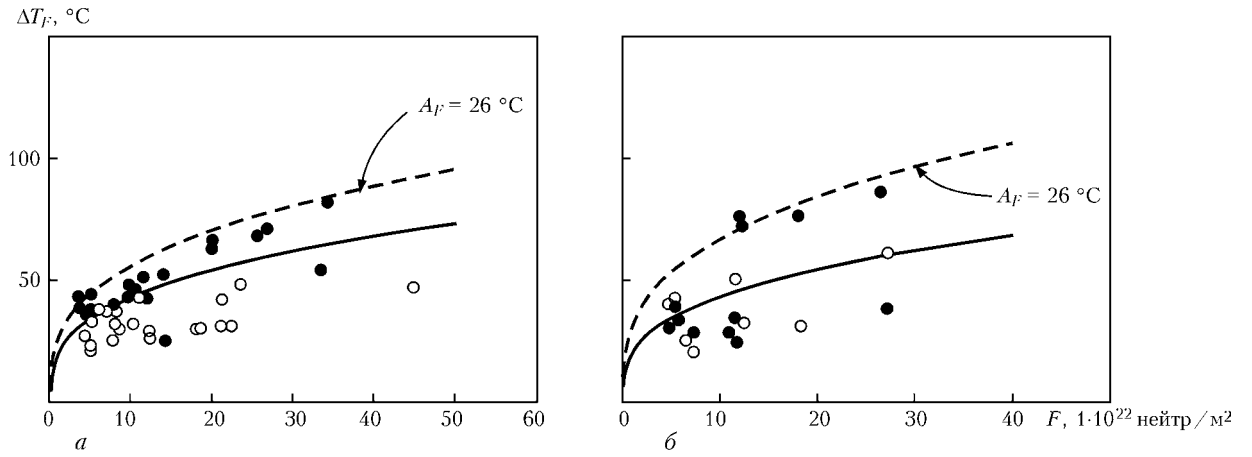


Рис. 6. Залежність ΔT_F (*а*) та ΔT_0 (*б*) від флюенсу нейтронів для металу ЗШ корпусу реактора ВВЕР-1000 (суцільна лінія — нормативна залежність $\Delta T_F = 20F^{1/3}$); темні значки — >0,8 мас. % Mn

задовільно узгоджуються між собою з точки зору оцінки A_F.

Для прогнозу критичної температури крихкості корпусних матеріалів застосовують нормативну залежність ПНАЭ Г-7-002–86, форму якої отримано на основі результатів випробувань зразків, опромінених в дослідницьких реакторах. Слід зазначити, що подовження ресурсу реакторів ВВЕР-1000 грунтуватиметься на використанні даних випробувань зразків-свідків, опромінених в промислових ректорах. Отже, важливою задачею є оцінка використання нормативної залежності ПНАЭ Г-7-002–86 для корпусних матеріалів з високим ступенем окрихчування, опромінених в промислових реакторах.

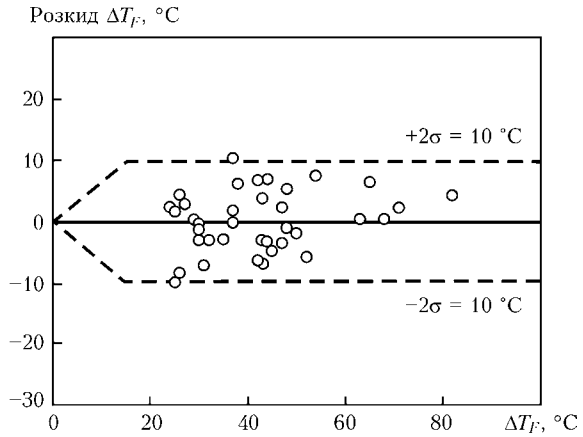


Рис. 7. Статистичний розкид значень ΔT_F для металу ЗШ корпусу реактора ВВЕР-1000 відносно середньої лінії регресії (апроксимація функцією $\Delta T_F = A_F F^{1/3}$); ○ — 38 експериментальних даних

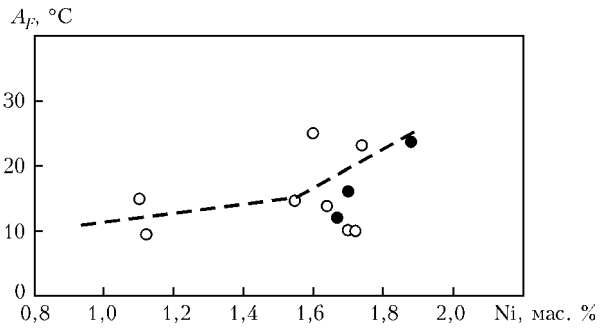


Рис. 8. Залежність коефіцієнта радіаційного окрихчування A_F від вмісту нікелю для металу ЗШ корпусів реакторів АЕС України

Для апроксимації використано нормативну залежність $\Delta T_F = A_F F^{1/3}$. Відносно невеликий розкид даних (±10 °C) свідчить, що нормативне співвідношення коректно характеризує залежність зсуву критичної температури крихкості від флюенсу нейтронів. Разом з тим (рис. 7) нормативна залежність ПНАЭ Г-7-002–86 має тенденцію недооцінювати значення ΔT_F при ΔT_F > 60 °C. Цей результат слід враховувати для металу ЗШ з високим вмістом нікелю та марганцю, коли потрібно оцінювати ступінь радіаційного окрихчування в період після проектного терміну експлуатації з використанням нормативного підходу ПНАЭ Г-7-002–86.

На рис. 8 наведена залежність коефіцієнта окрихчування металу ЗШ корпусів реакторів АЕС України від вмісту нікелю.

Видно, що при вмісті приблизно до 1,6 мас. % вплив нікелю на ступінь радіаційного окрихчування дуже незначний. При вмісті нікелю близько 1,7 мас. % зафіксовано значний розкид значень A_F — від найнижчих (A_F ~ 10 °C) до найвищих

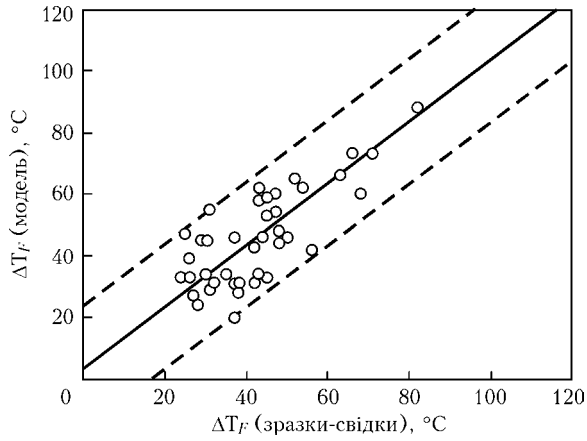


Рис. 9. Порівняння регресивної моделі $\Delta T_F = 16{,}9 C_{Ni}^{1,3} C_{Mn}^{0,7} (1 - C_{Si}) F^{1/3}$ з експериментальними значеннями ΔT_F для металу ЗШ

(A_F ~ 23 °С), що перевищують нормативне значення 20 °С. При 1,88 мас. % нікелю (метал ЗШ корпусу реактора блоку № 1 ХАЕС) виявлено найбільшу швидкість окрихчування (A_F = 25 °С).

Таким чином, для металу ЗШ з вмістом нікелю від 1,1 до 1,88 мас. % зафіксовано його граничне значення в діапазоні 1,5–1,6 мас. %, нижче якого вплив нікелю є незначним.

Проведено порівняння експериментальних даних, отриманих при випробуваннях зразків-свідків металу ЗШ, та напівемпіричної залежності для прогнозу ступеня окрихчування матеріалів, що враховує хімічний склад матеріалів.

Для оцінки ступеня радіаційного окрихчування металу ЗШ використано регресійну модель РНЦ «Курчатовський інститут» [6] у вигляді

$$\Delta T_F = 16{,}9 C_{\mathrm{Ni}}^{1{,}3} C_{\mathrm{Mn}}^{0{,}7} (1 - C_{\mathrm{Si}}) F^{1/3}, \qquad (1)$$

яка пов'язує зсув критичної температури крихкості та флюенс нейтронів ступеневою залежністю з показником ступеня 1/3. Коефіцієнт радіаційного окрихчування у формулі (1) залежить від концентрації нікелю, марганцю та кремнію, при цьому в роботі [6] підкреслено, що вплив нікелю на радіаційне окрихчування корпусних матеріалів реактора ВВЕР-1000 треба вважати визначальним. Результати порівняння регресійної моделі та експериментальних даних наведено на рис. 9.

Статистична обробка даних, показаних на рис. 9, дає стандартне відхилення σ = 10,2 °С та коефіцієнт кореляції R = 0,76. Результати аналізу свідчать, що запропонована модель задовільно прогнозує зсув критичної температури крихкості металу ЗШ корпусів ВВЕР-1000. Навіть при великих значеннях ΔT_F виявлено узгодження між експериментальними та розрахунковими даними. Зазначимо, що у відповідності з висновками роботи [6] для характерного діапазону варіації вмісту міді в матеріалах ЗШ корпусів ВВЕР-1000 вплив цього хімічного елементу на радіаційне окрихчування є фоновим і в явному вигляді може не враховуватись.

Висновки

1. Показано, що модель радіаційного зміцнення у вигляді $\Delta R_{\mathrm{p0,2}} = B_F F^{1/3}$ задовільно характеризує експериментальні залежності збільшення границі текучості з ростом флюенсу нейтронів.

2. Розкид експериментальних даних ΔT_F відносно середньої лінії регресії характеризується величиною 2σ = 10 °С. Цей додатковий температурний зсув можна використовувати для прогнозної оцінки величини $T_{\mathrm{к}}$ за відсутністю достовірних даних випробувань зразків-свідків.

3. Встановлено, що ступінь радіаційного окрихчування перевищує нормативний рівень у більшості випадків, коли метал ЗШ має водночас високий вміст нікелю та марганцю. Цей результат свідчить про те, що вплив нікелю слід пов'язувати з концентрацією атомів марганцю і враховувати при розробці нових нормативних залежностей ступеня радіаційного окрихчування металу ЗШ з підвищеним вмістом нікелю.

4. Виявлено тенденцію нормативної залежності ПНАЕ Г-7-002–86 недооцінювати радіаційний зсув ΔT_F при ΔT_F > 60 °С. Цей результат потрібно враховувати для оцінки критичної температури крихкості металу ЗШ з високим вмістом нікелю та марганцю, для яких прогнозується значний радіаційний зсув ΔT_F на кінець проектного строку експлуатації корпусу реактора.

5. Встановлено, що результати ударних випробувань стандартних зразків Шарпі можуть занижувати ступінь радіаційного окрихчування металу ЗШ, порівняно з даними про статичну в'язкість руйнування, якщо ЗШ має водночас підвищену концентрацію нікелю та марганцю. Отриманий результат вказує на важливість даних про в'язкість руйнування. В майбутньому будуть необхідними додаткові дослідження для отримання надійного підтвердження цього ефекту.

6. Показано, що модель радіаційного окрихчування, запропонована РНЦ «Курчатовський інститут», яка враховує вміст нікелю, марганцю та кремнію, $\Delta T_F = 16{,}9 C_{\mathrm{Ni}}^{1{,}3} C_{\mathrm{Mn}}^{0{,}7} (1 - C_{\mathrm{Si}}) F^{1/3}$, задовільно прогнозує зсув критичної температури крихкості і може використовуватися для оцінки ступеня радіаційного окрихчування металу ЗШ корпусів реакторів ВВЕР-1000.

1. *Алексеенко Н.Н., Амаев А.Д.* Радиационное повреждение стали корпусов водо-водяных реакторов. — М.: Энергоиздат, 1981. — 192 с.
2. *Williams T.J.* The effect of nickel, manganese and copper on the irradiation sensitivity of low alloy steel welds // Intern. J. Pres. Ves. & Piping. — 2004. — **81**, Issue 8. — P. 657–665.
3. *Гуляев А.П.* Металловедение. — М.: Металлургия, 1978. — 648 с.
4. *ПНАЭ Г-7-002–86.* Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. — М.: Энергоатомиздат, 1989. — 525 с.
5. *ASTME 1921–97.* Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0, for Ferritic Steels in the Transition Range. — ASTM, 1997. — P. 37–41.
6. *Николаев Ю.А.* Радиационное охрупчивание материалов корпусов ядерных энергетических установок ВВЭР-1000: Автореф. дис. … д-ра техн. наук: 05.14.03 / Рос. науч. центр «Курчатовский институт». — М., 2003. — 48 с.

ПРОЕКТ 4.18

Подовження ресурсу та підвищення надійності експлуатації головних циркуляційних насосів реакторних установок ВВЕР-1000 на основі розробки комп'ютерних методів автоматичного розпізнавання їх технічного стану

УДК 681.581.54

КОМПЬЮТЕРНЫЙ МЕТОД РАСПОЗНАВАНИЯ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ГЛАВНЫХ ЦИРКУЛЯЦИОННЫХ НАСОСОВ АЭС

И.Г. ШАРАЕВСКИЙ, канд. техн. наук, чл.-кор. НАН Украины **А.А. АВРАМЕНКО**, **И.В. ВОЛОШИНА**, **Г.И. ШАРАЕВСКИЙ**, инженеры (Ин-т техн. теплофизики НАН Украины)

Разработаны практические и теоретические основы методологии автоматического распознавания аномальных и предаварийных режимов эксплуатации главных циркуляционных насосов АЭС, а также даны оценки технического состояния этого сложного объекта.

Ключевые слова: *автоматизированная система управления, аналого-цифровой преобразователь, главный циркуляционный насос*

Одной из наиболее важных в настоящее время признана проблема обнаружения зарождающихся дефектов в критически важных для безопасности АЭС элементах и системах основного оборудования ядерных энергоблоков, включая насосную группу главного циркуляционного насоса (ГЦН) первого контура ядерной энергетической установки. Современные ГЦН являются бессальниковыми насосными агрегатами большой мощности и производительности с системой механического уплотнения вала, прокачивающие облученный теплоноситель высоких параметров в условиях радиационных полей высокой интенсивности [1]. К надежности и работоспособности ГЦН предъявляются большие требования, обусловленные необходимостью бесперебойного охлаждения активной зоны ядерного реактора.

Проведенные на стенде исследования параметров ГЦН-195М на основе методов статистической теории распознавания позволили сформулировать ряд важных положений, которые обосновывают один из возможных вариантов диагностической системы, построенный на использовании методов распознавания. Наряду с выполнением функций, реализованных существующими системами контроля и диагностики, основанными на алгоритмическом подходе, они обеспечивают автоматическое принятие диагностических и прогностических решений в отношении режимов работы ГЦН и технического состояния его узлов.

Возможность повышения надежности и гибкости диагностической системы, использующей статистические принципы, основана на экспериментально проверенной в ходе стендовых испытаний исключительной чувствительности виброакустических характеристик к самым незначительным изменениям в работе ГЦН, не улавливаемым при помощи других методов контроля. При этом статистические характеристики виброакустических сигналов в условиях стационарных или квазистационарных режимов работы ГЦН, с учетом индивидуальных особенностей конкретных экземпляров ГЦН, имеют высокую статистическую устойчивость. Последнее обусловлено необходимостью обучения системы (измерение статистических характеристик виброакустических сигналов и штатных параметров) индивидуально для конкретных экземпляров на начальном этапе эксплуатации ГЦН сразу после проведения приемо-сдаточных испытаний. Чувствительность диагностической системы к изменениям в работе ГЦН проверяют в производственных условиях.

Для рассмотренного варианта диагностической системы ГЦН-195М по результатам анализа стендовых испытаний пяти экземпляров ГЦН в условиях десяти стационарных режимов испытаний и восьми переходных (общее количество спектральных реализаций, полученных при исследовании виброакустических сигналов на пяти экземплярах ГЦН, составляет 10500) устанавливаются следующие режимы работы ГЦН-195М, по которым автоматически вырабатывается решение:

- R_0 — «норма»;
- R_1 — «отклонение»;
- R_2 — «опасное отклонение».

При выработке статистических диагностических и прогностических решений как признаки используются характеристики виброакустических сигналов и все штатные параметры (их количество

© И.Г. ШАРАЕВСКИЙ, А.А. АВРАМЕНКО, И.В. ВОЛОШИНА, Г.И. ШАРАЕВСКИЙ, 2009

принято равным 50 для одного ГЦН). Для выполнения штатных функций контроля работы ГЦН используются штатные параметры и полный регламент текущего ремонта ГЦН по штатным параметрам, изложенный в эксплуатационной документации для ГЦН-195М.

Основные функции диагностической системы заключаются в принятии следующих решений:

- диагностического по режиму работы ГЦН;
- диагностического по техническому состоянию ГЦН;
- прогностического по режиму работы ГЦН;
- прогностического по техническому состоянию ГЦН.

Также к ним относится выполнение штатных функций системы контроля относительно регламента, обусловленных эксплуатационной документацией.

Кроме того, система выполняет в ходе работы следующие процессы:

- контроль исправности блоков системы диагностики и правильного функционирования программ обработки;
- дообучение системы по текущим измеренным реализациям;
- документирование и отображение принятых решений;
- выработку предупредительных сигналов;
- передачу установленной информации в АСУ ТП энергоблока.

Основные технические характеристики системы диагностики

Количество штатных датчиков	50
Количество виброакустических датчиков	24
Количество равноценных спектральных каналов спектроанализатора	16
Быстродействие АЦП	1 мкс/преобразование
Разрядность АЦП	10
Продолжительность цикла работы, с	20
Частотный диапазон спектрального анализа случайных сигналов, Гц	1–20
Диапазон нормирования виброакустических сигналов и штатных параметров (по максимальным текущим значениям), В	1
Вычислительная система (IBM PC)	совместимый персональный компьютер
ОЗУ, Мб	1
ПЗУ, Кб	100
Быстродействие регистр/регистр, мкс	1
Внешний накопитель на диске, Мб	100

Система диагностики состоит из четырех идентичных подсистем, объединенных в локальную сеть, в которой одна является ведущей. Подсистемы работают автономно без синхронизации своей работы. Локальная сеть обеспечивает сбор и отображение полученной от подсистем информации о четырех ГЦН и связи с АСУ ТП энергоблока.

Одной из существенных проблем при создании системы распознавания является установление выбора признаков, использующихся при автоматической диагностике. Признаки должны обеспечивать диагностирование заданных классов (режимов, состояний) с необходимой надежностью. Формальных правил выбора и установки признаков не существует, решение может быть обосновано результатами предшествующих измерений, опытом эксплуатации объекта, априорными знаниями о его особенностях, поскольку для практических задач распознавание определенных признаков по математическим моделям путем вычислений или умозрительных выводов не может считаться надежным.

При обучении диагностической системы необходимо обеспечить достаточный объем выборки, ее представительность. Объем выборки определяется по заданной допустимой погрешности и мере риска (надежности). Для допустимой ошибки примерно 0,01 и надежности 0,95 (при нормальном распределении) объем выборки составит около 10000 реализаций.

В процессе обучения обработка реализаций требует измерения признаков разной физической природы, превращения результатов измерений в электрические сигналы, нормирование, регистрацию данных, построение распределений вероятностей, формирование вторичных (комбинированных) признаков, построение многомерных распределений вероятностей побочных признаков. Для выполнения указанных операций используется специализированный измерительный комплекс.

Разработанная система должна обеспечить измерение признаков (виброакустических сигналов, сигналов штатных датчиков ГЦН-195М), их обработку в соответствии с установленными процедурами (дискретизация, превращение, формирование вторичных комбинированных признаков, выработка решений на основе принятых в системе статистических решающих правил).

Структурная схема измерительного комплекса представлена на рис. 1.

На входы блоков *2* и *5* подключены виброакустические и штатные датчики ГЦН-195М. С выхода коммутатора *2* сигналы виброакустических датчиков приходят на вход блока фильтров БФ аналогового равномерного спектроанализатора, а с выхода — на вход АЦП *6*. В результате сигналы вибродатчиков приходят на вход блока фильтров спектроанализатора, а сигналы штатных датчиков по очереди коммутируются на вход АЦП.

Выходной равномерный двоично-десятичный код АЦП поступает в ЭВМ, который запоминает компоненты многомерной реализации. После поступления последнего компонента реализации ЭВМ вычисляет и запоминает распределение вероятностей каждого компонента, и система переходит к следующему циклу работы — измерению и обработке очередной многомерной реализации. Измерения производятся с использованием спектроанализатора, который имеет 16 равноценных частотных каналов от 1 до 20000 Гц.

При проведении этапа обучения диагностической системы ГЦН-195М в производственных усло-

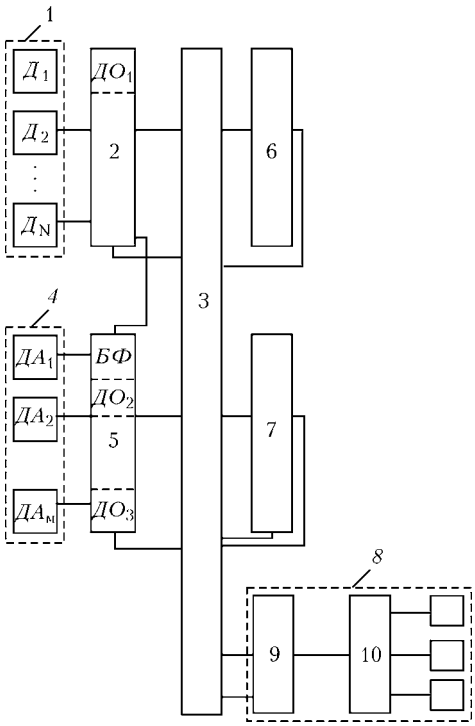


Рис. 1. Структурная схема специализированного измерительного комплекса для исследования характеристик диагностических параметров натурного образца ГЦН-195М: *1* — виброакустические датчики ($Д_1$, $Д_2$–$Д_n$); *2* — коммутатор первого уровня ($ДО_1$); *3* — блок управления; *4* — штатные датчики ($ДА_1$, $ДА_2$–$ДА_m$); *5* — аналоговый равномерный спектроанализатор, состоящий из блока фильтров (БФ), внутреннего электронного коммутатора $ДО_2$, а также коммутатор второго уровня $ДО_3$; *6* — аналого-цифровой преобразователь (АЦП); *7* — цифровой частотомер; *8* — вычислительный комплекс Pentium IV

виях в процессе приемо-сдаточных испытаний штатные датчики подключаются ко входам диагностической системы и их сигналы используются целиком как определяющие признаки наряду с компонентами спектра виброакустических сигналов.

Таким образом, общее количество признаков (например, при использовании 14 виброакустических датчиков) составит 14×16 = 224. В системе дискретизация компонент спектра программно выполнена по 10 уровням.

После измерения распределения признаков по заданному количеству реализаций полученные распределения вероятностей по очереди выводятся на монитор. Система по командам оператора, задающего объем и момент начала измерений, приступает к следующему циклу. В процессе автоматической работы системы производится индикация текущего номера обрабатываемой реализации и общее количество реализаций в данном цикле.

В процессе эксплуатации системы подтвердилась работоспособность выбранного технического решения и расчетная производительность системы.

После занесения очередной 224-мерной реализации в ОЗУ ЭВМ вычислялись распределения вероятностей каждого из 224 признаков (при дискретности в 10 уровней) методом накопления сум. Таким образом, для сохранения в памяти накопленных распределений вероятностей необходимо 224×10 = 2240 регистров для одномерных вероятностей. Для двумерных вероятностей понадобится 100000 регистров памяти (для одного признака 100 комбинаций уровней, двумерных признаков 32×32 = 1000, вместе 100×1000 = 100000 регистров памяти).

При увеличении мерности побочных признаков сокращение объема необходимых памяти и времени вычислений на этапе распознания можно достичь путем сокращения количества уровней дискретизации на этапах формирования побочных признаков.

Блок-схема алгоритма функционирования измерительного комплекса приведена на рис. 2.

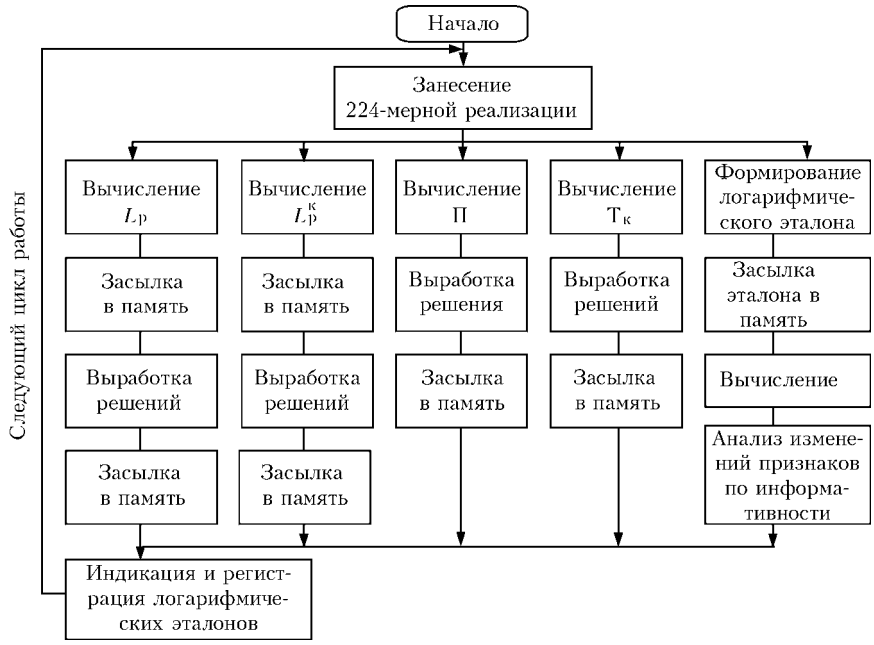


Рис. 2. Структурная схема алгоритма функционирования специализированного измерительного комплекса для исследований информационных характеристик диагностических параметров натурного образца ГЦН-195М

В начале цикла измерений оператор задает количество реализаций в цикле (на практике 100 реализаций в цикле измерений). Сравнение полученных эталонов для каждого цикла одного режима (класса) дает возможность оценить устойчивость полученных распределений вероятностей для каждого из классов. При помощи системы проведено более 6000 224-мерных реализаций признаков. Часть из них в формировании эталонов не принимала участие (контрольная выборка).

В программу обработки результатов измерений входило определение информационной ценности признаков относительно множества классов, подлежащих диагностированию.

В диагностической системе вычисления классов апостериорных вероятностей, по которым принимается решение, производится в логарифмической форме с целью повышения скорости и сокращения объема необходимой памяти. Выбор шкалы и масштабных коэффициентов логарифмических вероятностей определяется точностью (количеством значащих цифр) в представлении выходных вероятностей, их дискретизацией с выбранной разрядностью регистров для сохранения эталонов классов в оперативной памяти диагностической системы. Разрядность регистров выбрана равной 16. Вероятности, полученные при обработке реализаций, округлялись до сотых.

Разработана и опробована математическая модель оперативной оценки текущего технического состояния насосной группы реакторной установки, которая может эффективно использоваться при принятии решений о возможности продолжения межремонтного эксплуатационного периода соответствующего насосного агрегата и обеспечить определение возможности продолжения его ресурса.

Разработаны эффективные алгоритмы распознавания случайных процессов, которые после соответствующего преобразования рассматриваются как многомерные случайные векторы. Автоматическая классификация этих векторов в разработанных алгоритмах реализуется на основе функции правдоподобия.

Применение Байесовского классификатора и решающих функций [2] основано на построении многомерных распределений вероятностей в признаковом пространстве соответствующей мерности, с помощью которого описываются случайные векторы-реализации соответствующих образов, подлежащие автоматической классификации.

В контексте сформулированной задачи распознавания в работе [3] применена искусственная нейронная сеть Хэмминга [4]. Теоретические основы методологии автоматического распознавания аномальных и предаварийных режимов эксплуатации главных циркуляционных насосов АЭС, а также оценки технического состояния этого сложного объекта развиваются и совершенствуются.

1. *Маргулова Т.Х., Подушко Л.А. Атомные электрические станции.* — М.: Энергоиздат, 1982. — 264 с.
2. *Шараевский И.Г.* Метод распознавания начала вскипания теплоносителя в реакторе ВВЭР на основе Байесовского классификатора нейтронных шумов // Промтеплотехника. — 1999. — **21**, № 6. — С. 69–75.
3. *Методология* распознавания и верификации кризисов теплоотдачи в стержневых сборках / А.А. Долинский, И.Г. Шараевский, Н.М. Фиалко и др. // Там же. — 2005. — **27**, — № 6. — С. 66–80.
4. *Cichioki A., Unbehaunen R.* Neural networks for optimization and signals progressing and signal progressing. — N.Y.: Wiley, 1993. — 536 p.

ПРОЕКТ 4.19

Розробка нової адаптивної інтегрованої системи радіаційного контролю для виявлення передаварійних станів технологічних систем АЕС

УДК 681.323

НОВІ ПІДХОДИ ДО СТВОРЕННЯ СИСТЕМ МОНІТОРИНГУ РАДІАЦІЙНОГО СТАНУ НА АЕС

Ю.Л. ЗАБУЛОНОВ, д-р техн. наук, **В.М. БУРТНЯК**, канд. техн. наук, **Л.А. ОДУКАЛЕЦ**, інж.
(Ін-т геохімії навколишнього середовища НАН та МНС України)

Запропоновано концепцію побудови інтегрованих автоматизованих систем моніторингу радіаційного стану АЕС. Такі системи складаються з уніфікованих модулів вимірювання (МВ), які встановлюються безпосередньо на місцях спостереження та центру управління. Описано архітектуру та структуру МВ. Наведено основні властивості МВ і їх програмного забезпечення.

Ключові слова: *моніторинг, модуль вимірювання, структура, архітектура*

Одним із важливих напрямків вирішення проблеми «Управління терміном служби основного обладнання та трубопроводів АЕС» є підвищення ресурсу приладів та пристроїв радіаційного контролю та моніторингу.

Сьогодні на АЕС використовують апаратуру для виявлення радіаційних аномалій та аналізу радіаційного стану, термін експлуатації якої становить десятки років. Розрахована вона переважно на застосування в певних, конкретно детермінованих, умовах спостереження. Діапазон вимірювання цих приладів досить вузький. Вони мають низький поріг чутливості та обмежений термін експлуатації. Таким чином, забезпечення потреб АЕС новими приладами є актуальною задачею.

Сучасні системи автоматизованого контролю та спостереження за безпекою техногенних об'єктів основані на інтеграції розподільних систем моніторування в єдиний комплекс. Тобто інтегрована система — це комплекс обладнання, яке централізовано управляється, використовує спільні лінії зв'язку і бази даних та функціонує за єдиними протоколами. Система повинна мати одну загальну мету — задоволення потреб користувачів у забезпеченні надійного і своєчасного представлення повної, достовірної і конфіденційної інформації про стан технологічних систем АЕС на основі аналізу моніторингових даних.

Головним елементом такої системи є інтелектуальні модулі вимірювання (МВ) [1]. Сучасний МВ можна розглядати як автономну досить складну систему, яка функціонує в режимі реального часу. Як і всі подібні системи, вона складається з різнорідних компонентів — аналогових і цифрових електронних схем, алгоритмів виміру і конструктивних елементів, тобто з сукупності технічних засобів і програмного забезпечення, орієнтованих на автоматичне вирішення завдань, призначених для забезпечення контролю і спостереження за радіаційним станом на АЕС.

Основні функції типового модуля вимірювання. У загальному випадку за допомогою модуля вимірювання в системі автоматизованого контролю та спостереження за радіаційним станом АЕС розв'язують таку групу задач:

- збір вимірювальної інформації про радіаційний стан довкілля;
- обробка і аналіз вимірювальної інформації;
- управління процесами виміру і обробки;
- ідентифікація типу радіаційних забруднень;
- прийняття попереднього висновку про стан довкілля;
- видача по каналах зв'язку узагальненої інформації на центральний пульт інтегрованої системи контролю та спостереження;
- контроль стану апаратури МВ;
- протоколювання проходження обчислювального процесу, команд протоколу обміну, а також діагностування обладнання.

Модуль вимірювання комутує і обробляє потоки інформації, які надходять від таких джерел:

- процесу, якій протікає (дані процесу);
- обслуговуючого персоналу або датчиків;
- системи більш високого рівня, яка диспетчеризує роботу даного модуля в ієрархічній структурі системи спостереження.

Вказані інформаційні зв'язки показані на рис. 1.

Ці інформаційні зв'язки обумовлюють дві особливості МВ, у порівнянні з іншими автоматизованими системами:

- необхідність складної апаратури, яка б забезпечувала технічну реалізацію передачі різноманітної інформації між центральними та виконавчими ланками всієї системи;

© Ю.Л. ЗАБУЛОНОВ, В.М. БУРТНЯК, Л.А. ОДУКАЛЕЦ, 2009

• передачу та обробку даних в реальному масштабі часу, а також спеціальну організацію програмного забезпечення.

Типовий МВ системи спостереження складається з двох основних складових — процесорного блока (ПБ) і системи обміну інформацією (СОІ) [2].

Виходячи із задач, які вирішуються за допомогою МВ у складі інтегрованої системи спостереження, можна визначити такі його основні функції:

• електричне сполучення СОІ з датчиками та приймачами (виконавчими пристроями) — абонентами МВ;

• перетворення різних форм представлення інформації;

• узгодження в часі різних потоків даних — інформаційних та управляючих;

• організація обміну даних абонентів системи для їх обробки в ПБ або реалізація управляючих дій;

• попередня обробка даних для їх використання в ПБ с метою поліпшення часових характеристик та характеристик надійності всього МВ;

• сполучення ПБ та окремих частин МВ з інформаційними та командними лініями зв'язку з центральним пультом системи спостереження або другої ланки ієрархічної системи моніторування;

• забезпечення (при необхідності) розподільної обробки даних в інтегрованих системах.

Сигнали в системі можуть бути представлені в різних формах:

• безперервній або аналоговій (напруга, струм);

• дискретній (різні коди);

• у вигляді разових команд (типу так–ні).

Виходячи із того, що сигнали абонентів є різними системами за своїми характеристиками, то для поєднання їх в єдину управляючу систему всіх абонентів, ПБ и других елементів необхідне сполучення сигналів за їх електричними параметрами.

Різноманітність форм представлення сигналів всіх елементів системи МВ визначає наявність у структурі СОІ елементів, названих перетворювачами інформації, а саме аналого-цифрових, цифро-аналогових и цифро-цифрових.

Значення швидкості передачі інформації в МВ знаходяться у досить широкому діапазоні. Ця обставина потребує узгодження швидкостей передачі даних та сигналів управління в СОІ.

Архітектура МВ. Різнорідність абонентів системи, їх велика кількість одночасно з різноманітністю можливостей потребують чіткої організації обміну інформацією в різних режимах функціонування. Реалізація функцій передачі даних визначає переважно архітектуру МВ, тобто організацію її структури та програмного забезпечення.

Запропоновано при побудові системи спостереження використовувати клієнт-серверну архітектуру, особливо зручну для користувачів інтегральних систем спостереження, оскільки вона дозволяє розділити управління окремими МВ, не порушуючи при цьому вимог до відмовостійкості всієї системи в цілому.

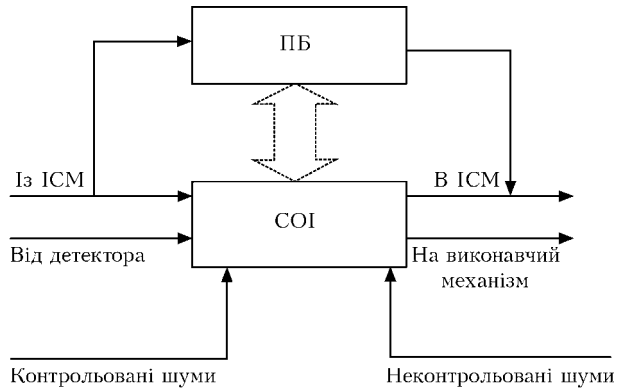


Рис. 1. Інформаційні зв'язки МВ; ІСМ — інтегральна система моніторінгу

Системи, що базуються на клієнт-серверній архітектурі, характеризуються такими перевагами:

• мінімальні витрати на обслуговування процесів;

• максимальна оперативність при обробці даних;

• зручність в обслуговуванні, більшість операцій можуть виконуватися автоматично;

• один оператор може легко обслужити декілька процесів одночасно, без особливих зусиль;

• мінімальні витрати на комунікації між підрозділами організації;

• оперативне і гнучке одержання звітів;

• WEB сервер, СУБД и програмні модулі, що забезпечують функціонування логіки обробки даних, як правило, розміщуються на одному комп'ютері;

• користувачу для взаємодії з системою потрібен звичайний веббраузер;

• працювати з системою можна з усіх комп'ютерів, підключених до Інтернету (при забезпеченні режиму конфіденційності).

Структура МВ. Інтелектуальний МВ об'єднує такі основні підсистеми технічних засобів:

Ядро або підсистема управління. Ними є мікропроцесорний блок, який відповідає за вироблення рішень, що дозволяють управляти всіма штатними підсистемами МВ.

Підсистема сигналізації. Вона забезпечує включення звукової (мовної) сигналізації, а також світлових оповісників у разі виникнення надзвичайної ситуації.

Підсистема забезпечення конфіденційності. Вона включає засоби секретної передачі даних, обмеження доступу користувачів до МВ.

Підсистема радіаційного контролю є стаціонарним радіаційним монітором, який вирішує задачі оперативного контролю радіаційної обстановки та забезпечує виявлення радіоактивних джерел у приміщеннях АЕС.

Підсистема охоронно-пожежної сигналізації (опція) — сукупність спеціалізованих засобів моніторування охоронної та пожежної обстановки.

Підсистема телевізійного спостереження (опція). Ця підсистема забезпечує можливість об'єктивного візуального спостереження за місцем моніторування.



Рис. 2. Функціональна схема системи обробки та аналізу даних

Така структура МВ відображає принцип цілісності системи технічного забезпечення моніторингу радіаційної обстановки на території АЕС і, крім того, забезпечує можливість використання МВ для додаткових, не менш важливих, охоронних функцій.

Основні властивості МВ. Сучасні тенденції розвитку систем спостереження та моніторування, які використовують передові технології в області цифрової мікроелектроніки, свідчать про їх стрімке зростання. При цьому відмінними особливостями процесу їх створення є такі властивості:

розподіл функцій між програмним та апаратним забезпеченням. Через необхідність скорочення часу розробки нових МВ та зменшення витрат на всіх етапах їх життєвого циклу, а також у зв'язку з підвищенням інтелекту подібних систем все більш функціональне навантаження розробник перекладає на програмне забезпечення, залишаючи за апаратним складником лише операції низького рівня. Переваги такого підходу очевидні як для розробника, так і для користувача, який одержує можливість подальшої функціональної модернізації виробу без заміни апаратної частини. Однак технологічний цикл розробки та експлуатації таких систем потребує сучасних підходів, які відповідають новим потребам;

підвищена ступінь відповідальності. Поряд з великими вимогами щодо надійності та коректності роботи, розширенням функціональних можливостей на програмно-апаратні системи покладається і велика відповідальність;

ускладнення математичного (алгоритмічного) забезпечення. Розширення функціональних можливостей та забезпечення сучасних вимог, які пред'являються до МВ, вимагають створення усе більш складних алгоритмів роботи автоматизованих систем та засобів їх обслуговування. При цьому ефективність таких алгоритмів не може бути обгрунтована теоретично або повністю підтверджена в ході обмеженого терміну випробувань. Таким чином, реалізація експертного методу оцінки логіки роботи системи, а також можливість оперативного уточнення алгоритмів роботи системи на всіх етапах її життєвого циклу стає основою її ефективної експлуатації;

незалежність програмного забезпечення від апаратної платформи. З підвищенням інтелекту програмно-апаратних систем логіка їх роботи реалізована у вигляді програмного забезпечення, стає незалежною від апаратної платформи, на якій виконується це програмне забезпечення.

Структура програмного забезпечення. В умовах підвищення ролі та відповідальності програмного забезпечення, постійного ускладнення логіки його роботи та формування потреб переносу алгоритмічної складової на різні апаратні платформи виникає необхідність у новому погляді на принципи побудови програмного забезпечення.

Будь-яка автоматизована програмно-апаратна система, що розв'язує в масштабі реального часу покладену на неї задачу, характеризується наявністю таких функціональних процесів [3] (рис. 2):

- приймання даних із зовнішніх джерел — будь-яких датчиків або інших систем;
- обробка та аналіз інформації, яка надходить у систему (можливо з формуванням проміжних даних), прийняття відповідних рішень;
- передача даних зовнішнім користувачам — засобам відображення інформації, виконавчим механізмам, іншим системам.

Для системи, яка реалізує подібні функціональні процеси, можна визначити такі поняття:

перелік параметрів — сукупність атрибутивної інформації про параметри (вхідні, проміжні, вихідні, системні), які використовуються системою в процесі її роботи;

зріз параметрів — процес зіставлення параметрів з переліку їх значень на який-небудь (наприклад, теперішній) момент часу;

менеджер часу — управляюча підсистема програмного забезпечення, яка реалізує обрану стратегію розподілу часового ресурсу для виконання поставлених перед МВ задач;

ядро системи — компонент програмного забезпечення системи, який реалізує загальні для всієї системи функції (підтримку поточного зрізу параметрів і управління часом);

системний сервіс — компонент програмного забезпечення системи, який взаємодіє з апаратними ресурсами. Такі сервіси можуть включати файлову систему, систему розподілення динамічної пам'яті, графічну підсистему, доступ до портів вводу/виводу, доступ до системного часу та перериванню таймера тощо;

програмний модуль — компонент програмного забезпечення системи, який реалізує специфічну для конкретної системи вимогу за її призначенням;

програмний інтерфейс — стандартизований на рівні системи перелік функцій, за допомогою яких компоненти системи використовують її ресурси — системні сервіси, зріз параметрів, менеджер часу тощо.

На рис. 3 показана загальна структура програмного забезпечення системи, яка характеризується розділенням його на взаємодіючі компоненти за їх функціональним призначенням з урахуванням наведених вище визначень.

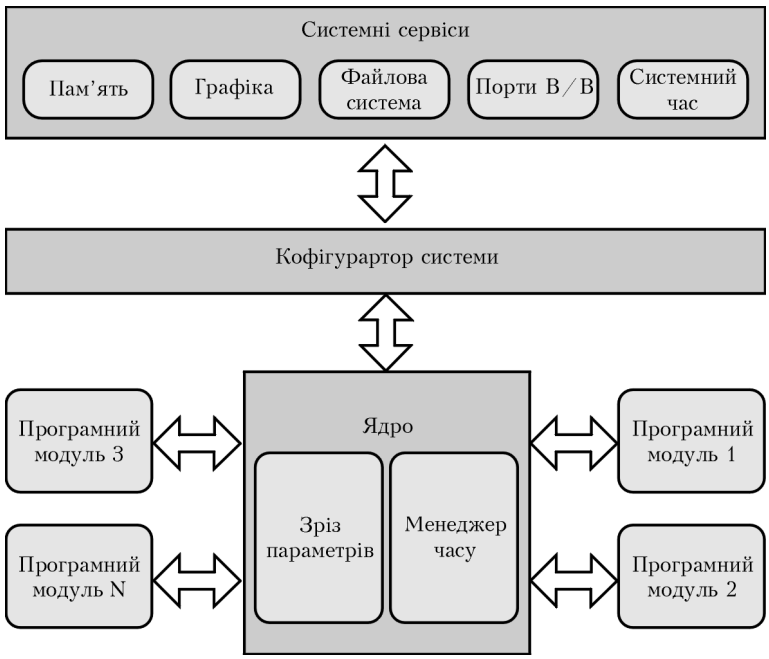


Рис. 3. Структурна схема програмного комплексу

Конфігуратор системи є залежною від платформи програмою, яка виконується і отримує управління при запуску. Функція конфігуратора полягає в ініціалізації ядра і передачі йому управління. Крім того, конфігуратор надає інтерфейси до системних сервісів ядра і через нього — до всіх модулів системи.

Важливо зазначити, що для роботи програмної системи запропонованої структури потрібна лише реалізація системних сервісів як поєднувальної з апаратними ресурсами компоненти. Такі сервіси можуть бути реалізовані на засобах, що надаються операційною системою (ОС) загального призначення (наприклад, Windows або Linux), однак за відсутності такої ОС сервіси можуть бути реалізовані в складі прикладної системи.

Принциповою також є властивість перенесення ядра і модулів на рівні текстових модулів між платформами, в тому числі як незаявлених, так і тих, що підтримуються у вихідних вимогах при їх формуванні. Такий підхід, хоча і потребує додаткових витрат на етапі розробки, проте забезпечує гарантію ідентичності процесу управління роботою системи і логіки її роботи на будь-якій платформі. Тим самим забезпечується незалежність програмного забезпечення (алгоритмічної її частини) від конкретної апаратури.

Висновки

1. Запропонована концепція побудови інтегрованих автоматизованих систем моніторингу радіаційного стану АЕС є уніфікованою та оптимальною. Вона складається з МВ, встановлюваних безпосередньо на місцях спостереження та центру управління. До кожного МВ підключається певний вид датчиків, які спрацьовують при досягненні заданого рівня. Кожний модуль забезпечений установкою попереджувальної сигналізації, яка повідомляє світловим або звуковим сигналом про рівень радіації, що перевищує значення припустимого рівня.

2. Як додаткові функції до модуля можна підключати датчики пожежної сигналізації та телевізійного спостереження. Вся інформація від датчиків після первинної обробки надходить у центр управління інтегрованої системи моніторингу.

3. Завдяки стандартним каналам та протоколам обміну інформацією користувачі одержують можливість користуватись технологію керованих «сервісів». Ця технологія дозволяє користувачам слідкувати за процесом спостереження з віддалених місць. При цьому система забезпечує конфіденційність та режим секретної передачі даних.

4. Функціональні можливості МВ розширяються та змінюються у відповідності з вимогами ринку. Постійний діалог між розробниками і користувачами повинен реалізуватися у багатофункціональній програмі, орієнтованій на широке практичне застосування. Розробку програмного забезпечення треба вести таким чином, щоб перехід на нову операційну систему або зміна апаратного забезпечення, а також розширення можливостей системи не вимагали повного перенесення всіх системних даних, чим забезпечується безперервність функціонування системи.

1. *Забулонов Ю.Л., Лисиченко Г.В.* Нові засоби оперативного контролю за нерозповсюдженням ядерно-радіаційних матеріалів // Сб. науч. тр. Севастопольского нац. ин-та ядерной енергетики и пром-сти. — Севастополь, 2005.— Вып. 12. — С. 31–38.
2. *Алексеев А.В.* Управление технической системой безопасности в промышленности // Системы безопасности. — 2004. — № 6. — С. 16–21.
3. *ГОСТ Р 51904–2002.* Программное обеспечение встроенных систем. Общие требования к разработке и документированию. — М.: Стандарт, 2002. — 14 с.

ПРОЕКТ 4.20

Розроблення технології зварювання елементів трубопроводів та вузлів устаткування із різнорідних сталей для підвищення ресурсу атомних енергоблоків

УДК 621.791.052:658.562:621.039

ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ ТРУБОПРОВОДОВ ИЗ РАЗНОРОДНЫХ СТАЛЕЙ

О.Г. КАСАТКИН, д-р техн. наук, **А.К. ЦАРЮК, В.Ю. СКУЛЬСКИЙ**, кандидаты техн. наук, **А.Р. ГАВРИК, С.И. МОРАВЕЦКИЙ**, инженеры (Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Проанализированы основные факторы, способствующие коррозионному растрескиванию сварных соединений трубопроводов из разнородных сталей. Предложены сварочные материалы и технология сварки, дающие возможность повысить сопротивляемость сварных соединений локальным коррозионным повреждениям.

Ключевые слова: *трубопроводы, разнородные сварные соединения, структура сварных соединений, хрупкие прослойки, аустенитная и углеродистая стали*

В трубопроводах второго контура энергоблоков АЭС коррозионному разрушению больше всего подвержены сварные соединения труб из разнородных сталей (аустенитной и низколегированной) [1]. При ремонте трубопровода обычно не применяют монтажную сварку. На место удаленного дефектного участка вваривают изготовленную на специальном производстве сварную вставку, имеющую, однако, также ограниченный ресурс работы.

Проведенные ранее исследования показали, что коррозионному растрескиванию и разрушению указанных соединений способствуют неоднородность металла сварных соединений, образование хрупких и ослабленных прослоек, напряженное состояние и водородное охрупчивание металла.

Основными факторами, оказывающими влияние на ресурс сварных соединений разнородных сталей, являются их химическая и структурная неоднородность в местах соединения аустенитных и перлитных сталей из-за смешивания этих металлов в сварочной ванне и диффузии различных элементов, особенно углерода.

В указанных участках сварного соединения возможно образование легированного мартенсита с достаточно высоким содержанием углерода. Данный мартенсит имеет высокое значение твердости, определяемое концентрацией углерода, а также низкую пластичность.

Остаточные напряжения в однородных и разнородных сварных соединениях существенно отличаются после проведения термической обработки. При охлаждении в процессе отпуска разнородных соединений новые остаточные напряжения возникают из-за разного теплового расширения сталей в сварном соединении.

Напряжение растяжения возникает в аустенитной части сварного соединения. При сварке стыков труб из разнородных сталей напряжения на внутренней поверхности аустенитной трубы являются растягивающими, а в трубе из перлитной стали — сжимающими. При оценке напряженного состояния соединения необходимо учитывать структурные напряжения. В мартенситных прослойках они могут быть во много раз выше остаточных.

Важным фактором, оказывающим влияние на работоспособность разнородных сварных соединений, является водород. Сочетание трех факторов (диффузионно-подвижного водорода, мартенситных структур и напряженного состояния) может привести к замедленному разрушению сварного соединения [2]. При этом образуются локальные дефекты и микротрещины по границам бывших аустенитных зерен. Развитие процесса замедленного разрушения может привести к быстрому межкристаллическому коррозионному растрескиванию сварного соединения.

Повышения ресурса разнородных сварных соединений можно достичь в результате разработки различных технологических мероприятий, обеспечивающих минимальное проплавление основного металла и предотвращение образования хрупких и обезуглероженных прослоек.

Анализ существующих отечественных и зарубежных высоколегированных сварочных материалов показал, что они не позволяют полностью исключить образование химической и структурной неоднородности в разнородных сварных соединениях, а также формирование мартенситных и обезуглероженных прослоек.

Для предотвращения образования мартенситных прослоек необходимо исключить возможность смешивания при сварке перлитного и аустенитного металлов. С этой целью можно облицовывать

© О.Г. КАСАТКИН, А.К. ЦАРЮК, В.Ю. СКУЛЬСКИЙ, А.Р. ГАВРИК, С.И. МОРАВЕЦКИЙ, 2009

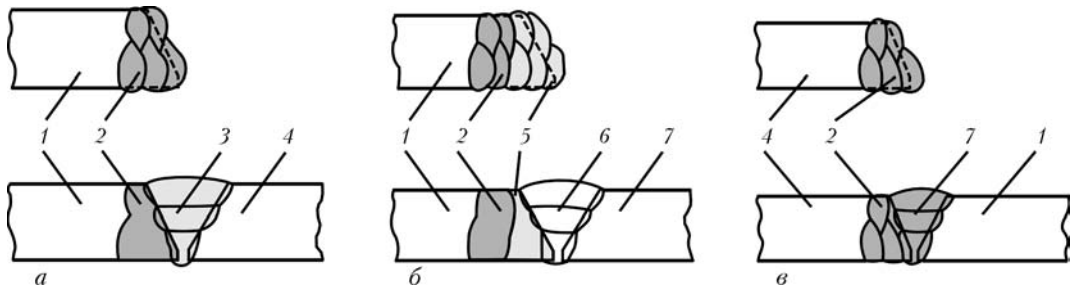


Рис. 1. Схемы первого (*а*), второго (*б*) и третьего (*в*) технологических вариантов сварных соединений разнородных сталей: *1* — основной металл (сталь 20); *2* — наплавка армко-железа; *3* — шов, сваренный с применением присадочного металла Св-10Х16Н25АМ6; *4* — основной металл (сталь 08Х18Н10Т); *5* — наплавка присадочного металла Св-10Х16Н25АМ6; *6* — шов, сваренный с применением присадочного металла Св-04Х19Н11М3; *7* — шов, сваренный с применением армко-железа в качестве присадочного металла

кромку перлитной стали технически чистым железом (армко-железом) с низким содержанием углерода. При наплавке доля основного металла должна быть небольшой. В этом случае удается избежать образования легированного металла с содержанием углерода более 0,05 %. В железе с малым содержанием углерода не образуется твердый мартенсит с высокой плотностью дислокаций.

Универсальным способом уменьшения диффузионного перемещения углерода является введение никеля в металл шва или облицовка кромок этим металлом. Необходимая концентрация никеля в шве должна увеличиваться по мере повышения рабочей температуры сварного соединения.

В работе оценены следующие варианты технологии сварки разнородных сталей с использованием прослойки из технически чистого железа:

• предварительная аргонодуговая наплавка двух слоев из армко-железа на кромку стали 20 (рис. 1, *а*). После механической обработки кромки выполняли сварку с аустенитной сталью с использованием проволоки Св-10Х16Н25АМ6;

• наплавка на кромку стали 20 слоя армко-железа, затем двух слоев с присадкой проволоки Св-10Х16Н25АМ6. После механической обработки кромки производили сварку соединения с присадкой проволоки Св-04Х19Н11М3 (рис. 1, *б*);

• наплавка на кромку стали 08Х18Н10Т слоя армко-железа. После механической обработки наплавленной кромки выполняли аргонодуговую сварку соединения с присадкой технического железа (рис. 1, *в*).

Полученные по разным технологическим вариантам сварные соединения из сталей 20 и 08Х18Н10Т разрезали на поперечные темплеты для проведения механических и металлографических исследований.

Полученные в результате исследований показатели прочности, угла загиба и ударной вязкости удовлетворяли требованиям, предъявляемым к сварным соединениям сталей 20 и 08Х18Н10Т.

На рис. 2 приведены структуры металла характерных зон сварного соединения разнородных сталей:

• участок полной перекристаллизации или нормализации (рис. 2, *в*), в котором после фазовой перекристаллизации металл приобрел мелкозернистую структуру;

• участок перегрева, на котором рядом с наплавкой слоя армко-железа (рис. 2, *г*) в стали 20 образовалась грубая структура из крупных участ-

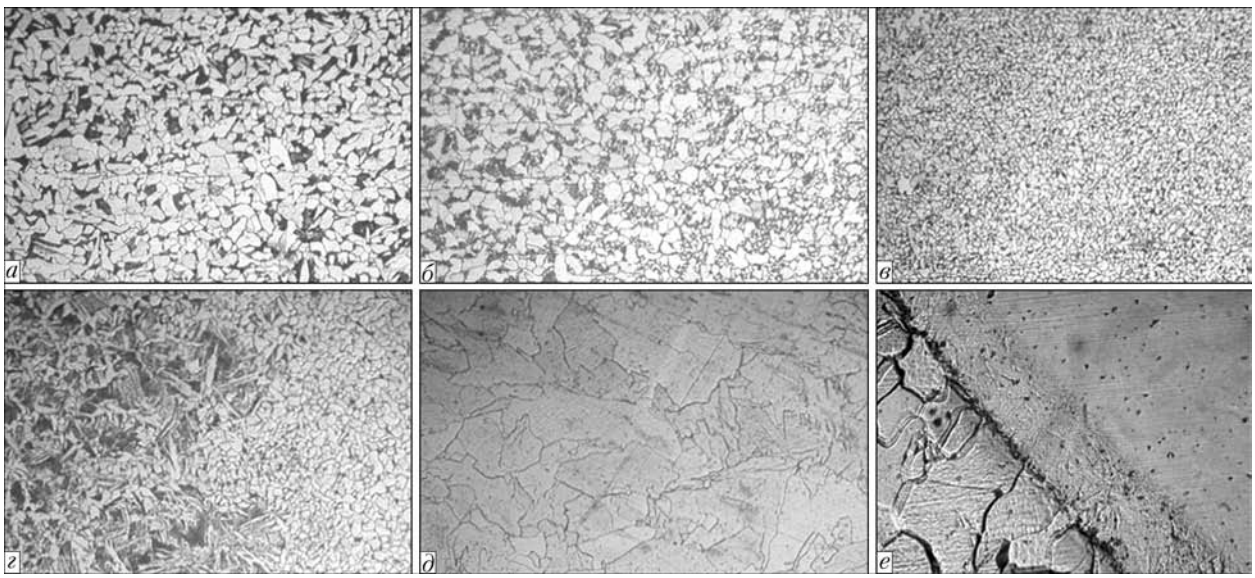


Рис. 2. Микроструктуры (*а*–*д* — ×200; *е* — ×1000) различных зон в ферритном металле сварных соединений разнородных сталей: *а* — сталь 20; *б* — сталь 20, участок неполной перекристаллизации; *в* — сталь 20, участок нормализации; *г* — зона сплавления стали 20 с армко-железом; *д* — наплавка армко-железа; *е* — зона сплавления наплавки с аустенитным швом

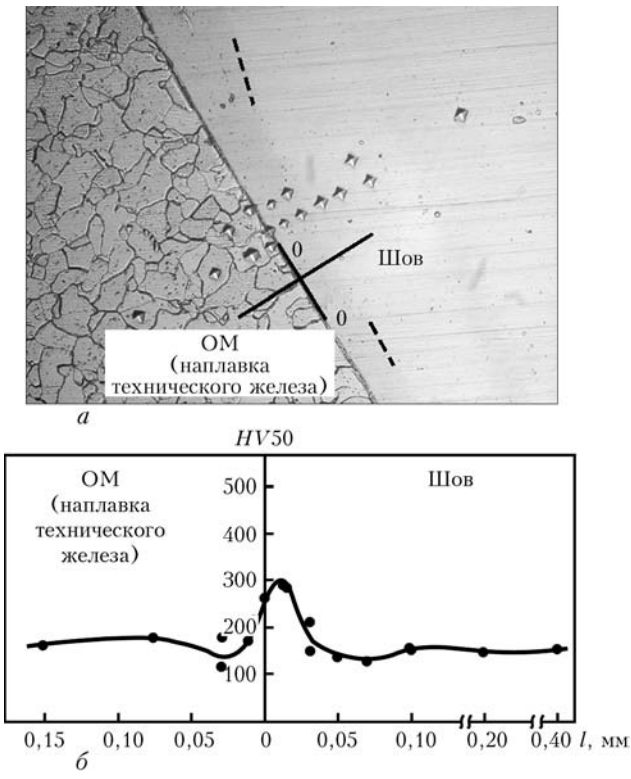


Рис. 3. Структура (*а* — ×250) и изменение микротвердости (*б*) на участке сплавления наплавленного на сталь 20 слоя технического железа и металла шва, выполненного проволокой Св-10Х16Н25АМ6; *l* — расстояние

ков феррита и перлита (видманштеттова структура). Наплавка армко-железа вблизи стали 20 имеет мелкозернистую структуру, а из-за перемешивания с основным металлом в наплавке присутствовали отдельные перлитные участки;

• металл наплавки технического железа (рис. 2, *д*) имеет чисто ферритную структуру с относительно крупным зерном;

• участок сплавления слоя армко-железа с аустенитным металлом шва (рис. 2, *е*), на котором видны крупные зерна феррита и слой неперемешавшегося с металлом шва расплава армко-железа.

В зависимости от условий перемешивания металла в сварочной ванне переход от армко-железа может быть резким или иметь слой с мелкодисперсной структурой, представляющий собой металл, сформировавшийся в результате неполного расплавления фрагментов зерен технического железа и отсутствия перемешивания такого расплавленного металла с аустенитным металлом шва (или наплавки).

По-видимому, в этом случае на формирование таких прослоек оказывает влияние более высокая температура плавления технического железа (около 1530 °С, по сравнению с примерно 1380 °С у аустенитного металла) и узкий интервал температур кристаллизации, способствующий его быстрому затвердеванию при колебаниях температуры в процессе сварки, а также затруднению перемешивания с аустенитным расплавом.

Металл соединения на участке перехода от слоя технического железа к слою наплавленного металла типа Св-10Х16Н25АМ6 имеет аналогичную микроструктуру (рис. 3).

Из результатов измерений видно, что в аустенитном металле шва или наплавки на участке переменного состава у основы (технического железа) из-за различного долевого участия расплавленного нелегированного и наплавляемого высоколегированного металлов образуются микроучастки с повышенной твердостью, значительно более низкой, чем у мартенсита. Из-за неоднородного перемешивания расплавов железа и аустенитного металла, кроме участков с повышенной твердостью, формируются микроучастки с твердостью аустенита.

Полученные результаты показали следующее:

• при наплавке переходного нелегированного безуглеродистого слоя железа и последующей сварки аустенитным швом обнаружено миграцию углерода и образование карбидных прослоек, характерных для зоны сплавления стали 20 с аустенитным металлом шва;

• не происходит миграция углерода и формирование обезуглероженной прослойки в стали 20 на участке ее сплавления с подслоем из технического железа;

• на участках сплавления техническое железо–аустенитный металл наплавленного шва из-за долегирования расплава железа легирующими элементами и углеродом из аустенитной проволоки формируются микроучастки с переменной твердостью.

Исследования варианта технологии с наплавкой на кромку стали 08Х18Н10Т слоя армко-железа и аргонодуговой сварки соединения с присадкой армко-железа показали, что в данном соединении на участке сплавления первого слоя наплавки армко-железа на аустенитную сталь не образовывались зоны с высокой твердостью металла, характерные для закалочных структур. На этом участке сварного соединения не обнаружено перераспределение углерода и образование карбидных прослоек.

Результаты исследований плоских образцов показали, что граница сплавления аустенитной и низкоуглеродистой сталей является более однородной, если производить наплавку низкоуглеродистой стали на аустенитную и заполнять шов ферритным металлом. Однако заполнение шва низкоуглеродистым нелегированным металлом приводит к снижению прочности сварного соединения.

В дальнейшем для заполнения шва использовали в качестве присадочного материала армко-железо, легированное небольшим количеством упрочняющих элементов. В целом показатели механических свойств разнородных сварных соединений, выполненных по предлагаемой технологии, полностью соответствуют требованиям, регламентируемым ПНАЭ Г-7-010–89 для оборудования АЭС.

Выводы

1. В ходе предварительных коррозионных испытаний сварных соединений установлено, что сварные соединения сталей 20 и 08Х18Н10Т в нейтральной среде хлористого натрия (pH = 6,5–7,0) представляют собой сложный многоэлектродный элемент с разностью потенциалов между основными металлами в сварном соединении до 0,5 В, что обусловливает интенсивное разрушение металла в зоне сплавления.

2. В процессе испытаний сварных соединений при нагружении до $0{,}90\sigma_т$ в кипящем растворе смеси азотнокислого кальция и нитрита аммония в образцах, сваренных как по штатной технологии, так и при наплавке технического железа на кромки стали 08Х18Н10Т, обнаружено коррозионное растрескивание. В аналогичных условиях испытаний образцов с наплавкой кромок углеродистой стали армко-железом коррозионное растрескивание не обнаружено.

3. Разработанную технологию сварки трубопроводов второго контура из разнородных сталей предполагается аттестовать на Хмельницкой АЭС.

1. *Земзин В.Н.* Сварные соединения разнородных сталей // Сварка и свариваемые материалы. — М.: Металлургия, 1991. — Т. 1. — С. 422–442.
2. *Макаров Э.Л.* Холодные трещины при сварке легированных сталей. — М.: Машиностроение, 1981. — 248 с.

ПРОЕКТ 4.21

Впровадження технології ультразвукової комп'ютерної томографії для моніторингу експлуатаційної деградації металу товстостінних елементів АЕС

УДК 669.1/534(03)

ОЦІНЮВАННЯ СТУПЕНЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ ДЕГРАДАЦІЇ МЕТАЛУ ТОВСТОСТІННИХ ТРУБОПРОВОДІВ АЕС ЗАСОБАМИ УЛЬТРАЗВУКОВОЇ КОМП'ЮТЕРНОЇ ТОМОГРАФІЇ

В.В. КОШОВИЙ, І.М. РОМАНИШИН, кандидати техн. наук, **Р.І. РОМАНИШИН,** інж.,
Р.В. ШАРАМАГА, асп. (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України),
М.А. ШАМА, заст. нач. служби контролю металу (ВП «Рівненська АЕС»)

Розглянута проблема оцінювання експлуатаційної деградації металу товстостінних трубопроводів АЕС неруйнівним методом ультразвукової комп'ютерної томографії. Описана методика оцінювання об'ємної однорідності ступеня експлуатаційної деградації металу, яка передбачає ультразвукове сканування поля контролю з поверхні трубопроводу, реєстрацію розсіяного мікроструктурою металу ультразвукового сигналу, 3D-томографічну реконструкцію просторового розподілу розсіюючої здатності металу та оцінювання об'ємного розподілу ступеня експлуатаційної деградації на основі обчислення запропонованого параметра.

Ключові слова: *АЕС, трубопровід, метал, експлуатаційна деградація, об'ємна однорідність, неруйнівний контроль, ультразвук, комп'ютерна томографія*

Актуальною задачею сучасного матеріалознавства є оцінювання експлуатаційної деградації матеріалу неруйнівними методами. Для дослідження та оцінки пошкоджуваності металу використовують феноменологічні підходи: прямі і непрямі методи [1]. До прямих методів відносять фрактографію. Серед непрямих методів — вимірювання відносного відхилення виміряних значень різних фізико-механічних характеристик (ФМХ) металу (густини, модуля пружності, мікротвердості, електричного опору та ін.) від їх еталонних значень. Один з підходів до оцінювання пошкоджуваності конструкційних металів, яка обумовлена, у першу чергу їх експлуатаційною деградацією, грунтується на багатократному вимірюванні твердості та обчисленні статистичних характеристик вимірюваних величин, наприклад, параметрів розсіювання твердості [2]. Фізичним обгрунтуванням цього підходу є те, що ступінь розсіювання ФМХ металу залежить від його структурного стану, який змінюється у процесі деградації.

Однак такий підхід не дозволяє оцінювати просторовий (об'ємний) розподіл (ПР) ступеня деградації матеріалу, наприклад, по товщині товстостінного виробу, що є актуальним для товстостінних металевих трубопроводів, оскільки в процесі експлуатації метал різних частин тіла трубопроводу деградує по різному.

Пропонований у даній роботі підхід до оцінювання переддефектного стану металу і до прогнозування областей можливого виникнення дефектів позбавлений цього обмеження і грунтується на припущенні, що деградація металу є просторово-часовим процесом і супроводжується посиленням неоднорідності просторового розподілу ФМХ та параметрів напружено-деформованого стану (НДС) [3, 4]. Він передбачає експериментальне визначення ПР ФМХ і структурних характеристик металу та параметрів неоднорідного НДС неруйнівними методами. Одним з найбільш високоінформативних та завадостійких неруйнівних методів експериментального дослідження неоднорідної структури металів на мезорівні (~ 1 мм для сталей) у переддефектному стані є метод ультразвукової комп'ютерної томографії (УЗКТ) [5], який грунтується на реєстрації розсіяного мікроструктурою металу ультразвукового (УЗ) сигналу, параметри якого є найбільш чутливими до структурних змін [6–8].

Томографічну реконструкцію ПР розсіюючих властивостей середовища можна проводити на основі реєстрації трансмісійного і розсіяного мікроструктурою металу УЗ сигналів [9–11]. Збільшення коефіцієнта розсіювання ультразвуку мікроструктурою металу призводить до зменшення інтенсивності трансмісійного УЗ сигналу, але до збільшення інтенсивності розсіяного УЗ сигналу. Дана робота присвячена розробці методу УЗКТ на основі реєстрації зворотньорозсіяного УЗ сигналу та способу оцінювання об'ємного розподілу ступеня деградації металу на основі томографічних зображень.

© В.В. КОШОВИЙ, І.М. РОМАНИШИН, Р.І. РОМАНИШИН, Р.В. ШАРАМАГА, М.А. ШАМА, 2009

Томографічна реконструкція на основі сферичних проекцій. Традиційний підхід до томографічної реконструкції за сферичними проекціями є близьким до діагностичної технології SAFT [11]. Розглянемо товстолистовий плоскопаралельний виріб товщиною h. Сумістимо координатну площину XOY з верхньою поверхнею цього виробу. Вісь OZ направимо перпендикулярно вверх до площини виробу. Нехай функція $f(x, y, z)$ описує ПР розсіюючих властивостей мікроструктури матеріалу.

Збір даних здійснюється прямим суміщеним УЗ перетворювачем, кут при вершині діаграми спрямованості якого складає Θ і який сканує об'єм виробу, переміщуючись по його поверхні і реєструючи УЗ сигнал, розсіяний назад мікроструктурою металу. Візьмемо на поверхні виробу точку (x_0, y_0) і обчислимо усереднені значення функції $f(x, y, z)$ по півсферах з центром у точці (x_0, y_0) і з різним радіусом R:

$$p(x_0, y_0, R) = \frac{1}{\Delta V} T \iint\limits_{(V)} \int f(\tilde{x}, \tilde{y}, \tilde{z})\delta \times \\ \times (\sqrt{(\tilde{x} - x_0)^2 + (\tilde{y} - y_0)^2 + (\tilde{z}^2 - R)}\, d\tilde{x}d\tilde{y}d\tilde{z}. \quad (1)$$

Множник $1/\Delta V$ введений для узгодження розмірності. При практичній реалізації усереднення шляхом дискретизації множник $1/\Delta V$ враховує кількість значень, по яких проводиться усереднення. Область зміни радіусу R – $(0–h)$. Це означає, що функція $p(x_0, y_0, R)$ визначена на площині (x_0, y_0), яка відповідає поверхні виробу, а також при $0 \le R \le h$. В результаті збору даних отримуємо набір проекцій у вигляді (1).

Томографічне відновлення здійснюється шляхом оберненого проектування по півсферах:

$$g(x, y, z) = \frac{1}{\Delta S} \iint\limits_{(S)} p(x_0, y_0 \times \\ \times \sqrt{(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 + z^2}\, dx_0 dy_0. \quad (2)$$

Інтегрування проводиться по поверхні виробу, внаслідок чого визначаються значення функції в об'ємі виробу на основі проекцій, визначених за виразом (1). Вклад в точці (x, y, z) вносять тільки окремі проекції $p(x_0, y_0, R)$, для яких виконується умова:

$$\sqrt{(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 + z^2} \le h. \quad (3)$$

Тобто для кожної точки (x, y, z) інтегрування проводиться по площі, для точок якої задовольняється умова (3). Множник $1/\Delta S$ введений для узгодження розмірності. При практичній реалізації «оберненого проектування» (2) шляхом дискретизації множник $1/\Delta S$ враховує кількість значень, які «вносять вклад» у точку (x, y, z). Підставивши вираз для сферичної проекції (1) у (2), отримаємо інтегральне співвідношення (4) між шуканим і відновленим розподілами, яке представляє послідовне усереднення по півсферах (1) і по площі (2) з врахуванням умови (3) і зводиться до сферичного перетворення Радона [12]:

$$g(x, y, z) = \frac{1}{\Delta S \Delta V} \iint\limits_{(S)} \int \iiint\limits_{(V)} f(\tilde{x}, \tilde{y}, \tilde{z})\delta \times \\ (\sqrt{(\tilde{x} - x_0)^2 + (\tilde{y} - y_0)^2 + \tilde{z}^2} - \\ - \sqrt{(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 + z^2})\, dx_0 dy_0 d\tilde{x}d\tilde{y}d\tilde{z}. \quad (4)$$

Аналітичний аналіз можливостей даного методу є достатньо складним.

Безсітковий підхід до томографічного відновлення на основі криволінійних проекцій. Практична реалізація традиційного методу томографічного відновлення на основі виміряних проекційних даних шляхом побудови сумарного зображення (СЗ) в процесі оберненого проектування вимагає розбиття об'єму об'єкту контролю на елементарні пікселі (вокселі) з подальшим розрахунком вагових коефіцієнтів кожного пікселя в кожному промені [13]. Для об'єктів з криволінійними границями або при відновленні за криволінійними проекціями така процедура вимагає великого обсягу обчислень. Пропонується новий безсітковий підхід до томографічного відновлення, який не вимагає використання сітки пікселів і зводиться до наступних процедур [14]:

- вимірювання проекційних даних;
- обернене проектування по всіх виміряних проекціях і формування файлу даних із значеннями відновлюваного параметра в точках, які належать виміряним проекціям;
- побудова СЗ шляхом усереднення отриманих в результаті оберненого проектування даних по елементарних об'ємах (пікселях або вокселях), форму і розмір яких (шаблон) задає дослідник залежно від геометрії зразка і точності відновлення.

На відміну від традиційного безсітковий підхід має ряд переваг.

Традиційний підхід	Запропонований підхід
Будується СЗ в процесі оберненого проектування шляхом сумування вкладу кожної проекції в кожний піксель на основі величини проекції і геометрії перетину пікселя.	1. Проводиться обернене проектування для всіх проекцій і формується файл результатів оберненого проектування по полю контролю. 2. Будується СЗ шляхом усереднення результатів оберненого проектування в межах вибраного шаблону.
Об'єм об'єкту контролю попередньо розбивається на елементарні комірки.	Не потрібно
Розраховуються координати входу-виходу кожної проекції для кожної комірки.	»
Розраховуються вагові коефіцієнти кожної проекції в кожній комірці.	»

Томографічне відновлення на основі розсіяного УЗ сигналу. Томографічна реконструкція ПР розсіюючих властивостей металу грунтується на залежності розсіяного сигналу від ПР розсіюючих властивостей його мікроструктури. Встановити аналітичний зв'язок між розсіюючими властивостями матеріалу і параметрами розсіяного УЗ сигналу на основі дедуктивного підходу важко через складності і багатофакторності задачі.

Характерні розміри розсіюючої неоднорідності, яку можна виділити на основі реєстрації розсіяного УЗ сигналу, визначаються довжиною зондуючої хвилі λ. Для сталей ($c \sim 5 \cdot 10^3$ м/с) на частоті зондуючого УЗ сигналу 5 МГц $\lambda \sim 1{,}2$ мм. Отже, на основі реєстрації розсіяного УЗ сигналу можна отримувати інформацію про розсіюючі властивості сталі, лінійні розміри неоднорідності яких перевищують міліметри.

Аналіз процесу розсіювання ультразвуку в металі показав, що із збільшенням перерізу розсіювання амплітуда розсіяної назад складової зростає [15]. Тому як інформативний параметр про розсіюючі властивості мікроструктури вибрана амплітуда розсіяного УЗ сигналу. Проаналізуємо основні ефекти, які супроводжують поширення УЗ хвилі у металі і які слід враховувати.

При поширенні УЗ хвилі у металі відбувається її загасання із-за розсіювання і поглинання. Цей факт необхідно враховувати. Слід зауважити, що детальний аналіз відносного вкладу поглинання/загасання проведений лише для окремих спрощених випадків при певних гіпотезах [16]. Тому на практиці при використанні амплітуди розсіяного УЗ сигналу як інформативного параметру про розсіюючі властивості мікроструктури металу враховують цей факт на основі феноменологічних моделей.

Крім того, при поширенні сферичної УЗ хвилі у металі спостерігається поступове зменшення амплітуди зондуючого УЗ сигналу з відстанню r, яке обумовлене геометричною розбіжністю і у випадку сферичної хвилі пропорційне $1/r$. У роботі [17] наведена теоретична оцінка впливу загасання і геометричної розбіжності на томографічне відновлення, яка свідчить про правомірність нехтування геометричною розбіжністю при томографічному відновленні, оскільки похибка складає ~10 %. Амплітуда розсіяного УЗ сигналу істотно залежить також від діаграми спрямованості (ДС) УЗ перетворювачів.

Метод томографічного відновлення при реєстрації розсіяного УЗ сигналу. Метод УЗКТ для циліндричних виробів при односторонньому доступі до їх зовнішньої поверхні, розроблений авторами, передбачає проведення наступних операцій:

- УЗ зондування матеріалу з поверхні виробу прямим суміщеним УЗ перетворювачем;
- реєстрація розсіяного УЗ сигналу у вигляді А-сканів [18];
- оброблення зареєстрованого А-скану та формування сферичних проекцій з урахуванням ефектів загасання, геометричного розходження і форми зондуючого сигналу;
- побудова 2D-зображень, зокрема:
- усередненого по товщині виробу 2D-розподілу розсіюючої здатності металу в області поля контролю у вигляді панорамного зображення С-скану;
- усередненого по товщині виробу 2D-розподілу загасання УЗ сигналу в області поля контролю у вигляді панорамного зображення С-скану;
- 3D-томографічна реконструкція ПР розсіюючої здатності металу на основі сферичних проекцій за безсітковим підходом з урахуванням ДС УЗ перетворювача.

З математичної точки зору описаний метод грунтується на сферичному загасаючому перетворенні Радона [12, 17]. Детальний аналітичний аналіз на основі цього перетворення є досить складним і для практичного дослідження непридатний. Тому у даній роботі дослідження методу УЗКТ при реєстрації розсіяного УЗ сигналу проведено шляхом чисельного моделювання і експерименту, який включав експериментальну реєстрацію розсіяного УЗ сигналу і відновлення томографічних зображень розсіяної складової.

Відмітимо важливу особливість методу УЗКТ за сферичними проекціями при зборі даних із зовнішньої поверхні виробів циліндричної форми. Вона пов'язана з характерним для цих виробів ефектом фокусування проекцій, який призводить до суттєвої залежності якості відновленого томографічного зображення від глибини. Ступінь фокусування визначається кривизною циліндричної поверхні. Для певної кривизни фокусування проекцій у циліндричному виробі може повністю анігілювати ефекти погіршення якості томографічного відновлення на основі сферичних проекцій, обумовлені зменшенням з глибиною кількості проекцій в одиниці об'єму та збільшенням радіуса кожної проекції.

На якість томографічного відновлення за сферичними проекціями впливають:

- параметри схеми збору даних, зокрема: крок сканування по поверхні виробу, крок дискретизації по r, крок дискретизації по кутах інтегрування (при усередненні по сферах), кут розкриву ДС УЗ перетворювача (кут розкриву «антени»);
- параметри томографічного відновлення (включають параметри збору даних);
- обмеження застосовуваного методу (наприклад, оберненого проектування);
- методи попередньої обробки зареєстрованого сигналу;
- форма, розмір та параметри усереднюючого «шаблону»;
- параметри відновлюваних просторових розподілів (якщо апріорі відомі).

Чисельне моделювання дозволило зробити основні висновки щодо методу УЗКТ за сферичними проекціями, зокрема:

- існує оптимальний кут розкриву «антени», при якому якість відновлення найкраща;

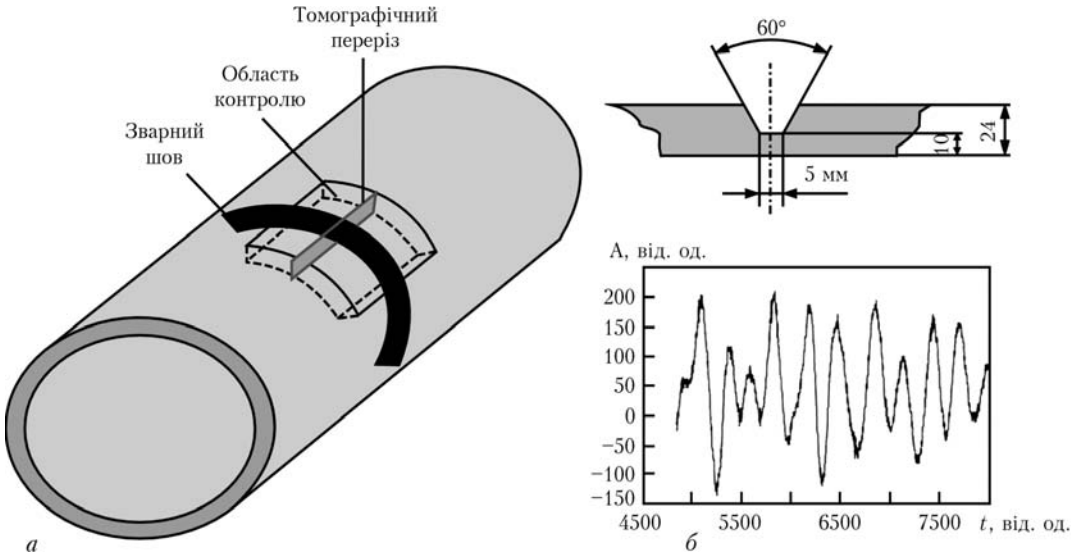


Рис. 1. Геометрія поля контролю, збору даних і томографічного відновлення, ескіз зварного з'єднання (*а*) та часова реалізація зареєстрованого УЗ сигналу (A-scan) (*б*)

• для великих кутів розкриву «антени» (півсфера) якість відновлення погіршується через збільшення площі поверхні проекції, по якій здійснюється інтегрування;

• для малих кутів розкриву антени якість відновлення погіршується через зменшення кількості проекцій в одиниці об'єму;

• скінченний крок сканування по поверхні виробу при куті розкриву «антени», меншому 90°, призводить до формування «мертвої зони» по товщині виробу, у якій відсутні проекції, що обумовлює появу методичної похибки запропонованого методу;

• роздільча здатність томографічного відновлення зменшується із збільшенням розмірів «шаблона»;

• вибір форми і розмірів «шаблона» слід узгоджувати з просторовою частотою досліджуваного ПР, параметрами збору даних і оберненого проектування;

• побудова зображень на основі даних файлу оберненого проектування може проводитись багатократно, не перераховуючи задачу, з використанням різних «шаблонів».

Експериментальна апробація методу на трубопроводах Рівненської АЕС. Прямий УЗ перетворювач сканує поверхню сегменту товстостінного трубопроводу живильної води зі зварним швом (рис. 1, *а*) з кроком 5 мм у полі контролю 11×25 точок і з частотою дискретизації 250 МГц реєструє зворотньорозсіяний мікроструктурою металу УЗ сигнал частотою 5 МГц (рис. 1, *б*).

Аналіз та обробка А-скану. На початок часової реалізації розсіяного УЗ сигналу типу A-scan (надалі А-скан), зареєстрованого в одній точці поля сканування, впливають перехідні процеси, обумовлені електромагнітним і акустичним впливом зондуючого УЗ імпульсу, що призводять до появи «мертвої зони» по товщині. Ця зона, поряд з «мертвою зоною», обумовленою схемою збору даних, часто є визначальною для отримання якісного томографічного зображення всього об'єму виробу.

Для оцінювання впливу параметрів попередньої обробки А-сканів УЗ сигналу на якість відновленого томографічного зображення досліджено вплив параметрів усереднення (модулів чи квадратів відліків реалізації А-скану) та кількості відліків, по яких здійснюється усереднення. Томографічні зображення, відновлені на основі усереднених квадратів, є більш контрастними, ніж зображення, відновлені на основі усереднених модулів. Тобто при відновленні на основі усереднених квадратів підсилюється інформація про «сильно» розсіюючі неоднорідності, в той же час втрачається інформація про слабо розсіюючі неоднорідності. Для оцінювання ПР розсіяної складової в широкому діапазоні інтенсивностей більш ефективним є усереднення модулів А-скану. При збільшенні кількості відліків, по яких здійснюється усереднення А-скану для формування проекційних даних у вигляді сферичних проекцій, збільшується крок відновлення по радіусу, що призводить до зменшення кількості проекцій в одиниці об'єму та «погашення» вищих просторових частот у відновленому зображенні. В той же час зменшення кількості відліків, по яких здійснюється усереднення, призводить до «зашумленості» відновленого зображення.

На першому етапі проводилось усереднення квадратів відліків зареєстрованого А-скану на певному інтервалі. Кожному значенню усередненого А-скану відповідає певна область розсіювання в об'ємі матеріалу, а саме сфера з центром в точці вводу-прийому сигналу і радіусом $r = t/2c$, який визначається часом поширення сигналу. «Товщина» такої сфери визначається кількістю відліків, за якими здійснюється усереднення.

Інтегральна оцінка розсіяної складової. Для інтегральної оцінки ПР розсіюючої здатності металу по товщині зразка в області контролю необ-

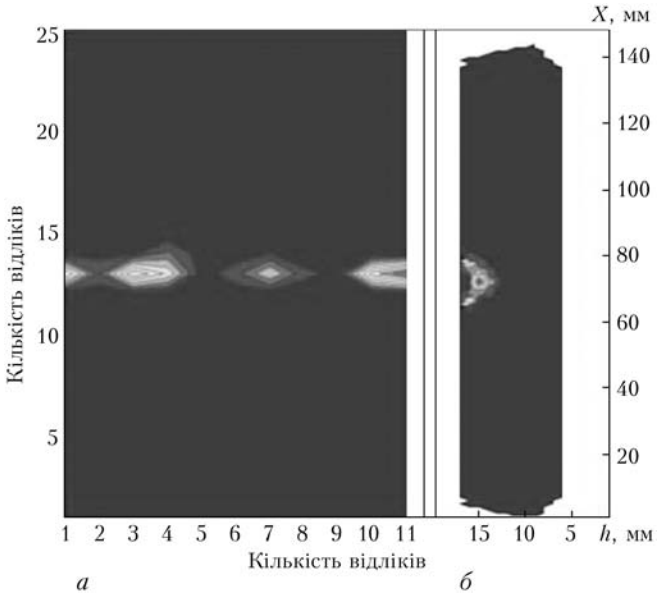


Рис. 2. Експериментальні результати томографічного відновлення просторового розподілу розсіюючої здатності металу: *а* — зображення С-скан; *б* — томографічне зображення по товщині *h*, яке відповідає третій лінійці зліва на зображенні С-скан

хідно побудувати панорамне зображення у вигляді С-скану (С-скан). Таке зображення наведене на рис. 2, *а*. Воно відповідає полю контролю 11× ×25 точок. Кожна точка цього зображення отримана шляхом усереднення квадратів відліків зареєстрованого УЗ сигналу по всій реалізації А-скан:

$$S(i, j) = \sum_{k=1}^{N} \frac{S_k^2}{N}, \qquad (5)$$

де N — кількість відліків часової реалізації сигналу (А-скану).

Зображення С-скан є пошуковим зображенням, на основі якого можна визначати аномальні області, які надалі необхідно досліджувати по глибині методами 3D-томографії. Видно, що в області зварного шва розсіююча здатність мікроструктури металу відрізняється від розсіюючої здатності основного металу.

3D-томографічне відновлення. На основі зареєстрованих А-сканів будується 3D-сумарне зображення розсіюючої здатності мікроструктури металу в об'ємі виробу за безсітковим підходом [14]. При цьому «мертва зона» по товщині, обумовлена впливом зондуючого сигналу, склала близько 13 мм від поверхні виробу; за даними кожного зареєстрованого А-скану формувались сферичні проекції шляхом усереднення квадратів відліків А-скану на 80 дискретах, що охоплювало півтора періода зондуючого сигналу (на основі одного А-скану формувалось біля 10 сферичних проекцій); кутова ширина ДС УЗ перетворювача складала ±30°, а крок по кутах — 2°; розмір шаблона 1×1×3 мм^3.

На рис. 2, *б* наведене відновлене томографічне зображення перерізу по товщині, яке відповідає третій лінійці на зображенні С-скан (рис. 2, *а*). Наведені зображення підтвердили добре узгодження томографічного зображення розсіюючої здатності мікроструктури металу з розмірами зварного з'єднання (рис. 1, *а*).

Врахування загасання. При поширенні в металі УЗ хвиля загасає із-за ефектів розсіювання та поглинання. Розділення цих ефектів вимагає спрощуючих припущень. На практиці загасання сигналу враховується на основі феноменологічних моделей. При цьому для кожного усередненого А-скану розраховується коефіцієнт загасання і коригуються сферичні проекції, що отримуються з цього А-скану. Врахування загасання дозволяє покращити якість томографічного відновлення по товщині.

Врахування форми зондуючого сигналу проводиться шляхом обчислення взаємокореляційної функції зареєстрованого А-скану та відбитого донного сигналу. Слід відмітити, що через зашумленості розсіяного УЗ сигналу повторюваність окремих А-сканів значно гірша, ніж повторюваність отриманих на їх основі зображень типу С-скан і, особливо, томографічних зображень. Це обумовлено тим, що технологія УЗКТ є завадостійкою і має фільтруючі властивості при дії високочастотних шумів.

Кількісне оцінювання. Пропонований підхід щодо кількісного оцінювання грунтується на припущенні, що деградація матеріалу супроводжується локалізованим посиленням об'ємної структурної неоднорідності металу. Це визначає нерівномірність ПР розсіяної складової на томографічних зображеннях. Для кількісного оцінювання нерівномірності ПР розсіяної складової і, відповідно, ступеня деградації металу, за томографічними зображеннями запропоновано параметр *SNR* [19], адекватний параметру сигнал/шум, що використовують при порівнянні досліджуваного зображення з еталонним:

$$SNR = 10 \lg \frac{\sum\limits_i \sum\limits_j a_{ij}^2}{\sum\limits_i \sum\limits_j (a_{ij} - \bar{a})^2}, \qquad (6)$$

де $a_{ij} (i = 1,2, \ldots, N; j = 1,2, \ldots, M)$ — елементи зображень; $\bar{a} = \frac{1}{MN} \sum\limits_{i=1}^{N} \sum\limits_{j=1}^{M} a_{ij}$ — середнє значення.

Для однорідного зображення (при відсутності неоднорідностей) $a_{ij} = \bar{a} (i = 1,2, \ldots, N; j = 1,2, \ldots, M)$, а параметр $SNR \to \infty$. Даний параметр практично не залежить від величин a_{ij}, а тільки від нерівномірності їх просторового розподілу, причому із зростанням ступеня деградації величина параметру *SNR* зменшується. Запропонований параметр можна обчислювати як для всього об'єму контролю, так і для томографічних зображень окремих перерізів, або для довільних кривих. На основі обчислених значень параметра *SNR* для томографічних зображень різних пере-

різів можна ставити задачу томографічного відновлення ПР параметра *SNR* за допомогою 2D-перетворення Радона.

Методика оцінювання ступеня експлуатаційної деградації металу передбачає:

- ультразвукове сканування виробу із зовнішньої поверхні з реєстрацією розсіяного мікроструктурою матеріалу УЗ сигналу у вигляді А-сканів, обробку зареєстрованих А-сканів та формування сферичних проекцій;
- 3D-томографічне відновлення ПР розсіюючої здатності металу в об'ємі виробу;
- оцінювання нерівномірності ПР розсіюючої здатності за відновленими томографічними зображеннями на основі співвідношення (6).

Експериментальна апробація методики. Для перевірки правомірності використання запропонованого параметра *SNR* в діагностичних задачах проведені експерименти на трьох об'єктах:

- трубопровід живильної води другого контуру одного із блоків Рівненської АЕС (в промислових умовах), який має термін напрацювання $T_н \cong$ $\cong$ 250 тис. год.;
- сегмент нового трубопроводу, наданий Рівненською АЕС, метал якого не має напрацювання $T_н = 0$;
- сегмент трубопроводу ТЕС з невідомим терміном напрацювання.

Оцінювання ступеня деградації матеріалу по товщині тіла трубопроводу проводилося на основі обчислення параметра (6) за відновленими томографічними зображеннями розсіюючої здатності ультразвуку структурою металу в окремих перерізах, розташованих вздовж трубопроводу по лініях, рівновіддалених від його осі. Така методика усуває методичну похибку, властиву методу УЗКТ на розсіяному сигналі і зв'язану із загасанням сигналу. Очевидно, що для однорідного розподілу (при відсутності «шуму») значення параметра *SNR* буде великим. Із збільшенням деградації (зростанням «шуму») відношення сигнал/шум буде зменшуватися. Отже, менш деградовані ділянки будуть характеризуватися більшими значеннями параметра *SNR*. Деградація металу трубопроводу по товщині (від внутрішньої до зовнішньої поверхні) буде зменшуватися і буде супроводжуватися збільшенням значення критерію *SNR*. Для трубопроводу без напрацювання (без деградації) така тенденція не матиме місця, а відношення сигнал/шум буде вищим, ніж для трубопроводів з напрацюванням.

На рис. 3 наведені приклади отриманих експериментально томографічного і панорамних виду С-скан зображень ПР розсіюючої здатності ультразвуку мікроструктурою металу та розподіли параметра *SNR* вздовж товщини тіла трубопроводу.

На графіках на рис. 3, *б*, 3, *г*, 3, *е* інформативними є ті частини, які лежать всередині між пунктирними лініями. За цими лініями знаходяться «мертві зони», які формуються за рахунок впливу на акустичний канал томографа імпульсних акусто-електромагнітних наводок і донного сигналу.

Зміна параметра *SNR* по товщині у перерізі трубопроводу живильної води з валиком підсилення з напрацюванням близько 250 тис. год. (рис. 3, *а*) свідчить про вищу «зашумленість» зображення нижніх шарів тіла трубопроводу, що обумовлено вищим ступенем деградації металу в цих шарах.

Аналогічні експерименти проводилися також на сегменті трубопроводу ТЕС, метал якого мав невідомий термін напрацювання, та на сегменті трубопроводу живильної води на Рівненській АЕС, метал якого ще не мав напрацювання. При цьому у першому випадку сканування здійснювалося прямим УЗ перетворювачем на частоті 5 МГц з кроком 5 мм, а реєстрація розсіяного мікроструктурою металу УЗ сигналу з частотою дискретизації 25 МГц у полі контролю 21×21 точок. У другому випадку збір даних проводився шляхом сканування прямим УЗ перетворювачем з кроком 5 мм, а реєстрація розсіяного УЗ сигналу частотою 5 МГц з частотою дискретизації 250 МГц у полі контролю 11×10 точок.

Як видно з результатів експериментів, зміна величини параметра *SNR* вздовж товщини стінки трубопроводу з нульовим напрацюванням не має явно виражених тенденцій до пониження або підвищення з глибиною, відсутня також тенденція збільшення параметра *SNR* від внутрішньої по-

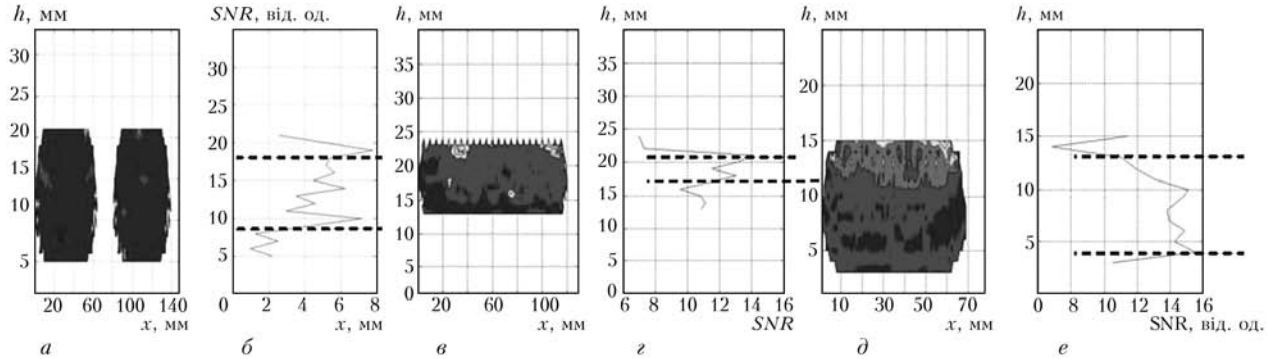


Рис. 3. Томографічне зображення (*а*) та панорамні зображення С-скан (*в, д*) просторового розподілу розсіяної складової УЗ сигналу та графіки розподілів по товщині величини параметра *SNR* в перерізах трубопроводу живильної води з валиком підсилення з терміном напрацювання $T_н \cong 250$ тис. год (*а, б*), трубопроводу ТЕС з невідомим терміном напрацювання (*в, г*) і трубопроводу живильної води без напрацювання (*д, е*)

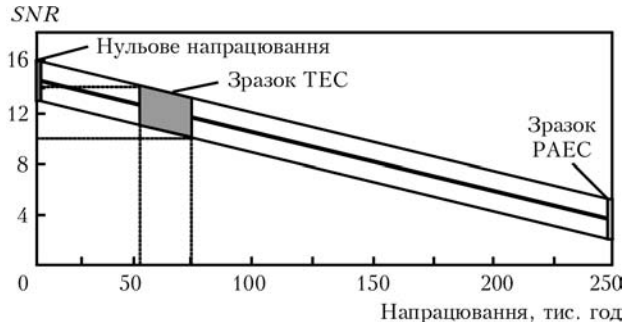


Рис. 4. Графік залежності величини параметра *SNR* від терміну напрацювання металу

верхні до зовнішньої, яка характерна для об'єктів з напрацюванням, що свідчить про більш-менш рівномірний ПР розсіюючої здатності мікроструктури металу в об'ємі тіла трубопроводу, оскільки його метал ще не має експлуатаційного напрацювання і деградаційні процеси ще не проявилися.

Експериментальні дослідження показали, що для металу трубопроводу з напрацюванням близько 250 тис. год. величина параметра $SNR \cong (2–4)$ і зростає від внутрішньої до зовнішньої поверхні трубопроводу, що відображає зменшення ступеня деградації металу. Для металу трубопроводу без напрацювання значення параметра $SNR \cong (12–16)$ і не спостерігається його зміни вздовж товщини тіла трубопроводу.

Отримані результати дозволили запропонувати нову методику неруйнівного оцінювання терміну напрацювання металу трубопроводу на основі експериментального визначення величини параметра *SNR*, яку ілюструє графік, наведений на рис. 4.

Для цього по осі абсцис відкладемо час напрацювання металу трубопровода, по осі ординат — значення параметра *SNR*. Побудуємо відповідний графік за даними (з експериментальним розкидом) обчисленого параметра *SNR* для трубопроводу з нульовим напрацюванням (зліва (14–16)) та з напрацюванням ~250 тис. год. (справа (3–6)). Відкладаючи на цьому графіку експериментально отримані значення параметра $SNR \cong (10–14)$ для трубопроводу ТЕС з невідомим терміном напрацювання, отримуємо оцінку терміну напрацювання $T_н$ металу цього трубопроводу, а саме $T_н \cong (50–75)$ тис. год.

Запропонована неруйнівна методика експериментального оцінювання об'ємного розподілу ступеня експлуатаційної деградації металу в товстостінних трубопроводах реалізується з використанням розробленого портативного комп'ютерного томографа UST-05M, є простою для прикладної реалізації, практично не вимагає додаткового обладнання та особливої підготовки об'єкту контролю. Ця методика на протязі 2008–2009 років проходить промислову апробацію на об'єктах Рівненської АЕС.

1. *Бобырь Н.И., Бабенко А.Е., Халимон А.П.* Континуальная механика поврежденности и ее использование в задачах сложного малоциклового нагружения // Техн.. диагностика и неразруш. контроль. — 2008. — № 4. — С. 25–34.
2. *Лебедев А.А.* Новые характеристики деградации материала на стадии развития рассеянных повреждений // Там же. — 2008. — № 4. — С. 35–44.
3. *Панин В.Е.* Современные проблемы пластичности и прочности твердых тел // Изв. вузов. Физика. — 1998. — № 1. — С. 7–34.
4. *Природа* локализации пластической деформации твердых тел / В.Е. Панин, В.Е. Егорушкин, А.В. Панин, Д.Д. Моисеенко // ЖТФ. — 2007. — 77. Вып. 8. — С. 62–69.
5. *Технології* і засоби ультразвукової комп'ютерної томографії для неруйнівної оцінки об'ємної однорідності властивостей матеріалу у товстолистових конструкціях обладнання АЕС / В.В. Кошовий, О.Є. Левицький, А.Б. Лозинський, І.М. Романишин // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. — 2006. — С. 196–201.
6. *Розробка* ультразвукових методів визначення структурної неоднорідності матеріалів на основі реєстрації розсіяного сигналу / Заключний звіт про НДР, № держ. реєстрації 0105U004307. — Львів: Фізико-механічний інститут НАН України. — 2007. — 154 с.
7. *Романишин Р.І.* Моделювання технологій ультразвукової томографії на основі реєстрації розсіяного сигналу для контролю циліндричних виробів / Всеукраїнська конференція молодих вчених «Сучасне матеріалознавство: матеріали та технології» СММТ-2008. Тези конф. 12–14 листопада 2008 р., Київ. — Київ, 2008. — С. 249.
8. *Розробка* технологій ультразвукової томографії на основі реєстрації розсіяного сигналу для контролю циліндричних виробів / В.В. Кошовий, М.А. Шама, І.М. Романишин та ін. // Металлофизика и новейшие технологии. — 2008. — Т. 30. — С. 677–687.
9. *Горшков В.А., Кренинг М.* Сравнительный анализ томографии на трансмиссионном и рассеянном рентгеновском излучении // Дефектоскопия. — 2006. — № 4. — С. 83–95.
10. *Томография* на рассеянном излучении (обобщающая статья) / В.А. Горшков, М. Кренинг, В.М. Юмашев и др. // Заводская лаборатория. — 2006. — **72**, № 1. — С. 24–32.
11. *Осипов А.В.* Акустическая томография // Зарубежная радиоэлектроника. — 1991. — № 5. — С. 3–29.
12. *Ambartsoumian G., Patch S.K.* Thermoacoustic tomography — implementation of exact backprojection formulas (arXiv: math.NA/0510638v1).
13. *Kak A.C., Slaney M.* Principles of Computerized Tomographic Imaging. — IEEE Press, 1988. — 322 p.
14. *Романишин Р.И.* Бессеточный подход к томографическому восстановлению неоднородностей в объектах с криволинейными границами // Материалы 14 Междун. конф. «Современные методы и средства неразрушающего контроля и технической диагностики». — Ялта, 10–20 окт. 2006 г. — С. 69–71.
15. *Труэлл Р., Эльбаум Ч., Чик Б.* Ультразвуковые методы в физике твердого тела. — М.: Мир, 1972. — 308 с.
16. *Селищев С.В., Терещенко С.А.* Нестационарная двухпотоковая модель переноса излучения для томографии рассеивающих сред // ЖТФ. — 1997. — **67**, № 5. — С. 61–65.
17. *Терещенко С.А.* Методы вычислительной томографии. — М.: Физматлит, 2004. — 320 с.
18. *Акустические* методы контроля / Под ред. Сухорукова В.В. — М.: Высш. шк., 1991. — 283 с.
19. *Оценка* эксплуатационной деградации материала на основе томографических изображений рассеянной составляющей ультразвука / В.В. Кошевой, И.М. Романишин, Р.И. Романишин и др. // Материалы 9-ой междунар. промыш. конф. «Эффективность реализации научного ресурсного и промышленного потенциала в современных условиях». — 9–13 февр. 2009 г., п. Славское, Карпаты. — Киев, 2009. — С. 138–141.

ПРОЕКТ 4.22

Провести дослідження стосовно підвищення надійності трубопроводів і обладнання АЕС України за рахунок керованого зниження залишкових напружень в зоні ремонту зварюванням

УДК 621.791:621.039.6:620.192.25:519.245

ДОСЛІДЖЕННЯ МЕТОДОМ МОНТЕ-КАРЛО ВПЛИВУ РОЗКИДУ ЗНАЧЕНЬ НЕРЕЛАКСОВАНИХ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ І В'ЯЗКОСТІ РУЙНУВАННЯ МАТЕРІАЛУ В ЗОНІ ЗВАРНОГО З'ЄДНАННЯ № 4 КОРПУСУ РЕАКТОРА ВВЕР-1000 НА РИЗИК ПОРУШЕННЯ ЦІЛІСНОСТІ ПРИ ТЕРМОШОЦІ

О.А. ВЕЛИКОІВАНЕНКО, канд. фіз.-мат. наук, академік НАН України **В.І. МАХНЕНКО,**
Г.П. РОЗИНКА, Н.І. ПІВТОРАК, інженери (Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

У роботі досліджено вплив розкиду значень нерелаксованих залишкових напружень і в'язкості руйнування матеріалу в зоні зварного з'єднання № 4 корпусу енергетичного ядерного реактора ВВЕР-1000 на ризик порушення цілісності при термошоці, пов'язаному з аварійною ситуацією.

Ключові слова: *нерелаксовані залишкові напруження, варіація в'язкості руйнування сталі 15Х2НМФА, зміщення критичної температури крихкості, метод Монте-Карло, ймовірність порушення цілісності*

Роль нерелаксованих залишкових напружень у зварних конструкціях досить добре вивчена. Відомо їхній вплив на опір крихким, утомним і корозійним руйнуванням. Стосовно зварних з'єднань товстостінних конструкцій типу корпусів енергетичних блоків атомних реакторів, які піддаються в процесі експлуатації радіоактивному опроміненню, що сприяє зниженню опору крихкому руйнуванню, це питання обговорювалося в багатьох роботах. Проте багато чого ще залишається недостатньо вивченим, що зумовлено значними труднощами в проведенні експериментальних вимірювань для зварних з'єднань великих товщин (200 мм і більше). Розвиток розрахункових методів, пов'язаних з прогресом обчислювальної техніки, і створення на цій основі розрахунково-експериментальних методів дозволяє досить адекватно прогнозувати процеси утворення залишкових напружень при зварюванні й термічному обробленні в зоні розглянутих з'єднань [1]. В цих методах основна інформація щодо просторового розподілу залишкових напружень забезпечується розрахунковим шляхом, а експериментальні вимірювання на доступних поверхнях служать для валідації розрахункових даних.

Для проведення розрахунків нерелаксованих залишкових напружень у зоні зварних з'єднань із урахуванням особливостей технології зварювання (наплавлення) і наступного термічного оброблення зручно використовувати відповідні проблемно-орієнтовані пакети комп'ютерних програм типу SYSWELD, WeldPredictions або загальніші пакети типу ANSYS та ін. В даній роботі використовувався пакет WeldPredictions, розроблений в ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, за допомогою якого досліджувався залишковий напружений стан в зоні зварного з'єднання № 4 (рис. 1) після наплавлення захисного аустенітного шару та наступного високого відпуску за штатною технологією.

Простежування розвитку пружно-в'язко-пластичних деформацій в процесі зварювального нагрівання та наступного термооброблення здійснювалося на основі теорії плинності, асоційованої з умовою плинності Мізеса, тобто на кожному кроці простежування зв'язок між приростом тензора деформацій $\Delta\varepsilon_{ij}(i, j = r, \beta, z$ на рис. 1) представляється у вигляді [1]

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \psi(\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma), \qquad (1)$$

де ψ — функція стану матеріалу в даній точці r, β, z, яка складається із трьох доданків

$$\psi = \frac{1}{2G} + \Delta\lambda + \Omega\Delta t, \qquad (2)$$

які враховують розвиток пружних деформацій $1/2G$ (G — модуль зсуву), деформацій миттєвої пластичності $\Delta\lambda$ (на основі умови плинності Мізеса) і деформацій повзучості $\Omega\Delta t$ (Ω — фун-

© О.А. ВЕЛИКОІВАНЕНКО, В.І. МАХНЕНКО, Г.П. РОЗИНКА, Н.І. ПІВТОРАК, 2009

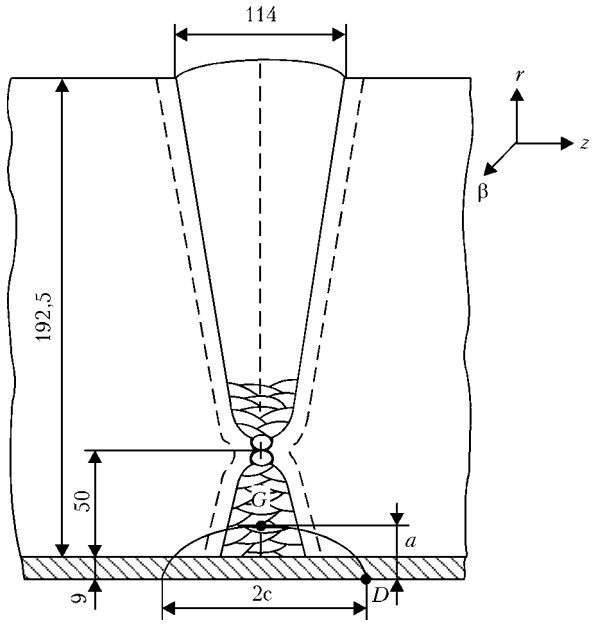


Рис. 1. Схема поперечної тріщини в зоні стикового зварного з'єднання № 4 корпусу ВВЕР-1000

кція повзучості; Δt — інтервал простежування); $\delta_{ij}\sigma$ — кульовий тензор напружень.

Властивості основного металу і матеріалу наплавлення, необхідні для розрахунку температурних полів і відповідної кінетики розвитку пружнопластичних деформацій, наведені в роботі [1]. Дані на рис. 2 з роботи [1] використовувалися для одержання функції повзучості у вигляді

$$\Omega(\sigma_i, T) = \Omega_1(\sigma_i)\Omega_2(T), \qquad (3)$$

де σ_i — еквівалентне (інтенсивність) напруження; T — температура.

В результаті одержали для $4 \le t < 20$ год наступне:

для основного металу $\Omega_1(\sigma_i) = \sigma_i^n (n = 5{,}0)$;

для матеріалу наплавлення $\Omega(\sigma_1, T) \cong 0$;

$$\Omega_2(T) = A \exp\left(\frac{G}{T + 273}\right), \text{ МПа}^{-6}\cdot\text{год}^{-1};$$

$G = -131848$ °С; $A = \exp(103{,}16)$.

На рис. 3 наведені розрахункові дані щодо розподілу залишкових напружень після наплавлення

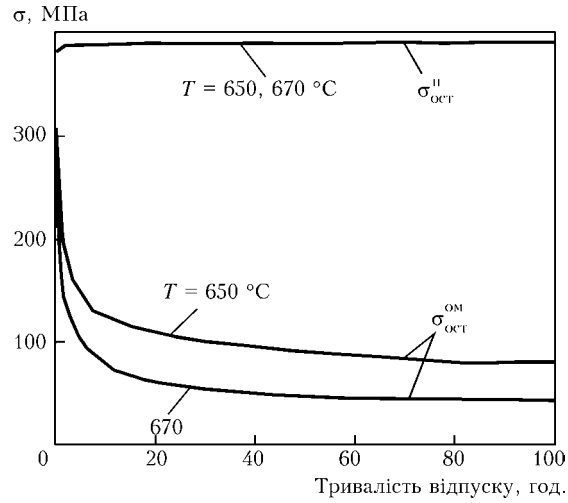


Рис. 2. Залежність залишкових напружень $\sigma^{н}_{ост}$ у наплавленні та $\sigma^{ом}_{ост}$ в корпусі реактора від тривалості та температури відпуску

захисного аустенітного шару в зоні зварного з'єднання. Видно, що рівень окружних $\sigma_{\beta\beta}$ і поперечних σ_{zz} напружень після повного охолодження досягає 870 і 550 МПа, що вказує на необхідність відповідного термооброблення для зниження їхнього рівня. Штатне термооброблення (високий відпуск) передбачає нагрівання корпусу в печі зі швидкістю приблизно 50 °С/год до температури витримки близько 650 °С на протязі приблизно 10 год і потім охолодження разом з піччю. Враховуючи можливу варіацію в параметрах режиму високого відпуску, а також з метою оцінки ефективності різних режимів відпуску, в роботі [2] було розглянуто дев'ять варіантів режимів, зазначених у табл. 1.

На рис. 4 для варіанта № 1 наведені епюри нерелаксованих напружень $\sigma_{\beta\beta}$ і σ_{zz}, а в табл. 1 — значення $\sigma^{max}_{\beta\beta}$ і σ^{max}_{zz} для всіх варіантів. Видно, що варіація параметрів режиму високого відпуску в межах, зазначених у табл. 1, може змінювати в зоні зварного шва $\sigma^{max}_{\beta\beta}$ у межах 220–60 МПа і σ^{max}_{zz} у межах 130–20 МПа.

Для оцінки ступеня впливу отриманої варіації залишкових нерелаксованих напружень на цілісність зварного з'єднання в роботі [2] моделювала-

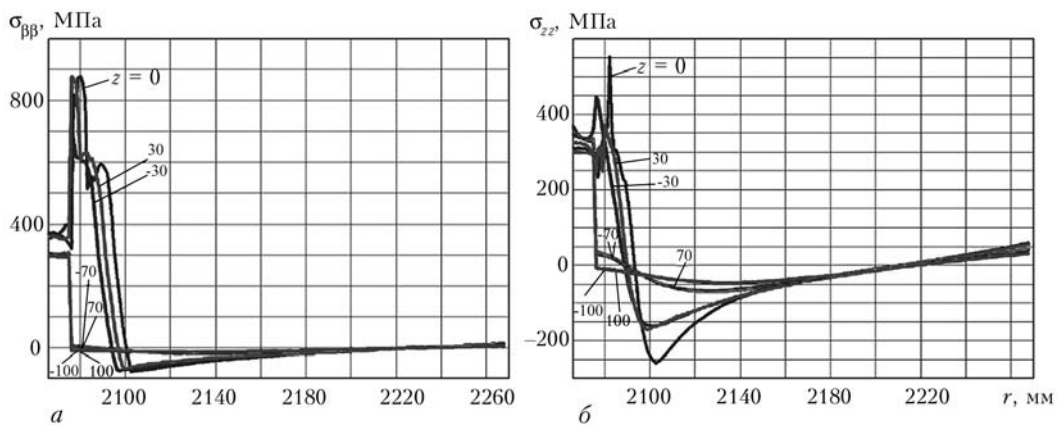


Рис. 3. Розподіл залишкових напружень: *а* — окружних $\sigma_{\beta\beta}$ по товщині стінки (по r); *б* — осьових σ_{zz} (уздовж осі корпусу) для різних перерізів z = const ($z = 0$ — вісь шва № 4) після наплавлення аустенітного шару ($2063 < r < 2075$ мм) при температурі 20 °С

Таблиця 1. Варіанти режиму високого відпуску (при швидкості пічного нагрівання 50 °С/год) і максимальні нерелаксовані напруження після відпуску

№ варіанта	$T_{витр}$, °С	$t_{витр}$, год	$\sigma_{\beta\beta}^{max}$, МПа	σ_{zz}^{max}, МПа
1	640	5	220	130
2	640	15	180	110
3	640	30	150	95
4	650	5	170	105
5	650	15	140	105
6	650	30	115	65
7	670	5	100	45
8	670	15	75	25
9	670	30	60	20
Примітка. У наплавленні $\sigma_{\beta\beta}^{max} \approx \sigma_{zz}^{max}$ = 400 МПа.				

ся аварійна ситуація (АС) «термошоку», пов'язана із заливанням корпусу холодною борованою водою при наявності (постульованої) у зоні з'єднання поверхневої напівеліптичної тріщини з розмірами c = 75 мм, a = 20 мм (рис. 1). Послідовним простежуванням температурних полів, а також полів напружень у зоні зварного з'єднання № 4 залежно від даних на рис. 5 визначали кінетику зміни температур і коефіцієнтів інтенсивності напружень в точках G і D контуру постульованої тріщини для всіх варіантів, які розглядалися. Відповідні дані для найбільш консервативного випадку, коли тріщина розташована уздовж твірної, тобто має нормаль β, наведені в табл. 2. Порівняння величин $K_I(D)$ і $K_I(G)$ з критичними значеннями K_{IC} з урахуванням температури матеріалу

$$K_{IC}(T) = A + B \exp(T - T_{cra})\beta, \qquad (4)$$

де T_{cra} — критична температура крихкості; A, B, β — параметри матеріалу дозволяє визначити кінетику допустимих значень T_{cra} при даному значенні K_I і температурі T:

$$T_{cra}(t) = T(t) - \frac{1}{\beta} \ln\left[\frac{K_I(t) - A}{B}\right]. \qquad (5)$$

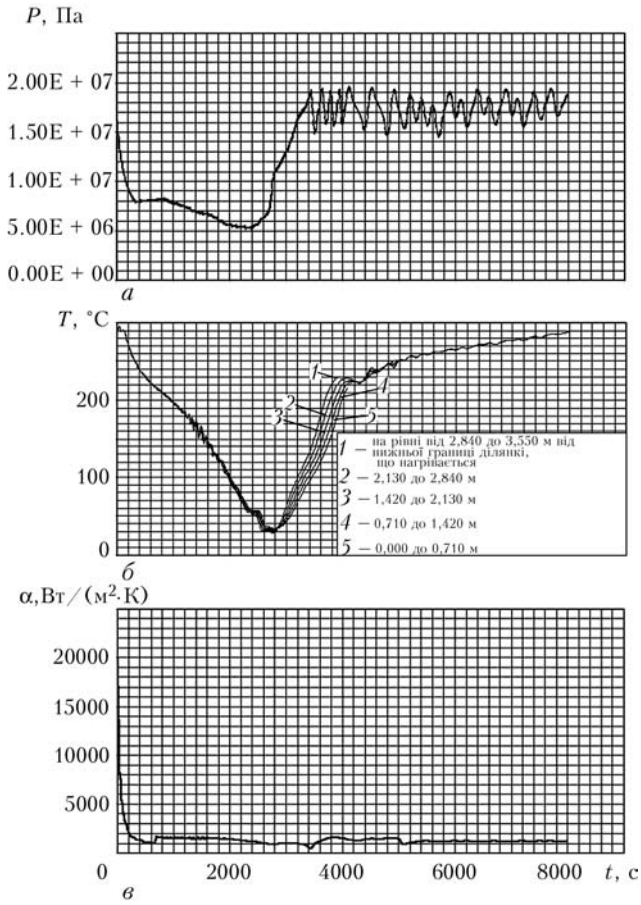


Рис. 5. Дані щодо «термошоку» залежно від часу t: *а* — зміна тиску від початку термошоку; *б* — зміна температури води в стінці на різних глибинах; *в* — зміна коефіцієнта поверхневої тепловіддачі

Відповідні результати наведені в табл. 2 для всіх варіантів варіювання залишкових напружень при значеннях A = 26 МПа·м$^{1/2}$, B = 36 МПа·м$^{1/2}$, β = 0,020, які рекомендуються в роботі [3]. Для розглянутої постульованої тріщини мінімальне значення $T_{cra}(t)$ залежить від варіанта термооброблення наступним чином: 1-й варіант — $T_{cra}^{ек}$ = = 75 °С; 2 — 80; 3 — 83; 4 — 80; 5 — 81; 6 — 82; 7 — 81; 8 — 82; 9 — 82; 10 — 66.

Варіант № 10 відповідає випадку без термооброблення, тобто залишкові напруження за рис. 3.

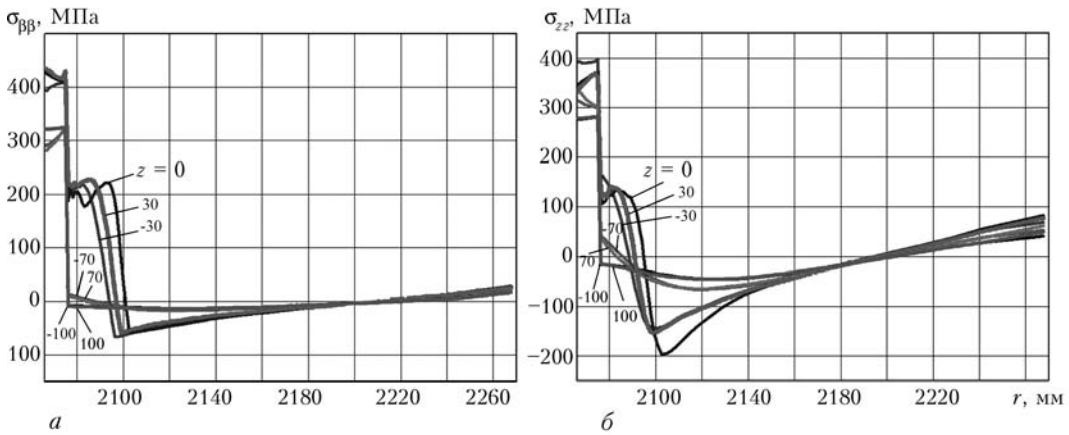


Рис. 4. Перерозподіл залишкових напружень за рис. 3 після високого відпуску (варіант № 1 з табл. 1): *а* — окружних $\sigma_{\beta\beta}$; *б* — осьових σ_{zz}

Таблиця 2. Результати моделювання АС за даними на рис. 6 для тріщини з нормаллю β

Час термошоку t, с	Точка контуру	Температура $T(t)$, °С	№ варіанта			
			1		2	
			$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С	$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С
1000	*G*	241	77,9	223	70,5	230
	D	217	35,7	283	35,4	284
2000	*G*	171	91,9	141	84,4	147
	D	131	49,0	153	48,7	154
2800	*G*	117	108,3	76	100,8	80
	D	80	60,1	83	59,8	83
3000	*G*	115	106,4	75	98,9	80
	D	91	57,0	98	56,6	99
3160	*G*	120	104,7	81	97,2	86
	D	108	54,0	121	53,6	121
3600	*G*	148	85,9	123	78,5	129
	D	162	38,0	217	37,7	218
4000	*G*	186	60,7	188	53,3	200
	D	209	21,3	∞	21,0	∞

Продовження табл. 2

Час термошоку t, с	Точка контуру	Температура $T(t)$, °С	№ варіанта			
			3		4	
			$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С	$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С
1000	*G*	241	66,4	235	70,2	231
	D	217	35,2	285	37,0	276
2000	*G*	171	80,2	151	84,1	147
	D	131	48,5	155	50,3	151
2800	*G*	117	96,6	83	100,5	81
	D	80	59,6	84	61,4	81
3000	*G*	115	94,7	83	98,6	80
	D	91	56,5	99	58,3	96
3160	*G*	120	93,0	89	96,9	86
	D	108	53,4	122	35,3	118
3600	*G*	148	14,3	133	78,2	129
	D	162	37,5	219	39,3	212
4000	*G*	186	49,2	208	53,0	200
	D	209	20,8	∞	22,6	∞

Для варіантів № 1–4 і № 10 мінімальне значення T_{cra} позначається точкою *G* з температурою 115 °С, а для варіантів № 5–9 — точкою *D* при температурі 80 °С. Якщо варіанти № 1 і 10 вважати нереальними, то для інших варіантів (№ 2–9) вплив режимів високого відпуску на допустиму критичну температуру T_{cra} невеликий для АС, яка розглядається.

Що стосується отриманих абсолютних значень T_{cra}, то порівнюючи їх з експериментальними даними з роботи [4] для матеріалу зварних з'єднань із підвищеним вмістом нікелю при нормативному опроміненні величиною $F \approx 57 \cdot 10^{18}$ нейтрон/см^2 з роботи [4] на рис. 6, можна зробити висновок, що значенням T_{cra} на рівні 80 °С задовольняє тільки вміст нікелю приблизно 1,3 % і менше (при 1,16 % Ni $T^{ек}_{cra}$ [4] = 55 °С; 1,3 — 65; 1,6 — 87; 1,73 — 105; 1,9 — 120).

Варто зазначити, що величини *A*, *B*, β в залежності (4) за рекомендаціями з роботи [3] відповідають обвідній кривій $K_{IC}(T)$ для мінімальних експериментальних даних (рис. 7). Використання менш консервативних значень *A*, *B*, β, що забезпечують $K_I(T)$ на рівні 5 % ризику, тобто при

Продовження табл. 2

Час термошоку t, с	Точка контуру	Температура $T(t)$, °С	№ варіанта			
			5		6	
			$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С	$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С
1000	*G*	241	64,3	238	61,0	242
	D	217	36,7	278	36,5	279
2000	*G*	171	78,1	153	74,7	156
	D	131	50,0	151	49,8	152
2800	*G*	117	94,5	85	91,1	87
	D	80	61,1	81	60,9	82
3000	*G*	115	92,5	84	89,2	87
	D	91	58,0	97	57,8	97
3160	*G*	120	90,8	91	87,5	93
	D	108	54,9	119	54,7	119
3600	*G*	148	72,1	136	68,8	139
	D	162	39,0	213	38,8	214
4000	*G*	186	47,0	213	43,7	221
	D	209	22,3	∞	22,1	∞

Продовження табл. 2

Час термошоку t, с	Точка контуру	Температура $T(t)$, °С	№ варіанта			
			7		8	
			$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С	$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С
1000	*G*	241	58,3	246	54,5	253
	D	217	36,6	278	36,2	280
2000	*G*	171	72,0	159	68,1	163
	D	131	49,9	151	49,5	152
2800	*G*	117	88,3	90	84,5	93
	D	80	61,0	81	60,6	82
3000	*G*	115	86,4	89	82,5	92
	D	91	57,9	97	57,5	98
3160	*G*	120	84,7	96	80,8	99
	D	108	54,9	119	54,4	120
3600	*G*	148	86,0	143	62,2	148
	D	162	38,9	213	38,5	215
4000	*G*	186	41,0	230	37,1	245
	D	209	22,2	∞	21,8	∞

A = 23 МПа·м$^{1/2}$, B = 48 МПа·м$^{1/2}$, β = 0,019 [1], отримаємо замість T_{cra} = 80 °С $T_{cra} \approx$ 91 °С, що відповідає більш високій стійкості до крихкого руйнування (аж до вмісту нікелю 1,6 %).

Викладені дані відповідають детермінованим вхідним даним щодо властивостей матеріалу, зокрема, стосовно опору крихкому руйнуванню $K_{IC}(T)$. Однак, зважаючи на дані на рис. 7, величина K_{IC} корпусної сталі 15Х2НМФА навіть у неокрихченому (неопроміненому) стані досить стохастична величина, для опису якої зазвичай використовується розподіл Вейбулла у вигляді [1]:

$$P(K_I \geq K_{IC}) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{K_{IC}(P) - K_{\min}}{K_d - K_{\min}}\right)^{\eta}\right], \quad (6)$$

де $P(K_I \geq K_{IC})$ — ймовірність того, що величина $K_I(P) \geq K_{IC}$; $K_{\min}$, K_d, η — параметри розподілу Вейбулла.

Оскільки K_{IC} (P = 0,05) відомо для різних температур по виразу (5), то за рис. 7 можна оцінити відповідне значення K_{IC} (P = 0,95) і з виразу (6) визначити $K_d(T)$ та $K_{\min}(T)$ при η = = 4,0 (теоретичне значення η), а потім для будь-

Закінчення табл. 2

Час термошоку t, с	Точка контуру	Температура $T(t)$, °С	№ варіанта			
			9		10	
			$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С	$K_I(t)$, МПа·м$^{1/2}$	T_{cra}, °С
1000	*G*	241	52,5	256	98,6	206
	D	217	35,9	282	53,0	231
2000	*G*	171	66,1	166	112,6	127
	D	131	49,2	153	65,9	126
2800	*G*	117	82,4	95	124,8	67
	D	80	60,2	82	69,4	71
3000	*G*	115	80,4	94	122,9	66
	D	91	57,1	96	66,3	85
3160	*G*	120	78,8	101	121,2	71
	D	108	54,1	120	63,3	106
3600	*G*	148	60,1	151	102,4	110
	D	162	38,2	216	47,3	108
4000	*G*	186	35,1	225	71,1	168
	D	209	21,6	∞	30,6	312

*Варіант № 10 без термооброблення після наплавлення захисного шару.

якого випадкового числа Φ в інтервалі $0 < \Phi < 1{,}0$ обчислити значення

$$K_{IC}(\Phi) = K_{\min} + (K_d - K\sin)[-\ln(1 - \Phi)]. \qquad (7)$$

З урахуванням сказаного, використовуючи метод Монте-Карло, визначали ймовірність спонтанного зростання розглянутого дефекту в зазначеній вище АС залежно від значення T_{cra} в критичні моменти часу t = 3000 і 3160 с розвитку АС (рис. 8).

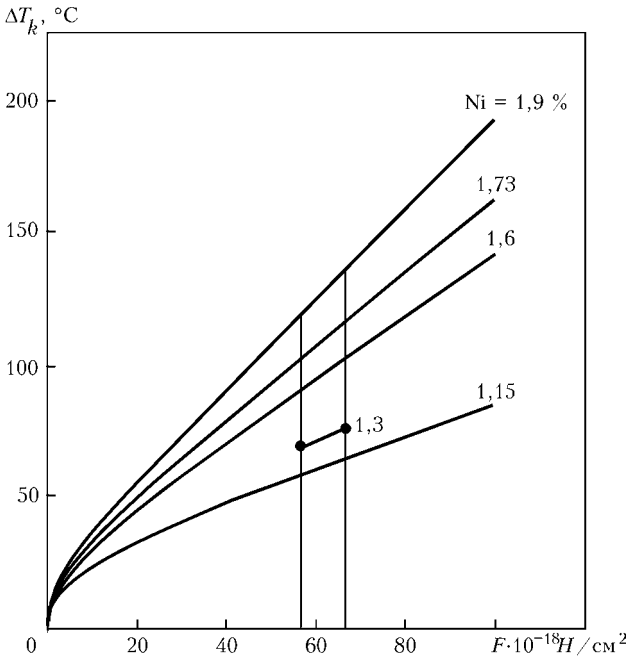


Рис. 6. Експериментальні дозові залежності зрушення температури в'язко-крихкого переходу для Ni–Mo–V сталей і металу зварних швів із домішковим еквівалентом P + 0,07Cu = 0,0135 і вмістом нікелю, який варіюється

Співставлення T_{cra} й $T_{cra}^{ек}$ дають ймовірнісну оцінку P ризику порушення цілісності в зоні зварного шва № 4 залежно від вмісту нікелю у металі шва при розглянутій АС.

Знаючи величину P і нормовану ймовірність настання даної j-ої АС P_j (АС) можна оцінити ймовірність порушення цілісності від j — АС

$$\overline{P}_j(\text{АС}) = PP_j(\text{АС}). \qquad (8)$$

Відповідно, розглянувши всі характерні ситуації j = 1, 2, …., J, можна визначити ймовірність порушення цілісності хоча б при одній з них на майбутній період експлуатації

$$\overline{P} = 1 - \prod_{j=1}^{J} (1 - \overline{P}_j), \qquad (9)$$

що має важливе значення при розв'язанні питань про продовження термінів експлуатації корпусу реактора.

Виконані розрахунки показують, що важливим резервом забезпечення ресурсу безпечної експлуатації для корпусів блоків з підвищеним вмістом нікелю (> 1,6 %) є підвищення температури борованої води, яка заливається при термошоці. До цього варто удатися при вичерпанні безпечної дози опромінення F. Так, для розглянутої АС при температурі води, що заливається, 0 °С, її підвищення (за рахунок керованого підігрівання на $\Delta T_{бв}$) приблизно відповідає підвищенню T_{cra} на величину $\Delta T_{бв}$ для даної АС.

Для розглянутого випадку АС (досить консервативного) при вмісті нікелю близько 1,9 % за рис. 8 термін безпечної експлуатації визначається

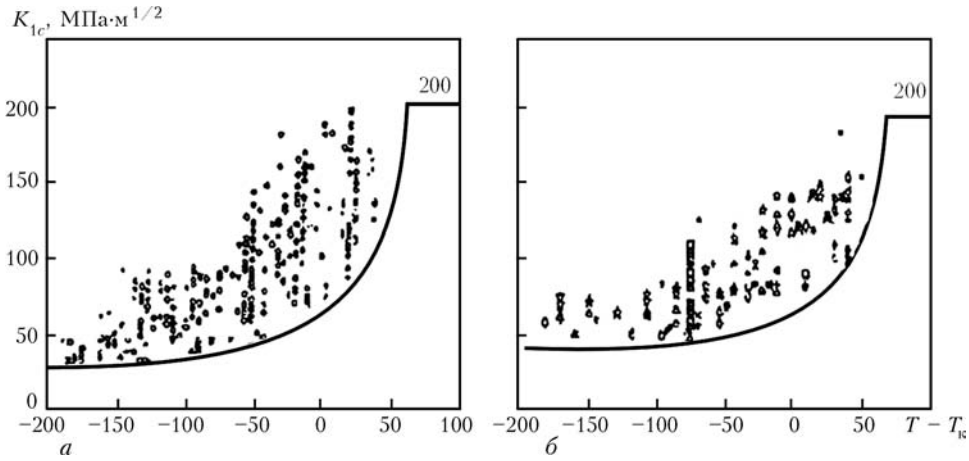


Рис. 7. Опір реакторних сталей крихкому руйнуванню за експериментальними даними на різних плавках і відповідні обвідні: *а* — сталь 15Х2МФА; *б* — 15Х2НМФА

величиною опромінення $F \approx 40 \cdot 10^{18}$ нейтрон/см^2, що відповідає близько 28 рокам експлуатації. Відповідно, починаючи із цього терміну, для забезпечення безпечної експлуатації протягом проектного терміну 40 років, необхідно щорічно підвищувати температуру води, що заливається при даній АС, на $\frac{125-90}{12} \approx 3$ °С. Витрати на підтримку необхідного підігрівання аварійного об'єму борованої води незначні у порівнянні із зупинкою блоку, тому цей метод є ефективним засобом продовження терміну безпечної експлуатації корпусів реакторів як у межах проектного терміну експлуатації, так і у випадку його продовження, що є досить актуальним для атомної енергетики України.

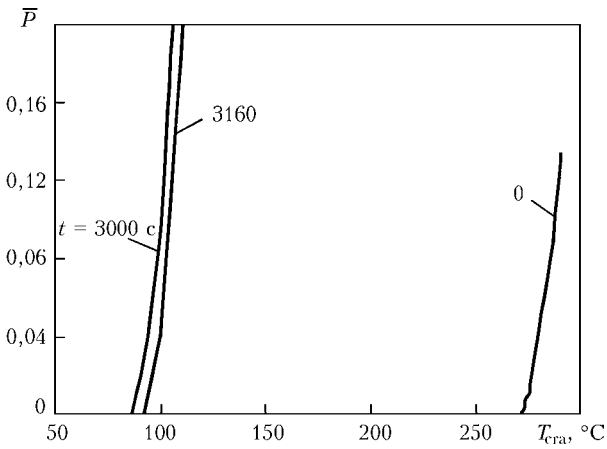


Рис. 8. Ймовірність порушення цілісності в зоні зварного шва № 4 при розглянутій АС залежно від часу t термошоку і до АС ($t = 0$)

Висновок

1. Корозійні пошкодження трубопроводів та обладнання сучасних АЕС достатньо характерне явище, яке вимагає відповідних підходів для прогнозування залишкового ресурсу безпечної експлуатації та попередження відказів.

2. Корозійні тріщини — найнебезпечніший дефект корозійного ураження, який вимагає сучасних методів оцінки як їх виникнення, так і розвитку.

3. Виконане в роботі дослідження щодо впливу залишкових напружень після зварювального нагрівання та високого відпуску зони зварного шва № 4 корпусу реактора ВВЕР-1000 показало, що можливі коливання режиму зварювального нагрівання і наступного термооброблення впливають на величини та розподіл залишкових напружень. Проте при цьому вплив на конструктивну цілісність за прийнятою методикою незначний.

4. Показано, що використання імовірнісного підходу до порушення цілісності при конкретній АС дозволяє більш обгрунтовано нормувати величину ризику виникнення такої АС.

5. Використання керованого підігрівання аварійного об'єму борованої води з урахуванням відповідного терміну експлуатації є ефективним засобом для безпечної експлуатації.

1. *МРК-ХР–2000*. Методика определения ресурса корпусов атомных реакторов ВВЭР в процессе эксплуатации. — С.-Пб, М., 2000. — 51 с.
2. *Расчетно-экспериментальные* исследования остаточных напряжений в сварных соединениях трубопроводов и оборудования АЭС и обоснование безопасной эксплуатации их после ремонта, оценка остаточных напряжений в сварных соединениях корпуса реактора и оценка остаточного ресурса корпуса на разных стадиях эксплуатации: (Отчет по проекту 4/9 программы «Ресурс») / ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины; Руководитель проекта Е.А. Великоиваненко, Киев, 2006. — 91 с.
3. *Руководство* по анализу термического удара для АЭС с реакторами типа ВВЭР. — Вена: МАГАТЭ, 1997. — 73 с.
4. *Влияние* никеля на радиационное охрупчивание основного металла и металла швов стали 15Х2НМФА-А / М.М. Морозов, В.А. Николаев, Е.В. Юрченко, В.Г. Васильев: Сб. 6-ой междунар. конф. «Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС», С.-Петербург, 19–24 июня, 2000. — Т. 2. — С. 372–396.

ПРОЕКТ 4.23

Створення засобів та технологій автоматизованого вихрострумового контролю та діагностики трубчастих елементів та перемичок колекторів парогенераторів атомних електростанцій

УДК 620.179.14

СТВОРЕННЯ ЗАСОБІВ ВИХРОСТРУМОВОГО КОНТРОЛЮ ТРУБЧАСТИХ ЕЛЕМЕНТІВ ТА ПЕРЕМИЧОК КОЛЕКТОРІВ АТОМНИХ ЕЛЕКТРОСТАНЦІЙ

В.М. УЧАНІН, канд. техн. наук (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України), **В.Л. НАЙДА**, інж. (ДКТБ Ін-ту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Представлено результати розробки комплексу засобів автоматизованого вихрострумового контролю труб та перемичок колекторів парогенераторів атомних електростанцій. Проаналізовано сигнали внутрішнього прохідного коаксіального перетворювача для контролю труб теплообмінників. Розроблено і випробувано низькочастотні накладні обертові перетворювачі та елементи автоматизованої системи вихрострумового контролю перемичок колекторів.

Ключові слова: *неруйнівний контроль, парогенератори, перемички колектору, вихрострумовий перетворювач, маніпулятор, роторний сканер, автоматизована система вихрострумового контролю*

На безпеку роботи атомних електростанцій (АЕС) значний вплив чинить технічний стан труб теплообмінників і перемичок колекторів парогенераторів, для оцінки якого при експлуатації необхідно забезпечити їх комплексну діагностику на основі результатів неруйнівного контролю [1–3]. Особливе значення має проблема діагностики парогенераторів типу ПГВ-1000, які працюють з реакторами типу ВВЕР-1000 на більшості АЕС України. Ці блоки вводились в експлуатацію з 1982 по 2004 роки. Строки запланованого виводу із експлуатації (або продовження ресурсу) плануються з 2012 по 2034 роки [3]. Крім того, для спорудження 3-го і 4-го блоків Хмельницької АЕС обрано вдосконалену реакторну установку ВВЕР-1000 (В-392Б). Парогенератор являє собою теплообмінний апарат з розміщеними у воді теплообмінними трубками, у які з реактора надходить гаряча вода первинного контуру. Колектор парогенераторів типу ПГВ-1000, виконаний із низьколегованої перлітної сталі 10ГН2МФА, яка має феромагнітні властивості. Товщина стінки колектора складає 171 мм. Трубки парогенераторів виконані із немагнітної сталі 08Х18Н10Т. Їх діаметр — 16 мм, товщина стінок — 1,5 мм. На внутрішній поверхні колектору є 119 вертикальних та 110 горизонтальних рядів отворів теплообмінних труб, тобто загальна кількість отворів складає більше ніж 11000.

© В.М. УЧАНІН, В.Л. НАЙДА, 2009

При контролі труб теплообмінників атомних станцій застосовують вихрострумовий метод з використанням внутрішніх вихрострумових перетворювачів (ВСП) [1, 2, 4–7]. Найчастіше використовують найпростіші прохідні коаксіальні ВСП. Останніми роками провідні фірми починають використовувати більш складні системи контролю із застосуванням внутрішніх накладних обертових ВСП. Результати порівняльного аналізу недоліків та переваг прохідних та обертових ВСП наведено в таблиці. Аналіз даних таблиці показує, що коаксіальні ВСП відносно добре виявляють тільки повздовжні тріщини і не достатньо ефективні для виявлення кільцевих тріщин, які також існують у трубках теплообмінників. Крім того, вони не достатньо чутливі до локальних корозійних виразок і не дозволяють реалізувати кількісний контроль. Перевагою коаксіальних ВСП є тільки висока продуктивність контролю та відносно низька ціна. Обертові ВСП для контролю труб парогенераторів дозволяють значно підвищити достовірність виявлення дефектів різного типу, а також оцінювати їх параметри (наприклад, глибину) з метою визначення можливості застосування труби до наступної перевірки. Проте вони значно дорожчі, потребують багато часу на проведення контрольних операцій і не завжди можуть бути застосовані по всій довжині труб на українських АЕС.

Зважаючи на сказане, контроль трубок теплообмінників по всій довжині доцільно проводити коаксіальними ВСП, що і виконується на українських АЕС. При цьому параметри обмоток ВСП і методику інтерпретації результатів можна оптимізувати з урахуванням геометрії труб і можливих дефектів. Проходження ВСП через труби за наяв-

Результати порівняльних аналізів ВСП різних типів

Коаксіальні	Обертові
Переваги	
Висока продуктивність контролю Висока чутливість до повздовжніх тріщин Можливість точного визначення положення дефекту Висока зносостійкість Нижча ціна	Більша точність визначення параметрів та орієнтації тріщини Висока чутливість до повздовжніх та кільцевих тріщин Висока роздільна здатність Можливість розділення дефектів, розташованих по радіусу труби
Недоліки	
Відносно низька чутливість до кільцевих тріщин Невисока роздільна здатність Велика похибка визначення розмірів дефекту Неможливість розділення дефектів, розташованих по радіусу труби	Низька продуктивність контролю Низька зносостійкість ВСП та невеликий термін роботи Високі вимоги до геометрії труб і наявності забруднень (прохідність труб)

ності продуктів корозії і на криволінійних ділянках спрощується при використані технічних рішень [8, 9].

Досвід експлуатації парогенераторів ПГВ-1000 показав, що вплив корозії під напруженням призводить до корозійного розтріскування матеріалу колектора в зоні між трубними отворами [3]. Тому виникає важлива задача виявляти тріщини в тілі колектора, які розвиваються від трубних отворів. Ці дефекти неможливо виявити коаксіальними ВСП, оскільки необхідно виявляти тріщини колектора через трубку товщиною 1,5 мм. Для контролю цієї частини труби доцільно використовувати сканування внутрішньої поверхні трубок накладним ВСП за спіральною траєкторією, що дозволяє використати всі переваги такого контролю (таблиця), зокрема його високу роздільну здатність і локальність. Застосування низькочастотних накладних ВСП може забезпечити необхідну чутливість до дефектів колектору при контролі через тіло трубки [10]. Невисока продуктивність обертового контролю при цьому не має вирішального значення, тому що ця ділянка труби відносно мала.

Основним недоліком відомих дефектоскопів є низький рівень автоматизації контрольних операцій через те, що контроль перемичок колекторів повинен проводитись за умов високого рівня радіаційного випромінювання і забруднення. Механізовано тільки обертовий рух головки. Введення головки зі ВСП у трубку, переміщення її вздовж трубки та аналіз сигналів на екрані дефектоскопу здійснюються оператором [11]. Розробки передбачають забезпечення максимально можливої автоматизації операцій контролю [12].

Аналіз сигналів внутрішніх коаксіальних ВСП. Розрахунок сигналів внутрішніх коаксіальних ВСП диференційного типу проводили методом об'ємних інтегральних рівнянь [13]. Розрахункова модель (рис. 1) розглядає ВСП, розміщений у трубі з аустенітної сталі із зовнішнім діаметром 16 мм і товщиною стінки 1,5 мм, що відповідає теплообмінним трубкам парогенераторів. Питому електропровідність аустенітної сталі при розрахунках вибирали 1,2 МСм/м. Геометричні параметри диференційного коаксіального ВСП (внутрішній r_1, зовнішній r_2 радіуси, довжина l_0, кількість витків W і база $l_б$ розміщення обмоток) при розрахунках можуть змінюватись, що дозволяє оптимізувати їх вибір для конкретного об'єкту і умов контролю. Розраховували зміни реальної $X_д$ і уявної $R_д$ складових імпедансу $Z_д$ ВСП, а також зміни модуля $\mathrm{Mod}Z_д$ на робочій частоті 100 кГц при скануванні вздовж труби (координата x змінювалась через 1 мм в діапазоні ±10 мм) від тріщини різної довжини, розташованої симетрично відносно нульової відмітки осі x. Сигнали розраховували для диференційного ВСП з внутрішнім r_1, зовнішнім r_2 радіусами і довжиною l_0 обмоток відповідно 4,7; 5,1 і 1,6 мм (рис. 2). Обидві обмотки розрахованого ВСП мають число витків W = 60. Обмотки розміщені з базою $l_б$ = 3,0 мм. При цьому глибина тріщини не змінювалась і приймалась рівною 0,5 мм, ширина (розкриття) тріщини дорівнювала 0,2 мм. Для досягнення високої точності розрахунків кількість комірок в об'ємі тріщини по ширині, довжині і глибині при розрахунках обрано відповідно 8×32×16.

Представлено годографи у комплексній площині імпедансу ВСП (рис. 2, *а*) і розподіл амплітуди сигналу ВСП (рис. 2, *б*) при скануванні поперечної і повздовжньої тріщини довжиною $l_{тр}$ = 5 мм. Тобто параметри тріщини у двох перпендикулярних напрямків обрано однаковими.

Результати показують, що годографи і розподіли сигналу ВСП від повздовжньої і поперечної тріщини подібні. При цьому сигнал ВСП від повздовжньої тріщини приблизно втричі більший ніж

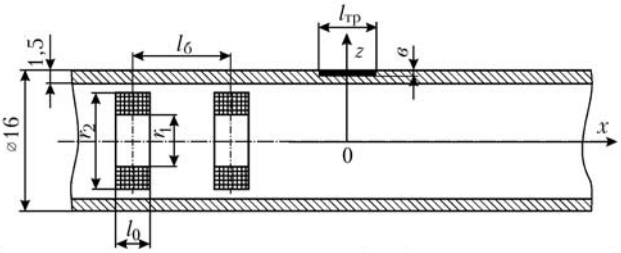


Рис. 1. Відносне розташування труби, ВСП і дефекту у розрахунковій моделі

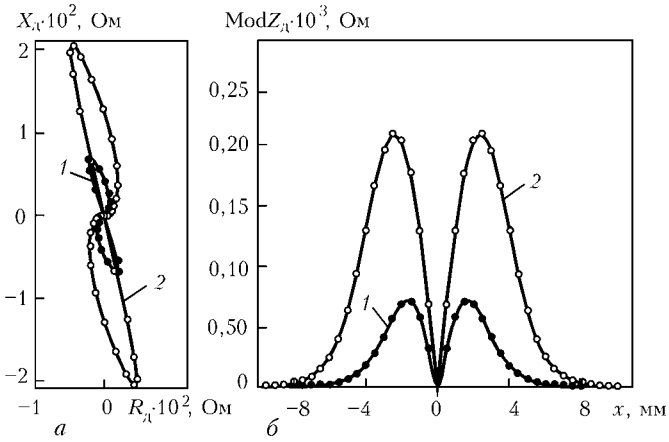


Рис. 2. Годографи (*а*) і розподіл амплітуди сигналу ВСП (*б*) при скануванні поперечної (*1*) і повздовжньої (*2*) тріщини довжиною $l_{тр}$ = 5 мм

сигнал тріщини такого ж розміру, але розташованої у поперечному напрямку, що узгоджується з даними таблиці. Важливо зазначити, що ВСП починає «відчувати» поперечну тріщину на відстані 4–5 мм, а повздовжню — на відстані 7–8 мм від центрального (відносно дефекту) розташування ВСП. При симетричному розташуванні ВСП відносно дефекту сигнали в окремих обмотках ВСП є рівними. Вихідний сигнал ВСП при цьому дорівнює нулю, що очікувалось для диференційного включення обмоток.

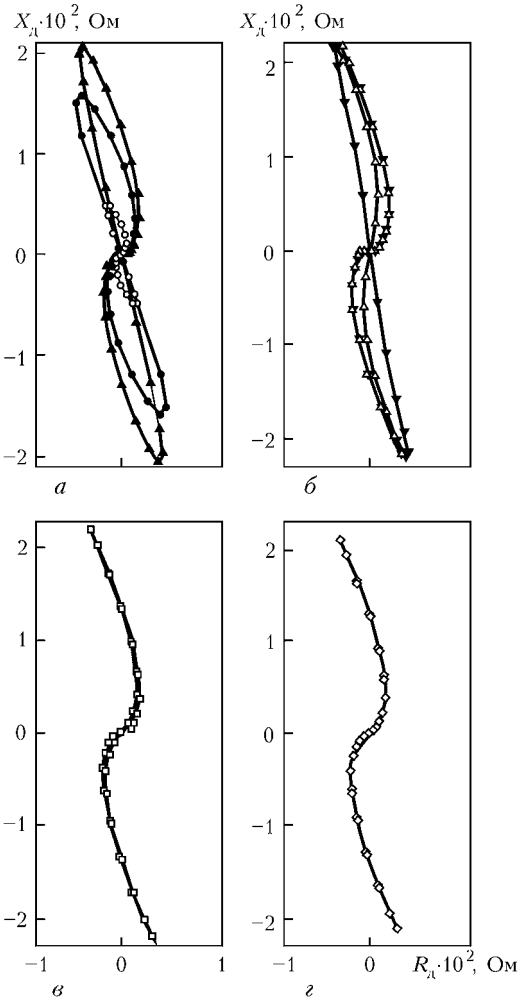


Рис. 3. Годографи сигналів ВСП при скануванні повздовжніх тріщин різної довжини: *а* — $l_{тр}$ = 1 мм (○), 3 мм (●), 5 мм (▲); *б* — $l_{тр}$ = 6 мм (▼); 8 мм (Δ); *в* — $l_{тр}$ = 10 мм (❒); *г* — $l_{тр}$ = 12 мм (✧)

На рис. 3 і 4 представлено зміни годографів і розподілів модуля сигналу ВСП від повздовжніх тріщин довжиною 1, 3, 5 (3, *а*); 6, 8 (3, *б*); 10 (3, *в*) і 12 (3, *г*) мм. Представлені на рис. 3 годографи мають характерну форму, яка збігається з багатьма експериментальними результатами. При цьому можна спостерігати певні відмінності форми годографу для тріщин різної довжини. Годографи коротких тріщин $l_{тр}$ < 5 мм (рис. 3, *а*) мають вісімкоподібну форму з характерною округлою ділянкою, що починається від нульового сигналу, коли ВСП ще не відчуває тріщину, до точки максимальної амплітуди сигналу, і з майже лінійною ділянкою, що з'єднує точки максимальної амплітуди сигналу. На лінійній ділянці амплітуда сигналу зазнає найбільших змін на одиницю зміни координати x, що виражається більшою віддаленістю точок. Для тріщини довжиною $l_{тр}$ = 6 мм (рис. 3, *б*) лінійна ділянка годографу починає викривлюватися і при подальшому збільшенні довжини тріщини зближуватися з округлою ділянкою годографу (рис. 3, *в*). Для довгих тріщин ($l_{тр}$ > > 10 мм) ділянки наростання і зменшення амплітуди сигналу ВСП і відповідні точки на годографах повністю збігаються (рис. 3, *г*). Відмічені особливості формування сигналу ВСП від тріщин різної довжини мають фізичне трактування і для окремих значень довжин дефектів підтверджуються результатами досліджень [14, 15].

Результати, які представлені на рис. 3, 4, показують, що амплітуда сигналу тріщини залежить від її довжини у діапазоні до 5 мм. У цьому діапазоні спостерігаються незначні зміни фази сигналу, що виражається незначним розворотом годографу у комплексній площині. За подальшого збільшення довжини тріщини амплітуда і фаза (нахил годографу) сигналу ВСП практично не змінюються. Представлені на рис. 4 результати показують, що розподіл амплітуди сигналу ВСП для тріщин $l_{тр}$ > > 3 мм залежить від їх довжини. При цьому, для коротких поздовжніх ($l_{тр}$ < 3) і поперечних тріщин координати максимумів відповідають базі $l_б$ = = 3,0 мм розміщення обмоток і фактично не залежать від довжини тріщини. Тобто за розподілом сигналу можна визначати довжину тільки тих тріщин, у яких вона більше бази розміщення обмоток. Необхідно зазначити, що при визначенні довжини довгих тріщин за традиційною процедурою перевищення порогу спрацювання дефектоскопу можна отримати значну похибку, знак і значення якої будуть залежати від встановленого порогу чутливості. Кращі результати можна отримати, коли для встановлення довжини тріщини використовувати координати максимальних значень розподілу амплітуди сигналу ВСП.

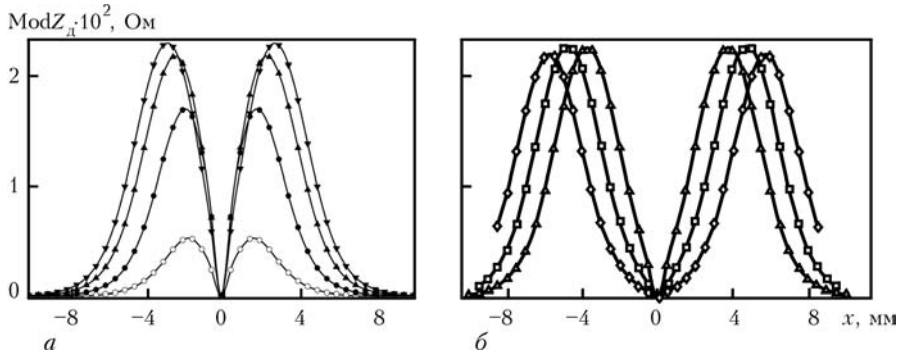


Рис. 4. Розподіл амплітуди сигналу ВСП при скануванні повздовжніх тріщин різної довжини: *а* — $l_{тр}$ = 1 мм (○), 3 мм (●), 5 мм (▲),6 мм (▼); *б* — $l_{тр}$ = 8 мм (Δ); 10 мм (❒); 12 мм (✧)

Проведені розрахунки, частину яких представлено вище, використано для інтерпретації результатів контролю і відпрацюванні методики, а також при оптимізації параметрів ВСП.

Розробка і дослідження ВСП для виявлення дефектів перемичок колектору. Для дослідження виготовлено два ВСП з параметрами, близькими до ВСП типів МДФ 0701 та МДФ 0901 [10]. Робочу поверхню ВСП виконали циліндричною і вона виходила на бокову поверхню циліндричного корпусу діаметром 10 мм, що дозволило використати їх у складі обертового роторного сканера. Для дослідження ВСП виготовили пласкі контрольні зразки у вигляді набору пластин для імітації умов виявлення тріщин через товщину трубок, захисний кожух зонду та технологічні зазори між ВСП і об'єктом контролю. У нижній феромагнітній пластині виконали дві групи штучних дефектів у вигляді прорізів, кожна складається з трьох дефектів приблизно однакової глибини. Три дефекти першої групи мають глибину 2,9 мм з розкриттям 0,30; 0,75 і 1,05 мм. У другій групі — дефекти глибиною 0,9 мм (два крайні дефекти) і 1,25 мм з розкриттям 0,25; 0,50 і 1,05 мм. Пластину з дефектами накривали трьома пластинами: пластиною із немагнітної сталі 08Х18Н10Т товщиною 1,5 мм для імітації стінки трубки; діелектричною пластиною товщиною 1,5 мм для імітації технологічного зазору (між ВСП, який обертається, і захисним кожухом плюс між захисним кожухом та стінкою трубки); із немагнітної сталі 08Х18Н10Т товщиною 1 мм для імітації захисного кожуху. Дослідження проводили на робочій частоті 10 кГц. Їх результати показали, що обидва ВСП мають достатньо високу чутливість до дефектів обох груп за контролю через набір немагнітних оболонок та з зазором 1,5 мм [12]. У ВСП типу МДФ 0701 була краща роздільна здатність (рис. 5). При цьому глибина дефекту впливає на амплітуду сигналу і практично не впливає на його фазу (напрям годографу). ВСП нечутливі до впливу змін зазору між ВСП і контрольованою поверхнею у випадку збереження його вертикальної орієнтації, але чутливі до нахилів ВСП, що призводить до зміщення початкової точки годографу у комплексній площині або «нульової» лінії на часових залежностях (рис. 5, *б, г*). Видно, що швидкість зміни амплітуди сигналу для дефектів значно більша, ніж для завад. Наявність високочастотних складових у просторовому спектрі сигналів від дефектів дозволяє виділити їх у динамічному режимі.

Розробка автоматизованої системи вихрострумового контролю. Розроблена в рамках проекту концепція побудови автоматизованої системи вихрострумового контролю перемичок колекторів (АСВКПК) передбачає повну автоматизацію усіх контрольних операцій на базі використання маніпулятора, починаючи від процедури сканування внутрішньої поверхні трубок до аналізу отриманих сигналів і прийняття рішень про придатність ділянок колекторів (рис. 6). В АСВКПК входять маніпулятор (рис. 7, *а*), роторний сканер з ВСП і приводами аксіального та радіального переміщення (рис. 7, *б*), блок керування сервоприводами (рис. 7, *в*), телевізійний блок позиціювання, робоче місце оператора, промисловий комп'ютер та вихрострумовий дефектоскоп [16, 17]. Маніпулятор призначений для доставки ВСП у колектор та переміщення у вертикальному, азимутальному та радіальному напрямках і працює в автоматичному режимі по заданій карті контролю та у ручному режимі. Особливістю маніпулятора є механізм коаксіального стикування елементів типу штир–отвір, який дозволяє ВСП працювати з мінімальним механічним навантаженням і забезпе-



Рис. 5. Сигнали ВСП типу МДФ 0701 у комплексній площині *y–x* (зліва) і в режимі *y–t* (справа) від дефектів глибиною 2,9 (*а, б*) і 0,9–1,2 мм (*в, г*)

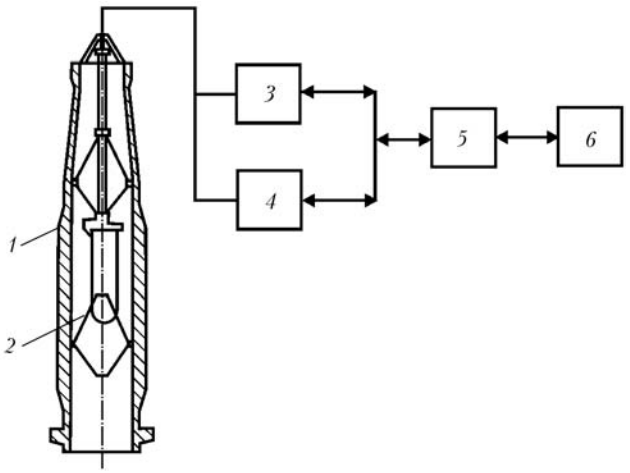


Рис. 6. Структурна схема АСВКПК: *1* — маніпулятор; *2* — колектор парогенератора; *3* — дефектоскоп вихрострумовий; *4* — блок керування; *5* — промисловий комп'ютер; *6* — АРМ

чує високу продуктивність. Блок керування сервоприводами формує сигнали керування серводвигунами маніпулятора за командами автоматизованого робочого місця (АРМ) оператора та передає в АРМ інформацію про поточні параметри сервоприводів. Телевізійний блок позиціювання контролює наявність заглушок у теплообмінній трубці, а також коректує положення вихрострумового зонду відносно вхідного отвору трубки. У його роботі використовують алгоритми обробки телевізійного зображення та розпізнавання образів. В результаті обробки телевізійної інформації автоматично приймається рішення про наявність заглушки у теплообмінній трубці і формування сигналів розбалансування у вертикальній і горизонтальній площинах для передачі їх на сервоприводи. Автоматичний режим аналізу стану вхідного отвору дозволяє збільшити швидкість контролю і зменшити ризик пошкодження зонду. АРМ оператора призначене для керування системою, організації інтерфейсу взаємодії оператора з системою, відображення і зберігання результатів контролю, проведення автоматичного аналізу стану перемичок колекторів. АРМ реалізоване на промисловому комп'ютері підвищеної надійності із системою діагностики стану основних вузлів.

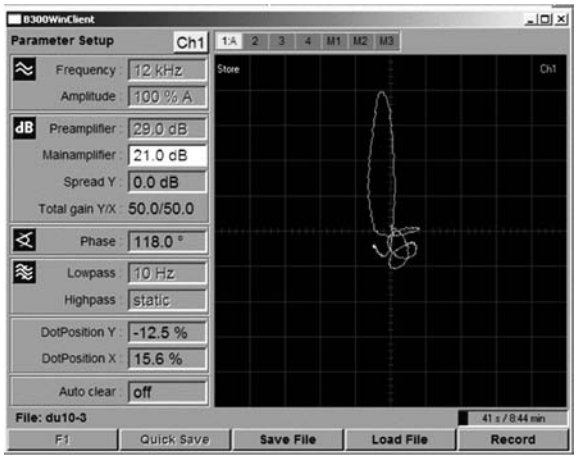


Рис. 8. Сигнал від дефекту на екрані дефектоскопа

В АСВКПК використовують дефектоскоп типу Elotest N320 фірми «Rohmann» з наступними тех-

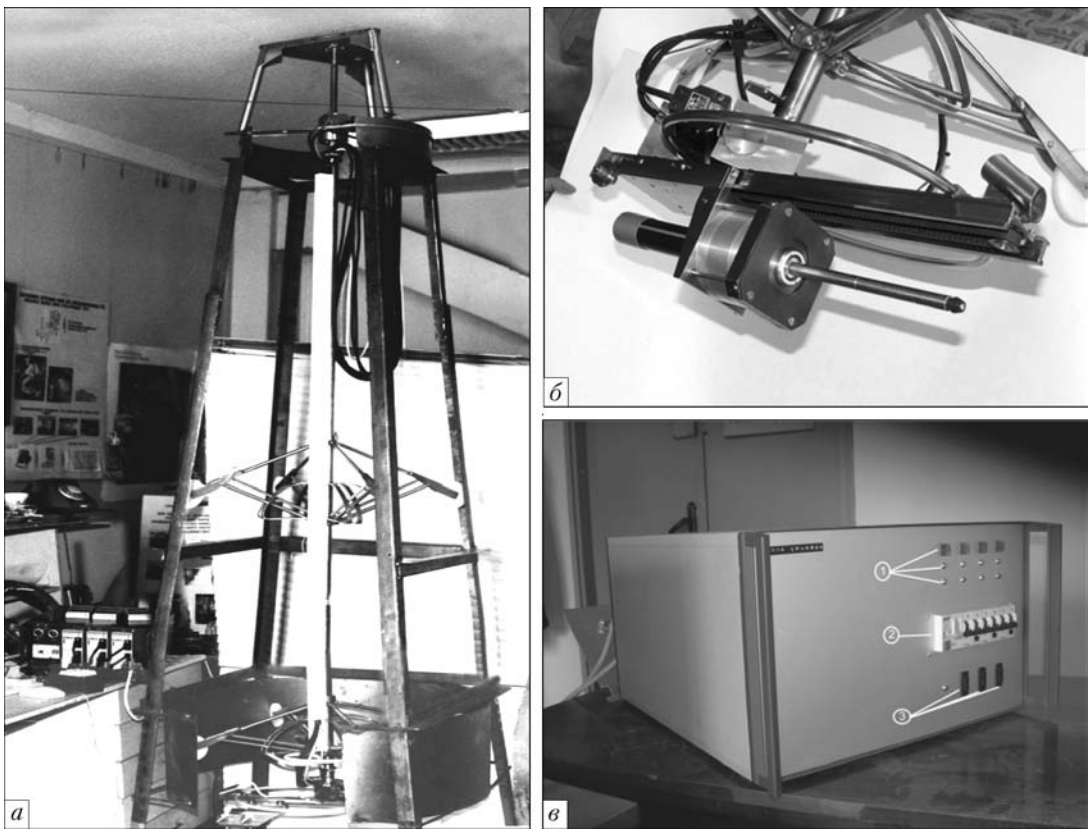


Рис. 7. Елементи АСВКПК: *а* — маніпулятор; *б* — роторний сканер з ВСП і приводами аксіального та радіального переміщення; *в* — блок керування

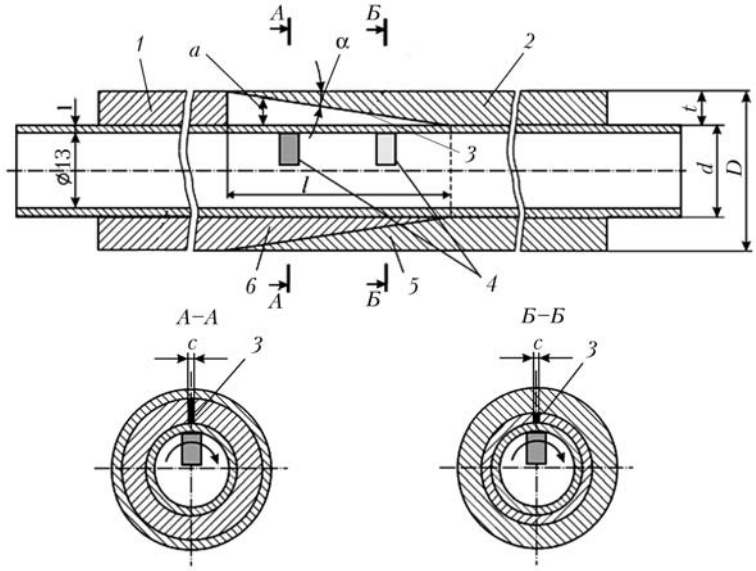


Рис. 9. СЗ для імітації неперервних значень глибини тріщини: *1, 2* — частини СЗ; *3* — повздовжній дефект; *4* — ВСП; *5, 6* — конусні кінцеві ділянки частин; *D*, *d* і *t* — відповідно зовнішній, внутрішній діаметри і товщина зразка; *l* — довжина конусної ділянки; α — кут конусу відносно твірної циліндричної поверхні; *c* — розкриття дефекту; *a* — глибина дефекту

нічними характеристиками: кількість частот — 2; струм збудження — до 250 мА; діапазон робочих частот — від 100 Гц до 1 МГц. Для контролю перемичок колекторів використовують двочастотний режим (12 и 60 кГц). Сигнал від дефекту після підсилення і обробки подається у комплексній площині у вигляді годографу з характерною амплітудою (розмахом годографу). Зокрема, на рис. 8 показано сигнал від дефекту типу тріщина глибиною 3 мм у стандартному зразку (СЗ), що імітує умови виявлення дефектів в тілі колектора. Результати, що отримано при випробуваннях АСВКПК, показують хорошу чутливість системи контролю до дефектів у тілі колектора. Вимірювання та аналіз амплітуди, фази та форми сигналу дозволяє провести класифікацію і оцінку параметрів дефекту, зокрема його глибину.

Для метрологічного забезпечення системи і відпрацювання технології кількісного контролю запропоновано СЗ (рис. 9), який забезпечує імітування контролю перемичок колектора парогенератора ПГВ-1000 через трубки теплообмінника з поверхневим (відносно отвору колектора) дефектом і змінною глибиною тріщини [18]. Трубку СЗ виконано із немагнітної аустенітної сталі 08Х18Н10Т, а деталі з феромагнітної низьколегованої перлітної сталі 10ГН2МФА, що відповідає матеріалам контрольованої конструкції.

Висновки

1. Результати аналізу сигналів внутрішнього прохідного коаксіального ВСП для контролю труб теплообмінників по всій товщині використано для визначення підходів для інтерпретації результатів при відпрацюванні методики контролю, а також для оптимізації параметрів ВСП. Перетворювачі мають конструктивні особливості, що покращують проходження їх через прокородовані ділянки труб.

2. Розроблено низькочастотні накладні обертові ВСП для виявлення дефектів по всій товщині стінки колектора через теплообмінні трубки.

3. Розроблено елементи автоматизованої системи вихрострумового контролю перемичок колекторів, зокрема, роторний сканер, маніпулятор, блок позиціювання, механізм стикування отвір–штир, блок керування.

4. Запропоновано стандартний зразок, конструкція якого імітує неперервні значення глибини дефектів. На конструкцію стандартного зразка отримано патент України.

5. Автоматизовану систему вихрострумового контролю перемичок колекторів випробувано на базі вихрострумового дефектоскопу типу Elotest N320. Випробування показали, що система забезпечує високу чутливість до дефектів в тілі колектора при контролі через трубку теплообмінника з повною автоматизацією контрольних операцій.

6. Внутрішні прохідні коаксіальні ВСП для контролю труб теплообмінників по всій товщині впроваджено на НВП «Атоменергоконтроль-сервіс», яке проводить вихрострумовий контроль труб теплообмінників на Хмельницькій, Ровенській і Запоріжській АЕС.

1. *Атлас* експлуатаційних дефектів у теплообмінних трубах парогенераторів енергоблоків АЕС з реакторами типу ВВЕР / І.М. Неклюдов, Ажажа В.М., Л.С. Ожигов та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 578–582.
2. *Митрофанов А.С., Неклюдов І.М., Ожигов Л.С.* Експлуатаційні дефекти в теплообмінних трубах парогенераторів АС // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2008. — № 4. — С. 109–113.
3. *Механіка* руйнування і міцність матеріалів: Довідн. посібник / Під. заг. ред. В.В.Панасюка. Т. 8: Міцність матеріалів і довговічність елементів конструкцій атомних станцій / О.І. Балицький, О.В. Махненко, О.О. Балицький та ін. — Київ: ВД «Академперіодика», 2005. — 554 с.

4. *Фишкин П., Нэш Д.* Вихретоковый контроль труб теплообменников энергетических установок в США // Дефектоскопия. — 1994. — № 6. — С. 35–42.
5. *Krajcovic R., Plasek J.* Eddy Current Inspection of WWER Steam Generator Tubes — Sensitivity of Bobbin Probe Technique // 9-th Europ. conf. on NDT, Berlin, 2006. — www.ndt.net. — Index Th.3.1.4.
6. *Laube U., Grigoriev M., Lovchev V.* In-service Inspection of Russian VVER Nuclear Power Plants // Ibid. — www.ndt.net. — Paper P166.
7. *Елисеев П.Р., Учанин В.Н.* Вихретоковый контроль технического состояния труб теплообменников // Материалы 15-й межд. конф. «Современные методы и средства неразрушающего контроля и технической диагностики», г. Ялта, 2007 г. — Киев: УИЦ «Наука. Техника. Технология», 2007. — С. 118–120.
8. *Пат. України № 50073, МПК G 01 N 27/90.* Зонд для неруйнівного контролю стану металу труб та спосіб його виконання / В.Л. Найда, В.М. Пишний, А.О. Мозжухін та ін. — Опубл. 15.10.2002.
9. *Пат. України № 50074, МПК G 01 N 27/90.* Зонд для контролю трубок великої довжини з вигинами / А.О. Мозжухін, О.С. Ковбасенко, В.М. Пишний та ін. — Опубл. 15.10.2002.
10. *Учанин В.Н.* Вихретоковые мультидифференциальные преобразователи и их применение // Техн. диагностика и неразрушающий контроль. — 2006. — № 3. — С. 34–41.
11. *ТИ 03.28–88.* Технологическая инструкция по контролю сплошности коллекторов ПГВ-1000М и ПГВ-1000У вихретоковым дефектоскопом ВД-73НЦ. — М., 1993. — 22 с.
12. *Вихретоковый* контроль перемычек коллекторов атомных электростанций с применением автоматизированного манипулятора / В.Л. Найда, В.Н. Учанин, А.Н. Гогуля, В.Т. Гулько // Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів. — Вип. 12. — Львів: ФМІ ім. Г.В. Карпенка, 2007. — С. 16–24.
13. *Учанін В.М.* Особливості просторового розподілу сигналу вихрострумового перетворювача від тріщин різної довжини // Фіз.-хімічна механіка матеріалів. — 2007. — № 4. — С. 121–124.
14. *Simulation* of 3D eddy current testing of tubes with external probes: modeling approach and experimental validations / B. Bisiaux, C. Reboud, D. Premel et al. // 9-th Europ. conf. on NDT, Berlin, 2006. — www.ndt.net. — Paper We.2.3.1.
15. *Eddy* current modelling for nondedtructive testing / G. Pichenot, F. Buvat, V. Maillot, H. Voillaume // 16 World Conf. on NDT, Montreal. — www.ndt.net.
16. *Разработка* системы автоматизированного вихретокового контроля перемычек коллекторов атомных станций / В.Л. Найда, В.Н. Учанин, А.А. Мозжухин и др. // Техн. диагностика и неразрушающий контроль. — 2008. — № 3. — С. 21–24.
17. *Розробка* елементів автоматизованої системи вихрострумового контролю перемичок колекторів атомних станцій / В.Л. Найда, В.М. Учанін, А.А. Мозжухін та ін. // Матеріали 14-й міжнар. науч.-техн. конф. «Електромагнітні та акустичні методи неруйнівного контролю матеріалів та виробів», 16–21 лютого 2009 р., с. Славське. — Львів: ФМІ ім. Г.В. Карпенка, 2009. — С. 81–82.
18. *Пат. України № 39172, МПК G 01 N 27/90.* Стандартний зразок для настроювання, калібрування та атестації вихрострумових дефектоскопів / В.М. Учанін, В.Л. Найда, І.І. Кириченко, О.М. Гогуля. — Опубл. 10.02.2009.

ПРОЕКТ 4.24

Розробка установки для ультразвукового неруйнівного контролю температурних полів і термічних напруг в корпусах водо-водяних ядерних реакторів при імпульсному тепловому навантаженні

УДК 620.179.16:539.32

УСТАНОВКА ДЛЯ УЛЬТРАЗВУКОВОГО НЕРУЙНІВНОГО КОНТРОЛЮ ТЕМПЕРАТУРНИХ ПОЛІВ І ТЕРМІЧНИХ НАПРУГ В КОРПУСАХ ВОДО-ВОДЯНИХ ЯДЕРНИХ РЕАКТОРІВ ПРИ ІМПУЛЬСНОМУ ТЕПЛОВОМУ НАВАНТАЖЕННІ

М.О. ДОРДІЄНКО, інж., **О.І. ЗАПОРОЖЕЦЬ**, канд. фіз.-мат. наук, **Р.О. МАЗМАНЯН**, канд. техн. наук, **В.А. МИХАЙЛОВСЬКИЙ, Ю.О. ФРОЛОВ**, інженери, академік НАН України **А.П. ШПАК**
(Ін-т металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України)

Створено автоматизовану установку для ультразвукового неруйнівного контролю температурних полів і термічних напруг в корпусах ядерних реакторів типу ВВЕР при імпульсному тепловому навантаженні (ІТН). Контрольовані параметри визначаються по змінах в реальному часі t часу затримки $\tau(t)$ інформативного ехо-радіоімпульсу (ЕРІ), який реєструється по одному або двом заданим періодам високочастотного заповнення ЕРІ при їх часовій селекції за допомогою блоку автоматичного супроводження строб-імпульсами цих періодів та двох старт-стопових перетворювачів час–пилкоподібна напруга–аналог–цифра. Перевагою установки є збереження надійності реєстрації $\tau(t)$ при спотвореннях форми інформативного ультразвукового сигналу (УЗ). Одночасні УЗ та термометричні дослідження масивних зразків із фрагменту стінки реактору ВВЕР-1000 в процесі ІТН показали хорошу узгодженість результатів, одержаних обома методами.

Ключові слова: *реактор, ультразвуковий неруйнівний контроль, автоматична установка, час затримки, швидкість ультразвуку, функціональна схема, температурне поле, термічні напруги, нестаціонарні теплові умови*

Одною з важливих умов безпечної експлуатації ядерних реакторів (ЯР), головної складової атомних електростанцій, є моніторинг поточного стану їх корпусу [1, 2]. Для цього, зокрема, застосовуються достатньо ефективні методи ультразвукової (УЗ) діагностики [3–5]. Однак в даний час на АЕС України ці методи використовуються лише під час планових зупинок і спрямовані в основному на виявлення в корпусах реакторів стандартних дефектів (пор, тріщин, непроварів та ін.), а в окремих випадках для визначення на виділених ділянках конструкції залишкових макронапруг. Діючі ж напруги в корпусах реакторів визначаються лише шляхом комп'ютерного моделювання і за результатами трудомістких досліджень фізико-механічних властивостей зразків-свідків. При цьому ступінь достовірності таких досліджень та надійність прогнозу на цій основі залишкового ресурсу реактору є дискусійними [1, 2, 6]. З метою розширення можливостей застосування УЗ методу для діагностики ЯР безпосередньо в процесі роботи, особливо під час їх пуску і зупинки, групою фахівців ІМФ НАН України запропонований метод ультразвукового неруйнівного контролю (УЗНК) температурних полів і термічних напруг в замкнених конструкціях з одностороннім доступом в нестаціонарних теплових умовах [7–9]. В рамках проекту № 4.14 програми НАН України «Ресурс» (2004–2006 рр.) на основі теоретичних та комплексних експериментальних УЗ і термометричних досліджень зразків із фрагменту стінки реактору ВВЕР-440 при імпульсному тепловому навантаженні (ІТН) в різних режимах було обгрунтовано вказаний метод, а також розроблено і створено лабораторний варіант діючого макету УЗ установки для його реалізації [10]. Пропонований метод відноситься до нетрадиційних методів УЗ діагностики і базується на залежності від температури пружних модулів та відповідних швидкостей УЗ в матеріалах у пружно неоднорідному стані. Він реалізується шляхом автоматичної реєстрації при кожному тепловому навантаженні недосяжної стінки корпусу реактору змін у реальному часі t часу затримки УЗ ехо-імпульсу $\tau(t)$, які визначені за даними УЗ вимірювань середньої по товщині стінки (x) температури $\langle T\rangle(t) = f(\tau, t)$, реструктуризації за встановленим на основі перевіреної експериментально теоретичної моделі алгоритма теплового профілю $T(x, t)$ та обчисленні відповідних до $T(x, t)$ термічних напруг $\sigma(x, t)$.

© М.О. ДОРДІЄНКО, О.І. ЗАПОРОЖЕЦЬ, Р.О. МАЗМАНЯН, В.А. МИХАЙЛОВСЬКИЙ, Ю.О. ФРОЛОВ, А.П. ШПАК, 2009

По максимальним значенням останніх за відомою методикою визначається пошкодженність контрольованої ділянки конструкції і з урахуванням історії термомеханічних навантажень розраховується термічна складова її залишкового ресурсу [9, 10].

Логічним продовженням попередніх напрацювань було створення на базі згаданого вище макету та інших методичних доробок авторів спеціалізованої автоматизованої установки для УЗНК температурних полів і термічних напруг на виділених ділянках корпусів ядерних реакторів типу ВВЕР при ІТН. Нижче наведено опис функціональної схеми установки, а також результати комплексних УЗ і термометричних досліджень при ІТН одного із торців масивного циліндричного зразка із корпусної сталі реактору ВВЕР-1000. Слід зауважити, що в процесі виконання розробки з метою уточнення технічних вимог до окремих блоків і установки в цілому та визначення похідних параметрів для УЗНК було також отримано кількісну інформацію про акустичні і пружні властивості складових стінки корпусу реактора ВВЕР-1000 (корпусна сталь 15Х2НМФА, двошарова наплавка Св-07Х25Н13 + Св-08Х19Н10Г2Б) в загальному температурному інтервалі 0–400 °С. Ці дані, на думку авторів, мають самостійний науковий інтерес, можуть бути корисними, зокрема, для фахівців в галузі ядерного матеріалознавства і будуть надруковані окремо.

Функціональна схема установки. На рис. 1 наведено функціональну схему УЗ установки для автоматичної реєстрації часу затримки $\tau(t)$ еталонного ехо-радіоімпульсу (ЕРІ) у варіанті виділення і супроводження одного заданого періоду. Для запису $\tau(t)$ по двох періодах використовуються додатково аналогічні блоки стробування періоду та схема супроводження, а також при значнійй кількості періодів — модуль комутації імпульсних та аналогових сигналів (на рис. 1 він не показаний). На рис. 2 наведено епюри електричних сигналів в деяких контрольних точках схеми (*К*1–*К*6 на рис. 1), зняті за допомогою ВО *18* з блоків працюючої установки.

Серед перерахованих складових функціональної схеми є вузли і блоки, загальні для широко використованої в науці і техніці УЗ апаратури [3–5, 11–14], а також більш специфічні, які підвищують надійність і точність вимірювань $\tau(t)$ та швидкості УЗ у об'єктах контролю, в тому числі в умовах пружної неоднорідності прозвучуваної ділянки матеріалу. Через те, що загальні принципи побудови функціональних схем при реалізації імпульсних УЗ методів висвітлено в багатьох літературних виданнях, нижче буде приділено увагу головним чином особливостям технічних рішень, застосованих в дійсній установці.

Блоки *1, 2, 7* і частково *3* призначені для формування зондуючого радіоімпульсу (ЗРІ) з амплітудою U_m = 100–300 В ПП та регульованою від одного до 10 періодів високочастотне (ВЧ) заповнення, жорстко синхронізованих з усіма службовими сигналами установки. Можливість зміни кількості періодів у пакеті ЗРІ дозволяє регулювати спектр УЗ сигналу в об'єкті контролю від

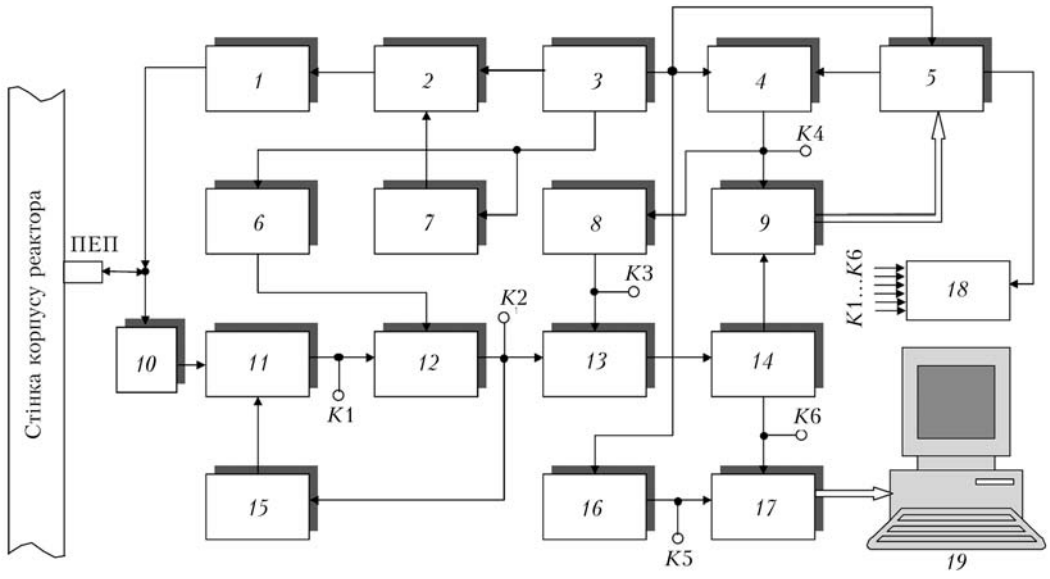


Рис. 1. Функціональна схема установки для УЗНК температурних полів і термічних напруг в стінках корпусів реакторів ВВЕР при ІТН: *1* — підсилювач потужності для формування зондуючих радіоімпульсів синусоїдальної форми (ПП); *2* — ключ зондуючого радіоімпульсу (КЗРІ); *3* — синтезатор частот (СЗЧ); *4* — 1-й блок затримки відеоімпульсів (БЗВІ 1); *5* — система порівняння й управління затримкою (для 1-го заданого періоду) (СПУЗ 1); *6* — генератор строб-імпульсу еталонного радіоімпульсу (ГСЕРІ); *7* — генератор строб-імпульсу зондуючого імпульсу (ГСЗІ); *8* — генератор строб-імпульсу періоду (ГСІП); *9* — 1-й перетворювач часових інтервалів у аналог з АЦП1 (ПЧА 1); *10* — нелінійний обмежник (НО); *11* — широкосмуговий підсилювач (ШП); *12* — ключ еталонного радіоімпульсу (КЕРІ); *13* — нуль-компаратор періоду (0-КП); *14* — формувач періоду (ФП); *15* — швидкодіюча автоматична система регулювання посилення (ШАРП); *16* — 2-й блок затримки відеоімпульсів (БЗВІ 2); *17* — 2-й перетворювач часових інтервалів у аналог з АЦП 2 (ПЧА 2); *18* — віртуальний осцилограф (ВО); *19* — персональний комп'ютер (ПК); ПЕП — п'єзоелектричний перетворювач з узгоджуючими елементами та УЗ лінією затримки (акустичним буфером) для виносу п'єзодатчика із зони поблизу поверхні стінки реактору

«гаусівського» до квазігармонійного [14, 15], чим підвищується точність вимірів $\tau(t)$ та швидкості УЗ. Синхронізацію, а також формування необхідних для часової селекції ЕРІ та заданого періоду ВЧ заповнення забезпечують блоки *3*, *6* і *8*. Останні два блоки відкривають відповідно ключ ЕРІ *12* і 0-компаратор періоду *13*. Блоки *10–12* і *15* утворюють широкосмуговий стробований підсилювач ЕРІ, охоплений швидкодіючою схемою автоматичного регулювання підсилення (АРП). При розробці ШП особливу увагу було приділено мінімізації змін часу затримки τ в тракті підсилювача в динамічному діапазоні вхідних сигналів в режимі АРП. Принципово важливими для головного призначення створеної установки є блок фіксації та супроводження періоду ЕРІ, блок фіксації супроводжувального періоду та старт-стоповий ПЧА 1. Доцільність застосування цих вузлів в установці обумовлена наступним. Сучасні вимірювачі швидкості ультразвуку v базуються на автоматичній реєстрації часу проходження УЗ сигналом τ акустичного шляху довжиною h. При цьому для отримання інформації про τ або його зміни $\Delta\tau$ у залежності від зовнішніх впливів з максимальною інструментальною точністю використовуються ідентичні періоди ВЧ заповнення пройдених шляхів УЗ радіоімпульсів із зразка [12–14]. Для цього, по-перше, їх потрібно виділити за допомогою ключів, які відкриваються у моменти їх дії відповідними строб-імпульсами періодів, а, по-друге, ця операція повинна здійснюватись безперервно на протязі усього часу вимірювань. Відомі два способи «прив'язки» строб-імпульсу до заданого періоду ВЧ заповнення УЗ радіоімпульсу: його формування на базі того ж ЕРІ [12, 13]; формування строб-імпульсу періоду незалежно на базі стабільно затриманого і синхронізованого відеоімпульсу з ВЧ заповненням зондуючого і ЕРІ [16, 17]. Останній спосіб має принципові переваги перед першим у випадках пружної і відповідно акустичної неоднорідності по довжині акустичного шляху УЗ сигналу, коли форма останнього спотворюється через інтерференційні ефекти. Такі спотворення виникають, зокрема, при фазових перетвореннях у неоднофазних системах [18–21], а також у термоградієнтних умовах об'єкту контролю (випадок із стінкою реактору в процесі ІТН) [9, 10]. Але при цьому строб-імпульс періоду повинен супроводжувати останній (або декілька заданих періодів) в усьому діапазоні змін затримки ЕРІ. Ідея такого формування строб-імпульсу (часового вікна) періоду, реалізованого в установці, представлена на рис. 2.

Підсилений ШП *11* і виділений за допомогою КЕРІ *12* ЕРІ (рис. 2, *а*) подається на 0-компаратор періоду *13*. Відеоімпульс з виходу СЗЧ *3* з частотою слідування зондуючого радіоімпульсу (РІ) затримується блоком *4* (рис. 2, *б*) з керованою із СПУЗ 1 *5* затримкою і подається на формувач часового вікна *8*, на виході якого діє строб-

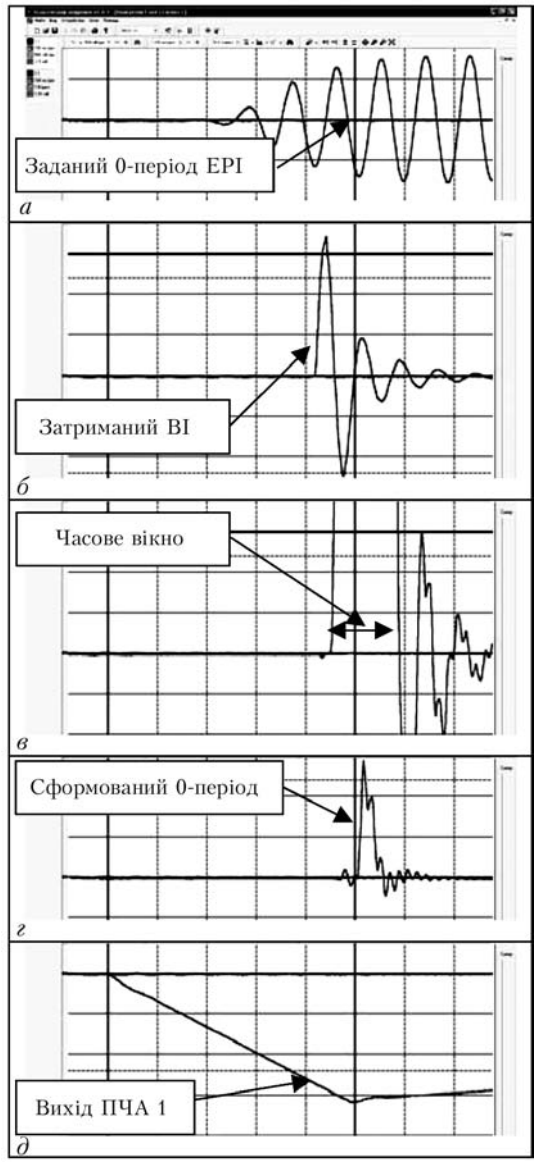


Рис. 2. Осцилограми з контрольних точок блоку фіксації і супроводження заданого періоду ЕРІ та старт-стопового ПЧА 1 (масштаби по осі ординат — різні, по абсцис — 100 нс/діл; кутовий коефіцієнт пилкоподібної напруги (рис. 2, *д*) k = = 10 мВ/нс)

імпульс заданого періоду ЕРІ (рис. 2, *в*). Сформований короткий ВІ 0-періоду (рис. 2, *г*) є стоповим для перетворювача ПЧА 1, старт якого здійснюється стабільно затриманим в процесі вимірювань синхросигналом (на рис. 2, *д* відповідає початку дії пилкоподібної напруги), на базі якого формується ВІ (рис. 2, *б*) і відповідно часове вікно (рис. 2, *в*). Сталість часового інтервалу між ВІ (рис. 2, *б*) і ВІ 0-періоду (рис. 2, *г*) забезпечується виробленням блоком СПУЗ 1 *5* аналогового сигналу неузгодження, який відповідно корегує часову затримку у блоці *4* функціональної схеми (див. рис. 1). У разі оптимального режиму супроводження строб-імпульсом (рис. 2, *в*) заданого періоду цифровий сигнал на вході блоку *5*, пропорційний амплітуді пилкоподібної напруги (рис. 2, *д*), залишається незмінним. Цим і забезпечується автоматичне супроводження часовим

вікном (рис. 2, *в*) заданого 0-періоду ЕРІ при змінах $\tau(t)$ на прозвучуваній ділянці об'єкту контролю. Без вказаного заходу, тобто при сталості часового вікна в процесі вимірювань, динамічний діапазон безперервної реєстрації часу затримки ЕРІ обмежується періодом ВЧ заповнення останнього, що може виявитись недостатнім на великих (приблизно 50–100 мкс) часових базах при розповсюдженні УЗ сигналу в стінках водоводяних ЯР. Блоки *16–17* призначені для вимірювань відносних і абсолютних значень $\tau(t)$ та разом із ПК *19* для обробки даних УЗ вимірювань за встановленим алгоритмом з урахуванням введених попередньо калібрувальних величин [9, 10] при отриманні кількісної інформації про розподіл температурних полів і термічних напруг по товщині стінки реактору в процесі ІТН в зоні прозвучування.

Головні параметри установки. *Призначення*. Установка призначена для УЗНК температурних полів і термічних напруг на виділеній ділянці (ділянках) стінки корпусу реактору типу ВВЕР шляхом автоматичної реєстрації змін часу затримки УЗ ЕРІ $\Delta\tau$ при ІТН. Установка також дозволяє здійснювати прецизійні автоматичні вимірювання швидкості УЗ та її змін у зразках і виробах простих геометричних форм у пружно неоднорідному стані при забезпеченні паралельного контролю довжини акустичного шляху інформативного УЗ сигналу.

Технічні характеристики

Метод вимірювань	радіоімпульсний
Частотний діапазон, МГц	1–30
Робочій інтервал температур, °С	0–400
Амплітуда зондуючого РІ, В п/п	100–300
Робочі частоти генератору ЗРІ, МГц	1,25, 2,50, 5,00, 10,00, 15,00, 25,00
Число періодів ВЧ заповнення зондуючого РІ	1–10
Діапазон вхідних сигналів ШП, мВ	0,05–100,00
Полоса пропускання ШП, МГц	0,5–50,0
Коефіцієнт підсилення підсилювача, дб	80
Динамічний діапазон коефіцієнта підсилення ШП, дб:	
у ручному режимі	60
у режимі АРП	25
Максимальна затримка τ в тракті ШП при АРП, нс	±0,5
Діапазон запису $\Delta\tau$, нс	0–1800
Точність вимірювань τ, нс	±0,5
Точність запису $\Delta\tau$, нс	±0,2
Розподільча здатність запису $\Delta\tau$, нс	<±0,1
Швидкодія вимірювань, вимір/с	>10
Живлення від мережі змінного струму (МЗС)	220±20 В, 50 Гц
Споживання вимірювального модулю (ВМ) від МЗС, Вт	≤125
Габарити ВМ, мм	240×480×420
Маса ВМ, кг	14,7
З'єднання ВМ з ПК через	АЦП типу В-480

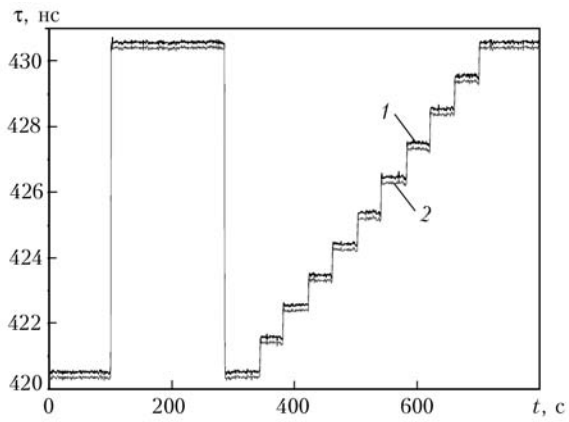


Рис. 3. Калібрувальний запис змін в реальному часі t часу затримки двох заданих точок Т1 (*1*) і Т2 (*2*) ВЧ заповнення ЕРІ (відповідно $\tau_1(t)$ і $\tau_2(t)$) у зразку зі сталі 15Х2НМФА при T = = 20 °С при примусових стрибках часу затримки КЧЗ на ±10 нс (ліва частина запису) та +1 нс (права частина). Попередньо встановлений часовий інтервал між Т1 і Т2 $\Delta\tau = \tau_1 - \tau_2 = 0{,}2$ нс

Конструктивно УЗ установка складається із ВМ, розміщеного у корпусі типу «КАМАК» із вставними субмодулями, складовими функціональної схеми із блоком живлення, ПК з програмним забезпеченням та комплектом п'єзодатчиків з резонансними частотами 1,25, 2,50, 5,00, 10,00, 15,00 і 25,00 МГц. Останні виготовлені із монокристалічних пластин $LiNbO_3$. В електронній частині установки задіяна сучасна елементна база, зокрема, швидкодіючі мікросхеми 500 і 1500 серій та їх зарубіжні аналоги. При розробці найбільш відповідальних електронних блоків використовувались засоби комп'ютерного макетування [22]. Крім того, в процесі розробки розглянутого варіанту установки була забезбепечена можливість її подальшого вдосконалення шляхом використання створених нещодавно прецизійних вимірювачів часових інтерметалідів модулів стабільної затримки імпульсних сигналов [23–25].

На рис. 3 наведено типовий калібрувальний запис змін у реальному часі t часу затримки двох заданих точок Т1 і Т2 ВЧ заповнення 1-го УЗ ЕРІ відповідно $\tau_1(t)$ і $\tau_2(t)$ у масивному зразку циліндричної форми із фрагменту стінки реактору ВВЕР-1000 (сталь 15Х2НМФА) при T = 20 °С у разі примусових стрибків часу затримки калібратора часових зсувів (КЧЗ) на ±10 та +1 нс. Встановлений на початку запису часовий інтервал між Т1 і Т2 $\Delta\tau = \tau_1 - \tau_2 = 0{,}2$ нс. Видно, що розподільча здатність УЗ установки при запису $\tau(t)$ та флуктуації між $\tau_1(t)$ і $\tau_2(t)$ не перевищує ±0,1 нс, а час фікації $\tau(t) \le 1$ с.

Ультразвукові та термометричні дослідження температурних полів і термічних напруг у зразках із фрагментів стінки реактору ВВЕР-1000 в процесі ІТН. У [10] та інших попередніх роботах наведено дані по теоретичному і експериментальному обгрунтуванню методу УЗНК температурних полів і термічних напруг на виділених ділянках стінки корпусів ядерних реакторів типу ВВЕР-440 та ВВЕР-1000 при ІТН. При цьому одночасні з УЗНК вимірювання теплового профілю термопарним методом при ІТН одного із торців масивних циліндричних зразків, що в експериментах імітував недосяжну стінку конструкції, із фрагментів стінок реакторів ВВЕР підтвердили надійність реструктуризації $T(x, t)$ за пропонованим УЗ методом. Але у цих роботах головна увага при оцінках термічних напруг $\sigma(x, t)$ приділялась кільце-

вим $\sigma_{\varphi\varphi}(x, t)$ та радіальним $\sigma_{rr}(x, t)$ напругам, у той час як максимальними напругами в конструкціях циліндричної форми, якими є корпуси реакторів типу ВВЕР, є осьові $\sigma_{zz}(x, t)$ [1, 23]. Крім того, більшість експериментів при впливах ІТН була виконана на зразках із фрагментів стінки реактору ВВЕР-440. Нижче наводяться результати одночасних експериментальних УЗ і термометричних досліджень масивних зразків із фрагменту стінки корпусу реактору ВВЕР-1000 (сталь 15Х2МНФА) в процесі ІТН при T = 20–300 °С.

Деякі зауваження відносно теоретичних підходів при реструктуризації теплового профілю і визначення термічних напруг у стінці ЯР типу ВВЕР при ІТН. У зв'язку із великим радіусом кривизни R по відношенню до товщини стінки L реакторів ВВЕР (R/L > 15–25) і незрівнянно меншому розміру перетину зондуючого ділянку стінки реактору УЗ променю (d ~ 10–20 мм) для розрахунків теплового профілю стінку реактору було розглянуто як напівнескінченну двошарову (корпусна сталь–наплавка) пластину. При цьому в основу УЗ методу реструктуризації теплового профілю при ІТН, як вже відмічалось вище, покладено однозначний для конкретного матеріалу кількісний зв'язок між значеннями його пружних модулів, наприклад модулю Юнга E, швидкостей УЗ v і часу розповсюдження УЗ хвиль τ та середньою по товщині стінки $L = l_1 + l_2$ температурою $\langle T\rangle$, тобто під час початку дії ІТН

$$\begin{gathered} t \ge t_0{:}\langle E\rangle, \quad \langle v\rangle, \quad \langle\tau\rangle = f(\langle T\rangle); \\ (\langle\tau\rangle - \tau_0)/\tau_0 = -(\langle v\rangle - v_0)/v_0 = \\ = A\langle T\rangle, \quad \text{де } A \sim 1\cdot 10^{-4}\ \text{K}; \\ \tau = \tau_0(1 + A\langle T\rangle) \text{ і перша похідна} \\ \langle\dot{T}\rangle = \frac{\tau_{i-1} - \tau_i}{A\tau_0(t_{i-1} - t_i)} = \frac{\Delta\tau_i}{A\tau_0\Delta t_i}, \end{gathered} \tag{1}$$

де i = 1, 2, 3 … — крок квантування при УЗ зондуванні стінки.

Вирази кількісного зв'язку між τ, $\langle T\rangle$, її похідою і тепловим профілем $T(x, t)$ під час ІТН для одно- і двошарової пластини наведено у роботі [10].

При розгляді питання про визначення термічних напруг у стінці корпусу ЯР за даними $T(x, t)$ при ІТН оптимальною моделлю є полий циліндр із вільними та закріпленими кінцями [26] (рис. 4).

Кінцеві вирази для кільцевих $\sigma_{\varphi\varphi}(x, t)$, радіальних $\sigma_{rr}(x, t)$ і осьових $\sigma_{zz}(x, t)$ термічних напруг по товщині стінки x конструкції циліндричної форми за даними $T(x, t)$ також наведено у [10] і цитованих там посиланнях.

Для випадку циліндру з вільними кінцями

$$\sigma^i_{zz} = \sigma^i_{rr} + \sigma_{\varphi\varphi}. \tag{2}$$

Для циліндру із закріпленими кінцями

$$\sigma^i_{zz} = \mu(\sigma^i_{rr} + \sigma^i_{\varphi\varphi}) - E\alpha(x)T, \tag{3}$$

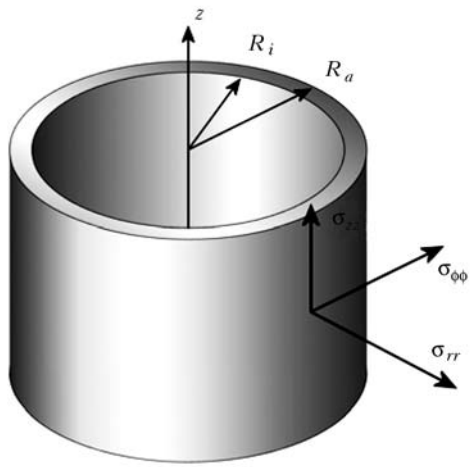


Рис. 4. Модель полого циліндру для розрахунку компонент термічних напруг за даними теплового профілю у стінці реактору ВВЕР при ІТН

де μ_i — коефіцієнт Пуансона в i-му шарі; L — коефіцієнт лінійного термічного розширення. На границі між шарами (x = 0) прийнято рахувати, що

$$\sigma_{jj} = \frac{\sigma^1_{jj} + \sigma^2_{jj}}{2}. \tag{4}$$

Як показали кількісні розрахунки, найбільшими наругами є осьові для випадку циліндру із закріпленими кінцями. Тому при УЗ діагностиці напруженого стану в стінках корпусів реакторів ВВЕР при ІТН безпосередньо цим наругам потрібно приділяти особливу увагу, як найбільш небезпечним.

Експериментальні дослідження теплового профілю і компонент термічних напруг у зразках із корпусної сталі реактору ВВЕР-1000 при ІТН та T = 20–300 °С. Використані зразки для досліджень і їх схематичний вигляд при одночасних УЗ і термометричних дослідженнях при ІТН були висвітлені у попередніх роботах [9, 10]. В дійсному експерименті кількість застосованих для незалежних температурних вимірів термопар складає 6. Робочі частоти 10–15 МГц. Комп'ютерна обробка даних здійснювалась в процесі ІТН із використанням методу кінцевих різниць та похідними калібрувальними даними для стінки реактору ВВЕР-1000 із попередніх звітів і публікацій.

На рис. 5 представлено результати одночасних УЗ і термопарних вимірювань теплового профілю $T(x, t)$ (рис. 5, *а*), а також обчислений за виразами з [10] розподіл кільцевих $\sigma_{\varphi\varphi}(x, t)$ (рис. 5, *б*), радіальних $\sigma_{rr}(x, t)$ (рис. 5, *в*) і осьових $\sigma_{zz}(x, t)$ (рис. 5, *г*) термічних напруг по висоті масивного зразка (товщині стінки x) із фрагменту корпусу реактору ВВЕР-1000 із сталі 15Х2НМФА для різних моментів часу t після початку ІТН при T = = 20–300 °С.

Із рис. 5, *а* видно, що і у цьому випадку, як і при аналогічних дослідженнях зразків із стінки реактору ВВЕР-440 [10], результати реструктуризації $T(x, t)$ пропонованим УЗ методом добре уз-

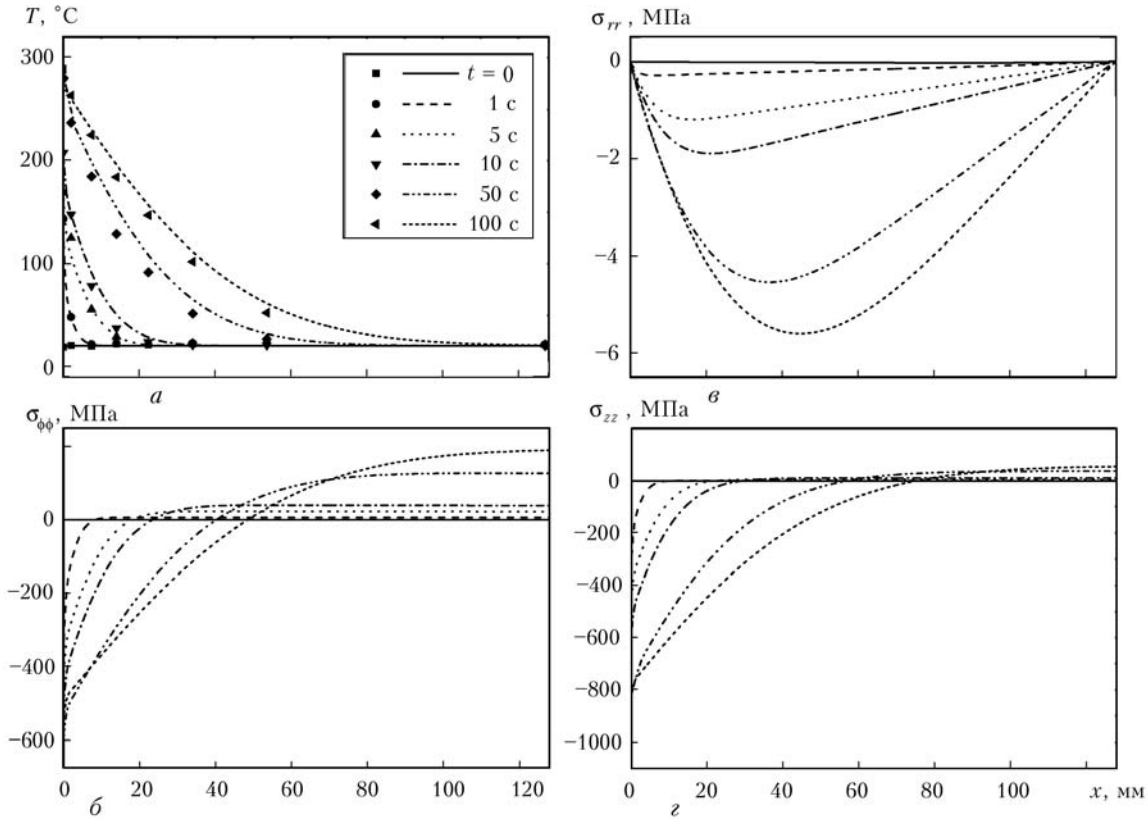


Рис. 5. Тепловий профіль $T(x, t)$ (*а*) та розподіл кільцевих $\sigma_{\varphi\varphi}(x, t)$ (*б*), радіальних $\sigma_{rr}(x, t)$ (*в*) і осьових $\sigma_{zz}(x, t)$ (*г*) термічних напруг по висоті зразка (товщині стінки x) із фрагменту корпусу реактору ВВЕР-1000 із сталі 15Х2НМФА для різних моментів часу t після початку ІТН при T = 20–300 °С (точки — результат одночасних вимірювань T термопарним методом)

годжуються з даними незалежних одночасних термометричних вимірів. Обидві найбільші за значенням складові термічних напруг $\sigma_{\varphi\varphi}(x, t)$ і $\sigma_{zz}(x, t)$ є максимальними у приконтактній із підданою ІТН поверхнею у перші моменти температурного впливу, а радіальні напруги $\sigma_{rr}(x, t)$ є значно меншими (рис. 5, *б–г)*. При цьому осьові напруги за значенням переважають також і кільцеві, досягаючи значень при застосованому режимі ІТН $\sigma_{zz}(x, t) \approx -800$ МПа, що близько до межі плинності корпусної сталі 15Х2НМФА [1, 2].

Таким чином, у підсумку виконаної роботи створено імпульсну автоматизовану установку для УЗНК температурних полів і термічних напруг в корпусах ядерних реакторів типу ВВЕР при ІТН. Установка забезпечена жорсткою синхронізацією між ВЧ заповненням зондуючого РІ та усіма службовими сигналами її функціональної схеми. Автоматична реєстрація часу затримки інформативного ЕРІ $\tau(t)$ здійснюється по одному або декільком заданим періодам його ВЧ заповнення при їх часовій селекції за допомогою блоку автоматичного супроводження строб-імпульсами цих періодів. Для вимірювань змін часових затримок характерних точок періодів використовуються два перетворювача час–пилкоподібна напруга–аналог–цифра, виходи яких підключено до ПК з функціями аналізатора результатів УЗ вимірювань та осцилографу. Перевагою установки над її аналогами є збереження надійності реєстрації $\tau(t)$ (швидкості УЗ) в об'єктах контролю при спотвореннях форми інформативного УЗ сигналу. Результати отриманих за допомогою установки УЗ та одночасних термометричних досліджень масивних циліндричних зразків із корпусної сталі 15Х2НМФА в процесі ІТН одного із торців зразка при T = 20–300 °С добре узгоджуються з аналогічними даними на корпусній сталі реактору ВВЕР-440 і підтверджують перспективність подальшого використання установки для УЗНК корпусів реакторів типу ВВЕР в нестаціонарних теплових умовах. При цьому для промислового впровадження установки разом із методом УЗНК є доцільним частково вдосконалити деякі електронні блоки шляхом використання сучасних нещодавно створених цифрових прецизійних вимірювачів часових інтервалів і модулів стабільної затримки імпульсних сигналів.

1. *Мелехов Р.К., Похмурський В.І.* Конструкційні матеріали енергетичного обладнання. Властивості, деградація. — К.: Наук. думка, 2003. — 384 с.
2. *Механіка* руйнування та міцність матеріалів. Довід. посіб. Т. 8 / Під ред. В.В. Панасюка. — К.: ВД «Академперіодика», 2005. — 541 с.
3. *Sharpe R.S.* Research techniques in nondestructive testing. — London; New York: Academic Press, 1970. — 494 p.
4. *Приборы* для неразрушающего контроля материалов и изделий. Кн. 2 / Под ред. В.В. Клюева. — М.: Машиностроение, 1986. — 356 с.
5. *Крауткремер Й., Кауткремер Г.* Ультразвуковой контроль материалов: Справ. изд. — М.: Металлургия, 1991. — 752 с.
6. *Механические* свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии / А.А. Лебедев, Б.И. Ковальчук, Ф.Ф. Гигиняк, В.П. Ламашевский / Под

ред. А.А. Лебедева. — Киев: Изд. дом «Ин Юре», 2003. — 540 с.
7. *Экспериментальные* исследования возможности создания системы контроля напряженного состояния корпусов ВВЭР / О.И. Веселовский, М.Е. Гуревич, В.С. Карасев и др. // Вопросы атомной науки и техники (ВАНТ). Сер. Физ. — 1992. — Вып. 1 (58)/2 (59). — С. 129–132.
8. *Pat. 21827 A Ukraine, G 01L1 3/100*. Method non-destructive control of constructions / O.I. Zaporozhets, V.V. Nemoshkalenko, A.I. Nosar. — Publ. 30.04.98.
9. *A Technology* for non-destructive testing of metalworks / O.I. Zaporozhets, A.V. Lichko, V.V. Nemoshkalenko, A.I. Nosar // Met. Phys. Adv. Tech. — 1999. — **17**. — P. 961–971.
10. *Ультразвуковий* метод неруйнівного контролю температурних полів і термічних напруг в корпусах ядерних реакторів типу ВВЕР-440 та ВВЕР-1000 при імпульсному тепловому навантаженні / О.І. Запорожець, М.О. Дордієнко, В.А. Михайловський та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та матеріалів: Зб. праць. — К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 212–219.
11. *Неразрушающие* испытания: Справ. / Под ред. Мак-Мастера. Кн. 2. — М.;Л.: Энергия, 1965. — 492 с.
12. *Труэлл Р., Эльбаум Ч.,Чик Б.* Ультразвуковые методы в физике твердого тела. — М.: Мир, 1972. — 307 с.
13. *Королев М.В., Стариков Б.П., Карпельсон А.Е.* Ультразвуковые импульсные приборы контроля прочности материалов. — М.: Машиностроение, 1987. — 111 с.
14. *Никитина Н.Е.* Акустоупругость. Опыт практического применения. — Н.-Новгород: ТАЛАМ, 2005. — 208 с.
15. *Ганопольский И.С.* Радиотехнические цепи и сигналы. — М.: Совет. радио, 1963. — 695 с.
16. *А. с. 526818 СССР, 01 29/00*. Устройство для автоматической записи изменений скорости ультразвука / О.И. Запорожец, Н.К. Лашук. — Опубл. 30.08.76; Бюл. № 32.
17. *А. с. 613236 СССР, 01 29/00*. Способ автоматической записи изменений скорости распространения ультразвука / О.И. Запорожец, Н.К. Лашук. — Опубл. 30.06.78.; Бюл. № 24.
18. *Влияние* температуры, электрического поля и освещения на поглощение ультразвука в SbSJ в области температур фазового перехода / О.И. Запорожец, В.А. Ляховицкая, С.И. Пекар и др. // Физ. твердого тела. — 1970. — **12**, № 2. — С. 671–672.
19. *Oscillations* in ultrasonic attenuation: real or spurions? / Y.T. Qian, A. Schenstrom, M.F. Xu et. al. // Jap. J. Appl. Phys. — 1987. — **26**, N 3. — P. 1733–1734.
20. *Ультразвуковые* исследования фазовых переходов в слоистых кристаллах TlInS2 и TlGaSe2 / Ю.В. Илисавский, В.М. Стернин, Р.А. Сулейманов и др. // Физ. твердого тела. — 1991. — **33**, № 1. — С. 104–109.
21. *Samudravijaya K., Basu B.K*. Oscillations in ultrasonic attenuation near a phase transition // Solid State Commun. — 1986. — **60**, N 12.
22. *Разевиг В.Д.* Система проектирования OrCAD 9.2. — М.: Солон-Пресс, 2004. — 528 с.
23. *Граф Р.* Электронные схемы. 1300 примеров. — М.: Мир, 1989. — 688 с.
24. *TDC-GP1* general purpose TDC. — www.acam.de.
25. *Highland* technology model V980 time-to-digital converter. — http://www.highlandtechnology.com/Pages/prodind2.html.
26. *Паркус Г.* Неустановившиеся температурные нагружения. — М.: Физматгиз, 1963. — 251 с.

ПРОЕКТ 4.25

Розробка інформаційно-аналітичної системи для оцінки технічного стану і залишкового ресурсу експлуатації головних циркуляційних трубопроводів, арматури і головних циркуляційних насосів

УДК 539.4

ИНФОРМАЦИОННО-АНАЛИТИЧЕСКАЯ СИСТЕМА ОЦЕНКИ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ И ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА ЭКСПЛУАТАЦИИ ТРУБОПРОВОДОВ И ОБОРУДОВАНИЯ АЭС

В.М. ТОРОП, д-р техн. наук, чл.-кор. НАН Украины **А.Я. КРАСОВСКИЙ, И.А.МАКОВЕЦКАЯ**, канд. техн. наук
(Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины)

С целью обоснования дальнейшей безопасной эксплуатации энергоблоков № 1 и № 2 ОП «Ривненская АЭС» разработана информационно-аналитическая система оценки технического состояния и остаточного ресурса эксплуатации трубопроводов и оборудования АЭС с реакторной установкой ВВЭР-440.

Ключевые слова: *трубопровод, арматура, главный циркуляционный насос, информационно-аналитическая система, ресурс, оценка технического состояния*

Согласно Программе мероприятий по продлению сроков эксплуатации энергоблоков 1, 2 ОП «Ривненская АЭС» (на период 2005–2010 гг.) [1] и Программе управления старением энергоблоков № 1 и № 2 РАЭС [2], целью проведения работ по управлению старением главных циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов реакторной установки (РУ) ВВЭР-440 является обеспечение требуемого уровня безопасности на протяжении срока эксплуатации энергоблока (в том числе сверхпроектного), а также достижение максимальной эффективности его эксплуатации путем организации выполнения технически и экономически целесообразных мероприятий, направленных на своевременное обнаружение и поддержание в приемлемых пределах деградации, вызванной старением элементов, для гарантии уверенности в их целостности и работоспособности.

Продление срока службы незаменяемого оборудования реакторных установок первых поколений с реакторами ВВЭР-440 относится к актуальным задачам атомной энергетики Украины. Процедуры продления проектного ресурса оборудования АЭС регламентируются документом [3]. Проектный срок службы важных элементов главного циркуляционного контура (ГЦК) — главных циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов ОП РАЭС — составляет 30 лет (этот срок для блока № 1 заканчивается в 2010, № 2 — в 2011 г.).

СУБД «Информационная модель объектов диагностики АЭС с РУ ВВЭР-440». Система управления базами данных (СУБД) «Информационная модель объектов диагностики АЭС с реакторной установкой (РУ) ВВЭР-440» информационно-аналитической системы (ИАС) для оценки технического состояния и остаточного ресурса главных циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов [4] реализовано таким образом, чтобы обеспечить оперативный доступ ко всем необходимым для расчетных модулей данным, агрегировать и представлять их в наиболее понятной форме, анализировать максимально возможное в конкретной вычислительной среде количество альтернативных вариантов решений с учетом максимального количества показателей как качественного, так и количественного анализа. Кроме того, информационное обеспечение соответствует следующим принципам:

- максимальная автоматизация сбора и передачи информации;
- унификация технологии приема, обработки и передачи информации;
- организация единой системы накопления, хранения и поиска информации;
- однократное формирование исходной информации и многократное ее использование;
- достоверность и упорядоченность информации;
- единство применяемой в системе классификаторов и кодирования технико-экономических показателей.

Исходя из сказанного выше, информационное обеспечение ИАС «Прочность АЭС» [4] поддерживается с помощью оперативных и локальных баз данных, которые могут быть составной частью системы управления базами данных «Информа-

© В.М. ТОРОП, А.Я. КРАСОВСКИЙ, И.А. МАКОВЕЦКАЯ, 2009

ционная модель объектов диагностики АЭС с РУ ВВЭР-440» или использоваться автономно.

Программно-методический комплекс (ПМК) «Пространственное положение» (описание обьекта диагностики и схематизация выявленных средствами технической диагностики дефектов с учетом их классификации, ориентации, места залегания, степени опасности).

Центральное место в информационном обеспечении ИАС «Прочность АЭС» занимает ПМК «Пространственное положение», состоящий из баз данных «Объекты» и «Дефекты». Входная информация привязывается к линейным координатам трубопровода и/или оборудования АЭС, состоит из следующих данных:

- конструкционное исполнение трубопровода или элемента оборудования АЭС;
- пространственное положение;
- зафиксированные дефекты (металлургические, механические, сварочные, коррозионные);
- выполненные ремонтные работы.

Главный циркуляционный контур ВВЭР-440 представлен в ПМК «Пространственное положение» детально, а схематично показан на рис. 1. Помимо корпуса реактора и парогенератора он состоит из главных циркуляционных трубопроводов (ГЦТ), главных циркуляционных задвижек (ГЗЗ) и главных циркуляционных насосов (ГЦН).

Главные циркуляционные трубопроводы соединяют между собой основное оборудование, входящее в состав главного циркуляционного контура, и предназначены для осуществления циркуляции теплоносителя из реактора в парогенераторы и обратно. Система ГЦТ состоит из шести петель. Наружный диаметр трубопровода 564 мм, толщина стенки 34 мм. Расход теплоносителя по одной петле 7100 $м^3/ч$. Каждая из шести циркуляционных петель состоит из «горячей» и «холодной» ниток. По «горячей» нитке теплоноситель, подогретый в активной зоне реактора, поступает в парогенератор (ПГ). По «холодной» охлажденный в ПГ теплоноситель поступает на всасывание ГЦН и далее в активную зону реактора. Главные циркуляционные насосы (ГЦН-317) предназначены для создания циркуляции теплоносителя в первом контуре с целью отвода тепла из активной зоны реактора.

В ПМК «Пространственное положение» учтено то, что «горячая» нитка петли включает в себя два блока труб, «холодная» — четыре. Гнутые отводы этих труб выполнены с радиусом гиба 2500 мм.

На «холодной» и «горячей» нитках каждой петли установлены главные запорные задвижки (ГЗЗ), которые позволяют в случае аварии (течь парогенератора, течи самого ГЦТ в отсекаемой части и т. д.) отсекать петлю с разуплотненным элементом.

Конструкции опор обеспечивают требуемые температурные перемещения оборудования в заданных пределах и препятствуют перемещению оборудования и главных циркуляционных трубопроводов при разрыве последнего.

Для уменьшения вибрации и обеспечения возможности тепловых перемещений трубопровода в любом горизонтальном направлении на величину не менее, чем 50 мм, в качестве опор используются шаровые опоры с жесткими тарельчатыми пружинами, которые в ПМК «Пространственное положение» моделируются в виде пружинной опоры с заданной податливостью.

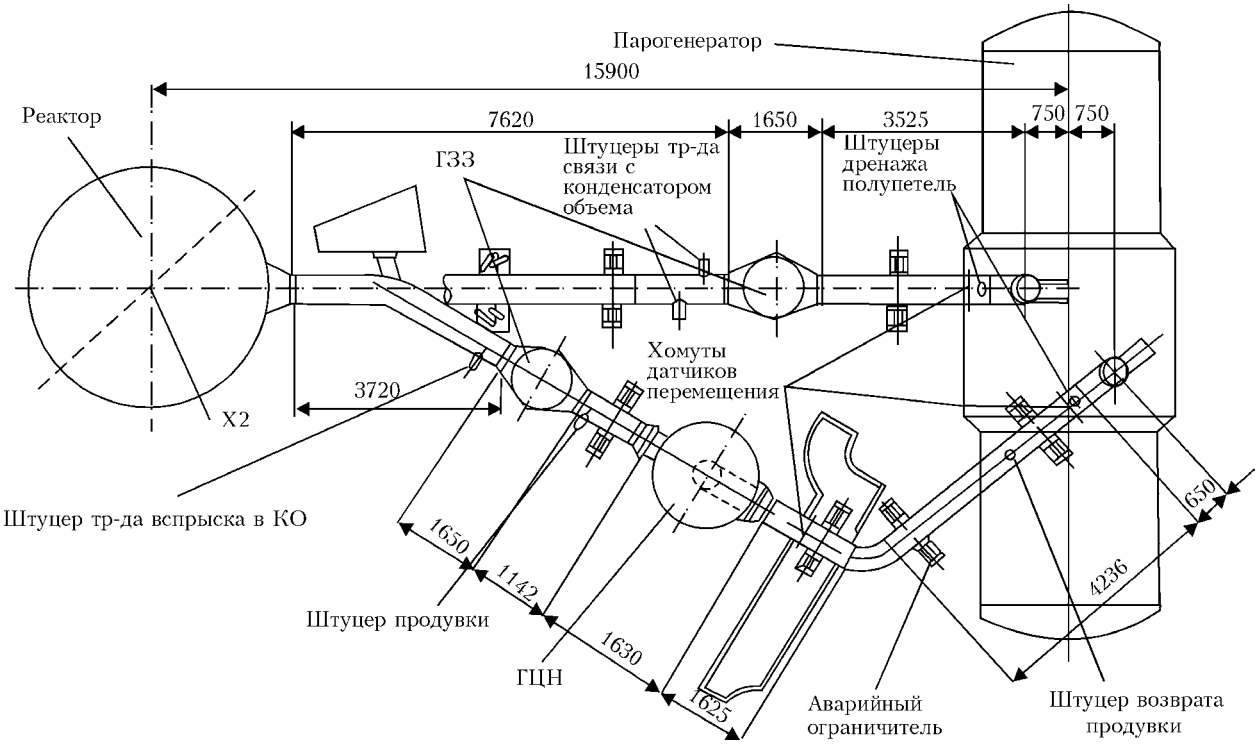


Рис. 1. План петли главного циркуляционного контура ВВЭР-440

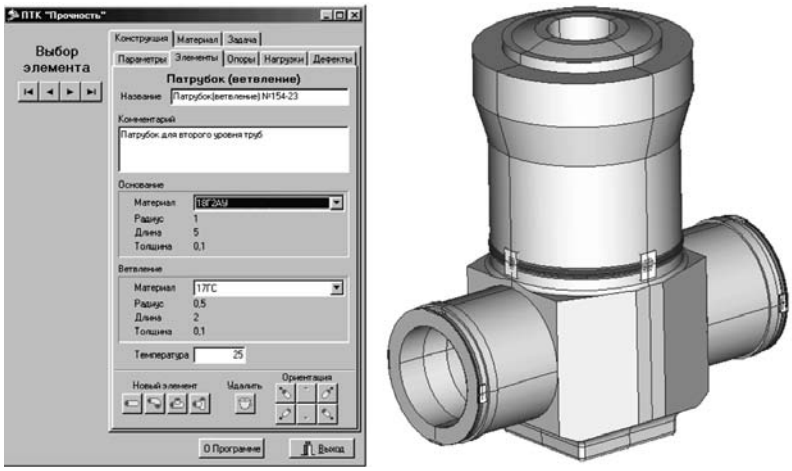


Рис. 2. Иллюстрация выбора и визуализации ГЗЗ в БД «Объекты»

С целью уменьшения последствий аварии с разрывом трубопроводов по трассе трубопроводов установлены опоры-ограничители (по 5 штук на «горячей» и 8 штук на «холодной» нитках), воспринимающие нагрузки от реактивных сил.

Главные запорные задвижки (ГЗЗ) со встроенным электроприводом установлены на «холодных» и «горячих» нитках циркуляционных петель первого контура (рис. 2) и служат для отсечения петли от реактора в случае течи первого контура в отсекаемой части; для отключения петли от реактора в аварийных ситуациях при разрыве трубки ПГ или вскрытия крышки коллектора ПГ; для отключения петли при производстве ремонтных работ на соответствующих ПГ и ГЦН при расхоложенном первом контуре; для отключения петли от реактора в случае открытия и незакрытия предохранительного клапана ПГ.

Пример выбора и визуализации ГЗЗ в БД «Объекты» представлен на рис. 2.

БД «Дефекты» содержит обнаруженные во время проведения дефектоскопического контроля дефекты, которые должны быть идентифицированы и представлены в виде, удобном для последующих прочностных расчетов. Этим целям служат, в частности, правила схематизации реальных дефектов. С точки зрения практики необходимо, чтобы схематизация была консервативной и приводила к достаточно простым расчетным схемам. Известные правила предусматривают замену произвольных дефектов трещинами эллиптического типа: эллиптическими — для внутренних дефектов, полуэллиптическими — для поверхностных, четвертьэллиптическими — для угловых. Правила схематизации основаны на принципе сравнения — реальный дефект заменяют описанной вокруг него трещиной эллиптической формы или же параметры трещины эллиптического типа рассчитываются по консервативной оценке площади дефекта. В БД «Дефекты» осуществляется также классификация выявленных дефектов по степени их опасности и применяемым расчетным схемам.

Следует отметить, что все трубопроводы ГЦК для энергоблоков № 1 и № 2 ОП «Ривненская АЭС» поставлялись в виде отдельных изделий (трубы, колена, гибы, фасонные части), а затем сваривались в сборные узлы. Трубы с размерами 564×34 мм изготавливали ковкой и механической обработкой как по внутренней, так и по наружной поверхностям. Наличие поверхностных дефектов контролировалось визуально по наружной и перископом по внутренней поверхностям. Кроме того, все трубы подвергались 100%-му дефектоскопическому контролю ультразвуком на выявление внутренних (подповерхностных) дефектов по всей длине и цветному дефектоскопированию на выявление поверхностных дефектов на участках 400 мм от обоих концов.

Отводы Ду500 с радиусом гиба 2500 мм изготавливали на индукционной гибочной машине из кованных двухстороннеобработанных труб. Трубы для изготовления отводов после термообработки подвергались 100%-му дефектоскопическому контролю ультразвуком по всей длине на внутренние дефекты и дефектоскопированию на поверхностные трещины, осматривались визуально по наружной и перископом по внутренней поверхностям. Тройники испытывались на прочность гидравлическим давлением 23,5 МПа.

В процессе эксплуатации периодический контроль металла ГЦК проводится в соответствии с документом [5]. Кроме того, все части трубопроводов первого контура в составе ГЦК подвергались гидравлическому испытанию избыточным давлением 19,1 МПа в течение 10 мин. Результаты дефектоскопического контроля оформляются в виде актов или протоколов, а затем заносятся в базу данных «Дефекты». Из БД «Обьекты» и БД «Дефекты» информация поступает в ПМК «Пространственное положение», где в свою очередь осуществляется «привязка» дефектов к обьекту. ПМК «Пространственное положение» может быть составной частью СУБД «Информационнонная модель объектов диагностики АЭС с РУ ВВЭР-440», использоваться в оперативном режиме, реализоваться в экспертном или информационно-справочном режимах.

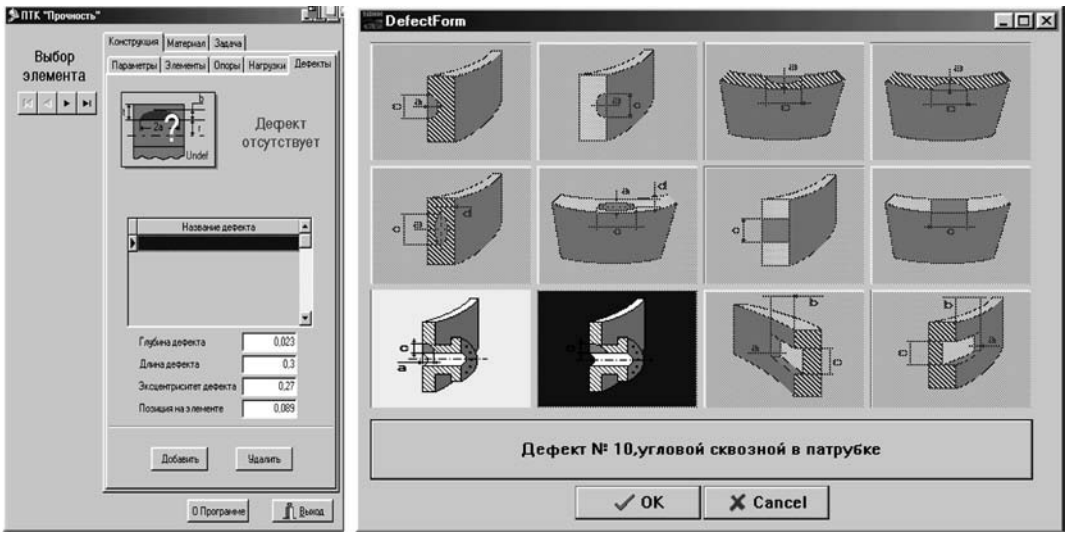


Рис. 3. Иллюстрация функционирования БД «Дефекты»

Илюстрация функционирования БД «Дефекты» представлена на рис. 3.

БД «Свойства». Содержит сведения о механических свойствах и характеристиках трещиностойкости сталей при эксплуатационных температурах и скоростях нагружения с учетом старения материала и воздействия агрессивных сред.

Механические свойства и характеристики трещиностойкости сталей оборудования и трубопроводов используются на этапах прогнозирования субкритического роста дефектов, оценки предельного состояния конструкции с дефектом, определения критических и допускаемых размеров дефектов. В БД «Свойства» содержится информация об основных характеристиках трещиностойкости и прочности материалов при статическом, циклическом, динамическом нагружении, влиянии различных эксплуатационных факторов на указанные параметры.

Для изучения возможной деградации механических свойств материалов ГЦК нами были выполнены экспериментальные исследования на образцах, вырезанных из материалов корпусов трубопроводной арматуры и предохранительных клапанов, проработавших без замены весь срок эксплуатации энергоблока №1 ОП «Ривненская АЭС». Изменение относительно справочных данных приведено в таблице.

Как следует из полученных данных, практически для всех исследуемых материалов значения механических характеристик не ниже исходных значений для соответствующих сталей. Исключение составляет сталь 25Л, для которой при комнатной температуре на 11 % понизился временный предел прочности по сравнению с величиной, приведенной в ПНАЭ.

Полученные экспериментальные значения механических свойств использованы нами для формирования базы данных «Свойства». Илюстрация функционирования БД «Свойства» представлена на рис. 4.

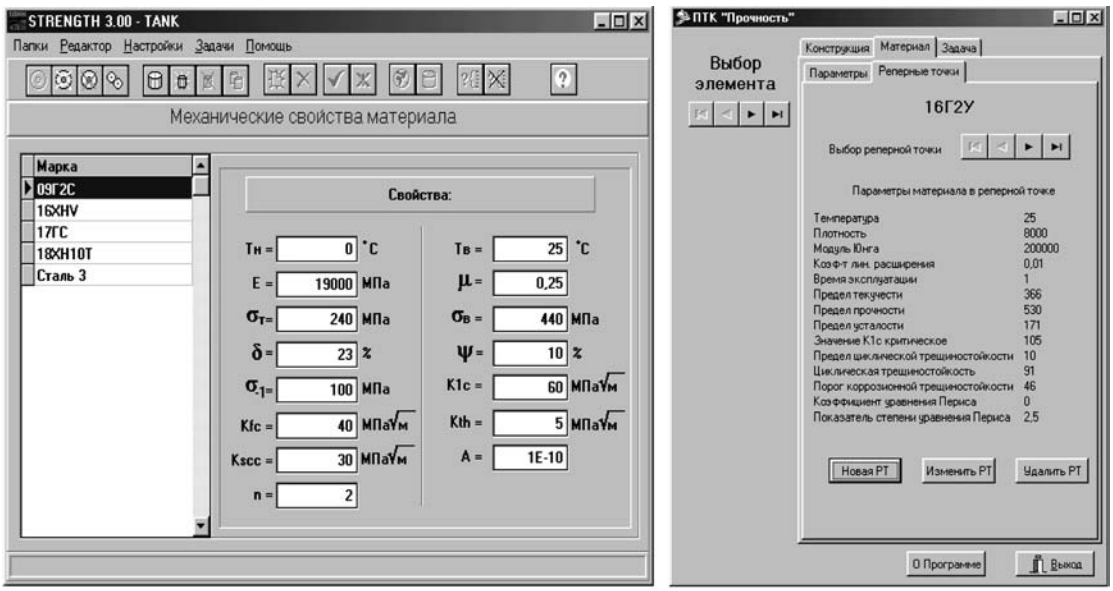


Рис. 4. Иллюстрация функционирования БД «Свойства»

Изменение механических характеристик в результате старения

Марка стали	Тип вырезной арматуры	Температура испытания $T_{исп}$, °С	Изменение предела текучести $\Delta R_{p0,2}$, %	Изменение предела прочности Δ_{Rm}, %	Изменение относительного удлинения ΔA_5, %	Изменение относительного сужения ΔZ, %	Исходное значение
08Х18Н10Т	УФ260031-100	20	38	25	89	33	ПНАЭ
	УФ260031-100	20	57	20	77	25	»
	УФ26003-50	20	50	12	69	18	»
		264	36	−2	31	8	»
	УФ26003-50	20	47	21	69	20	»
		264	23	5	15	19	»
	С26370-0500	20	39	13	80	36	»
		264	34	−5	27	36	»
X10CrNiTi189	102−126	20	7	0	>65 %	>70 %	Сертификат
		270	–	–	>30 %	>60 %	»
		20	5	0	>65 %	>70 %	»
		270	–	–	>30 %	>60 %	»
		20	3	0	>65 %	>70 %	»
		270	–	–	>30 %	>60 %	»
		20	9	0	>55 %	>70 %	»
		270	–	–	>30 %	>60 %	»
		20	13	0	>65 %	>70 %	»
		270	–	–	> 30%	>60 %	»
08Х18Н10Т	120-526 DN65 (фраг.24)	20	42	25	95	25	ПНАЭ
	120-526 DN65 (фраг.25)	20	42	25	95	25	»
G-X7CrNiNb189	120-526 DN65 (фраг.26)	20	7	0	>63 %	>65 %	Сертификат
20ГСЛ	484-300	20	17	6	28	70	ПНАЭ
		220	26	15	44	100	»
25Л	ИА44078-300.01	20	9	−11	89	130	»
		164	76	13	0	97	»

Примечание. Значок > означает, что все полученные значения данной характеристики превышают указанное в сертификате и приведенное за значком значение.

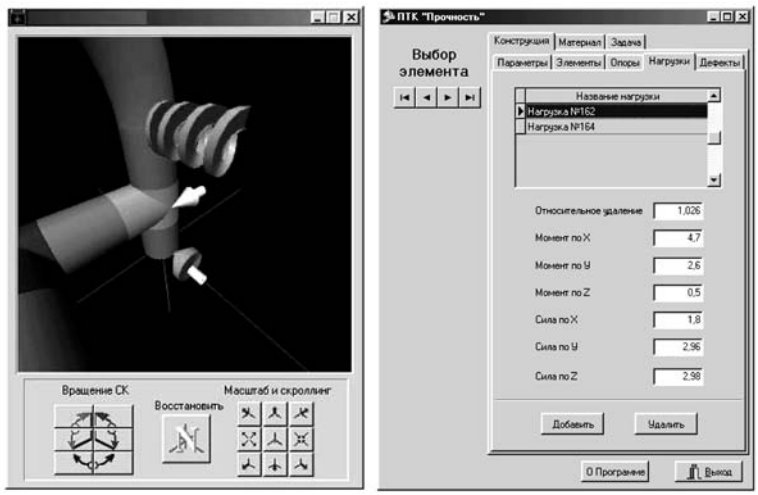


Рис. 5. Иллюстрация функционирования БД «Нагрузки»

БД «Нагрузки». Формируемая база данных «Нагрузки» (проектное давление, температура, среда и их перепады, данные тензометрических станций и т. п.) имеет особенности по сравнению с перечисленными выше. Прежде всего они заключаются в том, что накопление данных о силовых воздействиях на трубопроводы или оборудование АЭС, изменение температуры, пульсация давления, слежение с помощью стационарных тензометрических станций и т. п. за накоплением повреждений происходит в режиме «Мониторинг» на стадии «Эксплуатация». Предусматривается использование системы «СОКОР» и мобильного тензометрического комплекса «Оценка НДС ГЦК АЭС» в качестве генератора исходных данных информационно-аналитической системы оценки технического состояния и остаточного ресурса эксплуатации трубопроводов и оборудования АЭС с реакторной установкой ВВЭР-440 (ИАС «Прочность АЭС»).

Илюстрация функционирования БД «Нагрузки» представлена на рис. 5.

Выводы

1. С целью обоснования дальнейшей безопасной эксплуатации энергоблоков № 1 и № 2 ОП «Ривненская АЭС» разработана информационно-аналитическая система для оценки технического состояния и ресурса конструкционных элементов главных циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов РУ ВВЭР-440.

2. Изучена конструкция главных циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов, условия их монтажа, характер нагружения, условия и история эксплуатации, протоколы и акты проведенных обследований средствами неразрушающего контроля. На основе полученных данных разработан программно-методический комплекс «Пространственное положение», состоящий из баз данных «Объекты» и «Дефекты».

3. Отобрана и проанализирована имеющаяся информация об основных нагрузках, воздействующих на главный циркуляционный контур энергоблоков № 1 и № 2 ОП РАЭС. Рассмотрены дополнительные усилия, создаваемые примыкающими трубопроводами, а также нагрузки, возникающие при срабатывании предохранительных устройств. Уделено внимание температурным напряжениям, динамическим (в том числе циклическим и возможным сейсмическим) воздействиям. Изучены аварийные нагрузки, возникающие при гипотетических разрывах трубопроводов. При этом проанализированы следующие расчетные режимы и сочетания нагрузок: нормальная эксплуатация; нарушение нормальной эксплуатации; аварийный режим при разрыве трубопровода. На основе полученных данных создана база данных «Нагрузки».

4. Проанализированы сертификаты на материалы поставляемых конструктивных элементов главных циркуляционных трубопроводов, арматуры и главных циркуляционных насосов энергоблока № 1 и № 2 ОП РАЭС. Проведены дополнительные экспериментальные исследования для ряда конструкционных материалов и сварных соединений трубопроводов и арматуры с целью изучения возможной деградации механических свойств. Создана база данных «Материалы».

1. *1-ПМ-СНР и ПЭ*. Программа мероприятий по продлению сроков эксплуатации энергоблоков 1,2 Ривненской АЭС (на период 2005–2010 гг.). — 2005.
2. *143-52-ПР-УС-06*. Программа управления старением энергоблоков № 1 и № 2 Ривненской АЭС (ПУС РАЭС). — 2006.
3. *ПН-Д.0.08.341-04б*. План действий ГП НАЭК «ЭНЕРГОАТОМ» по реализации «Комплексной программы работ по продлению срока эксплуатации действующих энергоблоков атомных станций». — 2004.
4. *Torop V.M*. Software complex «Strength» of the decision support system for strength accompaniment of structures safe operation // Nuclear Eng. and Design. — 2000. — № 197. — P. 225–232.
5. *АИЭУ-10-03*. Инструкция по эксплуатационному контролю за состоянием основного металла, сварных соединений и наплавок оборудования и трубопроводов первого и второго контуров энергоблоков ВВЭР-440 ОП «Ривненская АЭС». — 2003.

Р о з д і л 5
Підвищення надійності та подовження ресурсу енергетичного обладнання і систем

Керівник розділу — академік НАН України Б.С. Стогній

ПРОЕКТ 5.1

Підвищення надійності та подовження ресурсу енергетичного обладнання і систем

УДК 621.536.242

ДОСЛІДЖЕННЯ УМОВ ВИНИКНЕННЯ КРИЗИ ТЕПЛООБМІНУ В ТЕПЛОНАПРУЖЕНИХ КАНАЛАХ АКТИВНОЇ ЗОНИ ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА В НЕСТАЦІОНАРНИХ І АВАРІЙНИХ РЕЖИМАХ

Чл.-кор. НАН України **А.О. АВРАМЕНКО, М.М. КОВЕЦЬКА, В.М. ЛАВРИК, В.Г. АНТІПОВ, В.М. КОВАЛЕНКО, Б.О. ЩОГОЛЕВ**, інженери (Ін-т технічної теплофізики НАН України)

Представлено методику розрахунку кризи теплообміну в теплонапружених каналах активної зони ядерного реактора, охолоджуваних водою. Результати верифікації методики за експериментальними даними показують можливість її використання для визначення часу до виникнення кризи теплообміну в аварійних режимах із втратою теплоносія в активній зоні реактора.

Ключові слова: *активна зона ядерного реактора, криза теплообміну, безпека*

Питанням забезпечення безпеки атомних електростанцій з точки зору удосконалення активної зони приділяється багато уваги. Це стосується як розробки удосконалених конструкцій тепловиділяючих збірок (ТВЗ) для реакторів ВВЕР-1000/В-320, так і поліпшення їх експлуатаційних характеристик. Досвід експлуатації енергоблоків АЕС з ВВЕР-1000 показує, що параметрами, які визначають теплотехнічну надійність енергоблоку, є максимальна температура осердя за умови неприпустимості розплавлення пального; критичні теплові потоки через можливий перепал стінки тепловиділяючого елементу (ТВЕЛ); температура оболонки ТВЕЛ, обрана в умовах відсутності поверхневого кипіння або підсилення корозійних процесів.

Обгрунтування безпеки АЕС здійснюється за допомогою математичних моделей і комп'ютерних програм, які відтворюють теплофізичні процеси, що виникають під час аварій на енергоблоках, на експериментальних стендах.

Активні зони реакторів ВВЕР-1000/В-320 енергоблоків АЕС України комплектуються безчохловими ТВЗ. Каркасом ТВЗ є пучок спрямовуючих каналів, пов'язаних дистаціонуючими гратами і жорстко з'єднаних з верхніми та нижніми кінцевими деталями ТВЗ. Досвід експлуатації енергоблоків АЕС України свідчить про виявлення на всіх енергоблоках випадків затирання і зависання в проміжному положенні органів регулювання системи управління захисту (ОРСУЗ) [1]. При затиранні час падіння ОРСУЗ значно перевищує проектне значення 4 с. Причиною зависання і затирання ОРСУЗ є зміна форми ТВЕЛ під час експлуатації через термічні напруження, що виникають при тимчасовому досягненні теплоносієм температури насичення. Зміна форми ТВЗ викликає зміну проектних зазорів (2 мм) між ТВЗ і призводить до сплесків потужності і перевищення максимально припустимих значень теплових потоків на поверхні ТВЕЛ, що може спричинити руйнування оболонки.

Методи визначення теплотехнічної надійності активної зони ядерного реактору поділяють на детерміністичні та мовірні. До детерміністичних відносяться деякі граничні методики, в тому числі методика гарячого каналу. Відповідно до методики гарячого каналу в активній зоні реактору розглянемо найбільш теплонапружений канал з найгіршими тепловими умовами. Для дослідження визначального параметру теплотехнічної надійності реактору ВВЕР-1000/В-320 (критичного теплового потоку і часу до виникнення кризи теплообміну в нестаціонарних і аварійних режимах) розроблено математичну модель.

Найбільша складність у фізичному моделюванні нестаціонарних і аварійних процесів полягає у визначенні умов виникнення кризи теплообміну. Це пов'язано як з нестаціонарністю процесу, так і з діапазоном режимних параметрів, що різко змінюються. Криза теплообміну навіть у стаціонарних умовах — явище дуже складне і по-різному протікає в різноманітних режимних умовах.

У парогенеруючих каналах існує дві кризи теплообміну, що різняться за своєю фізичною природою: перша пов'язана з переходом від бульбашкового кипіння до плівкового, друга залежить від процесу висихання плівки рідини на тепловідда-

© А.О. АВРАМЕНКО, М.М. КОВЕЦЬКА, В.М. ЛАВРИК, В.Г. АНТІПОВ, В.М. КОВАЛЕНКО, Б.О. ЩОГОЛЕВ, 2009

Зміна у часі параметрів теплоносія на виході з каналу

τ, с	ρw, кг/м^{2}с	x	φ	q_w, МВт/м^2	q_{cr}, МВт/м^2	δ, мм
0,05	2190	0,123	0,632	1,905	3,073	0,282
0,10	2133	0,124	0,638	1,798	3,103	0,313
0,20	2105	0,154	0,677	1,953	2,894	0,291
0,30	1864	0,179	0,700	1,879	2,799	0,295
0,40	1743	0,197	0,716	1,858	2,727	0,291
0,50	1668	0,236	0,743	1,910	2,542	0,263
0,60	1517	0,290	0,776	1,899	2,343	0,217
0,70	1383	0,364	0,812	1,877	2,103	0,170
0,75	1318	0,409	0,830	1,904	1,980	0,150
0,80	1262	0,447	0,845	1,872	1,890	0,093
0,85	1234	0,482	0,858	1,871	1,801	0,087
0,90	1190	0,514	0,870	1,863	1,740	0,083
0,95	1111	0,546	0,882	1,884	1,724	0,080
1,00	1297	0,566	0,888	1,868	1,502	0,072

Примітка. τ — час виникнення кризи теплообміну; ρw — витрата теплоносія; x — масовий вміст пари; φ — істинний об'ємний вміст пари; q_w — щільність теплового потоку на стінці.

вальній поверхні у дисперсно-кільцевому режимі. Вивченню умов виникнення кризи теплообміну в активній зоні ядерних реакторів, охолоджуваних водою, приділяється велика увага, оскільки вони пов'язані з надійністю і безпекою енергоблоків АЕС [2, 3].

В аварійних умовах у циркуляційному контурі реактора ВВЕР-1000 нестаціонарні теплогідравлічні процеси протікають переважно у двофазному теплоносії. Математична модель, що описує нестаціонарну термогідравліку в каналах активної зони реактора, базується на негомогенному нерівноважному представленні двофазного потоку і умов взаємодії фаз на міжфазній поверхні та із стінками каналів.

Основна система рівнянь математичної моделі включає усереднені у просторі та в часі рівняння збереження маси, імпульсу та енергії нерівноважного двофазного потоку із ковзанням та рівним тиском фаз [4]. Для визначення умов виникнення кризи теплообміну в дисперсно-кільцевому потоці запропоновано двохзонну модель взаємодії пристінної плівки рідини і паро-краплинного потоку. Для моделювання нестаціонарних процесів у теплонапружених каналах активної зони реактора ВВЕР-1000/В-320 модернізовано експериментальний стенд, розроблено методику проведення експериментальних досліджень, яка включає визначення вмісту пари в каналі, початок кипіння та переходу до рівноважного кипіння, умови виникнення кризи теплообміну.

Одним з важливих параметрів, які характеризують теплогідравлічні процеси у двофазному потоці в нестаціонарних режимах, є час до виникнення кризи теплообміну τ.

Досліджували можливість визначення кризи теплообміну в нестаціонарному режимі в процесі досягнення тепловим потоком критичного значення щільності q_{cr} на стінці труби, яке розраховується за залежностями, отриманими в стаціонарних умовах.

Досліджено різні залежності, які визначають критичну щільність теплового потоку. Розрахунки показали, що найкращу збіжність з експериментом у режимі із зменшенням витрат теплоносія у вертикальному парогенеруючому каналі дає залежність, отримана у діапазоні зміни таких параметрів: p = 3–20 МПа, ρw = 200–5000 кг (м^{2}с), $x < x_{\text{гр}}$ [5].

$$q_{cr} = q_{cr}^{cd} k_p A_i (\rho w)^{0,25} [1 - 0,0045(\rho w)^{0,5} x] \left(\frac{8}{D}\right)^{0,5},$$

$$k_p = 0,67 + \frac{0,72}{22,1 - p},\ A_i = \begin{cases} L_0^{-0,2}, & L/D < 20 \\ 0,26, & L/D > 20, \end{cases} \qquad (1)$$

$$q_{cr}^{cd} = 7r\sqrt{a_1 f(p)\rho\rho_2}\cdot 10^{-6},\ a_1 = \frac{\lambda_1}{\rho_1 C_{p1}},$$

де p — тиск, МПа; D, L — діаметр та довжина труби, мм; q_{cr} — щільність теплового потоку, МВт/м^2; функція $f(p)$ визначається за формулою

$$f(p) = 60 - 2,167(p - 2) \text{ для } 2 < p < 18.$$

Для верифікації математичної моделі на експериментальному теплогідравлічному стенді проведено експериментальні дослідження кризи теплообміну в нестаціонарних режимах із втратою теплоносія у вертикальному парогенеруючому каналі діаметром 8 мм, довжиною 1 м, що моделюють аварійні режими з течами теплоносія першого контуру реакторної установки. Порівняння результатів експерименту і розрахунків показало можливість визначення часу до виникнення кризи теплообміну після досягнення тепловим потоком критичного значення щільності, що визначається за

формулою (1). Для режимів з малим недогрівом теплоносія на вході в канал момент осушення поверхні, що віддає тепло, може бути визначено за граничним значенням товщини δ пристінної плівки рідини, яке дорівнює 0,08 мм.

Зміна у часі параметрів теплоносія на виході з каналу в нестаціонарному режимі із зменшенням витрат теплоносія наведено в таблиці при початкових значеннях масових витрат 2000 кг/м^{2}с, тиску 9,8 МПа, температури на вході в канал 261 °С. Час до виникнення кризи теплообміну в експерименті дорівнював 0,96 с і визначався різким підвищенням температури стінки каналу.

Час до виникнення кризи теплообміну визначають після досягнення тепловим потоком критичного значення щільності на стінці каналу за формулою (1). Він дорівнює 0,85 с, а по граничному значенню товщини пристінної плівки рідині — 0,95 с, що близько до експериментального значення.

Висновки

1. Досвід експлуатації енергоблоків АЕС з ВВЕР-1000 показує, що одним із параметрів, які визначають теплотехнічну надійність енергоблоку, є критичний тепловій потік через можливий перепал стінки ТВЕЛ.

2. Для експериментального дослідження впливу різних видів гідродинамічної нестійкості на критичні параметри активної зони ядерного реактору модернізовано теплогідравлічний стенд високого тиску.

3. Розроблено методику дослідження теплофізичних параметрів на експериментальному стенді.

4. На основі отриманих експериментальних даних створено математичну модель для дослідження перехідних і аварійних режимів в каналах, що моделюють теплонапружені канали активної зони ВВЕР.

1. *Павлютенков Ю.В.* Проблемы эксплуатации тепловыделяющих сборок реакторов ВВЭР-1000 // Энергетика и электрификация. — 1999. — № 4. — С. 31–34.
2. *Соловьев Д.С., Соловьев С.Л.* Кризис кипения при движении жидкости в каналах с высокими массовой скоростью и недогревом // Теплоэнергетика. — 2007. — № 3. — С.33–38
3. Обоснование надежности охлаждения активной зоны водо-водяных реакторов при авариях с разгерметизацией первого контура / Б.Ф. Балунов, А.С. Бабыкин, А.А. Фальков и др. // Там же. — 2008. — № 1. — С. 25–31
4. *Моделирование* нестационарного кризиса теплообмена в дисперсно-кольцевых потоках / М.М. Ковецкая, А.А. Скицько, А.А. Авраменко, Б.И. Басок // Доп. НАНУ. Теплофізика. — 2008. — № 5. — С.102–107.
5. *Толубинский В.И., Домашев Е.Д., Годунов В.Ф.* Повышение кризисных характеристик с помощью искусственной шероховатости на обогреваемых поверхностях парогенерирующих каналов // Двухфазные потоки. Теплообмен и гидродинамика. — Л.: Наука, 1987. — С. 213–232.

ПРОЕКТ 5.2

Дослідження процесів нагріву великогабаритних виробів і розробка програмно-апаратного комплексу для визначення і корегування температурного поля з метою підвищення якісних показників продукції

УДК 681.518.52

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ НАГРЕВА КРУПНОГАБАРИТНЫХ ИЗДЕЛИЙ И РАЗРАБОТКА ПРОГРАММНО-АППАРАТНОГО КОМПЛЕКСА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ И КОРРЕКТИРОВКИ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВЕННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОДУКЦИИ

А.А. МОСКАЛЕНКО, канд.техн. наук (Ин-т технической теплофизики НАН Украины)

Приведены результаты комплексного расчетно-экспериментального исследования, выполненного для решения технологических, теплофизических и материаловедческих проблем, объединенных актуальной задачей ресурса эксплуатации труб специального назначения, путем нанесения защитной пленки. Разработана программа расчета температур в стенке трубы с целью оптимизации технологических режимов и получения высококачественного защитного покрытия. Результаты исследования рекомендованы для усовершенствования методов управления и контроля за температурными режимами для технологий обработки спецтруб на КБ «Южное».

Ключевые слова: *спецтруба, ресурс эксплуатации, термообработка, охлаждающая среда, программа расчета температурного поля, термоакустическая диагностика теплообмена*

Настоящая работа посвящена актуальной проблеме увеличения срока эксплуатации крупногабаритных трубных заготовок специального назначения, которые подвергались циклическим ударным воздействию сверхвысокой температуры (2500–3500 °С), давления (1406–5624 МПа) и механического трения [1, 2].

Срок службы незащищенных спецтруб составляет от 100 до 200 цикл после вспышек зарядов. Решающим фактором при браковке оказывается эрозия металла с внутренней поверхности трубы в результате воздействия потока горячих газов, образующихся при сгорании заряда.

Техническое задание на проведение исследовательской работы было составлено ИТТФ НАН Украины совместно с ГП КБ «Южное» и Национальной металлургической академией Украины.

Технология нанесения защитного слоя хрома на внутреннюю поверхность спецтрубы, разработанная в ГП КБ «Южное», предполагала, что температура ее поверхности, создаваемая начальным нагревом заготовки и работой блока испарителя хрома и ионного очистителя, будет поддерживаться на уровне 350–400 °С. Предшествующая упрочняющая операция финишной термообработки трубы допускала возможность кратковременного перегрева ее металла при нанесении защитного покрытия на поверхность канала выше температуры предшествующего отпуска на 50–70 °С. При таком условии будет сохраняться необходимый уровень сопротивления малым пластическим деформациям циклических нагрузок, характеризующийся пределом упругости или пропорциональности металла. Однако в экспериментах, проведенных на технологической трубе на стенде ГП КБ «Южное» визуально (по свечению металла) наблюдался перегрев ее поверхностного слоя. По показаниям термопар он имеет место даже на внешней поверхности спецтрубы. Требования сохранения целостности стенок трубы и условия высокого вакуума внутри ее исключают возможность измерения температуры на ее внутренней поверхности. Поэтому ошибки при балансовой оценке интенсивности теплообмена по подведенной к блоку очиститель–испаритель мощности могут составлять более 100 %, а значит, есть основания утверждать, что реальное значение плотности теплового потока на внутренней поверхности спецтрубы неизвестно.

Важность его определения, а также оперативность прогноза при изменении технологии велика. В случае недогрева стенки ослабевает сцепление частичек хрома с «холодным» металлом и пленка защитного покрытия быстро разрушается и осыпается. При перегреве металла понижаются его прочностные свойства (твердость, прочность, упругость т. д.), приобретенные после финишной термообработки, что негативно сказывается на про-

© А.А. МОСКАЛЕНКО, 2009

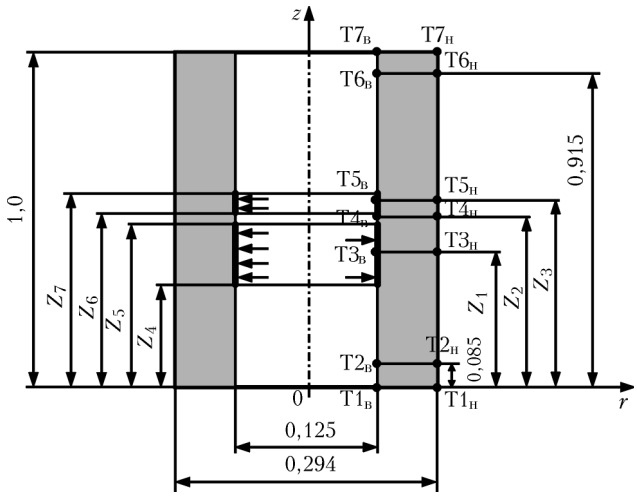


Рис. 1. Схема нагрева фрагмента спецтрубы двумя источниками теплоты через два участка ее внутренней поверхности в виде колец высотой 50 и 200 мм, размещенных на расстоянии 30 мм друг от друга: Z_1–Z_7 — расстояние по высоте трубы для расчета температуры (стрелками показаны участки подвода тепла; индексами в и н обозначены соответственно внутренняя и внешняя поверхности)

должительности его эксплуатации. Таким образом, при нанесения покрытия хрома на поверхность спецтрубы необходимо выполнение двух требований: температура трубы не должна превышать температуру термообработки (около 450 °С); для обеспечения высокой адгезии защитного покрытия [3] необходима температура поверхности не ниже 400–500 °С. Создаются своеобразные технологические «ножницы» ограничений, касающихся нижней и верхней температуры металла.

При выполнении научно-исследовательской работы была поставлена актуальная задача: создать адекватную реальному тепловому процессу математическую модель температурного поля и разработать специализированную компьютерную программу для расчета температурного поля в двухмерном варианте BiLab, учитывающую как нестационарный характер теплообмена, так и существенную неравномерность распределения температур по длине спецтрубы. Программа должна быть оснащена интерфейсом, удобным для пользователей-практиков, не владеющих методами математического моделирования тепловых процессов. Авторами была использована программа IQLab, разработанная в предшествующих исследованиях для решения одномерных прямых задач теплопроводности [4].

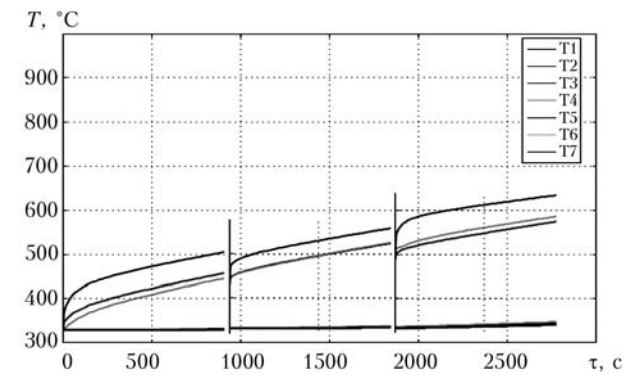


Рис. 2. Распределение температур во времени в характерных точках на внутренней и наружной поверхностях фрагмента спецтрубы, рассчитанное по программе Comsol Multiphysics, на трех этапах работы системы нанесения защитного покрытия

Для разработки компьютерной программы расчета распределения температур в теле стенки труб, кроме создания математической модели процесса теплообмена, необходимо также определить граничные условия на поверхностях трубы. Выбор численного метода математического моделирования теплового состояния спецтрубы однозначно зависит от геометрии трубы и нелинейных (непостоянных во времени и на поверхности) граничных условий теплообмена.

На первом этапе отработки программы рассчитаны температурные поля для одного цикла нагрева фрагмента спецтрубы высотой 90 мм по итогам совместного эксперимента на стенде лаборатории низкотемпературной плазмы Днепропетровского университета. При тестировании программы BiLab совместно со специалистами Объединенного института высоких температур РАН результаты расчета с хорошей точностью были подтверждены известной программой Comsol Multiphysics [5]. Аналогичный расчет температурного поля выполнен для более приближенной к реальным условиям задачи — для фрагмента трубы высотой 1 м (рис. 1) в процессе трех этапов нагрева (по 15 мин с двумя перерывами по 20 с для перемещения источников нагрева на 30 мм). Материалом спецтрубы была сталь 38ХН3МФА со следующими теплофизическими свойствами: плотность ρ = = 7900 кг/м^3; коэффициент теплопроводности λ = 34 Вт/мК; удельная теплоемкость c = = 520 Дж/(кг·К).

Результаты этих расчетов для характерных точек фрагмента трубы (рис. 1) показаны на рис. 2. Совпадение результатов расчетов распределения температуры, полученных с помощью двух программ, составляло 1–5 °С, что следует считать вполне удовлетворительным для данного класса задач и отвечающим практическим требованиям.

При достигнутом после третьего этапа нагрева уровне температуры стенки спецтрубы (T = 617–630 °С) (рис. 3) прочностные характеристики металла могут значительно снижаться. Поэтому в качестве мер нормализации температуры спецтрубы при нанесении защитного покрытия следует рекомендовать корректировку параметров процесса, а именно, следует уменьшить мощность источников нагрева, интенсифицировать локальный отвод тепла от наружной стенки трубы, увеличить временную паузу между этапами работы системы нанесения защитного покрытия.

В лабораторных и промышленных экспериментах для регистрации термоакустических данных о нестационарных процессах нагрева в печи и охлаждения в жидкости образцов применялась разработанная для этой цели многоканальная быстродействующая система (аппаратно-программный

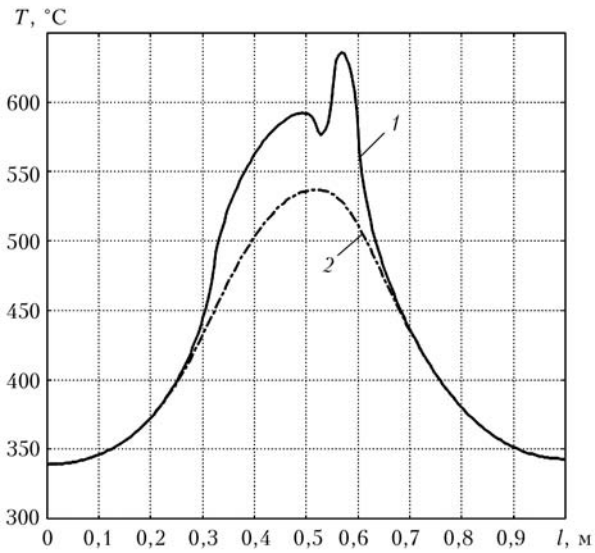


Рис. 3. Распределение температуры на внутренней (*1*) и наружной (*2*) поверхностях спецтрубы (по ее длине) после окончания третьего этапа работы нанесения защитных покрытий, рассчитанное по программе Comsol Multiphysics: *l* — длина трубы



Рис. 4. Автоматическая девятиканальная система регистрации и обработки экспериментальных термоакустических данных

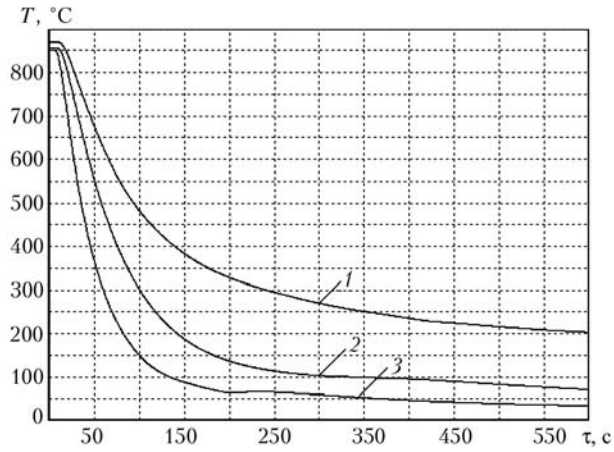


Рис. 5. Сравнение температуры в центре стандартных образцов при охлаждении их в масле (*1*), растворе соли (*2*) и воде (*3*)

комплекс (АПК)) регистрации и обработки опытных данных [6]. Система может регистрировать со скоростью до 10 измерений в 1 с сигналы от 8 термопарных и 1 акустического датчиков, что в основном удовлетворяет требованиям адекватного отражения быстропротекающих процессов охлаждения раскаленных до 850–900 °С образцов в жидкости, в которых скорость охлаждения поверхностных слоев металла может достигать 300–400 град/с. Сигнал акустического шума при кипении жидкости измерялся с помощью погружного датчика (гидрофона). Регистрацию показаний термопарных датчиков и их графическую обработку выполняли с помощью ноутбука (рис. 4), оснащенного программой управления модулями АЦП ADAM-4018.

Эксперименты в промышленных условиях проводились в цеху ГП ПО «Южмаш» на установке для термообработки конструкционных и инструментальных сталей в водном растворе хлоридов солей, разработанной и изготовленной специалистами завода совместно с кафедрой термической обработки Национальной металлургической академии Украины. Традиционной средой для термообработки сталей таких марок являются различные сорта масел, которые являются пожароопасными, токсичными и не обеспечивают достаточную для глубокой прокаливаемости интенсивность охлаждения крупногабаритных (толстостенных) металлоизделий, например, штампов горячего деформирования.

Результаты проведенных экспериментов на стенде ИТТФ НАН Украины и в цеху ГП ПО «Южмаш» для стандартного образца (термозонда) в виде стального цилиндра (d = 12,5 мм, h = = 60 мм) представлены ниже в виде графических зависимостей $T(\tau)$ (рис. 5). Они характеризуют интенсивность охлаждения металла образцов в зависимости от химического состава среды и ее температуры, а также других параметров, влияющих на процессы теплопроводности в образце и теплоотдачи к жидкости с его поверхности. Возможности АПК позволяли при обработке полученных опытных данных произвести расчеты температур в точках сечений образца, в которых не были установлены термопары, т. е. рассчитать распределение температур по всему объему образца, что имеет большое значение для прогноза прочностных свойств в различных сечениях на любом удалении от поверхности. Это возможно определить путем сравнения кривой охлаждения металла от времени в выбранном сечении с термокинетической диаграммой данной марки стали.

Информация, полученная от акустического датчика (гидрофона), дополняла термометрическую. Ее безусловным преимуществом является то, что по своей природе она не требует контакта с объектом контроля, практически безынерционна, отличается высокой чувствительностью, точно идентифицирует моменты начала и завершения кипения. По амплитуде акустического сигнала можно с высокой достоверностью сделать заключение об интенсивности теплообмена при кипении, а в ряде случаев и об изменении характера и режима кипения.

Выводы

1. Приведены результаты комплексного расчетно-экспериментального исследования, выполненного для решения технологических, теплофизических и материаловедческих проблем, объединенных актуальной задачей увеличения ресурса эксплуатации труб специального назначения путем нанесения на ее поверхность защитной пленки. Модернизирована и усовершенствована компьютерная программа BiLab для решения двухмерных задач теплопроводности при циклическом характере процесса с изменением начальных условий. Разработана методика, изготовлен и прошел опытно-промышленную проверку программно-аппаратный комплекс для автоматической регистрации и обработки термоакустичных экспериментальных данных о процессе нагрева и охлаждении металлических образцов.

2. Для увеличения прочности металла полуцилиндрические фрагменты спец трубы подвергали термообработке с охлаждением в масле, воде, солевом растворе. Эксперименты проводили по специальной методике, согласованной с КБ «Южное» и Национальной металлургической академией Украины.

4. Результаты лабораторных исследований структуры и прочностных показателей металла, проведенных в Национальной металлургической академии Украины, дают основания рекомендовать заменить традиционные масла более дешевыми и экологически чистыми растворами солей.

1. *Хиро Адачи*. Методы проектирования артиллерийского оружия, устойчивого против хрупкого разрушения // Разрушение. Т. 5: Расчет конструкций на хрупкую прочность. — М.: Машиностроение, 1977. — С. 259–343.
2. *Ahmad I*. The problem of gun barrel erosion: an overview // Gun propulsion technology. — Vol. 109: Progress in astronautics and aeronautics. — AIAA, 1988. — P. 311–356.
3. *Мовчан В.А., Малашенко И.С*. Жаростойкие покрытия, осажденные в вакууме. — Киев: Наук. думка, 1983. — 232 с.
4. *Использование* программы IQLab для выбора оптимальных режимов процесса термообработки стальных изделий / Е.Н. Зотов, А.А. Москаленко, В.В. Добривечер и др. // Сб. докл. 6-й междунар. конф. «Оборудование и технологии термической обработки металлов и сплавов» (ОТТОМ6), г. Харьков, 16–20 мая 2005 г. — Харьков: ННЦ ХФТИ, 2005. — С. 106–115.
5. *Експериментально-расчетное* определение поля температур полого цилиндра при локальном внутреннем обогреве / А.А. Москаленко, Е.Н. Зотов, В.В. Добривечер и др. // Сб. докл. конф. «Результаты исследований в области енергетики и их практическое значение», г. Москва, 24–26 марта 2007 г. — М.: ИВТ РАН, 2008. — С. 180–181.
6. *Разработка* аппаратно-программного комплекса для определения охлаждающих свойств закалочных сред / А.А. Москаленко, А.В. Симаченко, В.И. Добривечер и др. // Строительство, материаловедение, машиностроение: Сб. науч. тр. — Вып. 48, ч. 3. — Днепропетровск: ПГАСА, 2009. — С. 99–105.

ПРОЕКТ 5.3

Розробка методики продовження ресурсу працюючих парових турбін ТЕС і ТЕЦ з урахуванням змінних напівпікових та пікових навантажень

УДК 621.311.22

ПЕРЕМЕННЫЕ РЕЖИМЫ РАБОТЫ ЭНЕРГОБЛОКОВ ТЭЦ С ТУРБИНАМИ Т-250/300-240 И СРАБАТЫВАНИЕ ИХ РЕСУРСА

Академик НАН Украины **Ю.М. МАЦЕВИТЫЙ, Н.Г. ШУЛЬЖЕНКО**, д-р техн. наук, **В.Н. ГОЛОЩАПОВ**, канд. техн. наук
(Ин-т проблем машиностроения им. А. Н. Подгорного НАН Украины)

На основе информации о фактических переменных режимах при широком диапазоне регулирования мощности теплофикационной турбины Т-250/300-240 выполнено расчетное исследование теплового и термонапряженного состояния роторов высокого и среднего давлений, проведен анализ изменения уровня интенсивности напряжений и дана оценка срабатывания ресурса турбины. В условиях циклического изменения нагрузок турбоагрегата выбраны темпы изменения нагрузки турбины, ограничивающие ускоренное срабатывание остаточного ресурса при переменных нагрузках, связанных с суточным и недельным графиком потребления электроэнергии в Объединенной энергетической системе Украины.

Ключевые слова: *энергоблок, турбина, срабатывание ресурса, интенсивность напряжений, режим работы*

Несмотря на высокий потенциал украинской энергетики, техническое состояние установленного на тепловых электростанциях оборудования вызывает серьезные опасения, обусловленные, в первую очередь, длительным сроком его эксплуатации. Значительная часть (до 60 %) оборудования имеет наработку, достигающую 200–280 тыс. ч.

Несбалансированность энергогенерирующих мощностей с существенным дефицитом маневренной составляющей приводит к тому, что для регулирования нагрузки Объединенной энергосистемы используют неприспособленные для этого мощные энергоблоки, в том числе и блоки теплоэлектроцентралей (ТЭЦ), переводя их на работу при пониженных нагрузках, вплоть до останова в ночные часы. Это резко ухудшает топливную экономичность энергоблоков и приводит к повышенному износу оборудования, имеющему и так наработку, значительно превышающую принятую для подобного оборудования в ЕС.

Поскольку в настоящее время и в отдаленной перспективе тепловые электростанции будут привлекаться к обеспечению пиковых и полупиковых нагрузок потребления электроэнергии, необходимо определить режимы работы энергоблоков, при которых срабатывание остаточного ресурса будет минимальным, т. е. определить условия выбора «щадящих» режимов эксплуатации турбоустановок [1].

Более жестким условиям эксплуатации на переменных режимах работы подвержены мощные энергоблоки ТЭЦ с теплофикационными турбинами типа Т-250/300-240, которые работают как в теплофикационном, так и в конденсационном режимах при сезонных сменах нагрузки и суточной неравномерности, достигающей 46 % номинальной нагрузки в летний период. Это приводит к существенным изменениям теплового и термонапряженного состояния их высокотемпературных деталей и прежде всего роторов высокого (ВД) и среднего (СД) давлений, по которым определяется общий ресурс турбины и в целом энергоблока.

На основе разработанных в Институте проблем машиностроения НАН Украины методов расчета термонапряженного состояния и оценки ресурса высокотемпературных деталей энергоустановок [1, 2] был определен остаточный ресурс роторов ВД и СД турбин Т-250/300-240, эксплуатируемых на Киевской ТЭЦ-5 (блок № 4) и Харьковской ТЭЦ-5 (блок № 3).

Определение теплового и термонапряженного состояния высокотемпературных деталей турбины и прежде всего роторов ВД и СД, при различных режимах нагружения позволяет определить наиболее напряженные места. В качестве критерия оценки напряженного состояния принят уровень интенсивности напряжений σ_i (МПа), который достигается в наиболее напряженных (критических) точках ротора.

Исследование роторов ВД показало, что максимальный уровень интенсивности напряжений σ_i при работе турбины на переменных режимах имеют:

- термокомпенсационные канавки диафрагменного уплотнения 2 ступени ЦВД;
- термокомпенсационные канавки внутреннего уплотнения ЦВД, расположенного между диском

© Ю.М. МАЦЕВИТЫЙ, Н.Г. ШУЛЬЖЕНКО, В.Н. ГОЛОЩАПОВ, 2009

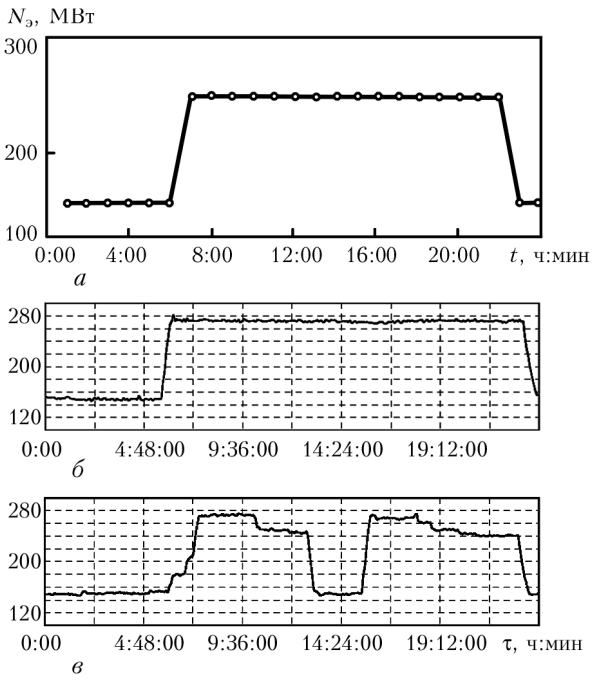


Рис. 1. Суточное изменение мощности энергоблока № 3 Харьковской ТЭЦ-5: *а* — задание, выдаваемое энергорынком; *б, в* — фактическое изменение режима работы блока в различные дни (*в* — с изменением графика диспетчером энергорынка)

регулирующей ступени и камерой на входе в диафрагму 7 ступени;

• термокомпенсационные канавки в первом отсеке переднего концевого уплотнения.

Переменные режимы работы турбины рассматриваются как изменение режимов ее работы без остановов и последующих пусков. Повреждаемость роторов при пусках и остановах из различных тепловых состояний должна рассматриваться отдельно с последующим учетом ее как составной части общей повреждаемости.

Графики изменения мощности в условиях работы по заявкам энергорынка для энергоблока № 3 Харьковской ТЭЦ-5 приведены на рис. 1.

Форма графиков суточного изменения нагрузки блока позволила принять форму суточных изменений мощности турбины на переменных режимах. В качестве параметра, характеризующего переменность режима, принят темп изменения нагрузки во времени

$$\dot{N} = \frac{dN}{d\tau} = \frac{\Delta N}{\Delta\tau},$$

где $\Delta N = N_к - N_0$ — разность между конечным и начальным значениями мощности при изменении режима; $\Delta\tau$ — временной интервал изменения мощности.

Для оценки срабатывания ресурса было рассмотрено 13 вариантов (табл. 1) переменных режимов работы турбины.

Для каждого из вариантов изменения нагрузки был проведен газодинамический расчет проточной части турбины при переменных значениях мощности [3], определены граничные условия тепло-

Таблица 1. Расчетные переменные режимы работы турбины Т-250-300/240

Номер варианта	$N_{э\,0}$, МВт	Скорость сброса нагружения, МВт/мин	Время сброса нагружения, мин	$N_{э\,к}$, МВт
1	250	−10	11	140
	140	10	11	250
2	250	−15	7,5	140
	140	15	7,5	250
3	250	−6	18	140
	140	6	18	250
4	250	−10	11	140
	140	15	7,5	250
5	250	−15	7,5	140
	140	20	5	250
6	250	−30	1,5	140
	140	15	7,5	250
7	300	−10	15	150
	150	15	10	300
8	300	−15	10	150
	150	20	7,5	300
9	300	−20	7,5	150
	150	10	15	300
10	300	−30	5	150
	150	7,5	20	300
11	300	−10	16	140
	140	10	16	300
12	300	−15	11	140
	140	15	11	300
13	300	−6	27	140
	140	6	27	300

обмена на всех поверхностях ротора с учетом течения пара возле поверхностей дисков и его перетекания через разгрузочные отверстия, а также условий движения пара в уплотнениях турбины.

Для определения потоков пара и, как следствие, параметров теплообмена в элементах ротора, связанных с проточной частью турбины, была разработана методика распределения потоков пара в разветвленной сети сложной конфигурации с заданными давлениями и температурами пара в корневых сечениях лопаточного аппарата [4].

Расчетное исследование роторов выполнено в осесимметричной постановке с использованием расчетно-вычислительного комплекса, в котором использован метод конечных элементов. Изменяющиеся во времени граничные условия (локальные температуры и коэффициенты теплообмена) и механические нагрузки (центробежные силы, перепады давлений) позволили получить нестационарные температурные поля роторов и изменяющиеся во времени компоненты напряжений и их интенсивности. Это дало возможность выделить

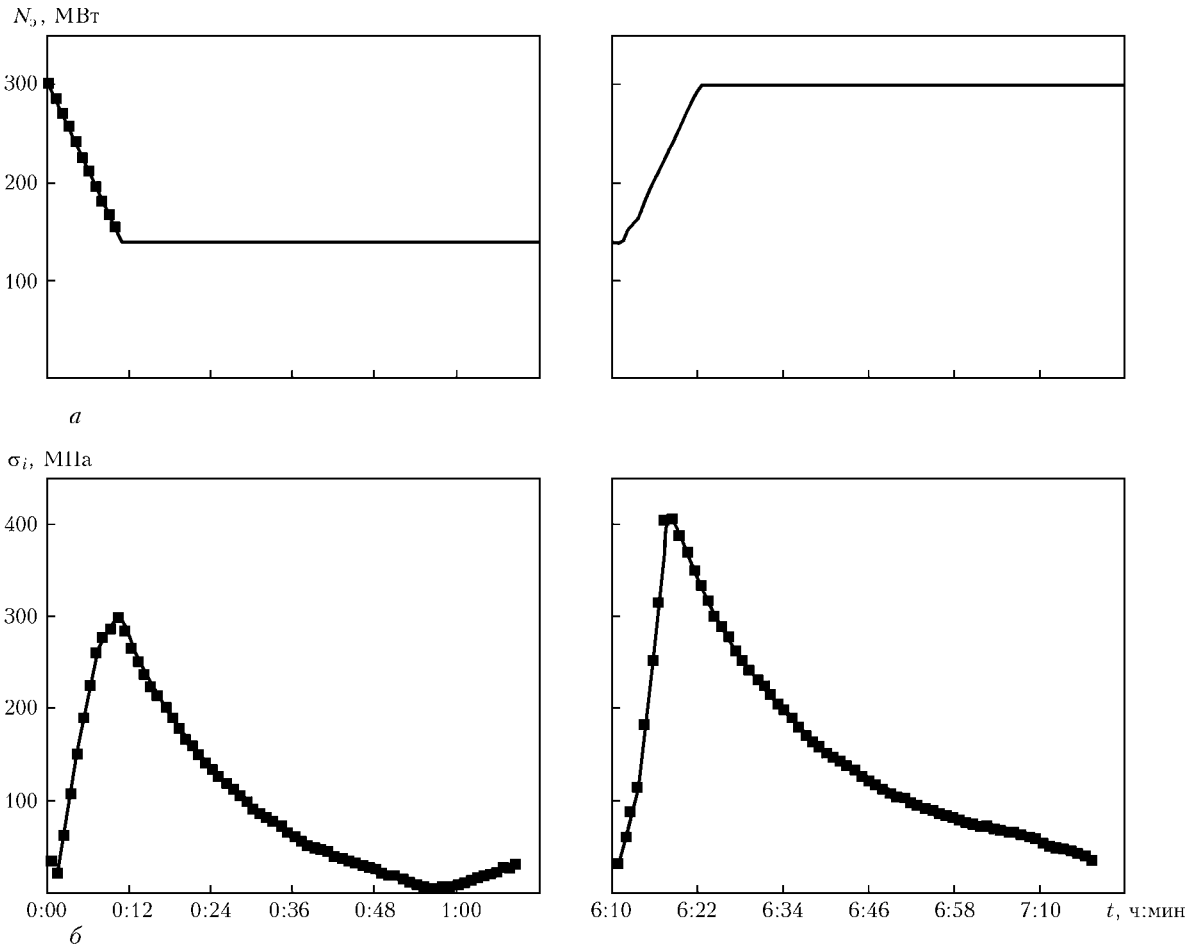


Рис. 2. Изменение мощности (*а*) и интенсивности напряжений (*б*) в тепловой канавке *2* диафрагменного уплотнения 2 ступени ЦВД турбины Т-250/300-240 (для *а* — $\dot{N}$ = 15 МВт/мин)

критические точки, в которых при нестационарных напряжениях и температурах возможно зарождение трещин в результате малоцикловой усталости металла [5].

На рис. 2 приведено изменение интенсивности напряжений в наиболее напряженной точке на дне второй по ходу пара термокомпенсационной канавки диафрагменного уплотнения 2 ступени ЦВД для 12 варианта изменения нагрузки. Вариант характеризуется глубиной разгружения, равной 160 МВт, с темпом снижения нагрузки $\dot{N}$ = −15 МВт/мин, ночной работой блока на протяжении 6 ч и последующим нагружением с темпом $\dot{N}$ = 15 МВт/мин до 300 МВт и работой при этой мощности до достижения деталями стационарного температурного состояния.

Как видно из рисунка, уровень σ_i при начальном стационарном состоянии элементов турбины не превышает 50 МПа. Сброс нагрузки сопровождается интенсивным увеличением σ_i, вызванным термическими напряжениями. Составляющая механических напряжений, возникающая от действия центробежных сил, постоянна при неизменной частоте вращения ротора n = 3000 об/мин. Достижение $\sigma_{i\,\max}$ наступает с небольшим запаздыванием по времени относительно окончания сброса нагрузки, которое не превышает 2 мин.

Последующая работа турбины на пониженной нагрузке, при которой температура пара в ЦВД снижается вследствие его дросселирования в прикрытых клапанах системы парораспределения, приводит к монотонному снижению температуры металла в критической точке и, как следствие, к снижению интенсивности напряжений с закономерностью, соответствующей экспоненциальной зависимости, вплоть до достижения стационарного состояния по σ_i. При этом уровень σ_i становится равным его значению перед началом разгружения, хотя вследствие дросселирования температура металла в критической точке снижается от 510 до 435 °С.

Длительность процесса увеличения и последующего снижения σ_i не превышает 70–75 мин для всех исследованных вариантов изменения нагрузки. Это свидетельствует о том, что при работе турбины в условиях частых разгрузок и наборов мощности в пределах, превышающих регулировочный диапазон (180–300 МВт), при достаточно быстром снижении нагрузки через 1 ч 15 мин возможно ее повышение.

Снижение нагрузки сопровождается значениями σ_i, которые соответствуют условию растяжения волокон металла на поверхности донной части термокомпенсационной канавки. Последующий набор

нагрузки при таком же темпе нагружения ($\dot{N}$ = = 15 МВт/мин) создает подобную картину изменения σ_i, но поверхностные волокна металла на дне канавки сжимаются. При этом максимальное значение σ_i составляет 406 МПа, время запаздывания σ_i по сравнению с достижением максимальной нагрузки не превышает 2,5 мин, а общая длительность повышения и снижения σ_i не превышает 75 мин.

Для оценки срабатывания ресурса целесообразно сравнить полученный в вариантах «разгружение–выдержка–нагружение–выдержка» уровень интенсивности напряжений σ_i с допустимым при циклическом нагружении по условию

$$\sigma_i = 0{,}8\sigma_{0,2},$$

где $\sigma_{0,2}$ — упругое напряжение при одноосном растяжении металла ротора и соответствующей рабочей температуре.

Роторы ВД и СД турбины Т-250/300-240 изготовлены из термостойкой стали марки 25Х1М1ФА, для которой $\sigma_{0,2}$ = 400 МПа (при температуре металла 500 °С) и $\sigma_{0,2}$ = 430 МПа (400 °С) [6].

Расчеты показали, что при $\dot{N}$ = −15 МВт/мин (вариант 12) и глубине разгрузки, равной $0{,}46N_{ном}$, σ_i = 304 МПа, которое в наиболее напряженной точке 2 ротора ВД не превышает допустимое $[\sigma_i]$ = 332 МПа.

Значения σ_i для различных темпов разгружения и разгружения $\dot{N}$, полученные в исследованных вариантах, приведены в табл. 2 (индекс «р» — разгрузка, «н» — нагружение).

Выделенные в таблице жирным шрифтом значения σ_i превышают допустимые для данных режимов изменения нагрузки.

Таблица 2. Уровень интенсивности напряжений (σ_i, МПа) во время снижения и набора мощности турбины Т-250/300-240 при переменных режимах работы

Снижение нагрузки в диапазоне N = 250–140 МВт					
Темп изменения нагрузки $\dot{N}$, МВт/мин					
−6	−7,5	−10	−15	−20	−30
127	–	156	178	–	204
Снижение нагрузки в диапазоне N = 300–140 (150) МВт					
206	–	249	304	318	**342**
Повышение нагрузки в диапазоне N = 140–250 МВт					
Темп изменения нагрузки N, МВт/мин					
6	7,5	10	15	20	30
207	–	235	253	264	–
Повышение нагрузки в диапазоне N = 140 (150)–300 МВт					
304	321	**353** **369**	**386** **406**	**405**	–

$[\sigma_i]_р$ = 335 МПа для диапазона N = 250–140 МВт; $[\sigma_i]_р$ = = 332 МПа для N = 300–140 (150) МВт; $[\sigma_i]_н$ = 328 МПа для N = 140–250 МВт; $[\sigma_i]_н$ = 320 МПа для N = 140 (150)–300 МВт.

Как следует из анализа значений σ_i в сопоставлении с $[\sigma_i]$ при значениях $-27 \le \dot{N} \le 0$ МВт/мин изменение нагрузки во времени разгружения турбины при учете переменных режимов на срабатывание ресурса можно не учитывать. При $\dot{N} >$ > −27МВт/мин и диапазоне изменения мощности N = 300–140 (150) МВт уровень σ_i превышает значение $[\sigma_i]_р$.

При повышении нагрузки на переменных режимах соотношение σ_i и $[\sigma_i]_н$ несколько изменяется (см. табл. 2). При работе турбины в диапазоне 140–250 МВт с темпом изменения нагрузки $\dot{N} \le 20$ МВт/мин интенсивность напряжений σ_i, достигнутая в тепловой канавке, ниже допустимой, т. е. темп изменения нагрузки при ее наборе в указанном диапазоне безопасен. Для диапазона изменения нагрузки 140(150)–300 МВт и темпе $\dot{N} > 7{,}5$ МВт/мин σ_i превышает $[\sigma_i]$ и работа турбины Т-250/300-240 в этом диапазоне требует учета срабатывания ресурса.

Таким образом, в качестве граничного темпа разгрузки можно принять $\dot{N}_{гр}$ = −27 МВт/мин в диапазоне регулирования 300–140(150) МВт. При наборе нагрузки граничный темп нагружения составляет $\dot{N}_{гр}$ = 20 МВт/мин для диапазона 140–250 МВт (работа турбины на теплофикационном режиме) и $\dot{N}_{гр}$ = 7,5 МВт/мин для диапазона 140(150)–300 МВт (работа на конденсационном режиме).

При $\dot{N} \ge \dot{N}_{гр}$ необходимо построение циклов работы турбины с учетом уровня σ_i, достигаемого при каждом индивидуальном значении темпа изменения нагрузки и условия «растяжение–сжатие». При этом темп срабатывания ресурса определяется количеством снижений-повышений нагрузки и их долей в общем срабатывании ресурса с учетом возможного количества пусков-остановов при последующей эксплуатации [6].

Принятое ограничение по темпу изменения нагрузки $\dot{N}$ позволяет не только упредить срабатывание остаточного ресурса, но и экономить топливо за счет ускорения перехода с одного режима на другой.

Анализ работы энергоблока Т-250/300-240 на скользящих режимах, рекомендованных ОАО «ЛьвовОРГРЭС» после испытаний котла ТГМП-344А блока № 3 Харьковской ТЭЦ-5 [7], потребовал проведения оценки изменения уровня σ_i в роторах ВД и СД при глубине разгрузки от 300 до 128 МВт. Как показали расчетные исследования, работа турбины Т-250/300-240 при условии снижения давления с помощью котла, при сохранении температуры острого пара, равной 540 °С и при полностью открытых четырех основных регулирующих клапанах, с точки зрения сохранения ресурса может рассматриваться как безопасная, т. е. $\sigma_i < [\sigma_i]$.

В заключение можно отметить, что для предупреждения срабатывания остаточного ресурса переменные режимы работы турбины Т-250/300-240 при

полупиковых и пиковых нагружениях должны быть ограничены темпом изменения нагрузки $\dot{N}_{гр}$.

При регулировании нагрузки в диапазоне от 300 до 140 МВт в течение 70–75 мин устанавливается процесс изменения интенсивности напряжений турбины, после чего возможно выполнение последующего изменения мощности.

Изменение нагрузки при $\dot{N} > \dot{N}_{гр}$ требует анализа темпа срабатывания ресурса после формирования ожидаемых циклов «нагружения–разгружения» турбины.

Перевод турбины Т-250/300-240 на работу со скользящим давлением при постоянной температуре не приведет к существенному срабатыванию ресурса при различных темпах изменения давления на выходе из котла.

1. *Повышение* энергоэффективности работы турбоустановок ТЭС и ТЭЦ путем модернизации, реконструкции и совершенствования режимов их эксплуатации / Ю.М. Мацевитый, Н.Г. Шульженко, В.Н. Голощапов и др. / Под общ. ред. Ю. М. Мацевитого. — Киев: Наук. думка, 2008. — 366 с.
2. *Шульженко Н.Г.* Методическое обеспечение численного моделирования кинетики термонапряженного состояния элементов турбомашин для оценки их ресурса / Н.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровский, Ю.И. Матюхин и др. // Оценка и обоснование продления ресурса элементов конструкций: Тр. междунар. конф. — Киев: ИПП НАН Украины, 2000. — Т. 2. — С. 665–670.
3. *Лыхвар Н.В., Говорущенко Ю.Н., Яковлев В.А.* Моделирование теплоэнергетических установок с использованием интерактивной схемной графики // Пробл. машиностроения. — 2003. — **6**, № 1. — С. 30–40.
4. *Голощапов В.Н., Котульская О.В., Парамонова Т.Н.* Алгоритм расчета граничных условий теплообмена на поверхностях ротора ЦВД паровой турбины большой мощности // Вестник двигателестроения. — 2008. — № 3. — С. 64–68.
5. *Шульженко Н.Г., Пожидаев А.В.* Оперативная оценка теплового и напряженного состояний и выработки ресурса основных элементов паровых турбин // Пробл. машиностроения. — 2007. — **10**, № 3. — С. 38–49.
6. *РД 34.17.440–96*. Методические указания о порядке проведения работ при оценке индивидуального ресурса паровых турбин и продлении срока их эксплуатации сверх паркового ресурса. — М.: АООТ Всерос. теплотехн. ин-т, 1996. — 153 с.
7. *Испытания* с определением экономичности и надежности энергоблока с котлом ТГМП-344А и турбиной Т-250/300-240 при работе на скользящем давлении свежего пара (Харьковская ТЭЦ-5): (Технич. отчет) / ОАО «Львовоблэнерго». — 29 окт. 2004; Инв. № 16505. — 121 с.

ПРОЕКТ 5.4

Моделювання і діагностика деградаційних процесів в електричній ізоляції та розробка науково-технічних основ підвищення ресурсу і надійності функціонування електричних кабелів для теплової та атомної енергетики, висотних і підземних споруд («Рескаб»)

УДК 621.316:621.319.4

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА И НАДЕЖНОСТИ ПОЖАРОБЕЗОПАСНЫХ КАБЕЛЕЙ С ПОЛИМЕРНОЙ ИЗОЛЯЦИЕЙ ДЛЯ ТЕПЛОВОЙ И АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ, ВЫСОТНЫХ И ПОДЗЕМНЫХ СООРУЖЕНИЙ

Академик НАН Украины **А.К. ШИДЛОВСКИЙ**, чл.-кор. НАН Украины **А.А. ЩЕРБА**
(Ин-т электродинамики НАН Украины), **В.М. ЗОЛОТАРЕВ**, канд. техн. наук (ЗАО «Завод «Южкабель»)

Описаны методы моделирования и диагностики процессов деградации полимерной изоляции пожаробезопасных кабелей с учетом возникновения дополнительных возмущений электрического поля, вызываемых наличием в изоляции совокупности близко расположенных водных и воздушных микровключений с размерами, меньшими критических значений. Описаны методы повышения надежности и ресурса электрических кабелей в тепловой и атомной энергетике, а также в высотных и подземных сооружениях.

Ключевые слова: *электрический кабель, безопасность, полимерная изоляция, электрическое поле, неоднородность, температура, синергетика, ресурс, диагностика*

Длительное время к электрокабелям предъявлялись лишь требования высокой надежности, безопасности и малых потерь электроэнергии. Но техногенные катастрофы на Чернобыльской АЭС, в Лондонском метро, аэропорту Дюссельдорфа и телебашне Москвы вскрыли необходимость решения комплексной проблемы — разработки пожаробезопасных кабелей (ПБК), которые в условиях пожара должны не поддерживать его распространение, ограничивать дымогазовыделение и возникновение токсичных продуктов и быть долгое время работоспособными, для обеспечения эвакуации людей и пожаротушения. В Украине решение этой проблемы особо актуально [1–3], поскольку в нашей стране количество людей, погибших на 1000 пожарах от возгораний электропроводки на 100 тыс. жителей, наибольшее в мире. Национальным Госстандартом Украины в ДСТУ 4809–2007, действующем с 01.01.2008 г., [4] разработаны требования к показателям ПБК, соответствующие стандартам международного электротехнического комитета (МЭК).

Совершенствование ПБК основывается на улучшении характеристик их защитных оболочек, выполненных преимущественно из модифицированных полимеров, которые во время эксплуатации могут интенсивно деградировать. Известны несколько десятков механизмов (электрических, тепловых, механических, химических и др.) деградации полимерной изоляции [5–13] и продолжают выявляться новые [14–22], что усложняет ее диагностику. Большинство механизмов старения изоляции невозможно выявить при проведении плановых профилактических работ. Для их изучения необходимо применять дорогостоящее оборудование и привлекать высококвалифицированных научных работников [5, 8–10]. Отсутствие хорошего воспроизводства экспериментальных результатов даже на одинаковых образцах, сложность и опасность применения методов разрушающего контроля для анализа критических электромагнитных и тепловых процессов ПБК способствовали разработке методов их математического моделирования [8–26]. Достоинствами таких методов являются простота, возможность анализа разрушающих процессов и новых механизмов, высокая скорость получения результатов, их хорошая повторяемость.

Признано, что основной причиной ускоренного электрического старения полимерной изоляции кабелей является неоднородность электрического поля (ЭП), возникающая в результате воздействия появляющихся структурных дефектов и сторонних микровключений. Особенно важным является изучение новых механизмов возмущения ЭП и деградации изоляции, понимание которых может быть использовано в технологиях изготовления ПБК, а также при их эксплуатации.

Поэтому целью данной работы являлось моделирование и диагностика электрофизических про-

© А.К. ШИДЛОВСКИЙ, А.А. ЩЕРБА, В.М. ЗОЛОТАРЕВ, 2009

Таблица 1. Допустимые размеры дефектов в полимерной изоляции кабелей среднего напряжения

Тип дефекта	ТУ 16.К71-335–2004	Стандарт США ANSI/ICEA S-94-649–2004	CELENEC HD 620 S1–1996
Выступ электропроводящего экрана	≤ 80 мкм	≤ 76 мкм	≤ 100 мкм
Полость изоляции	≤ 200 мкм	≤ 76 мкм, ≤ 30 1/дюйм^3	≤ 180 мкм
Инородные включения в изоляции	≤ 200 мкм	≤ 127 мкм, ≤ 15 1/дюйм^3	≤ 180 мкм
		Частицы термически деструктированного полиэтилена ≤ 254 мкм	

Таблица 2. Допустимые размеры дефектов в изоляции кабелей высокого и сверхвысокого напряжений

Тип дефекта	ТУ 16.К71-335–2006 (110 кВ)	Стандарт США ANSI/ICEA S-94-649–2004	CELENEC HD 620 S1–1998
Выступ электропроводящего экрана	≤ 60 мкм	≤ 60 мкм	≤ 125 мкм
Полость изоляции	≤ 60 мкм	≤ 51 мкм, ≤ 30 1/дюйм^3	≤ 75 мкм, ≤ 20/1500 мм^3
Инородное включение в изоляции	≤ 80 кмк	≤ 127 мкм, ≤ 10 1/дюйм^3	≤ 150 мкм, ≤ 10/1500 мм^3

цессов деградации твердой полимерной изоляции ПБК для разработки научно-технических основ повышения ресурса и надежности их использования в тепловой и атомной энергетике, в высотных и подземных сооружениях.

Источниками возмущения ЭП в ПБК принято считать размеры, конфигурацию и свойства сред отдельных дефектов без учета взаимных расстояний и расположений [4–15, 21–30]. Требования отечественной и международной нормативно-технической документации к допустимым размерам таких микродефектов в изоляции кабелей приведены в табл. 1 и 2 [27].

Установлено, что если размеры дефектов в полимерной изоляции будут больше, чем указано в табл. 1 и 2, то ее электродеградация может недопустимо ускоряться из-за повышения локальных напряженностей ЭП и возникновения напряженных микрообъемов (т. е. объемов с повышенной напряженностью поля) [9]. В работах [30] указано, что возле микродефектов в изоляции возникают также механические напряжения, ускоряющие ее старение.

В Институте электродинамики НАН Украины [16–20] выявлено новое электрофизическое явление синергетического возмущения ЭП в изоляции близко расположенными дефектами с размерами гораздо меньшими, чем приведенные в табл. 1 и 2 в качестве допустимых. При таком возмущении возможно увеличение локальных напряженностей ЭП и напряженных микрообъемов вплоть до значений, при которых могут возникать пороговые электрофизические процессы ускоренного старения изоляции, не возникающие без возмущения ЭП.

Энергия слабосвязанных зарядов и интенсивность таких электрофизических процессов, как инжекция зарядов из металлической жилы в изоляцию, накопление объемных зарядов (ОЗ) в ее ловушках (в основном на стенках нано- и микрополостей), разрыв электрических связей макромолекул полимера ускоренными зарядами, рекомбинация разноименных зарядов и электролюминесценция определяются суммарным флуктуационными воздействиями электрического и теплового поля. Поскольку в условиях пожара термофлуктационные воздействия на электрические заряды в ПБК увеличиваются, то важно уточнить также новые механизмы возмущения ЭП в их изоляции различными дефектами.

При исследовании электромагнитных и тепловых процессов в полимерной изоляции ПБК были развиты методы и математические модели, описанные в работах [10, 23], что позволило учитывать локальные возмущения электрического и температурного поля разными дефектами (удаленными и близко расположенными, поверхностными и объемными, с разными конфигурациями, размерами и средами). Принималось во внимание также распределение тока в сплошных и секционных жилах одно- и многофазных кабелей [31], а также влияние внешних условий [23].

Учитывая низкую частоту изменения напряжения и тока, а также электрические и магнитные свойства изоляции принимались допущения, позволяющие решать задачу расчета электромагнитного поля в квазиэлектростатическом приближении. Для расчета комплексных величин скалярного потенциала $\dot{\varphi}$, векторов напряженности ЭП $\dot{\mathbf{E}}$ и плотности тока $\dot{\mathbf{J}}$, равного сумме токов смещения и проводимости, как и в работах [16–20], использовались уравнения

$$\nabla[-(\gamma + i\omega\varepsilon_0\dot{\varepsilon})\nabla\dot{\varphi}] = 0, \quad \dot{\mathbf{E}} = -\nabla\dot{\varphi}, \quad \dot{\mathbf{J}} = (\gamma + i\omega\varepsilon_0\dot{\varepsilon})\dot{\mathbf{E}},$$

где γ — удельная проводимость изоляции; $\dot{\varepsilon} = \varepsilon_1 - i\varepsilon_2$ — ее комплексная диэлектрическая проницаемость, составляющая ε_1 которой позволяет учитывать возникающие при поляризации емкостные токи, составляющая $i\varepsilon_2$ — диэлектрические потери; ω — угловая частота.

Для численного расчета $\dot{\varphi}$, $\dot{\mathbf{E}}$ и $\dot{\mathbf{J}}$ использовали метод конечных элементов, реализованный в прог-

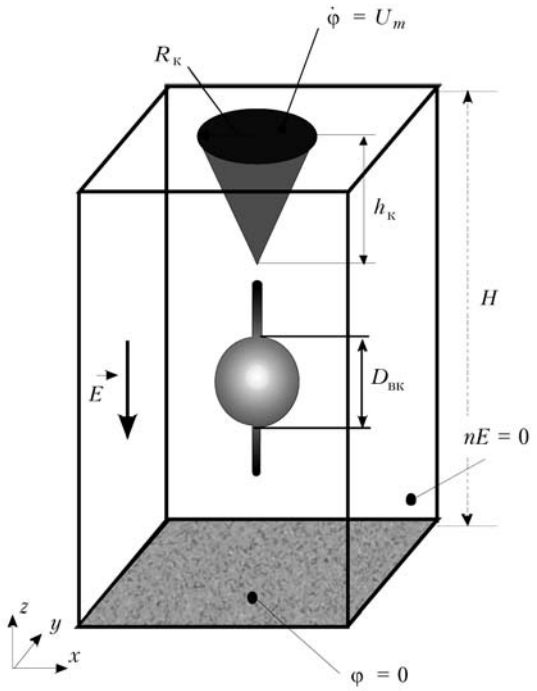


Рис. 1. Расчетная область полимерной изоляции ПБК с микродефектами: $R_к$ — радиус основания конуса; $h_к$ — высота конуса; $D_{вк}$ — диаметр включения; H — высота расчетного параллелипипеда

рамме COMSOL [32]. Среда внутри каждой расчетной ячейки принималась однородной, но в разных ячейках ее свойства могли изменяться. Условия на границе раздела сред для тангенциальных и нормальных компонентов вектора $\dot{\mathbf{E}}$, потенциала $\dot{\varphi}$ и производной $\partial\dot{\varphi}/\partial n$ по нормали к границе сред задавались соотношениями

$$\dot{E}_{1\tau} = \dot{E}_{2\tau}, \quad (\gamma_1 + i\omega\dot{\varepsilon}_1\varepsilon_0)\dot{E}_{1n} = (\gamma_2 + i\omega\dot{\varepsilon}_2\varepsilon_0)\dot{E}_{2n},$$
$$\dot{\varphi}_1 = \dot{\varphi}_2, \quad (\gamma_1 + i\omega\dot{\varepsilon}_1\varepsilon_0)\frac{\partial\dot{\varphi}_1}{\partial n} = (\gamma_2 + i\omega\dot{\varepsilon}_2\varepsilon_0)\frac{\partial\dot{\varphi}_2}{\partial n}.$$

Расчетную область выбирали в виде параллелепипеда (рис. 1), на перпендикулярных ЭП поверхностях которого применялись условия Дирихле о задании потенциалов в направлении приложенного поля, а на остальных поверхностях — условия Неймана: $\partial\dot{\varphi}/\varphi n = 0$ по нормали к границе раздела сред. Размеры расчетной области выбирали гораздо больше размеров локальных областей изоляции, содержащих микровключения. Возмущения ЭП исследовали при наличии в изоляции объемного включения с дендритами вблизи выступа на поверхности токопроводящей жилы (рис. 1) и близко расположенных водных и воздушных включений различных конфигураций и размеров (рис. 2). Для оценки возмущения использовали коэффициент неоднородности $k_m = |E_{\max}|/|E_0|$, где $|E_{\max|}$ — наибольшее значение напряженности ЭП в расчетном элементе; $|E_{0|}$ — ее значение в этом элементе при отсутствии дефектов.

На рис. 2, *а* показаны зависимости коэффициентов $k_1 = |E_1|/|E_0|$ и $k_2 = |E_2|/|E_0|$ в изоляции возле микровыступа на алюминиевой жиле от расстояния l между ним и водным или воздушным микровключением диаметром менее 40 мкм, которые расположены вдоль напряженности ЭП. Видно, что при уменьшении расстояния l напряженность E_1 увеличивается, а E_2 — уменьшается.

На рис. 2, *б* представлены зависимости коэффициентов неоднородности ЭП в изоляции от расстояния l между водными микровключениями различных конфигураций (эллипсоидальных, сферических и цилиндрических), верхняя и нижняя поверхности которых ограничены полусферами (при этом диаметр цилиндра D = 10 мкм равнялся диаметру сферы и толщине эллипсоида). Установлено, что при равных расстояниях между включениями наименьшая напряженность ЭП возникает между эллипсоидами, а наибольшая — между цилиндрами. Это объясняется наибольшими радиусом округления поверхностей эллипсоидов и размерами цилиндров вдоль линий напряженности ЭП (что в последнем случае замыкает наибольший ток утечки в изоляции).

При уменьшении расстояния l между водным и воздушным микровключениями, расположенными вдоль линий напряженности ЭП, коэффициент неоднородности ЭП k_1 внутри воздушного включения возле поверхности раздела двух сред увеличивается, а коэффициент неоднородности ЭП k_2 в изоляции возле водного включения — уменьшается (рис. 2, *в*). Если водное и воздушное включения будут расположены ортогонально линиям напряженности ЭП, то коэффициент k_1 будет уменьшаться, а k_2 — увеличиваться. При расположении воздушных включений вдоль линий напряженности ЭП коэффициент неоднородности ЭП внутри каждого из них будет изменяться аналогично изменению коэффициента k_2 на рис. 2, *в*, а при их ортогональном расположении — аналогично изменению коэффициента k_1.

Для расчетов размеров напряженных объемов в полимерной изоляции ПБК была разработана математическая модель [16, 20], в которой использовалась функция «step-function»

$$flc2hs(x, scale) = \begin{cases} 0, & x < 0; \\ 1, & x \ge 0. \end{cases}$$

где $scale$ — область перехода от 0 до 1.

Аналогично сформулирована функция $f(E)$:

$$f(E) = \begin{cases} 1, & E_1 \le E \le E_2; \\ 0, & \text{все оставшиеся значения} \end{cases}$$

Такая функция вычислялась, как

$$f(e) = flc2hs(E - E_1, 0) - flc2hs(E - E_2, 0),$$

что позволило рассчитывать напряженный объем согласно выражению

$$V_{н.о} = \int_V f(E)dV,$$

где V — весь расчетный объем изоляции.

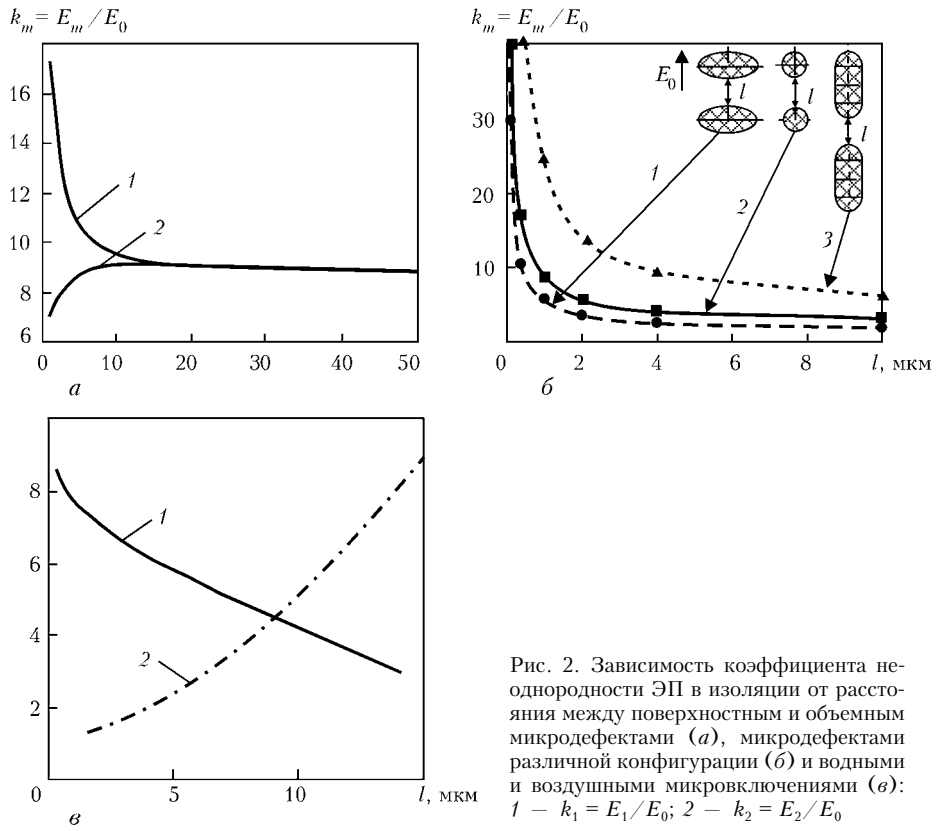


Рис. 2. Зависимость коэффициента неоднородности ЭП в изоляции от расстояния между поверхностным и объемным микродефектами (*а*), микродефектами различной конфигурации (*б*) и водными и воздушными микровключениями (*в*): *1* — $k_1 = E_1/E_0$; *2* — $k_2 = E_2/E_0$

На рис. 3 представлено влияние расстояния l между близко расположенными водными сферическими включениями (диаметрами $D_1 = D_2 =$ = 20 мкм) на значение суммарного локального напряженного объема V в изоляции и коэффициента неоднородности ЭП в ней. При пороговом значении напряженности $E_1 = 1{,}5E_0$ зависимость напряженного объема от расстояния l характеризуется кривой $V_1(l)$, а при пороговом значении $E_2 = 2E_0$ — кривой $V_2(l)$. Видно, что при уменьшении расстояния l напряженность ЭП в изоляции экспоненциально увеличивается, в то же время кривые $V_1(l)$ и $V_2(l)$ имеют экстремум–максимум при $l \approx$ $\approx$ 2 мкм. Наличие экстремума объясняется тем, что с уменьшением расстояния между сферическими включениями до очень малых значений ($l << << D_1 = D_2$) поверхности сфер приближаются к поверхностям плоскостей и общий объем между ними быстро уменьшается.

Возмущение ЭП близко расположенными нано- и микродефектами может быть основным механизмом возникновения в твердой полимерной изоляции пороговых напряженностей и напряженных объемов, а также объединения малоразмерных дефектов в большие при невысоких средних напряженностях поля. Таким образом, возникновение в твердой полимерной изоляции кабелей совокупности близко расположенных микродефектов некритичных размеров даже в несильном ЭП может вызывать снижение энергетических барьеров для свободных электронов, возмущение химических связей полимера с увеличением количества нанодефектов, накопление в них объемных зарядов, возникновение водных и электрических дендритов, а также увеличение частоты и интенсивности частичных разрядов, при этом процессы деградации изоляции ускоряются.

В то же время, если расстояние между дефектами гораздо больше их размеров, то увеличение размеров включений в n раз (при подобных конфигурациях) не вызывает увеличения максимальной напряженности и коэффициента неоднородности ЭП, увеличиваются только размеры напряженных объемов (для сфер в n^3 раз), ускоряя процессы деградации. Максимальная напряженность ЭП в изоляции изменяется только при изменении конфигурации взаимно удаленных включений и электрофизических свойств наполняющей их среды.

Наиболее известными и надежными методами оценки состояния электрической изоляции кабелей

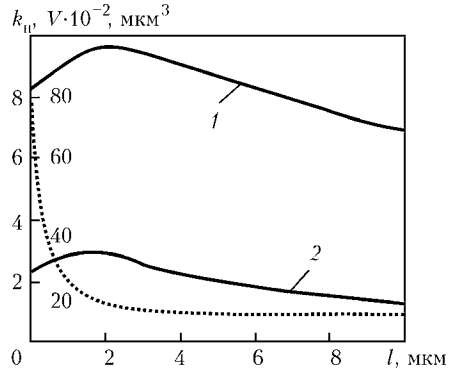


Рис. 3. Зависимости коэффициента $k_н$ неоднородности ЭП (штриховая линия) и напряженных объемов от расстояния между водными микровключениями: *1* — $E_1 = 1{,}5E_0$; *2* — $E_2 = 2E_0$

признаны электрические методы ее диагностики [4–19, 22–29].

Использование испытательных повышенных напряжений (постоянных и переменных низкой частоты) является наиболее известным методом выявления в изоляции ПБК недопустимых дефектов [4, 9, 28, 29]. Основным его недостатком является накопление большого ОЗ, который длительно (часы, сутки) сохраняется в твердой изоляции и может вызывать ее пробой при дальнейшей эксплуатации. Меньший ОЗ возникает при применении переменного напряжения, но при этом необходима испытательная установка очень большой мощности. Так, при длине кабеля $l \approx 1$ км (емкостью 0,25–1,00 мкФ/км) при напряжении $U_0 =$ = 100 кВ реактивная мощность испытательной установки составит

$$Q = 4\omega C U_{\text{исп}}^2 = 4\omega C U_0^2 =$$

$$= 4 \cdot 314 \cdot (0{,}25 - 1) \cdot 10^{-6} \cdot 10^{10} \text{ В} \cdot \text{А}_\text{р} = (3{,}14 - 12{,}56) \text{ МВ} \cdot \text{А}_\text{р},$$

что очень сложно реализовать на практике.

Испытание высоковольтных кабелей импульсным напряжением является более эффективным методом, поскольку использует медленный заряд кабелей до необходимого напряжения и колебательный разряд на регулируемый реактор с регистрацией и компьютерной обработкой параметров возникающих частичных разрядов. Малые мощность и масса испытательного оборудования, а также отсутствие многократно повторяющихся перенапряжений, которые могут вызвать локальные перегревы и повреждения изоляции, обеспечивают такому методу диагностики существенные преимущества перед другими методами, поэтому мы широко использовали его в своих исследованиях [17].

Контроль токов утечки позволяет выявлять локальные дефекты изоляции по изменению токов утечки при неизменном напряжении или, например, по асимметрии токов утечек соседних фаз [9, 10]. Однако, учитывая, что электрическое сопротивление твердой полимерной изоляции в 6–10 раз больше, чем бумажно-масляной, контроль токов утечки становится достаточно сложным процессом. Более информативным показателем состояния твердой полимерной изоляции кабелей во многих случаях является малое значение тока и большая длительность зарядки кабеля. Значительное увеличение тока и уменьшение времени зарядки кабеля является признаком деградации или увлажнения поверхности твердой полимерной изоляции.

Универсальными методами диагностики изоляции являются контроль ее тангенса угла диэлектрических потерь tg δ и емкости кабельной линии [9, 10, 14, 15]. Но нормативные документы требования определяют tg δ только для новых кабелей, хотя повышение указанного параметра однозначно подтверждает старение изоляции в процессе ее эксплуатации. Значение tg δ для кабелей со СПЭ изоляцией в 6–10 раз больше, чем с бумажно-масляной, поэтому использование этого метода требует разработки приборов повышенной точности измерения указанного параметра, что увеличит возможности использования метода в будущем.

Известен метод диагностики полимерной изоляции на основе измерения коэффициента абсорбции $k_a = U_m / U_0$ — отношения максимального значения восстановленного напряжения U_m к зарядному напряжению U_0. Если отношение коэффициентов абсорбции (или восстанавливающихся напряжений) при номинальном и удвоенном напряжении зарядки кабеля

$$y = k_a(2U_0) / k_a(U_0) = U_m(2U_0) / U_m(U_0) = 2,$$

то качество изоляции очень хорошее, а если $\gamma >$ > 3, то кабель надо заменять новым [24]. Сложность реализации такого метода диагностики заключается в том, что прибор для измерения восстановленного напряжения должен иметь входное сопротивление гораздо большее, чем сопротивление утечки испытуемого кабеля, которое является достаточно большим.

Известны разработки метода дифференциальной сканирующей калориметрии, контролирующей содержание антиоксидантов в полимерной изоляции, исчерпывание которых интенсифицирует процессы ее старения [5, 9]. Однако такой неэлектрический метод косвенной оценки электрических характеристик изоляции пока недостаточно разработан для оценки ее надежности и остаточного ресурса при эксплуатации кабелей.

Исследования показывают, что взаимная зависимость электрической, тепловой и механической деградаций полимерной изоляции усложняет точную диагностику ее надежности и ресурса, но она позволяет по одному из параметров производить общую оценку состояния изоляции кабелей. При всех видах воздействий (электрическом, тепловом, механическом, химическом и лучевом) на полимерную изоляцию, одним из наиболее чувствительных и интегральных методов диагностики можно признать измерение ее максимального относительного удлинения $\Delta l / l$ до разрыва [10, 29]. Для новой СПЭ изоляции $\Delta l / l$ = 350–420 %, а при $\Delta l / l \le 50$ % ее ресурс считается исчерпанным. Недостатком метода является то, что он является разрушающим и для анализа требует достаточно большое количество изоляции.

Полученные результаты внедрены в технологиях промышленного производства ПБК на ЗАО «Завод «Южкабель» (г. Харьков) [2]. Освоен промышленный выпуск такой продукции — кабелей силовых с изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжения от 6 до 110 кВ (с индексами «нг» и «нгд») и кабелей силовых и контрольных с полимерной изоляцией (с индексами «нг», «нгд» и «нгд-FR»). ПБК с индексом «нг» не распространяют горение в пучках и предназначены для общепромышленного назначения. Кабели «нгд» не распространяют горение в пучках, имеют пониженное

дымогазовыделение и предназначены для АЭС (вне гермозон), метрополитенов, жилых и общественных зданий. Огнестойкие кабели «нгд-FR» не распространяют горение в пучках, имеют низкое дымогазовыделение, огнестойкие в соответствии с нормами для систем безопасности гермозон АЭС и других объектов специального назначения по пожарной безопасности, в том числе и во взрывоопасных зонах.

Выводы

1. Ресурс и надежность пожаробезопасных кабелей во многом определяются неоднородностью структуры их защитных полимерных оболочек, деградация которых ускоряется при возникновении воздушных и водных микровключений. Обосновано новое явление — синергетическое возмущение электрического поля в изоляции совокупностью близко расположенных микродефектов, размеры которых могут быть меньше критических (близко расположенными признаны дефекты, расстояния между которыми меньше их размеров).

2. Разработана многоуровневая математическая модель для расчета неоднородного электрического поля в полимерной изоляции пожаробезопасных кабелей, с учетом их конструкций и совокупного возмущения поля микровключениями с различными средами, размерами, конфигурациями и взаимными расстояниями. Установлено, что при уменьшении расстояний между токопроводящими дефектами вдоль поля его напряженность между ними монотонно возрастает по экспоненциальному закону, а напряженные объемы — до максимального значения. При появлении локальных критических напряженностей поля и напряженных объемов микровключения со временем могут объединяться, увеличивая размеры дефектов в изоляции.

3. Уменьшение расстояний между воздушными микровключениями, расположенными ортогонально линиям напряженности электрического поля, вызывает увеличение максимальной напряженности поля внутри включений и ее уменьшение вне включений. Поскольку электрическая прочность воздуха меньше прочности СПЭ изоляции, то указанный механизм интенсифицирует частичные разряды в таких микровключениях.

4. Эффективным методом диагностики изоляции кабелей является медленный заряд их емкости и ее колебательный разряд на реактор с компьютерной обработкой параметров возникающих частичных разрядов. Его преимущества — малые мощность и масса испытательного оборудования, отсутствие многократно повторяющихся перенапряжений, вызывающих локальные перегревы и необратимые повреждения твердой полимерной изоляции. Возможно также измерение тока и длительности зарядки кабеля, при котором значительное увеличение тока и уменьшение времени зарядки являются признаками состаренной или увлажненной изоляции. Но наиболее чувствительный метод диагностики качества полимерной изоляции — измерение ее максимального безразрывного относительного удлинения.

5. Полученные результаты использованы при разработке технологий промышленного производства на ЗАО «Завод «Южкабель» (г. Харьков): кабелей силовых с изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжения от 6 до 110 кВ с индексами «нг» и «нгд», а также кабелей силовых и контрольных с индексами «нг», «нгд» и «нгд-FR». Повышение показателей современных пожаробезопасных кабелей основывается на недопустимости плотно распределенных структурных микродефектов в их изоляции, использовании в качестве защитных оболочек безгалогенных полимерных материалов и алюмосиликатных лент.

6. Дальнейшее повышение характеристик огнестойких кабелей, длительно сохраняющих целостность электрических цепей для проведения спасательных работ в условиях пожара, возможно на основании разработок технологий нанесения силиконовых полимерных оболочек, которые при пожаре сгорают, образуя прочное термостойкое керамическое покрытие (на основе двуокиси кремния), сохраняющее работоспособность кабеля в условиях температур выше 830 °С [33].

1. *Красинский И.В.* Особенности возникновения и распространения пожара в кабельных трассах и их противопожарная защита // Электропанорама. — 2008. — № 5. — С. 40–46.
2. *Золотарев В.М., Карпушенко В.П., Ганьшина Г.В.* Системный подход к освоению производства пожаробезопасных кабельных изделий в ЗАО «Завод «Южкабель» // Кабели и провода. — 2007. — № 4 (305). — С. 26–30.
3. *Усатенко Е., Штефуныk Я., Брага Т.* Перспективы использования кабелей с повышенной пожарной безопасностью // Электропанорама. — 2007. — № 10. — С. 60–61.
4. *ДСТУ 4809–2007.* Ізольовані проводи та кабелі. Вимоги пожежної безпеки та методи випробування. — Чинний з 01.01.2008. — К.: Держспоживстандарт України, 2007. — 14 с.
5. *Аналитический* обзор научно-технической информации по проблеме старения кабелей АЭС. — Харьков: ХХП Серт-Центр АСУ, 2003. — 81 с.
6. *Мещанов Г.И., Каменский М.К., Фрик А.А.* Развитие производства и расширение областей применения новых типов пожаробезопасных кабелей в России // Кабели и провода. — 2007. — № 4 (305). — С. 5–9.
7. *Набока Б.Г.* Твердая тонкослойная изоляция: контроль технологии изготовления и диагностика качества. — Харьков: Основа, 1996. — 180 с.
8. *Резинкина М.М., Щерба А.А.* Диагностика и мониторинг высоковольтных силовых электрических кабелей с полиэтиленовой изоляцией // Техн. електродинаміка. Тем. вип. «Силова електроніка та енергоефективність». — 2006. — Ч. 5. — С. 84–87.
9. *Техніка* і електрофізика високих напруг / За ред. В.О. Бржезицького, В.М. Михайлова. — Харків: Торнадо, 2005. — 930 с.
10. *Щерба А.А., Резинкина М.М.* Моделирование и анализ электрических полей энергетических объектов. — Киев: Наук. думка, 2008. — 246 с.
11. *Ушаков В.Я.* Электрическое старение и ресурс монолитной полимерной изоляции. — М.: Энергоатомиздат, 1999. — 152 с.
12. *Electrical*, microstructure, physical and chemical characterization of HV XLPE cable peelings for an electrical aging diagnostic data base/ J.C. Fothergill, G.C. Montanari, G.C. Stevens et al. // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. — 2003. — **10**, N 3. — P. 514–527.
13. *Gillen K.T., Assink R.A., Bernstein R.* Final report on aging and condition monitoring of low-voltage cable materials //

Scandia National Laboratories: Nuclear Energy Plant Optimization (NEPO). SAND 7331. — Nov. 2005. — 287 p.
14. *Беспрозванных А.В., Набока Б.Г.* Влияние диссипации энергии в приповерхностных слоях изоляции жил на диэлектрические потери в кабелях // Электротехника и электромеханика. — 2008. — № 3. — С. 82–86.
15. *Наблюдение* процессов старения изоляции многожильных кабелей по корреляционной связи электрических характеристик ее соседних участков / Б.Г. Набока, А.В. Беспрозванных, А.С. Штангей и др. // Надежность и долговечность машин и сооружений. — 2004. — № 2 (23). — С. 93–98.
16. *Анализ* микронеоднородности электрического поля как фактора повышения интенсивности электрофизических процессов в полимерной изоляции высоковольтных кабелей и самонесущих изолированных проводов / А.К. Шидловский, А.А. Щерба, В.М. Золотарев, Ю.В. Перетятко // Техн. електродинаміка. — 2008. — № 4. — С. 3–14.
17. *Энергосберегающие* схемы испытаний кабелей с полиэтиленовой изоляцией / В.М. Золотарев, В.П. Карпушенко, А.Ф. Кривенко и др. // Вісн. НТУ «ХПІ». — 2008. — № 21. — С. 55–66.
18. *Влияние* длины и взаимного расположения водных микроканалов на неоднородность электрического поля в полимерной изоляции высоковольтной кабельно-проводниковой продукции / А.А. Щерба, В.М. Золотарев, Ю.В. Перетятко, С.Е. Ершов // Техн. електродинаміка. Тем. вип. «Силова електроніка та енергоефективність». — 2008. — Ч. 1. — С. 83–88.
19. *Оптимизация* электрофизических процессов для создания отечественных технологий изготовления высоконадежных кабелей на напряжения до 330 кВ с твердой полимерной изоляцией / А.А. Щерба, В.М. Золотарев, Ю.В. Перетятко и др. // Праці Ін-ту електродинаміки НАН України. — К.: ІЕД НАН України, 2009. — Вип. 23. — С. 137–147.
20. *Щерба А.А., Перетятко Ю.В., Золотарев В.В.* Самонесущие изолированные и высоковольтные защищенные провода. — Киев: ИЭД НАН Украины, 2008. — 287 с.
21. *Оценка* долговечности пожаробезопасных кабелей / М.К. Каменский, А.А. Крючков, В.А. Байков, Е.В. Быстрицкая // Кабели и провода. — 2007. — № 4 (305). — С. 16–19.
22. *Мещанов Г.И., Холодный С.Д.* Физико-математическая модель процесса горения электрических кабелей при групповой прокладке // Там же. — С. 10–14.
23. *Математическое* моделирование и численный расчет неоднородных электрических полей, удельных потерь и плотности поверхностных зарядов в полиэтиленовой модифицированной изоляции высоковольтных силовых кабелей / А.А. Щерба, А.Д. Подольцев, И.Н. Кучерявая и др. // Техн. електродинаміка. Тем. вип. «Силова електроніка та енергоефективність». — 2006. — Ч. 4. — С. 116–120.
24. *Cavallini A., Montanari G.C.* Effect of supply voltage frequency on testing of insulation system // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. — 2006. — **13**, N 5. — P. 1189–1191.
25. *Mugala Gavita H., Eriksson R.* Frequency characteristics of water-tree degraded XLPE insulation in power cables // Ibid. — 2007. — **14**, N 5. — P. 1271–1277.
26. *Heylen A., Postoyalko V.* Classical interpretation of conduction currents in crosslinked polyethylene (XLPE) and a comparison with ideal polyethylene // Ibid. — 2008. — **75**. — P. 342–349.
27. *Кабели* на напряжение 10–500 кВ: состояние и перспективы развития / Г.И. Мещанов, М.Ю. Шувалов, М.К. Каменский и др. // Кабели и провода. — 2008. — № 5 (312). — С. 32–38.
28. *ПМ-Т.0.03.094–2002.* Программа проведения обследования технического состояния типового оборудования АЭС. Продление срока эксплуатации. Кабель измерительный терморадиационностойкий не распространяющий горение типа КПЭТИнг. — Киев: НАЭК «Энергоатом», 2002. — 35 с.
29. *Положение* по определению технического состояния и управлению старением кабелей на АЭС. — М.: РОСЭНЕРГОАТОМ, 2002. — 102 с.
30. *Шувалов М.Ю., Ромашкин А.В., Овсиенко В.Л.* Анализ дефектов в изоляции силовых высоковольтных кабелей методами видеомикроскопии и микроэксперимента // Электричество. — 2000. — № 5. — С. 49–57.
31. *Анализ* электромагнитных процессов и эквивалентных параметров сегментированных токопроводящих жил силових кабелей на напряжение 330 кВ / А.К. Шидловский, А.А. Щерба, А.Д. Подольцев и др. // Техн. електродинаміка. — 2008. — № 6. — С. 7–13.
32. http://www.comsol.com.
33. *Ершов П., Чумакова М., Дегенхарт Ф.* Кабель сохраняет свою работоспособность даже в случае крупномасштабного пожара // Кабели и провода. — 2008. — № 3(310). — С. 34–36.

ПРОЕКТ 5.6

Створення системи моніторингу інтенсивності зношування і шлакування конвективних теплообмінних поверхонь пиловугільних котлоагрегатів

УДК 621.182.42:532.529

ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ЗНОСУ І ШЛАКУВАННЯ ТЕПЛООБМІННИХ ПОВЕРХОНЬ КОТЛА

О.А. ШРАЙБЕР, д-р техн. наук, **В.П. ЯЦЕНКО**, канд. техн наук (Ін-т загальної енергетики НАН України)

Розглянуто програми для визначення характеристик стану теплообмінних поверхонь котла. Наведено результати розрахунків абразивного зносу поверхонь і показників схильності вугільного палива до утворення відкладень при спалюванні різних марок вугілля та його сумішей.

Ключові слова: *знос, вугілля, зола, шлакування, забруднення, індекси, теплообмінні поверхні*

У тепловій енергетиці значна увага приділяється питанням автоматизації керування технологічними процесами та об'єктами. З цією метою створюються системи керування на рівні енергоблоків, ТЕС і енергосистем. Що стосується діагностичного забезпечення енергообладнання, то воно переважно реалізується на окремих об'єктах у вигляді поодиноких прикладів. Розглянемо деякі аспекти реалізації систем діагностики (СД) енергетичних об'єктів у світовій і вітчизняній практиці [1–4].

В Росії для котлів Таганрозького котельного заводу розроблено систему безперервного автоматичного діагностування елементів, що працюють під тиском [1]. Головною задачею системи є визначення стану вузлів і елементів котла з урахуванням їх навантаження, марки, структури і механічних властивостей металу, накопиченої втомної пошкоджуваності й повзучості за умов експлуатації. Характеристики елементів конкретного котла в процесі діагностики визначаються розрахунковим методом, що базується на нормативних документах, які використовуються при проектуванні та спорудженні котла. При виборі об'єктів діагностики, крім типу котла, враховується також наявний досвід його експлуатації.

Для функціонування СД необхідні дані про технологічні параметри роботи котла. Ця інформація надходить від датчиків, встановлених на окремих елементах котла. У разі відмови датчика система використовує останнє достовірне значення параметра, що вимірюється цим датчиком. Інформація про врахування в даній СД шлакування, забруднення та ерозійного зносу теплообмінних поверхонь (ТП) в роботі [1] не наводиться.

Моніторинго-діагностична система оцінювання термоциклічного ресурсу роторів парових турбін, яка розроблена в Московському енергетичному інституті [2], складається з ЕОМ, підсистем моніторингу і діагностики (аналогові датчики, аналого-цифровий перетворювач, програмне забезпечення), засобу передачі даних від підсистеми моніторингу до підсистеми діагностики (програма передачі). Розроблені для моніторинго-діагностичної системи програми дозволяють контролювати вироблення термоциклічного ресурсу роторів стаціонарних парових турбін з урахуванням реального навантаження.

Роботи зі створення СД тепломеханічного обладнання ТЕС проводили в Україні [3, 4]. Так, у 1985–1997 рр. розроблялися СД для відслідковування поточного стану основного обладнання блоків 800 МВт Запорізької, 300 МВт Зуївської і парогенератора ТП 210А Криворізької ТЕС [4]. Проте недооцінка обсягів задач СД, складності алгоритмів діагностування, недостатня ефективність деяких науково-технічних рішень, покладених в їх основу, обмежені можливості наявної обчислювальної техніки призвели до ускладнень повномасштабної реалізації автоматизованих систем технічної діагностики на Запорізькій і Зуївській ТЕС, а в подальшому і до її припинення.

У той же час оперативне технічне діагностування у світовій практиці визнано одним з найбільш ефективних засобів підвищення економічності ТЕС. Наприклад, за даними Інституту промислової енергетики (США), що наводяться в роботі [4], питомі витрати при експлуатації енергообладнання ТЕС протягом строку його служби без діагностування складають 25,4 дол. США/кВт, а при дотриманні систематичного діагностування — 12,3 дол. США/кВт.

Необхідним етапом реалізації СД є розробка, накопичення і відпрацювання засобів, моделей і сучасних комп'ютерних програм відслідковування стану окремих вузлів і елементів обладнання ТЕС з урахуванням якості палива. Розглянемо деякі з існуючих засобів і програм.

© О.А. ШРАЙБЕР, В.П. ЯЦЕНКО, 2009

Відомо, що при спалюванні непроектного вугілля або сумішей різних марок вугілля можуть виникати проблеми, пов'язані зі шлакуванням і забрудненням поверхонь котла. В роботі [5] розглядається приклад застосування на ТЕС США комп'ютерної програми для відслідковування ймовірності шлакування і керування шлакуючими властивостями вугільного палива. Вона базується на використанні даних оперативної діагностики вугілля, яка здійснюється рентгенівським флуоресцентним аналізатором XRF. Аналізатор забезпечує програму даними про теплоту згоряння вугілля, його вологість, зольність, склад горючої частини і золи. Інформація про властивості вугілля та інструкція оператору виводяться в діалоговому режимі на екран дисплея. Оператор використовує цю інформацію для керування роботою котла.

Характеристики розробленої у ВТІ комп'ютерної програми для оцінювання впливу якості вугілля на експлуатаційні показники ТЕС наводяться в роботі [6]. Програма складається з модулів розрахунку основних технологічних параметрів котла, оцінки працездатності та надійності обладнання паливно-транспортного господарства, систем пилоприготування, а також викидів оксидів азоту і сірки. На відміну від [5] характеристики палива в [6] не вимірюються, а вибираються з локальної бази даних.

Зазначимо, що в роботах [5, 6] не передбачено розрахунків абразивного зносу ТП котла. Крім того, схильність вугілля до шлакування поверхонь в [5] обчислюється лише за двома показниками — відношенням суми основних компонентів золи до суми кислих і температурою плавлення золи, яка розраховується за рівнянням, отриманим інтерполяцією відповідних даних Sandia National Laboratories (США). Ці дані, що стосуються вугілля, яке спалюється на ТЕС США, є малодоступними. Крім того, для моніторингу стану ТП доцільно мати інформацію не лише про ймовірність шлакування, а й про тип відкладень.

Нами виконано моделювання обтікання ТП потоком газу з частинками золи [7]. За результатами моделювання розроблено програму для розрахунку характеристик руху газу і золи, ерозійного зносу ТП. Розроблено також програми для оцінювання індексів схильності вугілля і його сумішей до утворення на поверхнях котла шлакуючих і забруднюючих відкладень [8]. Наведемо основні характеристики програм і деякі результати, отримані за їх допомогою.

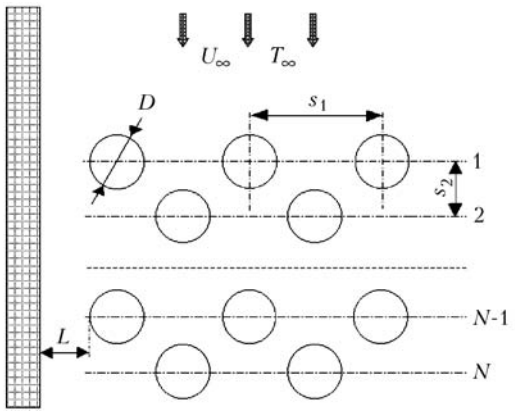


Рис. 1. Схема шахового пакета (U_∞, T_∞ — швидкість газу і його температура далеко від ТП, s_1, s_2 — поперечний і поздовжній кроки; L — відстань від задньої стінки котла до пакета; k = 1, 2, …, N — номер ряду)

Ерозійний знос ТП при обтіканні її потоком газу з частинками золи. Програма складається з трьох модулів. Перший дозволяє обчислити характеристики газового потоку: швидкість U, температуру T, тиск p, кінетичну енергію турбулентних пульсацій і швидкість її дисипації, результати яких записуються у файл, назву якого потрібно ввести з клавіатури за запитом програми. У файлі результати зберігаються у табличному вигляді, причому в перших трьох стовпчиках таблиці містяться номери комірок розрахункової сітки в напрямках координатних осей. У наступних трьох стовпчиках записано значення координат центрів комірок, а в інших стовпчиках — параметри газу. В програмі передбачена можливість виведення результатів розрахунку на екран монітора у табличному чи графічному вигляді.

Другий програмний модуль призначений для обчислення характеристик руху частинок золи у відомому після відпрацювання попереднього модуля газовому полі. У лагранжевих рівняннях руху, крім сил аеродинамічного опору f_a і тяжіння f_g, враховуються сили Магнуса f_M і термофореза $f_т$. Сила Магнуса обумовлена обертанням частинок, а термофореза — наявністю значного градієнта температур газового потоку біля труби. Після закінчення розрахунків отримуємо масив значень швидкостей і координат частинок в момент їх зіткнення з ТП, який опрацьовується в третьому програмному модулі.

Третій модуль призначений для обчислення інтенсивності локальної ерозії ТП, викликаної кожною частинкою золи. Тут відшукуються координати точки найбільшого зносу поверхні та визначається його значення. Числові результати записуються у файли і виводяться на екран монітора.

Наведемо приклад використання програми для розрахунків зносу труб економайзера при спалюванні вугілля типу АШ. Схема шахового пакета труб представлена на рис. 1.

Значення в'язкості ν і теплопровідності λ димових газів середнього складу в інтервалі температур T = 373÷1473 К апроксимувались залежностями

$$\nu = \nu_0(0{,}395(T/T_0))^2 + 1{,}204(T/T_0) - 0{,}622, \qquad (1)$$

$$\lambda = 1{,}021\lambda_0(T/T_0 - 0{,}021), \qquad (2)$$

де T_0 — початкова температура, яка дорівнює 373 К; ν_0, λ_0 — в'язкість і теплопровідність газів за цієї температури.

Таблиця 1. Гранулометричний склад золи, %

ТЕС	Марка вугілля	Розмір частинок фракції, мм					
		1–0,50	0,50–0,25	0,25–0,125	0,125–0,063	0,063–0,040	<0,040
Курахівська	Шлам АШ	0,1	2,6	9,5	13,6	22,6	51,6
Ладиженська	АШ	–	3,9	15,8	34,4	21,6	24,3
Трипільська	АШ	–	0,6	27,6	35,1	16,2	20,5

Примітка. Дані для Трипільської ТЕС отримано авторами за допомогою аналізу проб золи з цієї станції, а інші значення запозичені з літератури.

Густина частинок золи вибиралась з інтервалу значень $\rho_р$ = 1600÷2700 кг/м^3, характерних при спалюванні АШ в топках котлів ТЕС. Інші значення вихідних величин для розрахунків такі: D = = 0,032 м; s_1/D = 3; s_2/D = 1,5; L = 0,083 м; U_∞ = 6,7 м/с; T_∞ = 873 К; температура труби T_w = = 520 К; теплоємність і теплопровідність золи відповідно c_p = 1 кДж/(кг·К), λ_p = 0,6 Вт/(м·К).

Абразивні властивості золи залежать від форми, розміру і твердості частинок. У табл. 1 представлено дані фракційного складу леткої золи при спалюванні АШ на деяких ТЕС, з яких видно, що у золі найбільше частинок розміром $\delta > 125$ мкм. Вміст великих частинок ($\delta > 250$ мкм) незначний.

На рис. 2 для прикладу наведено вектори швидкості газового потоку при обтіканні ним шахового пакета труб, а на рис. 3 — розрахункові траєкторії частинок ($X = x/D$, $Y = y/D$). Початковими умовами при проведенні розрахунків, результати яких представлені на рис. 3, передбачалося, що частинки золи рівномірно розподілені у вхідному перерізі розрахункової області. З рис. 3 видно, що це припущення справедливе лише при моделюванні обтікання труб першого ряду шахового пакета. На труби другого і наступних рядів можуть потрапляти не лише частинки, що рухались без зіткнень з ТП і були рівномірно розподілені у газовому потоці, а й великі частинки, які вже взаємодіяли з поверхнями (рис. 3, *б*). Очевидно, що при цьому розподіл частинок у вхідних перерізах розрахункових областей не буде рівномірним.

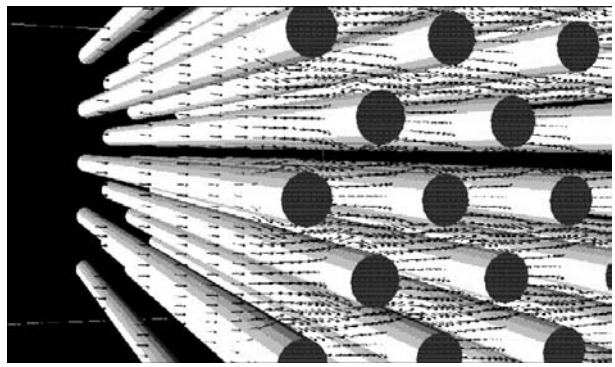


Рис. 2. Обтікання шахового пакета

Інтенсивність ерозійного зносу I залежить від швидкості газу U і частинок U_p, їх розміру δ і концентрації μ, кута зіткнення α частинок з поверхнею, фізичних властивостей золи і поверхні труб: $I = f(U, U_p, \delta, \mu, \alpha, \eta, \rho_p, \sigma)$ [7], де η — коефіцієнт осадження частинок; σ — межа плинності металу.

Величина η дорівнює відношенню кількості частинок, що зіткнулися з трубою, до кількості тих, які могли б зіткнутись, якби рухались прямолінійно. Теоретично за умови рівномірного розподілу частинок далеко від труби цей коефіцієнт визначається залежністю $\eta_т = (y_п - y_л)/D$, де $y_л$, $y_п$ — ліва і права межі інтервалу значень ординат точок старту y, таких що при $y \in (y_л, y_п)$ частинки осідають, а при $y \notin (y_л, y_п)$ не осідають на поверхню труби.

З аналізу результатів, наведених на рис. 3, випливає, що для труб, розташованих у пакеті

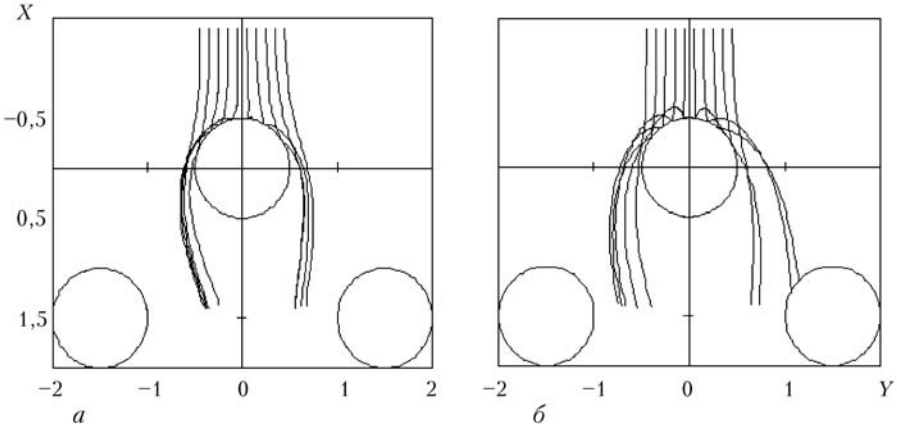


Рис. 3. Траєкторії частинок δ = 30 (*а*) і 50 мкм (*б*) при обтіканні труби першого ряду

Таблиця 2. Залежність $V_0(\alpha, \delta)(\cdot 10^{20}, м^3)$

α, град	δ, мкм			
	20	40	60	100
85,3	0,07	0,6	1,9	8,8
78,1	0,44	3,5	11,9	55,3
70,8	1,14	9,1	30,7	142,3
63,5	2,17	17,4	58,6	271,3
56,1	3,55	28,4	95,8	443,5
48,5	5,29	42,3	142,7	660,6
40,6	7,40	59,2	199,8	925,2
32,0	9,92	79,3	267,7	1239,5
22,2	12,77	102,2	344,9	1596,6
6,5	8,46	67,7	228,5	1058,1

далі першого ряду, величини $\eta > \eta_т$. Таким чином, знос цих труб за рахунок збільшення η буде дещо інтенсивнішим, ніж прогнозований, який зазвичай розраховують з використанням $\eta_т$.

Розрахунки показали, що об'єм металу V_0, який видаляється окремою частинкою золи при одиничному зіткненні з ТП, немототонно залежить від кута α, приймаючи максимальні значення $V_{0\,max}$ при певному куті атаки (табл. 2). Зі зростанням діаметра частинок δ величина $V_{0\,max}$ збільшується, але значення α, для якого має місце $V_{0\,max}$, залишається майже незмінним. У разі врахування в рівняннях руху частинок усіх силових факторів інтенсивність зносу поверхні труби, викликаного дрібними фракціями ($\delta < 40 \div 50$ мкм), більша, ніж при врахуванні тільки f_a і f_g. Величина I для частинок більших фракцій в обох цих випадках майже однакова.

Розрахунками також встановлено підвищену інтенсивність зносу труб другого ряду шахового пакета порівняно з трубами, розташованими в інших рядах, що підтверджується практикою експлуатації котлів ТЕС. Це обумовлено тим, що швидкості частинок у момент їх взаємодії з трубами другого ряду, як свідчать розрахунки, в 1,4–1,5 раза більші, ніж при взаємодії з трубами першого ряду. При просуванні в глибину пакета швидкість газу зменшується. Відповідно зменшуються і швидкості частинок золи. В результаті інтенсивність зносу труб в рядах з $k > 2$ буде меншою, ніж труб другого ряду.

Оцінка шлакуючих і забруднюючих властивостей вугілля. Для прогнозування ймовірності відкладень, крім аеродинамічних і теплофізичних характеристик двофазового середовища у топці та газоходах котла, потрібна також інформація про шлакуючі й забруднюючі властивості вихідного палива. Програма розрахунків показників шлакуючих і забруднюючих властивостей вугілля, що спалюється на ТЕС, створена в середовищі Microsoft Excel. Вона призначена для розрахунків 14 показників шлакування і забруднення ТП котла, які в літературі часто називають індексами. Вони характеризують схильність вугілля до утворення тих чи інших відкладень залежно від його елементного складу, вмісту оксидів у мінеральній частині чи окремих фракціях золи, значень температур газу і зольних частинок. Вирази для їх обчислення, запозичені з [9–11], мають вигляд

$$I_1 = Fe_2O_3;\ I_2 = Fe_2O_3/CaO;$$

$$I_3 = 0{,}567(Na_2O)^{0{,}423} - 0{,}333;\ I_4 = SiO_2/Al_2O_3,$$

$$I_5 = CaO(K_2O)^{0{,}5}(Na_2O)^{-1};\ I_6 = 1 - 0{,}92/S_t^*;$$

$$I_7 = Na_2O/k_c;\ I_8 = 0{,}707[(1 - 0{,}025k_c^*)^2 + (1 - 8\cdot 10^{-3}A^d/S_t^d)^2]^{0{,}5};$$

$$I_9 = (K_2O + Na_2O)/k_c;\ I_{10} = 1/k_c;\ I_{11} = I_{10}S_t^d;$$

$$I_{12} = SiO_2/(CaO + SiO_2 + MgO + Fe_2O_3);$$

$$I_{13} = 4{,}468I_{12}^* + 1{,}265(10^4/T_r) - 8{,}44;$$

$$I_{14} = \sum_{i=1}^{n} g_i \times \left[(CaO)_i + (Fe_2O_3)_i\left(1 - 0{,}5\,\frac{(Fe_2O_3)_i}{(Fe_2O_3)_i + (Al_2O_3)_i + (SiO_2)_i}\right)\right],$$

де Fe_2O_3, CaO … — вміст відповідних оксидів у мінеральній частині, %; $S_t^* = (220 - 8\cdot 10^{-2}\,\vartheta_a) \times S_t^d/A^d$; A^d, S_t^d — вміст золи і сірки у вугіллі в % на суху масу; ϑ_a — адіабатна температура горіння, К, яка має такий вигляд $\vartheta_a = (Q_i^r + Q_п)/[c(V + 0{,}0161(\alpha_п - 1)V^0)]$; Q_i^r — нижча теплота згоряння вугілля; $Q_п$ — теплота, що вноситься в топку з повітрям; V, V^0 — об'єми димових газів і теоретично необхідного повітря; c — теплоємність димових газів; $\alpha_п$ — коефіцієнт надлишку повітря; k_c — показник кислотності, $k_c = \dfrac{Al_2O_3 + SiO_2 + TiO_2}{CaO + Fe_2O_3 + K_2O + MgO + Na_2O}$; k_c^* — модифікований показник кислотності, $k_c^* = \dfrac{Al_2O_3 + SiO_2 + TiO_2}{CaO + K_2O + MgO + Na_2O}$; T_r — температура газового потоку в зоні утворення шлаку, К; g_i — масова частка фракції i в золі; n — кількість фракцій. Величина I_{12}^* обраховується за виразом для I_{12} при $SiO_2 + CaO + MgO + Fe_2O_3 = 100$.

Зазначимо, що індекс I_3 [10], який характеризує схильність вугілля до утворення забруднень з активних лугів, можна використовувати лише при вмісті в золі оксиду натрію $Na_2O > 0{,}284$. При меншому вмісті Na_2O індекс $I_3 < 0$.

Для розрахунків індексу I_6 потрібні значення адіабатної температури. При її обчисленні теплоємність димових газів знаходилась за виразом $c = \sum_j g_j c_j$, де g_j — частка j-го газового компонента; c_j — його теплоємність, кДж/(нм^3·К). Вважалося, що продукти згоряння складаються з діоксиду вуглецю CO_2, водяної пари H_2O і азоту N_2. Теплоємності цих компонент в інтервалі температур $T = 373 \div 2773$ К апроксимувались поліномами четвертого степеня у вигляді

$$c_{CO_2} = -2{,}481\cdot10^{-14}T^4 + 2{,}122\cdot10^{-10}T^3 - \quad (3)$$
$$- 7{,}36\cdot10^{-7}T^2 + 1{,}371\cdot10^{-3}T + 1{,}28,$$

$$c_{H_2O} = 1{,}538\cdot10^{-14}T^4 - 1{,}101\cdot10^{-10}T^3 + \quad (4)$$
$$+ 2{,}747\cdot10^{-7}T^2 - 6{,}529\cdot10^{-6}T + 1{,}476,$$

$$c_{N_2} = 1{,}538\cdot10^{-14}T^4 - 1{,}081\cdot10^{-10}T^3 + \quad (5)$$
$$+ 2{,}448\cdot10^{-7}T^2 - 1{,}005\cdot10^{-4}T + 1{,}304,$$

а теплоємність повітря, що подається в топку, —

$$c_{п} = 1{,}306\cdot10^{-14}T^4 - 8{,}919\cdot10^{-11}T^3 + \quad (6)$$
$$+ 1{,}887\cdot10^{-7}T^2 - 2{,}412\cdot10^{-5}T + 1{,}311.$$

Для розрахунків індексів $I_1 - I_{14}$ створено банк даних (БД) властивостей індивідуального вугілля, куди занесено характеристики вугілля Донецького і Львівсько-Волинського басейнів, а також вугілля деяких родовищ Росії і далекого зарубіжжя (всього 162 індивідуальні палива). Характеристики палив вибирались за джерелами [11–15]. З використанням БД виконано розрахунки показників шлакуючих і забруднюючих властивостей індивідуальних палив.

Зазначимо, що палива, обрані для розрахунків, суттєво відрізняються хімічним складом мінеральної частини. Зокрема, зола засоленого і газового вугілля українських родовищ має значний вміст сірки. У зв'язку з цим індекси I_6, I_8, що залежать від цього хімічного компонента, мають підвищені значення ($I_6 \approx 0{,}82\div0{,}9$; $I_8 \approx 0{,}86–0{,}94$).

Вугілля Бородинського розрізу [13] відрізняється дуже високим вмістом оксиду кальцію. Вірогідність утворення сульфатно-кальцієвих відкладень на поверхнях котла характеризує індекс I_5, максимальне значення якого для палива цього розрізу $I_5^{max} = 69{,}3$, в той же час для експлуатації прийнятні значення є $I_5 < 10\div30$.

Для австралійського вугілля [15] значення критерію Аттіга–Дьюзі $I_7 = 0{,}008\div0{,}247$, а для російського [14] — $I_7 = 0{,}126\div0{,}178$. Вугілля Міусинського і Кузнецького родовищ [14] має низьку схильність до утворення залізистих і сульфатно-кальцієвих відкладень, а також відкладень на базі активних лугів.

Розроблена програма і БД дозволяють оцінити шлакуючі й забруднюючі показники для сумішей вугілля. Змішування високозабруднюючого вугілля $П_1$ з одним або двома низькозабруднюючими $П_2$, $П_3$ у певних пропорціях $\alpha_1:\alpha_2:\alpha_3$ може дозволити спалювати його без збільшення частоти очищення поверхонь і зниження їх ресурсних показників. Тут α_1, α_2, α_3 — частки високозабруднюючого і низькозабруднюючих палив.

Результати прогнозування проаналізуємо на прикладі розрахунків критерію Аттіга–Дьюзі I_7. За цим критерієм низькозабруднюючим вважаємо паливо, для якого $I_7 \le 0{,}6$. Граничне значення індексу $I_7 = 0{,}6$ позначимо I_7^*.

В табл. 3 для прикладу наведено характеристики сумішей високозабруднюючого палива $П_1$ з деякими марками вугілля з БД, для яких значення критерію Аттіга–Дьюзі $I_7 \le I_7^*$ (№ 1, 4–6) або $I_7 > I_7^*$ (№ 2, 3). Характеристики вихідних палив АШ, АРШ, ГСШ, ДМСШ вибрані з [12], а вугілля G — з [15].

Аналіз отриманих результатів показав, що певні марки вугілля Донецького басейну, які харак-

Таблиця 3. Значення індексу забруднюючих властивостей для сумішей вугілля

№ з/п	Палива, що змішуються			Частка палива			S_t^d, %	A^d, %
	$П_1$	$П_2$	$П_3$	α_1	α_2	α_3		
1	АШ	ДМСШ	–	0,61	0,39	0	1,0	38,1
2	АШ	АРШ	–	0,50	0,50	0	2,2	34,4
3	АШ	ГСШ	–	0,50	0,50	0	2,2	35,0
4	АШ	G	–	0,74	0,26	0	0,7	35,9
5	АШ	ГСШ	G	0,44	0,26	0,3	1,4	29,8
6	АШ	ГСШ	G	0,19	0,54	0,27	2,3	25,9

Закінчення табл. 3

№ з/п	Хімічний склад золи суміші, %, на безсульфатну масу								I_7
	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	TiO_2	CaO	MgO	K_2O	Na_2O	
1	57,7	21,6	8,1	1,1	1,8	0,8	6,5	2,5	0,60
2	51,2	16,0	20,0	0,9	2,5	1,5	6,0	2,4	1,14
3	46,5	17,4	18,1	1,0	7,8	1,8	5,1	2,4	1,27
4	59,0	21,9	6,0	1,4	0,6	1,1	7,2	2,8	0,60
5	52,5	22,5	11,4	1,3	4,3	1,3	4,7	1,9	0,60
6	45,5	21,8	17,6	1,2	8,3	1,6	2,7	1,3	0,60

теризуються високими забруднюючими властивостями, можна спалювати у сумішах з низькозабруднюючим вітчизняним вугіллям при $\alpha_1 > 0,5$. Наприклад, при змішуванні АШ з ДМСШ для забезпечення величини I_7^* потрібне значення $\alpha_1 = 0,61$. Ще більші значення $\alpha_1 = 0,74$ можна отримати при змішуванні цього палива з австралійським вугіллям (№ 4 табл. 3). З нашої точки зору, такі значення α_1 слід вважати економічно доцільними, оскільки у випадку спалювання суміші вони забезпечують використання більшої кількості менш цінного високозабруднюючого палива.

Слід зазначити на неоднозначний зв'язок між забруднюючими властивостями вихідних палив $П_1$, $П_2$, величиною α_1 та індексом I_7 для суміші. Наприклад, якщо у якості $П_1$, $П_2$ вибрати вугілля АШ і АРШ або АШ і ГСШ, то при змішуванні їх у пропорції 0,5:0,5 індекс I_7 буде відповідно 1,14 і 1,27 (див. табл. 3). У той же час значення цього показника для вихідних палив АРШ, АШ, ГСШ дорівнюють 0,8, 1,05 і 0,92, тобто є меншими, ніж у сумішей.

Розрахунки показали, що суміш двох високозабруднюючих палив, що має величину I_7 більшу, ніж кожна з її складових, можна перевести в придатну до спалювання шляхом шихтування її з третім паливом. Зокрема, при змішуванні згаданих вище палив АШ і ГСШ з австралійським вугіллям G у пропорції 0,44:0,26:0,3 забезпечується значення індексу $I_7 = 0,6$, прийнятне для спалювання. Величина I_7^* забезпечується і при шихтуванні цих трьох палив у іншій пропорції, а саме $\alpha_1 = 0,19$, $\alpha_2 = 0,54$, $\alpha_3 = 0,27$. В обох цих випадках частка низькозабруднюючого вугілля майже однакова, а частки високозабруднюючих — різні. Вибір пропорцій змішування залежить від того, яке з двох високозабруднюючих палив є менш цінним.

Таким чином, розрахунки за розробленими програмами дозволяють в цілому правильно спрогнозувати знос конвективних ТП і оцінити схильність вугілля до утворення відкладень на поверхнях котла при спалюванні вугілля і його сумішей.

Знаходження потрібних складів сумішей є непростою задачею, розв'язання якої потребує виконання оптимізаційних розрахунків. Створений БД технічних характеристик вугілля і хімічного складу його золи дозволяє вибрати те чи інше паливо, розрахувати за допомогою розробленої програми найбільш розповсюджені індекси шлакування і забруднення індивідуального вугілля, дво- чи трикомпонетних сумішей і визначити оптимальні значення пропорції, у якій потрібно шихтувати індивідуальні палива з метою отримання сумішей з низькими шлакуючими і забруднюючими властивостями.

1. *Чернов А.С., Надлер В.Б., Александрова В.А., Федулов А.А.* Система «Диагност ТКЗ» — расчет и прогнозирование остаточного ресурса элементов котла, работающих под давлением, в процессе эксплуатации // Тяж. машиностроение. — 2003. — № 11. — С. 14–17.
2. *Корж Д.Д., Кочетов А.А.* Компьютерные средства оценки термоциклического ресурса роторов паровых турбин с учетом реального нагружения // Там же. — 2006. — № 1. — С. 7–11.
3. *Скляров В.Ф., Гуляев В.А.* Диагностическое обеспечение энергетического производства. — Киев: Техніка, 1985. — 184 с.
4. *Горелик А.Х., Дуэль М.А.* Состояние и развитие диагностического обеспечения энергоблоков ТЭС Украины // Енергетика та електрифікація. — 2008. — № 12. — С. 6–12.
5. *Tillman D., Duong D.* Managing slagging at Monroe power plant using on-line coal analysis and fuel blending // Fuel Proc. Technol. — 2007. — **88**. — P. 1094–1098.
6. *Вербовецкий Э.Х., Майданик М.Н.* Компьютерная программа экспертной оценки влияния качества топлива на технико-экономические показатели оборудования пылеугольных электростанций // Энергетик. — 2004. — № 1. — С. 15–17.
7. *Шрайбер А.А., Яценко В.П.* Моделирование абразивного износа конвективных теплообменных поверхностей котла // Пробл. загальної енергетики. — 2008. — № 17. — С. 37–40.
8. *Яценко В.П.* Аналіз шлакуючих і забруднюючих властивостей індивідуального вугільного палива та його сумішей // Там же. — 2007. — № 16. — С. 96–100.
9. *Алехнович А.Н., Богомолов В.В., Гладков В.Е., Артемьева Н.В.* Прогнозирование шлакующих и загрязняющих свойств углей // Электрические станции. — 1998. — № 4. — С. 2–6.
10. *Алехнович А.Н., Артемьева Н.В., Богомолов В.В.* Шлакующие свойства углей и их учет при анализе возможности использования непроектного топлива // Там же. — 2006. — № 3. — С. 18–23.
11. *Barroso J., Ballester J., Pina A.* Study of coal ash deposition in an entrained flow reactor: Assessment of traditional and alternative slagging indices // Fuel Proc. Technol. — 2007. — **88**. — P. 865–876.
12. *Энергетическое* топливо СССР (ископаемые угли, горючие сланцы, торф, мазут и горючий природный газ): Справочник / В.С. Вдовченко, М.И. Мартынова, Н.В. Новицкий, Г.Д. Юшина. — М.: Энергоатомиздат, 1991. — 184 с.
13. *Пронин М.С., Бруер Г.Г., Бычков А.М., Кириллов М.А.* Использование березовских углей Канско-Ачинского бассейна для сжигания в мощных парогенераторах ТЭС // Электрические станции. — 2003. — № 2. — С. 6–10.
14. *Изюмов М.А., Супранов В.М., Росляков П.В., Новиков А.В.* Исследование возможности перевода котлов ТП-92 Яйвинской ГРЭС на непроектные виды углей // Теплоэнергетика. — 2008. — № 9. — С. 7–18.
15. *Rushdi A., Gupta R., Sharma A., Holcombe D.* Mechanistic prediction of ash deposition in a pilot-scale test facility// Fuel. — 2005. — **84**. — P. 1246–1258.

ПРОЕКТ 5.7

Дослідження, розробка та впровадження ефективних методів для подовження терміну експлуатації парових та водогрійних котлів потужністю 35–120 МВт, що відпрацювали свій ресурс

УДК 621.18

РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ И ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПРОДЛЕНИЯ РЕСУРСА И ПОВЫШЕНИЯ КПД ДЕЙСТВУЮЩИХ КОТЛОВ ТВГ–КВГ, КОТОРЫЕ ОТАПЛИВАЮТ ЖИЛЫЕ И ПРОМЫШЛЕННЫЕ КОМПЛЕКСЫ

И.Я. СИГАЛ, д-р техн. наук, **Е.М. ЛАВРЕНЦОВ,** инж., **А.В. СМИХУЛА,**
Э.П. ДОМБРОВСКАЯ, кандидаты техн. наук (Ин-т газа НАН Украины)

Показано, что концепция конструирования котлов ТВГ–КВГ — равномерная эпюра тепловыделения в горизонтальных сечениях топочной камеры — современна и увеличивает их ресурс. Опыт эксплуатации котлов ТВГ–КВГ свидетельствует о том, что в большинстве случаев топочные экраны после 10–15 лет работы находятся в нормальном состоянии, а горелочные устройства и конвективная поверхность нагрева нуждаются в замене. Для продления ресурса котлов разработаны и испытаны в котле новые подовые горелки 3-го поколения МПИГ-3, оснащенные специальными съемными соплами, системой направляющих лопаток для подвода воздуха к каждому соплу горелки и конвективными поверхностями нагрева из труб диаметром 32×3 и 38×3 мм вместо труб диаметром 28×3 мм, менее чувствительных к изъянам водоочистки.

Ключевые слова: *котлы, горелки, конвективные поверхности, стабилизация горения, реконструкция*

Еще в начале 1960-х годов Институтом газа НАН Украины была предложена концепция конструирования котлов с равномерной эпюрой тепловыделения в горизонтальных сечениях топочной камеры (во избежание больших локальных тепловых потоков в топочной камере) для продления ресурса топочных экранов, изготовленных из обычных сталей. Этого удалось достигнуть за счет конструирования нового котла с применением щелевых подовых излучающих горелочных устройств, расположенных внизу котла, которые обеспечивают равномерное горение по глубине топки, между горелочными устройствами были установлены двусветные экраны (рис. 1) [1].

Котлы теплофикационные водогрейные газовые (ТВГ) рассчитаны на получение горячей воды с температурой 150 °С, давлением 1,4 МПа. Серийное производство котлов ТВГ (типоразмеры ТВГ-8, ТВГ-8М, ТВГ-4р), а затем и модернизированных (в частично облегченной обмуровке) котлов водогрейных газовых (КВГ) (типоразмеры КВГ-7,56, КВГ-4,65) было освоено на первом в Украине котлостроительном заводе Минэнергомаш СССР — Монастырищенском машиностроительном заводе (сейчас ВАТ «ТЕКОМ», Черкасская обл.): с 1964 г. налажен выпуск котлов ТВГ, а с 1982 г. — КВГ. Котлы этих типов выпускают по сей день. С помощью котлов ТВГ–КВГ отапливают жилые и промышленные комплексы в странах СНГ. К настоящему времени выпущено и эксплуатируется более 8500 котлов, которые обеспечивают теплоснабжение жилых кварталов Украины, России, Узбекистана, Белоруссии, Казахстана и других стран. Так, среди котлов производительностью 1–10 МВт, которые установлены в Украине, преобладают котлы конструкции ТВГ–КВГ (около 50 % общего количества) (рис. 2) [2, 3].

До появления котлов типа ТВГ в Украине вся потребность в теплоснабжении населения и промышленных объектов от квартальных и районных котельных перекрывалась дефицитными металлоемкими паровыми котлами типа ДКВР, в основном ДКВР-6,5, ДКВР-10 и др. (ТВГ–КВГ — 1,3–1,4; ДКВР — 2,0–2,5 т металла/Гкал/ч), которые применялись не по прямому назначению и требовали для выработки горячей воды установки дополнительного оборудования, пароводяных теплообменников (бойлеров). Принципиальная особенность котлов ТВГ–КВГ состоит в необходимости применения подовых горелок и двусветных экранов.

В котельных агрегатах стенки топок заэкранированы трубчатыми топочными экранами. При применении вихревых горелок, установленных на боковых стенках котельного агрегата, относительный уровень их расположения составляет $x_т = h_т/H_т = 0{,}1–0{,}4$ (где $h_т$ — высота установки

© И.Я. СИГАЛ, Е.М. ЛАВРЕНЦОВ, А.В. СМИХУЛА, Э.П. ДОМБРОВСКАЯ, 2009

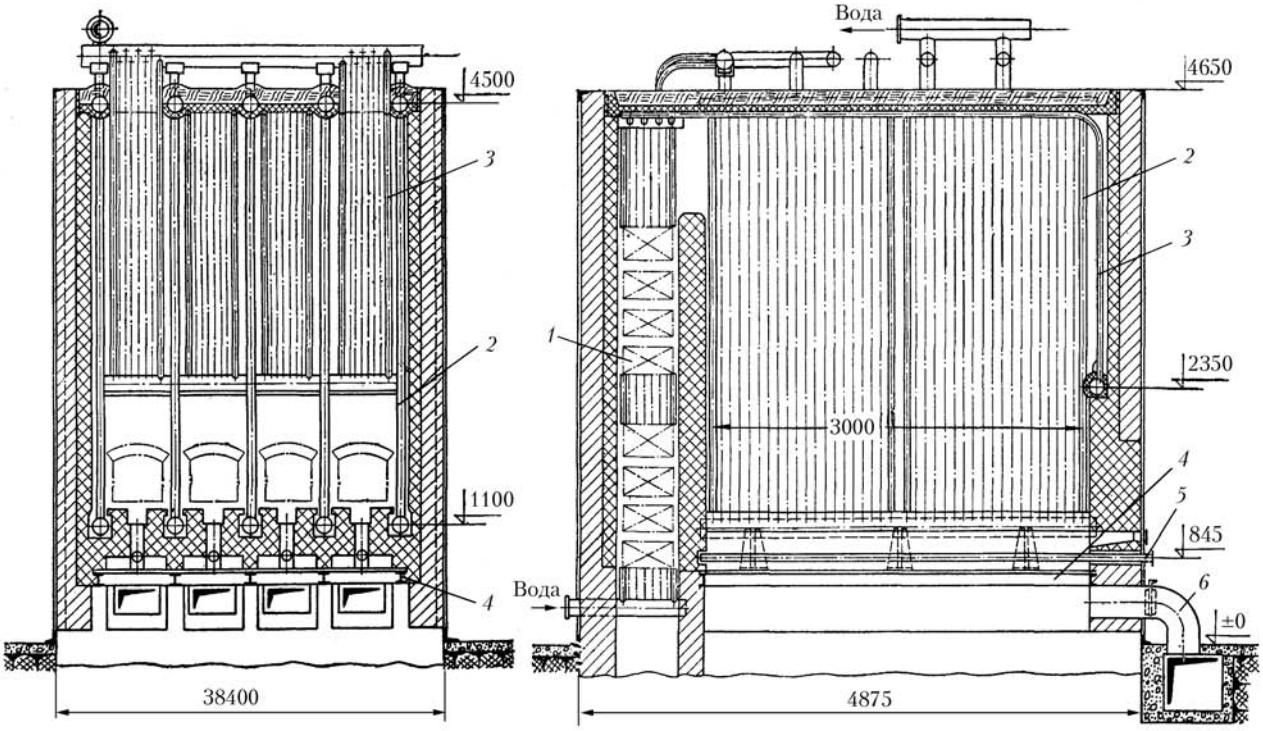


Рис. 1. Котел ТВГ-8-150 производительностью 9,3 МВт (поперечный и продольный разрез): *1* — конвективная поверхность нагрева; *2* — вертикальный топочный экран; *3* — потолочный экран; *4* — опорная рама; *5* — горелка; *6* — воздухопровод

горелки; $H_т$ — высота топки), а при установке щелевых подовых горелок в котлах типа ТВГ–КВГ $x_т \approx 0$, т. е. значение параметра М, учитывающего максимум температуры пламени по высоте топки в нормативном методе расчета котельных агрегатов [4], для котлов ТВГ–КВГ при установке подовых щелевых горелок увеличивается, что вследствие уменьшения безразмерной температуры газов на выходе из топки положительно воздействует на ресурс конвективных пакетов:

$$и''_т = \frac{1}{M\left(\frac{a_т}{Bo}\right)^{0,6} + 1}; \qquad (1)$$

$$M = 0,54 - 0,20x_т. \qquad (2)$$

Кроме того, при настенном расположении газовых горелок часть экранированных труб должна быть разведена в районе горелочных амбразур, что усложняет конструкцию экранных поверхностей и уменьшает их площадь, при настенном расположении для лучшего заполнения топочной камеры факелом горелки должны быть достаточно дальнобойными. При встречном их расположении на боковых стенах топочной камеры дальнобойность факела должна составлять 0,3–0,5 ширины топки, а при фронтовом — 0,5–0,7 глубины топки. Для достижения таких значений дальнобойности факела нужна относительно высокая скорость выхода газовоздушного потока из устья горелки. Выполнение этого требования приводит к уменьшению диаметра горелки и роста ее аэродинамического сопротивления. Но даже при правильном выборе размеров и расположения настенных горелок факелы L-подобной формы всегда образуют в топке значительные зоны рециркуляции продуктов сгорания, а также застойные зоны. Это приводит к неравномерному обогреву топочных экранов и первого конвективного пакета, а затем — к уменьшению их ресурса.

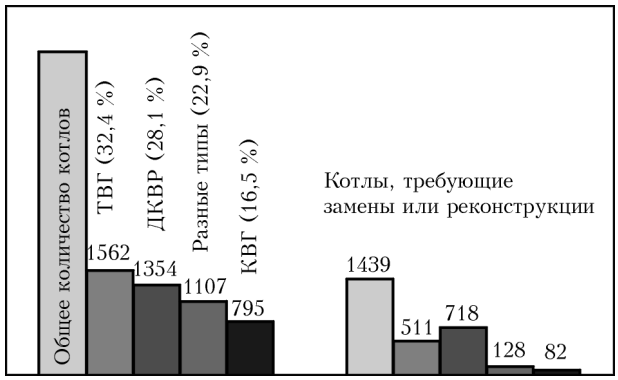


Рис. 2. Количество отопительных котлов в Украине производительностью 1–10 МВт и их типоразмер

Опыт эксплуатации и изучение состояния котлов ТВГ–КВГ показал, что экранные трубы котла эксплуатируются дольше установленного заводом срока и находятся еще в достаточно хорошем состоянии, в то же время горелки и конвективная поверхность нагрева большинства котлов выходит из строя после 10–15 лет эксплуатации и нуждается в замене. Обследование котлов после 15–25 лет эксплуатации показало, что при замене горелок и конвективной поверхности нагрева они могут эксплуатироваться еще один срок (10–

20 лет) с улучшением экономических показателей (КПД 90–92 %). В Украине для продления ресурса более 2 тыс. котлов производительностью 1–10 МВт требуется реконструировать и заменить горелочные устройства, а в ряде случаев и конвективную поверхность нагрева. В связи с этим были проведены разработки и исследования по созданию усовершенствованных подовых горелочных устройств и конвективной поверхности нагрева.

Горелочные устройства, установленные в котлах ТВГ–КВГ, разработаны еще в 1960–1970-х годах. Они обеспечивают безаварийную работу котлов на протяжении 10–20 лет, хотя и имеют некоторые недоработки в конструкции: недостаточно равномерная эпюра по воздуху, применение дешевых сталей для изготовления коллекторов горелок, работающих в сложных температурных условиях, и др. Создана экспериментальная установка для исследования стабилизации пламени турбулентных струй природного газа и проведены исследования горения природного газа на поверхности щели, а также изучены условия стабилизации турбулентных струй природного газа на вертикальной стенке в зависимости от скорости истока газа, угла атаки струй, диаметра и шага сопловых отверстий. Схема экспериментального стенда для исследования сегмента горелочного устройства изображена на рис. 3, а на рис. 4 показана зависимость температуры и выход оксидов азота возле стенки-стабилизатора в зоне горения.

Установлено, что оптимальное расстояние до стенки должно быть в пределах $15 < L/d_0 < 30$, поскольку при $L/d_0 < 15$ увеличивается выход CO и ухудшается горение, а при $L/d_0 > 30$ ухудшается стабилизация факела. Минимальный шаг отверстий s/d_0 целесообразно принимать из условия не пересечения струй газа друг с другом до удара о вертикальную поверхность, т. е. $s/d_0 > 6$. Исследования показали, что угол α следует принимать минимальным с ограничением по ухудшению стабилизации, поскольку это будет способствовать уменьшению высоты факела. Образование оксидов азота при горении у стенки уменьшается из-за наличия относительно холодного тела стенки (щели). На основании проведенных исследований Институт газа вместе с Институтом промышленной экологии разработал подовые щелевые горелки 3-го поколения — модернизованная подовая излучающая горелка (МПИГ-3) для котлов ТВГ-8, ТВГ-8М, ТВГ-4р, КВГ-4,65 и КВГ-7,56. Горелки снабжены калиброванными соплами для выхода газа, фиксированной системой коллектора, устройством для равномерного подвода воздуха (рис. 5). Горелки улучшают процессы смешивания газа с воздухом, работают с малыми коэффициентами избытка воздуха и интенсифицируют теплообмен в топках.

В системе «Одессатеплокомунэнерго» даже при установке горелок в котлах ТВГ-8М, которые имеют сокращенную конвективную поверхность

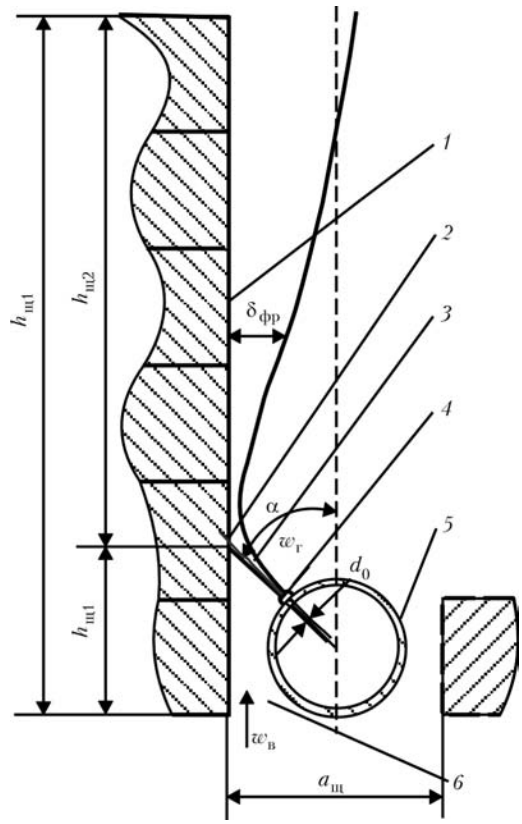


Рис. 3. Стенд для исследования фрагмента горелочного устройства: *1* — подвижная вертикальная стенка; *2* — зона стабилизации пламени; *3* — турбулентная газовая струя; *4* — профилируемое газовое сопло; *5* — газовый коллектор; *6* — воздух от вентилятора; d_0 — диаметр отверстия газовых профилируемых сопел; $w_г$ — скорость истечения газа; L/d_0 — текущее расстояние вдоль траектории движения струи в калибрах сопла; α — угол, под которым газовая струя направлена к стенке; $w_в$ — скорость воздуха в зазоре между стенкой и газовым коллектором; $\delta_{фр}$ — высота фронта горения по нормали к стенке; $h_щ$ — высота щели; $a_щ$ — ширина щели

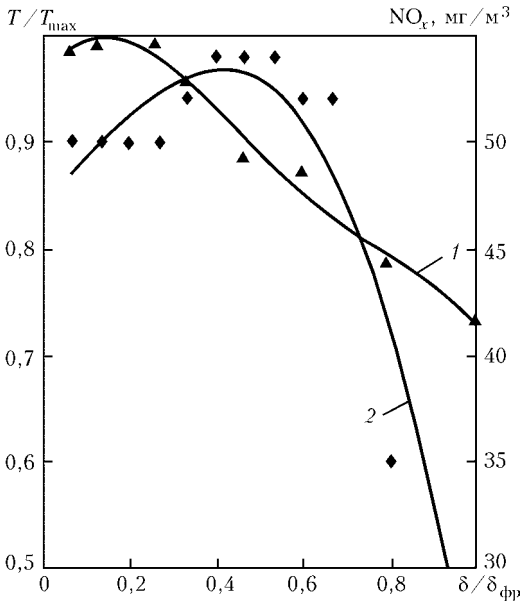


Рис. 4. Изменение температуры (*1*) и концентрации оксидов азота (*2*) по нормали к стенке в зоне горения: T/T_{max} — отношение текущей температуры к максимальной

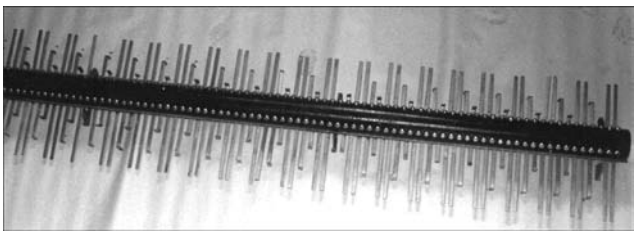


Рис. 5. Коллектор горелочного МПИГ-3 с соплами и устройством для подвода воздуха к каждому соплу

нагрева, КПД котла составляет 89,5–90,7 %, а коэффициент избытка воздуха в уходящих газах, при котором обеспечивается полное сгорание в конечных продуктах сгорания, составляет $\alpha_{ух}$ = 1,12–1,18, что отвечает значениям коэффициента избытка воздуха в топке воздуха $\alpha_т$ = 1,06–1,12 и является лучшим для горелок и топки такой конструкции. Показатели работы котла ТВГ-8М в сравнении с заводскими горелками и горелками МПИГ-3 (около 100 % нагрузки) представлены ниже.

Параметр	Заводские горелки	МПИГ-3	Улучшение показателей
Производительность котла $Q_к$, МВт	8,4	9,5	–
Коэффициент избытка воздуха за котлом $\alpha_{ух}$	1,18	1,18	–
Температура уходящих газов $t_{ух}$, °С	228	202	26
Концентрация (α = 1), мг/м^3:			
NO_x	156	140	16
CO	56	45	11
КПД котла «брутто» $\eta_{бр}$, %	88,46	89,46	1

Разработана также новая конструкция конвективных поверхностей нагрева из труб диаметром 38×3 и 38×3 мм (вместо труб диаметром 28×3, из которых изготовлена заводская поверхность) для котлов ТВГ-8 и ТВГ-8М. При реконструкции (восстановлении) конвективной поверхности нагрева из труб диаметром 32×3 и 38×3 мм (вместо труб диаметром 28×3 мм) и установке ее в котлы ТВГ-8 или ТВГ-8М исчезла разница в конструкции конвективных поверхностей нагрева котлов, которая ранее имела место при использовании труб диаметром 28×3 мм, т. е. после реконструкции конвективной поверхности нагрева котлы ТВГ-8 и ТВГ-8М стали идентичными относительно технико-экономических показателей.

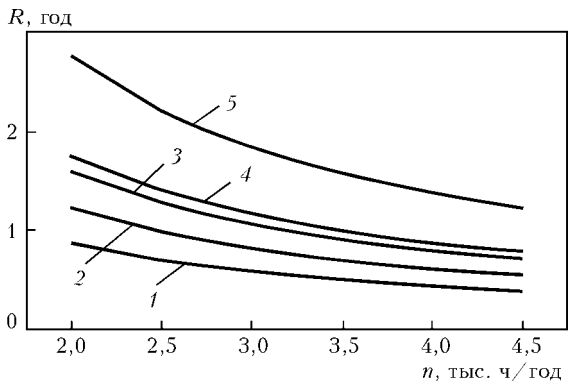


Рис. 6. Срок окупаемости R внедрения горелок МПИГ-3 в зависимости от количества часов работы n (*1* — ТВГ-8(ТВГ-8М); *2* — КВГ-7,5; *3* — ТВГ-4р; *4* — КВГ-7,56) и конвективной поверхности нагрева (*5* — ТВГ-8(ТВГ-8М))

Технические характеристики котлов ТВГ-8 и ТВГ-8М с обновленной конвективной поверхностью нагрева

Наименование показателей	Труба ∅ 32×3 мм	Труба ∅ 38×3 мм
Теплопроизводительность	8,3	8,3
Давление воды на выходе, кПа:		
(избыточное) не выше	140	140
не ниже	80	80
Температура воды, °С:		
на выходе	150	150
на входе	70	70
Расход воды, т/ч	104	104
Объем воды, м^3	4,0	4,0
Габаритные размеры, мм:		
ширина	3840	3840
длина	4912	5014
высота	4650	4650
Поверхность нагрева, м^2:		
радиационная	140	140
лучевоспринимающая	76	76
конвективная	160,3	145,58
Расход газа, м^3/ч	1067	1091
КПД, %	92,7	90,7
Гидравлическое сопротивление, кПа	11,4	11,0
Аэродинамическое сопротивление, Па	510	300

Топочная часть котла не меняется, т. е. конструктивные характеристики вертикальных топочных экранов и потолочного экрана остаются неизменными. Главное отличие в конструкции реконструированных котлов ТВГ-8 и ТВГ-8М состоит в расположении верхних коллекторов котлов: в котлах ТВГ-8М они находятся на уровне расположения труб потолочного экрана, а в котлах ТВГ-8 — немного ниже. Потому отличие при вводе труб потолочного экрана в верхние коллекторы обновленной конвективной части котлов следующее: в котлах ТВГ-8М они вводятся в коллектор сбоку, а в ТВГ-8 — сверху. При этом отверстия в коллекторах для ввода труб потолочного экрана расположены в два ряда в шахматном порядке, по четыре в каждом ряду. Они расположены таким образом, чтобы, согласно [5], наименьший шаг между соседними отверстиями на внешней поверхности коллектора был не менее чем 1,4 диаметра отверстия.

Сроки окупаемости внедрения мероприятий по замене горелочных устройств и конвективной поверхности нагрева в зависимости от часов работы котла в год показаны на рис. 6.

Как видно из рисунка, срок окупаемости мероприятий по повышению эффективности и продлению ресурса котлов средней производительности составляет 1–3 года.

Выводы

1. Водогрейные котлы ТВГ–КВГ Института газа НАН Украины составляют 48,7 % всех котлов производительностью 1–10 МВт, работающих в Украине.

2. Опыт эксплуатации разработанных Институтом газа специальных газовых водогрейных котлов ТВГ-8, ТВГ-8М и ТВГ-4р, а также их последующих модификаций КВГ-7,56 и КВГ-4,65 показал, что в большинстве случаев топочные экраны котлов после 10–15 лет работы находятся в нормальном состоянии, а горелочные устройства и конвективная поверхность нагрева нуждаются в замене.

3. Для замены горелок разработаны новые щелевые подовые горелки с улучшенными экономическими и экологическими показателями 3-го поколения МПИГ-3. С помощью лабораторных исследований горелок на стенде определены оптимальные размеры элементов горелок. Горелки оснащены специальными съемными соплами, что позволяет обеспечить работу котлов при падении давления газа в городской сети путем замены сопел, а также системой направляющих лопаток для подвода воздуха к каждому соплу горелки. Это уменьшает коэффициент избытка воздуха и увеличивает КПД котлов. С целью обеспечения продолжительного ресурса коллекторы горелок изготовлены из жаростойких сталей.

4. Для котлов ТВГ-8 вместо конвективной поверхности нагрева из пакетов труб диаметром 28×3 мм разработаны пакеты из труб 32×3 мм и 38×3 мм, которые менее чувствительны к изъянам водоочистки, что продливает срок службы котлов.

5. Разработанное оборудование повышает ресурс и надежность в эксплуатации котлов, ожидаемое продление срока эксплуатации котлов составит от 10 до 20 лет.

6. Срок окупаемости мероприятий по замене заводских горелочных устройств первого поколения и конвективной поверхности нагрева составляет от 1 до 3 лет, а экономический эффект только по продлению ресурса котлов ТВГ и КВГ — 156 млн грн/год.

1. *Сигал И.Я., Лавренцов Е.М., Косинов О.И.* Газовые водогрейные промышленно-отопительные котлы. — Киев: Техніка, 1967. — 145 с.
2. *Аналіз* стану котельного господарства України з метою модернізації, продовження ресурсу чи заміни котлів малої і середньої потужностей / І.Я. Сігал, Е.П. Домбровська, А.В. Сміхула та ін. // Экотехнологии и ресурсосбережение. — 2003. — № 6. — С. 76–79.
3. *Сигал И.Я., Домбровская Э.П., Смихула А.В.* К вопросу о модернизации котельного хозяйства Украины // Там же. — 2004. — № 3. — С. 66–69.
4. Тепловой расчет котельных агрегатов — «нормативный метод». — М.: Энергия, 1973. — 296 с.
5. *Сборник* правил и руководящих материалов по котлонадзору. — М.: Недра, 1977. — 321 с.

ПРОЕКТ 5.8

Розробка нових методів ідентифікації внутрішніх джерел магнітного поля технічних об'єктів за даними зовнішніх вимірів

УДК 624.318:519.632

РОЗВИТОК МЕТОДІВ ІДЕНТИФІКАЦІЇ ВНУТРІШНІХ ДЖЕРЕЛ МАГНІТНОГО ПОЛЯ ТЕХНІЧНИХ ОБ'ЄКТІВ ЗА ДАНИМИ ЗОВНІШНІХ ВИМІРІВ

Чл.-кор. НАН України **В.Ю. РОЗОВ, С.Ю. РЕУЦЬКИЙ, О.Ю. ПИЛЮГІНА**, кандидати техн. наук
(Наук.-техн. центр магнетизму технічних об'єктів НАН України)

Наведено результати роботи, що виконана за комплексною програмою наукових досліджень НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» (2007–2009 рр.) в рамках проекту «Розробка нових методів ідентифікації внутрішніх джерел магнітного поля технічних об'єктів за даними зовнішніх вимірів», метою якого є створення високоефективних методів вирішення оберненої задачі магнітостатики для моніторингу та діагностики технічних об'єктів за параметрами їх зовнішнього магнітного поля.

Ключові слова: *технічний об'єкт, магнітодіагностика, магнітне поле, фундаментальне рішення, обернена задача, магнітометричний метод, ідентифікація джерел*

У розвинутих країнах світу все більш актуальними стають дослідження, що спрямовані на розвиток методів ідентифікації внутрішніх джерел магнітного поля об'єктів для визначення їх параметрів за даними зовнішніх вимірів і рішення на цій основі прикладних задач моніторингу та діагностики їх технічного стану.

Магнітне поле технічних об'єктів (ТО) несе інформацію про їх внутрішній стан. Використовуючи виміри зовнішнього магнітного поля ТО, можна виявляти розподіл намагніченості ТО, яка виникає внаслідок втрати металу та мартенситної трансформації навколо тріщин. Це дозволяє дистанційно визначати механічні пошкодження трубопроводів та інших феромагнітних конструкцій, їх залишковий ресурс (обернений магнітострикційний ефект), діагностувати внутрішні дефекти об'єктів електроенергетики, обертових енергетичних машин тощо.

Зазначені напрямки досліджень актуальні і для України, тому що дозволяють удосконалювати методи і засоби дистанційного моніторингу та діагностики ТО, розвивати неруйнівні методи визначення їх залишкового ресурсу.

Одним з найбільш перспективних методів діагностики є магнітометричній метод, який заснований на вимірюванні природного зовнішнього магнітного поля конкретного ТО (без традиційного використання тестових джерел магнітного поля), що дозволяє проводити його дистанційну магнітодіагностику. Однак при цьому зовнішнє магнітне поле ТО є слабким (в 10–100 разів меншим природного магнітного поля Землі) оскільки спричинено намагніченістю об'єкта лише в магнітному полі Землі. Тому основною проблемою при практичній реалізації методу є вирішення оберненої задачі в умовах слабкого зашумленого нерегулярного сигналу.

Технологія дистанційної магнітометричної діагностики ТО складається з послідовності трьох дій (рис. 1): виміри зовнішнього магнітного поля ТО, що діагностуються; рішення за результатами проведених вимірів оберненої задачі магнітостатики, яка дає відповідь щодо магнітних характеристик джерел ТО та місць їх розташування в його об'ємі; визначення технічного стану ТО за результатами рішення оберненої задачі. Основні труднощі у да-

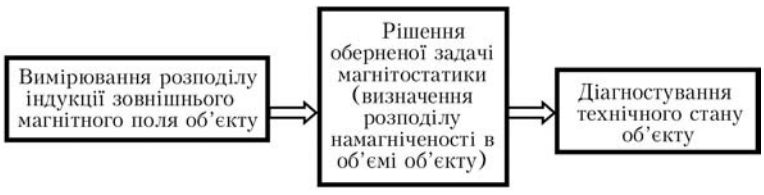


Рис. 1. Основні складові технології магнітометричного діагностування технічних об'єктів

© В.Ю. РОЗОВ, С.Ю. РЕУЦЬКИЙ, О.Ю. ПИЛЮГІНА, 2009

ному випадку зводяться до рішення оберненої задачі для визначення діагностичних ознак ТО за результатами вимірів його зовнішнього магнітного поля. Ця робота присвячена синтезу алгоритму розв'язання даної задачі.

Схема дистанційного магнітометричного методу діагностики на прикладі підземного трубопроводу представлена на рис. 2. Датчики, які розташовані над поверхнею ТО, фіксують індукцію зовнішнього магнітного поля. На рис. 2, *а* умовно показаний процес вимірів за допомогою двох зустрічно включених датчиків, що дозволяє зменшити завади сторонніх джерел. Наступною задачею є обробка даних вимірів. Тут виникають дві основні проблеми. Перша — полягає в тому, що сигнал датчика є дуже слабким (рівень робочої індукції знаходиться в нанотесловому діапазоні), оскільки метод виключає зовнішнє підмагнічування ТО. В результаті має місце сильна зашумленість робочого сигналу, який потрібно нормалізувати, як на етапі вимірів (рис. 2, *а*), так і при числовій обробці результатів вимірів, як це показано на рис. 2, *б, в*. Друга проблема полягає в тому, що подальша обробка даних передбачає їх аналітичні або чисельні перетворення: диференціювання, інтегрування, перетворення Фур'є тощо. Всі ці перетворення масиву даних досить легко можуть бути проведені в тому випадку, коли множина координат точок вимірів є деяка регулярна множина, наприклад, коли точки розташовані у вузлах деякої регулярної сітки. Тоді для обробки даних використовуються відомі числові методи — кінцевих різниць і кінцевих елементів.

Однак на практиці точки вимірів часто розташовані досить довільно за межами ТО, більш того, нерідко не весь оточуючий ТО простір, доступний для вимірів. Наприклад, для ТО, які розташовані на фундаменті або під землею, для вимірів доступна тільки частина простору. У зв'язку з викладеним авторами пропонується для вирішення обернених задач (див. рис. 1) використовувати метод фундаментальних рішень (МФР) [1–3], який дозволяє забезпечити стійке рішення некоректних задач, до яких відноситься обернена задача магнітостатики. Він пристосований для розрахунку магнітного поля ТО складної геометричної форми, що властива ТО, не вимагає дискретизації області рішення і генерації сітки і може бути реалізований на комп'ютері для вирішенні оберненої задачі в реальному часі.

Числовий алгоритм обробки даних вимірів зовнішнього магнітного поля технічних об'єктів. Результатом вимірів зовнішнього магнітного поля ТО є масив значень вектору індукції магнітного поля $\boldsymbol{B}_i$, виміряних в точках простору $\boldsymbol{x}_i$ за межами ТО. Розглянемо приклад, який ілюструє запропонований метод апроксимації даних вимірів. Без втрати загальності будемо припускати, що точки вимірів x_i довільно розподілені в сферичному шарі між поверхнями G_a и G_{data} з радіусами

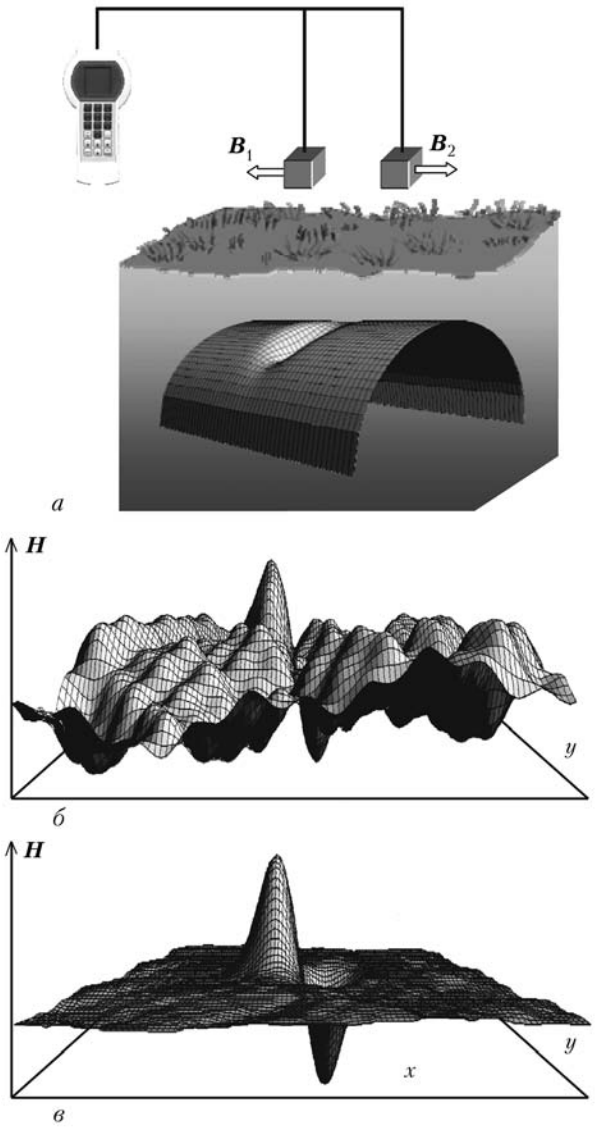


Рис. 2. Виявлення дефектів трубопроводів за результатами магнітних вимірювань: *а* — процедура вимірів зовнішнього магнітного поля ТО; *б* — вихідний сигнал, отриманий у результаті вимірів; *в* — оброблений сигнал; $\boldsymbol{B}_1$, $\boldsymbol{B}_2$ — вектори магнітної індукції

R_1 и R_2 (рис. 3). Задачею є одерження гладкої апроксимації вектору індукції магнітного поля, які задані на довільній множині точок x_i. За межами ТО, що містить всі джерела магнітного поля, вектор індукції може бути представлений потенціалом є $\boldsymbol{B} = -\nabla U$. З використанням методу фундаментальних рішень будемо шукати наближений потенціал магнітного поля ТО у вигляді лінійної комбінації [1–3]:

$$U_N(\boldsymbol{x} = \sum_{k=1}^{N} q_j \psi(\boldsymbol{x} - y_k),\ \psi = (\boldsymbol{x} - \boldsymbol{y}) = \frac{1}{\|\boldsymbol{x} - \boldsymbol{y}\|}, \qquad (1)$$

де $\psi(\boldsymbol{x} - \boldsymbol{y})$ — фундаментальне рішення оператору Лапласа. Тут сингулярні точки $\boldsymbol{y}_i$ обрані за межами ТО на допоміжній поверхні G_a. Використовуючи умови коллокації в точках вимірів $\boldsymbol{x}_i$, отримуємо систему рівнянь для визначення невідомих коефіцієнтів апроксимації q_j:

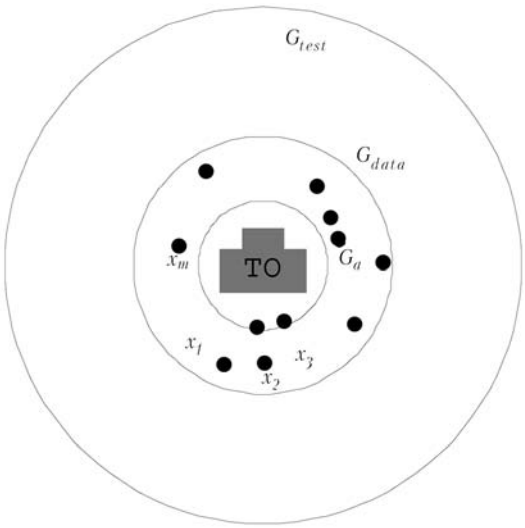


Рис. 3. Схематичне розташування даних вимірів зовнішнього магнітного поля технічного об'єкту

$$B_j(x_i) = \sum_{k=1}^{N} q_j \, \partial\psi(\boldsymbol{x}_i - \boldsymbol{y}_k), \quad j = 1, 2, 3, \; i = 1, 2, \ldots, M. \tag{2}$$

Для вирішення системи рівнянь застосуємо метод найменших квадратів, що використовує QR декомпозицію матриці [4]. Для перевірки результатів вибрана сферична поверхня G_{test} радіусу R_2, на якій компоненти апроксимуючого поля обчислюються і порівнюються з точними значеннями поля джерела. Для кожної компоненти поля обчислюємо середньоквадратичну похибку

$$e_j = \sqrt{\frac{1}{N_t} \sum_{i=1}^{N_i} \left[B_j(\boldsymbol{x}_{t,\,i}) + \sum_{k=1}^{N} q_k \partial_j \psi(\boldsymbol{x}_{t,\,i} - \boldsymbol{y}_k) \right]^2}, \; j = 1, 2, 3.$$

У розрахунках використовувалося $N_t = 500$ точок порівняння.

Як видно зі табл. 1, похибка апроксимації швидко спадає із зростанням параметрів N і M та при $N = M = 258$ знаходиться на рівні похибки округлення. При використанні алгоритму обробки даних, який описаний вище, передбачається, що для вимірів доступна будь-який окіл ТО в будь-якому з шести напрямів координатних осей.

Далі припустимо, що напруженість магнітного поля може бути виміряна тільки у верхній півплощині $x_3 > 0$. Координати точок вимірів задаємо тими ж формулами з тією лише різницею, що кут θ_i змінюється в межах $0 \le \theta_i \le \pi/2$, а це гарантує виконання умови $x_3 > 0$. Таким чином, ми апроксимуємо поле ТО, використовуючи дані вимірів в точках, які розташовані тільки у верхній частині сферичного шару.

Результати даного розрахунку (табл. 2), показують, що і в цьому випадку поле ТО може бути відновлене з високою точністю. Разом з тим, похибка апроксимації на два-три порядки більше, ніж у разі, коли дані вимірів беруться в межах всього сферичного шару. Проведені дослідження показали, що запропонований метод дозволяє з високою точністю відновлювати магнітне поле ТО у всьому просторі, використовуючи дані виміру в точках, які довільно розташовані в обмеженій частині простору навколо ТО.

Метод рішення оберненої задачі магнітостатики. Дані вимірів зовнішнього магнітного поля ТО, які представлені в компактній формі зі застосовуванням методу, що описаний вище, можуть бути використані для чисельного рішення задачі ідентифікації дефектів сталевих трубопроводів, які були спричинені втратою металу. Розглянемо метод рішення оберненої задачі магнітостатики, що заснований на використанні спеціально розробленого авторами різновиду радіальних базисних фінкцій (RBF) [5], а також розробленого методу регуляризації матриці вирішуємих рівнянь, який дозволяє отримати стійке рішення задачі ідентифікації дефекту в умовах випадкових завад при вимірах розподілу слабкого зовнішнього магнітного поля ТО.

Задача відновлення невідомого розподілу намагніченості $J(\xi)$ на скінченому відрізку за даними вимірів зовнішнього магнітного поля може бути зведена до рішення інтегрального рівняння першого роду наступного виду:

$$f(x) = \int_0^1 \hat{J}(\xi) K(x, \xi) d\xi, \tag{5}$$

де $K(x, \xi) = \dfrac{3(\hat{x} - \xi)^2}{[(\hat{x} - \xi) + \hat{y}^2]^{-5/2}} - \dfrac{1}{[(\hat{x} - \xi)^2 + \hat{y}^2]^{-3/2}}$, $f(x) = B_x(\hat{x}, \hat{y})$; (x, y) — координати точки спостерігання; ξ — координата визначення намагніченості.

Це рівняння записане для окремого випадку, коли ділянка, на якій відновлюється намагніченість, є прямолінійною та для відновлення вико-

Таблиця 1. Середньоквадратичні похибки апроксимації компонент магнітного поля ТО при використанні даних із сферичного шару $R_1 < \boldsymbol{x} < R_2$

N	M	e_1	e_2	e_3
34	34	$5{,}2\cdot10^{-5}$	$5{,}3\cdot10^{-5}$	$5{,}0\cdot10^{-5}$
66	66	$2{,}6\cdot10^{-9}$	$2{,}7\cdot10^{-9}$	$2{,}6\cdot10^{-9}$
162	162	$2{,}3\cdot10^{-12}$	$2{,}1\cdot10^{-12}$	$2{,}2\cdot10^{-12}$
258	258	$7{,}7\cdot10^{-16}$	$7{,}8\cdot10^{-16}$	$7{,}1\cdot10^{-16}$

Таблиця 2. Середньоквадратичні похибки апроксимації компонент магнітного поля ТО при використанні даних із сферичного шару $R_1 < \boldsymbol{x} < R_2$, розташованих у верхній півплощині $\boldsymbol{x}_3 > 0$

N	M	e_1	e_2	e_3
34	34	$3{,}6\cdot10^{-4}$	$2{,}6\cdot10^{-4}$	$3{,}4\cdot10^{-4}$
66	66	$1{,}5\cdot10^{-7}$	$1{,}2\cdot10^{-7}$	$1{,}5\cdot10^{-7}$
162	162	$1{,}6\cdot10^{-10}$	$1{,}3\cdot10^{-10}$	$1{,}8\cdot10^{-10}$
258	258	$4{,}1\cdot10^{-13}$	$4{,}9\cdot10^{-13}$	$5{,}2\cdot10^{-13}$

ристовуються значення x — компоненти зовнішнього поля.

Для вирішення інтегрального рівняння (розподіл намагніченості) будемо шукати апроксимацію у вигляді лінійної комбінації по системі базисних функцій — RBF функції [5]. Зокрема, використаємо Multiquadrix $\psi(r) = \sqrt{r^2 + c^2}$, де $r = \|x - \eta\|$; c — параметр форми; η — центр RBF функції. У роботах [6–9] авторами запропонований новий вид RBF функцій, який зручний для апроксимації різко змінних процесів. Вираз для розподілу намагніченості у вигляді лінійної комбінації

$$J(x) = \sum_{n=1}^{M} q_n \psi(\|x - \eta_n\|) \qquad (6)$$

підставимо в початкове інтегральне рівняння (5). Для визначення невідомих коефіцієнтів розкладання q_n, як і раніш, запишемо умови коллокації

$$\sum_{n=1}^{M} q_n g_n(x_i) = f(x_i), \quad i = 1, \ldots, N, \qquad (7)$$

або у вигляді лінійної системи рівнянь

$$\mathbf{A}_\mathbf{q} = f, \quad \mathbf{A} = \langle a_{i,j} \rangle, \quad a_{i,j} = \int_0^1 K(x_i, \xi)\psi(\|\xi - \eta_n\|)\mathrm{d}\xi.$$

Відомо [10], що задача рішення інтегрального рівняння першого роду у загальному випадку некоректна. Після апроксимації інтегрального рівняння лінійною системою некоректність оберненої задачі полягає в тому, що матриця має неповний ранг rank (A) < min (N, M). В результаті цього малі зміни вектора правій частині f будуть призводити до великих змін рішення $\boldsymbol{q}$. Всі подробиці про сучасні методи чисельного вирішення задач методом найменших квадратів, висвітлені у роботі [10], де представлений великий список літератури за цією темою. В даному випадку для регуляризації нестійкого рішення використовується метод сингулярного розкладання SVD алгоритм [11]. Нехай $\mathbf{A}$ є прямокутна матриця розміром $N \times M$. При цьому $N \geq M$. Тоді сингулярне розкладання матриці $\mathbf{A}$ є розкладання вигляду:

$$\mathbf{A} = \mathbf{UYV} = \sum_{i=1}^{M} \boldsymbol{u}_i \sigma_i \boldsymbol{v}_i^T,$$

де $\mathbf{U} = (\boldsymbol{u}_1, \ldots, \boldsymbol{u}_M)$ та $\mathbf{V} = (\boldsymbol{v}_1, \ldots, \boldsymbol{v}_M)$ — матриці з ортогональними стовпцями; $\mathbf{UU}^T = \mathbf{VV}^T = \mathbf{E}_M$ — діагональна матриця з невід'ємними членами $\sigma_1 \geq \ldots \geq \sigma_M$. Числа σ_i називаються сингулярними числами матриці $\mathbf{A}$, а вектори $\boldsymbol{u}_i$ і $\boldsymbol{v}_j$ відповідно правим і лівим сингулярними векторами. Використовуя цей вираз, регуляризоване рішення системи рівнянь записуємо у вигляді

$$\boldsymbol{q}_{reg} = \sum_{i=1}^{M} \phi_i \frac{\boldsymbol{u}_i f}{\sigma_i} \boldsymbol{v}_i,$$

де ϕ_i — так званий коефіцієнти фільтрації. В роботі запропоновано «м'яке» пригнічення найменших сингулярних чисел використовуючи DSVD (damped singular value decomposition) метод [11]. Згідно такому підходу коефіцієнти фільтрації визначаються як $\phi_i = \dfrac{\sigma_i}{\sigma_i + \alpha}$, де — α є параметром регуляризації. Очевидно, що при $\sigma_i >> \alpha$, $\phi_i \approx 1$, компонента рішення, яка відповідає даному сингулярному числу, майже не пригнічується. Після рішення регуляризованої лінійної системи коефіцієнти $\boldsymbol{q}_{reg}$ підставляються у вираз для розподілу намагніченості.

Процес ідентифікації дефектів ТО може бути проілюстрований алгоритмом, який приведений на рис. 4. Дефект ТО фіксується як аномальне розподілення $\boldsymbol{H}(\boldsymbol{x})$ зовнішнього магнітного поля ТО. Після обробки даних вимірів задача формулюється у вигляді інтегрального рівняння з невідомим розподіленням намагніченості $\boldsymbol{J}(\boldsymbol{x})$. Апроксимація розподілення намагніченості з використанням RBF функцій приводить задачу до рішення системи лінійних алгебраїчних рівнянь (СЛАР). Як було зазначено, матриця $\mathbf{A}$ даної системи рівнянь має неповний ранг, і для отримання стійкого рішення необхідна її регуляризація. З цією метою знаходиться сингулярний розклад матриці $\mathbf{A} = \mathbf{UYV}^T = \sum_{i=1}^{M} \boldsymbol{u}_i \sigma_i \boldsymbol{v}_i^T$ та будується регуляризована матриця $\mathbf{A}_{reg}$. Рішення СЛАР з отриманою матрицею $\mathbf{A}_{reg}$ стійке та дає коефіцієнти розкладу $\boldsymbol{Q}_{reg}$ відновленого розподілу намагніченості.

Результати перевірки на комп'ютерній моделі розробленого алгоритму (рис. 4) представлені на рис. 5. Вихідними даними тут є значення індукції магнітного поля, що задані в точках за межами намагніченого стрижня. Для перевірки стійкості в ці дані вносили випадкову похибку. Для цього праву частина рівняння (5) записували у вигляді: $f_i = B_x(x_i, y_i)(1 + 0{,}2\delta_i)$, де — δ псевдовипадкова величина із значеннями на інтервалі [0,1]. Таким

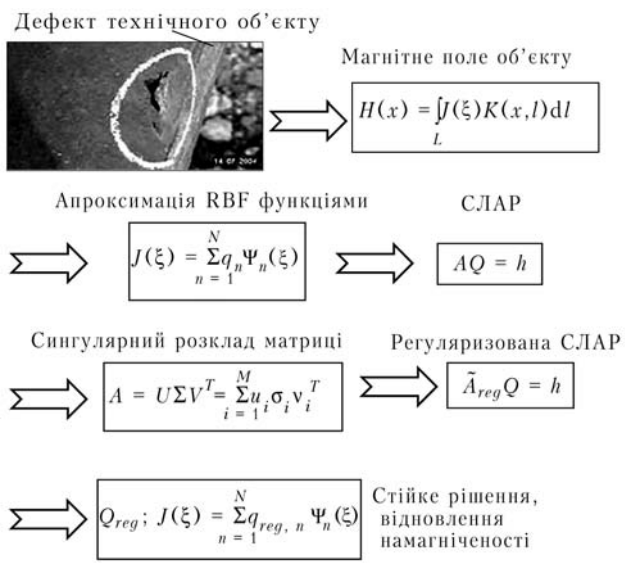


Рис. 4. Розрахунковий алгоритм ідентифікації дефектів

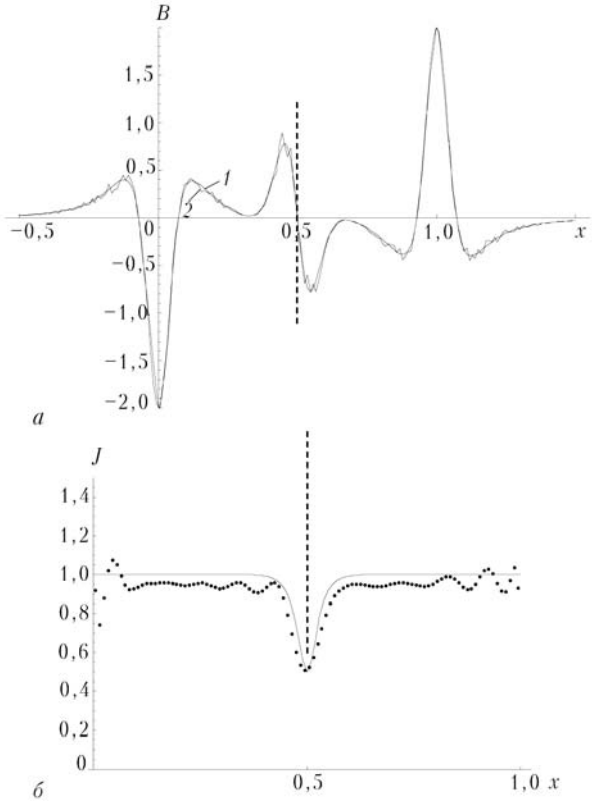


Рис. 5. Результати перевірки розробленого алгоритму на комп'ютерній моделі: *а* — вихідні дані з похибкою 20 % для відновлення намагніченості; *б* — відновленні значення розподілу намагніченості; *1* — вихідні дані; *2* — дані з випадковою похибкою

чином, випадкова похибка складала 20 % величини корисного сигналу (рис. 5, *а*). Для регуляризації рішення був використаний алгоритм DSVD регуляризації із значенням параметра регуляризації $\alpha = 1 \cdot 10^{-12}$. Відновленні значення намагніченості показані у вигляді точок на рис. 5, *б*, де вони порівнюються з точним розподілом намагніченості (суцільна лінія). Із рисунку наочно видно, що завдяки використанню RBF-базису розкладу та регуляризації рішення досить точно відновлюються всі частини розподілу намагніченості при використанні даних, які містять випадкову похибку 20 %.

Висновки

1. Запропоновано новий алгоритм формування масиву даних і обробки результатів вимірів параметрів зовнішнього магнітного поля ТО, який дозволяє з високою точністю (від $1 \cdot 10^{-2}$ до $1 \cdot 10^{-9}$ % залежно від числа точок вимірів) відновлювати розподіл магнітного поля у фізично недоступній для вимірів частинах простору навколо ТО і допускає нерегулярне розташування точок вимірів, що важливо при побудові систем магнітодіагностики реального електроенергетичного обладнання.

2. Розроблено новий метод рішення оберненої задачі магнітостатики на основі RBF функцій та використанні запропонованого методу регуляризації матриці вирішуємих рівнянь, якій дозволяє отримати стійке рішення задачі ідентифікації дефекту в умовах випадкових завад при вимірі розподілу слабкого зовнішнього магнітного поля ТО, що спричинене його намагніченістю магнітним полем Землі.

3. В 2009 р. по завершенню роботи за проектом планується закінчити експериментальну перевірку запропонованого методу, розробити методику ідентифікації параметрів внутрішніх джерел магнітного поля ТО за даними вимірювань їх зовнішнього магнітного поля і підготовити рекомендації з їх практичного застосування для створення на основі магнітометричних методів промислових технологій моніторингу та діагностики технічного стану енергетичного обладнання (турбогенераторів, блочних трансформаторів, трубопроводів тощо).

1. *Reutskiy S.Y.* The method of approximate fundamental solutions for axisymmetric problems with Laplace operator // Engineering Analysis with Boundary Elements, Innovative Numerical Methods for Micro and Nano Mechanics and Structures. Pt. I. — 2007. — **31**. — P. 410–415.
2. *Chen C.S., Reutskiy S.Y., Rozov V.Y.* The method of the fundamental solutions and its modifications for electromagnetic feld problems // Computer Assisted Mechanics and Eng. Sci. — 2009. — N 16. — P. 1–13.
3. *Розов В.Ю., Ассуиров Д.А., Реуцкий С.Ю.* Замкнутые системы компенсации магнитного поля технических объектов с различными способами формирования обратных связей // Техн. електродинаміка: Темат. вип. «Проблеми сучасної електротехніки». Ч. 4. — Київ: Ін-т електродинаміки, 2008. — С. 97–100.
4. *Лоусон Ч., Хенсон Р.* Численное решение задач методом наименьших квадратов. — М.: Наука, 1986. — 232 с.
5. *Kansa E.J.* Multiquadrics — a scattered data approximation scheme with applications to computational fluid-dynamics // Computers and Mathematics with Applications. — 1990. — **19**. — P. 127–161.
6. *Tian H.Y., Reutskiy S., Chen C.S.* A basis function for approximation and the solutions of partial differential equations // Numerical Methods for Partial Differential Equations. — 2008. — **24**. — P. 1018–1036.
7. *Reutskiy S.Y.* A boundary method of Trefftz type for PDEs with scattered data // Engineering Analysis with Boundary Elements. — 2005. — **29**. — P. 713–724.
8. *Haiyan Tian, Sergiy Reustkiy, Chen C.S.* New basis functions and their applications to PDEs // Proc. of Intern. conf. on computational and experimental engineering and sciences ICCES'07, Miami (USA), Jan. 3–8, 2007. — Miami: Tech. Sci. Press, 2007. — P. 851–857.
9. *Tian H.Y., Reutskiy S., Chen C.S.* A basis function for approximation and the solutions of partial differential equations // Numerical Methods for Partial Differential Equations. — 2008. — **24**. — P.1018–1036.
10. *Тихонов А.Н., Арсенин В.Я.* Методы решения некорректных задач. — М.: Наука, 1986. — 350 с.
11. *Neumaier A.* Solving ill-conditioned and singular linear systems: a tutorial on regularization // SIAM Rev. — 1998. — **40**. — P. 636–666.

ПРОЕКТ 5.9

Розробка програмних засобів оптимального проектування при реконструкції та модернізації енергетичних котлоагрегатів ТЕС

УДК 519.8, 621.18

РАЗРАБОТКА ПРОГРАММНЫХ СРЕДСТВ ОПТИМАЛЬНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ КОТЛОАГРЕГАТОВ ТЭС

Ю.П. ЛАПТИН[1], **Н.Г. ЖУРБЕНКО**[1], кандидаты физ.-мат. наук, **М.М. ЛЕВИН**[2], **П.И. ВОЛКОВИЦКАЯ**[2], **Д.А. КОВАЛЕНКО**[1], инженеры
([1]Ин-т кибернетики им. В.М. Глушкова НАН Украины,
[2]Харьковское ЦКБ «Энергопрогресс»)

Описаны подходы к реализации программных средств оптимального проектирования энергетических котлоагрегатов ТЭС. Рассмотрены актуальные задачи реконструкции и модернизации тепловых электростанций Украины. Изложены структурные особенности задач оптимального проектирования энергетических котлоагрегатов, используемые методы решения, программная реализация системы проектирования и результаты апробации программных средств.

Ключевые слова: *теплоэнергетика, энергетические котлоагрегаты, задачи оптимального проектирования, методы оптимизации, программные системы*

Энергетика является одним из ключевых секторов экономики Украины. Более 40 % тепловой и электрической энергии производится на тепловых электростанциях. Однако энергоблоки большинства электростанций исчерпали свой технический ресурс и работают с низким КПД. В настоящее время в ремонте и реконструкции нуждаются более 100 энергоблоков (энергетических котлоагрегатов). В процессе реконструкции они переводятся с природного газа или мазута на низкосортный уголь. При выполнении реконструкции для каждого котлоагрегата проводится полный объем проектных работ.

Энергетические котлоагрегаты являются сложными техническими объектами, состоящими из большого количества взаимосвязанных компонент. Производительность таких котлоагрегатов достигает 2650 т/ч пара при давлении 25,8 МПа и температуре пара 545 °С, количество сжигаемого топлива — 400 т/ч, стоимость одного котлоагрегата энергоблока — 50–500 млн дол.

Выбор рациональных значений конструктивных характеристик элементов котлоагрегата имеет особую актуальность в связи с дефицитом материалов и возрастающими требованиями к эксплуатационным характеристикам [1–5]. Он связан с большими трудностями, обусловленными существенной взаимосвязанностью элементов котлоагрегата и необходимостью удовлетворить различные технические, технологические и экологические ограничения. Для решения указанных проблем создаются средства автоматизированного проектирования, включающие подсистемы математического моделирования и оптимизации [3, 6, 7].

Рассматриваются некоторые постановки задач оптимального проектирования котлоагрегатов, структурные особенности этих задач, позволяющие выполнить их редукцию к задачам меньшей размерности. Кратко описываются используемые методы решения, программная реализация системы проектирования и результаты апробации программных средств.

Данная работа выполнялась в рамках научного проекта «5.9. Разработка программных средств оптимального проектирования при реконструкции и модернизации энергетических котлоагрегатов ТЭС» комплексной программы «Ресурс» НАН Украины.

Постановка задач оптимального проектирования котлоагрегатов. Компонентами энергетического котлоагрегата являются топка, поверхности нагрева (пакеты) радиационных, ширмовых и конвективных перегревателей, экономайзеры, воздухоподогреватели, дополнительные элементы и поверхности нагрева.

В ходе проектирования необходимо определить состав компонентов котлоагрегата и значения конструктивных характеристик каждой поверхности нагрева (пакета), габаритные характеристики участков газохода, высоту топки. Проектируемая конструкция должна обеспечивать заданную производительность. При этом для всех режимов работы котлоагрегата должны выполняться технические и технологические ограничения, касающиеся следующих показателей:

© Ю.П. ЛАПТИН, Н.Г. ЖУРБЕНКО, М.М. ЛЕВИН, П.И. ВОЛКОВИЦКАЯ, Д.А. КОВАЛЕНКО, 2009

1) температуры стенок труб;

2) коэффициентов запаса прочности;

3) аэродинамического сопротивления для газового и воздушного трактов;

4) гидравлического сопротивления пароводяных трактов (для барабанных котлов — перегревательный тракт);

5) скоростей теплоносителей в поверхностях нагрева;

6) жесткости конструкций;

7) выбросов загрязняющих веществ в окружающую среду.

Некоторые ограничения и требования могут быть неформализуемыми (плохо формализуемыми), например по условиям сжигания топлива.

Качество проектируемой конструкции оценивается одним или несколькими целевыми критериями (стоимость, материалоемкость и приведенные затраты).

Для определения показателей, входящих в указанные ограничения, выполняют тепловой расчет, эквивалентный решению сложной системы линейных и нелинейных уравнений. Основой для всех расчетов были методики, принятые в отрасли [4].

При разработке математических оптимизационных моделей определяется состав переменных, значения которых должны устанавливаться в ходе оптимизации, а также ограничения, выполняемые в оптимальном решении. Сложные функциональные зависимости обычно определяют с некоторыми упрощениями для уменьшения трудоемкости вычислений. Допустимость этих упрощений устанавливают путем анализа и проверки получаемых решений с использованием сертифицированных программ.

В работе будут рассмотрены две оптимизационные модели проектирования котлоагрегатов: на номинальный режим эксплуатации и учитывающая альтернативные режимы эксплуатации. Для обеих моделей предполагают заданными способ сжигания топлива, тепловую схему котлоагрегата и структурные характеристики всех поверхностей нагрева (шахматная или коридорная компоновка, прямо- или противоточное включение по пару, типы оребрения и др.).

Для каждого режима эксплуатации заданы:

- характеристики сжигаемого топлива — вид (уголь, мазут, газ), химический состав;
- температура воздуха на входе воздушного тракта (°С);
- характеристики пара на выходе пароводяных трактов — расход (т/ч), температура (°С), давление (МПа);
- характеристики питательной воды, пара низкого давления (при наличии тракта промперегрева) на входе пароводяных трактов — температура (°С).

Переменными оптимизационных моделей являются конструктивные характеристики пакетов (диаметр и толщина стенок труб, поперечные и продольные шаги, заходность, количествоо петель), габаритные характеристики участков газохода, высота топки.

Для модели проектирования на номинальный режим эксплуатации предполагаются заданными также расход топлива, объем впрыска (воды или конденсата) и рециркуляции газов. В модели учитывается только номинальный режим работы котлоагрегата и ограничения 1–5, указанные выше для номинального режима. Ограничения 6, 7 учитывают неявно путем введения достаточно жестких ограничений снизу на диаметр и толщину стенок труб поверхностей нагрева и сверху на температуру газа на выходе из топки. Аналогичные модели рассматривались в работах [8, 9]. Расчеты для режимов работы на частичных нагрузках на альтернативном топливе выполняют после решения оптимизационной задачи для проверки полученных решений. Аналогичный подход при решении задач оптимального проектирования используют в работе [3].

В модели проектирования, учитывающей альтернативные режимы эксплуатации, расход топлива, объем впрыска (воды или конденсата) и рециркуляции газов для каждого режима определяются в результате решения оптимизационной задачи. Ограничения 1–5 учитывают для каждого режима эксплуатации, включенного в модель. Ограничения 6, 7 учитываются неявно. В качестве целевых функций используют стоимость, материалоемкость и функции для основного режима (приведенные затраты, КПД, расход топлива).

В целом задачи оптимального проектирования (выбора рациональных значений конструктивных характеристик) энергетического котлоагрегата формулируются как задачи математического программирования. Количество переменных и ограничений в таких задачах после возможных упрощений составляет тысячи. Система ограничений включает линейные и нелинейные уравнения и неравенства.

Важным моментом при формулировке задач оптимального проектирования является выбор независимых переменных задач оптимизации. В исходной задаче требуется определить значения конструктивных характеристик котлоагрегата.

Одним из подходов является использование этих величин в качестве независимых переменных. В результате получаем значения тепловосприятий поверхностей нагрева в режимах, учитываемых в математической модели. При этом на каждой итерации оптимизационных алгоритмов необходимо решать сложные системы нелинейных уравнений большой размерности, соответствующие тепловому расчету для каждого режима. Для решения таких систем уравнений разрабатываются эффективные специализированные алгоритмы [10].

В случае, когда в математической модели учитывается только номинальный режим работы котлоагрегата, возможен альтернативный подход —

выбор тепловосприятий поверхностей нагрева в качестве независимых переменных. Одна из конструктивных характеристик поверхностей нагрева в этом случае получается в результате расчета. При таком подходе система уравнений задачи распадается на совокупность слабосвязанных блоков, что позволяет строить более эффективные алгоритмы.

Структура задачи проектирования на номинальный режим. Понятия функциональных элементов и схем, состоящих из функциональных элементов, широко используются при описании технических объектов, систем управления различными объектами [11]. Такие понятия оказываются полезными также при описании оптимизационных моделей технических объектов и разработке соответствующего программного обеспечения.

Охарактеризуем основные понятия (базовые классы в терминологии объектно-ориентированного подхода), полезные при описании сложных структурированных задач оптимизации.

Базовым является понятие вычислительного модуля. Каждый модуль описывается совокупностью входных $x \in X^n$, выходных переменных $y \in Y^m$ и реализует функции вычисления $y(x)$, а также функцию вычисления градиентов выходов y по входам x. Достаточно часто функции $y(x)$ определены не на всем пространстве изменения аргументов. Например, теплотехнические расчеты поверхности нагрева выполняются только при условии того, что температура греющего теплоносителя выше температуры обогреваемого.

Рассмотрим совокупность взаимосвязанных вычислительных модулей. Будем считать, что два модуля связаны ориентированной дугой, если какие-либо выходы первого модуля являются входами второго. Совокупность взаимосвязанных модулей представим сетью. Объединение всех переменных (входных и выходных) модулей, входящих в сеть, назовем переменными сети модулей. Переменная является выходом сети, если она служит выходом какого-либо модуля. Переменную сети модулей, не являющуюся выходной, назовем входом (входной переменной) сети модулей. Пусть сеть вычислительных модулей является ациклической. В этом случае значения выходных переменных однозначно и сравнительно просто определяются по значениям входных. Таким образом, ациклическая сеть модулей может рассматриваться как единый вычислительный модуль, который назовем модулем агрегирования.

Пусть x, y — входы и выходы вычислительного модуля M. Рассмотрим случай, когда некоторые выходы вычислительного модуля требуется зафиксировать

$$y_j(x) = r_j, \quad j \in J^* \in J. \qquad (1)$$

Представим входы x модуля M в виде $x = (z, u)$, где u — переменные, относительно которых необходимо решать систему (1) при фиксированных значениях вектора z. Обозначим $u(z)$ решение системы уравнений (1). Тогда на основе вычислительного модуля M можно построить новый модуль M^e, входом которого будет вектор z, выходом — выходы модуля M и вектор $u(z)$. Построенный таким образом модуль M^e назовем модулем системы уравнений.

Формализация понятия вычислительного модуля, правил построения новых модулей из уже существующих, операций, которые могут выполняться над модулями, позволяет разрабатывать специализированные объектно-ориентированные библиотеки, упрощающие разработку программного обеспечения прикладных задач.

Введенные понятия дают возможность описывать достаточно сложные структуры оптимизационных задач. Эти структуры можно использовать для организации эффективных вычислений на каждой итерации оптимизационных алгоритмов, построения специализированных методов решения [11], формирования редуцированных задач меньшей размерности. На этом пути возникают определенные проблемы, если выходы блоков как функции входов определены на ограниченных множествах.

Вопросам преодоления этих проблем посвящены работы [12–14]. Редуцированные задачи оказываются негладкими, но функции, описывающие задачи, определены на всем пространстве аргументов. Для решения редуцированных задач используют метод негладких штрафных функций и r-алгоритм для решения задачи безусловной оптимизации [15–17]. Вычислительные эксперименты показывают эффективность предложенного подхода.

Описанные вычислительные модули составляют базовые классы объектно-ориентированной библиотеки C^{++}. Библиотека предоставляет возможности детально учитывать специфику решаемых задач, реализовывать различные схемы поиска решений. При разработке приложений прикладные классы должны порождаться от базовых классов библиотеки. Определять (кодировать) при этом необходимо только функциональные зависимости блоков. Связи между блоками эффективно описываются средствами библиотеки.

Рассмотрим особенности теплотехнических расчетов. При тепловом расчете котлоагрегата необходимо решать следующие группы уравнений: материального баланса, теплового баланса, баланса лучистого тепла, конвективного теплообмена, лучистого теплообмена в топке, поглощения лучистого тепла, исходящего из топки.

Уравнения материального баланса и баланса лучистого тепла являются линейными, а уравнения теплового баланса — линейными по удельным энтальпиям, но коэффициенты этих уравнений зависят от решения уравнений материального баланса. Остальные уравнения — нелинейные.

Параметрами уравнений теплового баланса, баланса лучистого тепла являются величины тепловосприятий поверхностей нагрева котла. Решения этих уравнений определяют температуры теп-

лоносителей на входах и выходах каждой поверхности нагрева, а также лучистые потоки на входах каждой поверхности.

Каждой поверхности нагрева соответствует одно уравнение конвективного теплообмена и одно уравнение поглощения лучистого тепла из топки (последнее только для ширмовых и первой по ходу газов конвективной поверхности). Эти уравнения определяют величины тепловосприятий поверхностей нагрева как функции от температур теплоносителей и конструктивных характеристик каждой поверхности.

Для поверхностей нагрева определяются температуры стенок труб и коэффициенты запаса прочности в выделенных точках, гидравлическое и аэродинамическое сопротивления. Эти величины являются функциями от конструктивных характеристик и температур теплоносителей, в рассматриваемых задачах по ним формируются ограничения.

Перечислим некоторые особенности рассматриваемых расчетов:

• уравнения материального баланса линейны, они легко могут быть решены;

• если задаться некоторыми лучистым и конвективным тепловосприятиями каждой поверхности нагрева, то уравнения теплового баланса, баланса лучистого тепла легко могут быть решены (при фиксированных материальных потоках);

• для каждой конвективной поверхности нагрева уравнения теплообмена могут быть решены (при фиксированных тепловосприятиях и характеристиках теплоносителей на входе и выходе) путем варьирования конструктивных характеристик.

Используя понятия вычислительных модулей, опишем основные теплотехнические расчеты.

Определим следующие вычислительные модули:

UnitMassBalance — решение системы линейных уравнений материального баланса, выходы — расходы теплоносителей по всем элементам тепловой схемы;

UnitHeatBalance — решение системы линейных уравнений теплового баланса; входы — расходы теплоносителей по всем элементам тепловой схемы, тепловосприятия поверхностей нагрева, фиксированные температуры в некоторых точках тепловой схемы; выходы — температуры теплоносителей по всем элементам тепловой схемы;

UnitLight — расчет тепловосприятий экранов топки, входы — расход и температура $t^0_{вх}$ воздуха на входе топки, оценочная температура $t^0_{вых}$ газа на выходе из топки, конструктивные характеристики экранов топки; выходы — расчетная температура $t^р_{вых}$ газа на выходе из топки, тепловосприятия экранов;

UnitTopka — расчет топки (модуль системы уравнений), использует модуль *UnitLight*, варьируя $t^0_{вых}$, решает уравнение

$$t^0_{вых} = t^р_{вых}(t^0_{вх},\ t^0_{вых},\ \ldots). \qquad (2)$$

UnitPaket — вычислительный модуль «поверхность нагрева», реализует теплотехнические расчеты поверхности нагрева, входы — конструктивные характеристики, входные характеристики теплоносителей, балансное тепловосприятие $Q_{бал}$, выходы — выходные характеристики теплоносителей, расчетное тепловосприятие $Q_р$, расчетные характеристики поверхности нагрева (температуры металла стенок труб в выделенных точках, …);

UnitPaket_SE — конструктивный расчет поверхности нагрева (модуль системы уравнений), использует модуль *UnitPaket*, варьируя одну из конструктивных характеристик, решает уравнение теплообмена

$$Q_{бал} = Q_р(Q_{бал},\ \ldots). \qquad (3)$$

Расчеты, выполняемые на каждой итерации оптимизационного алгоритма в модели проектирования на номинальный режим эксплуатации, могут быть описаны структурными схемами, представленными на рис. 1, 2.

Особенности рассмотренных структурных схем заключаются в следующем:

• базовыми объектами являются относительно простые (с точки зрения организации вычислений) вычислительные модули — *UnitPaket* (расчеты, связанные с поверхностями нагрева), *UnitMassBalance, UnitHeatBalance* (системы линейных уравнений материального и теплового балансов);

• из этих простых модулей порождаются новые, более сложные модули с помощью формирования систем уравнений и операций агрегирования;

• операции агрегирования и формирования систем уравнений могут применяться рекуррентно.

Схемы вычислений, подобные приведенным на рис. 1, 2, позволяют детально учитывать специфику решаемых задач для сложных объектов различного типа, эффективно реализовывать различные варианты поиска решений. Однако программная реализация этих схем связана со значительными трудностями, и известные системы оптимизации и моделирования [18, 19] не всегда обеспечивают их преодоление.

Для решения оптимизационных задач, которые описываются рассмотренными вычислительными схемами, разрабатывается специальное программное обеспечение.

Методы решения задач оптимального проектирования. Структура задачи оптимального проектирования энергетического котлоагрегата на номинальный режим, приведенная выше, позволяет уменьшить размерность задачи за счет усложнения вычислений на каждой итерации оптимизационных алгоритмов. Ограничения, устанавливающие области определения используемых функций, сравнительно просты: в каждой поверхности нагрева температура греющего теплоносителя должна быть выше температуры обогреваемого. Для начальной точки, задаваемой пользователем, эти ограничения, как правило, выполняются.

Редуцированная задача имеет такую размерность: количество переменных — 50–200, количество ограничений-неравенств имеет такой же порядок. Используются метод негладких штрафных функций и модификация *r*-алгоритма [15–16] для решения задачи, в ограничения которой входят

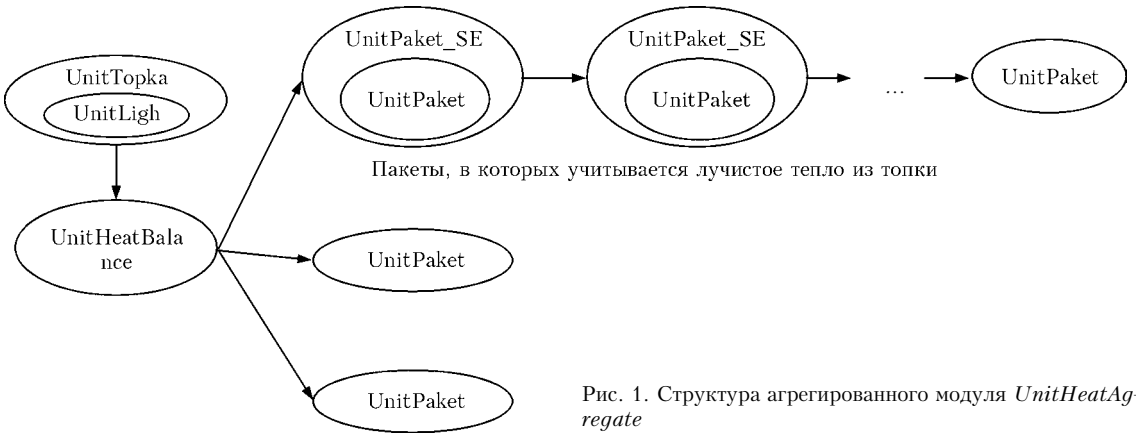


Рис. 1. Структура агрегированного модуля *UnitHeatAggregate*

только ограничения областей определения используемых функций.

Модификация r-алгоритма заключается в регулировке шага таким образом, чтобы в ходе оптимизации не нарушались области определения функций.

Решаемая задача может быть представлена в следующем виде:

найти

$$\sum_{i=0}^{K} f_i^0(u, y_i) \to \min, \tag{4}$$

$$\sum_{i=0}^{K} f_i^m(u, y_i) \le f^{-m}, \quad m \in M_{\text{св}}, \tag{5}$$

$$f_i^m(u\ y_i), \le 0, \quad m \in M_{\text{свi}}^{constr}, \quad i = 0,1, \ldots K, \tag{6}$$

$$u = H(x), \tag{7}$$

где x — связывающие переменные; u — переменные, включающие характеристики теплоносителей на входе и выходе каждого пакета (а также некоторые другие); функциональная зависимость (7) определяется тепловым расчетом для пакетов с фиксированными конструктивными характеристиками; y_i — независимые конструктивные характеристики i-го блока; в качестве целевой функции (4) может использоваться суммарная стоимость поверхностей нагрева или материалоемкость, или приведенные затраты; связывающие ограничения (5) включают ограничения по аэродинамическому сопротивлению газового, воздушного трактов, гидравлическому сопротивлению пароводяных трактов; $M_{\text{св}}$ — множество связывающих ограничений; ограничения блоков (6) включают ограничения по температурам стенок труб и коэффициентам запаса прочности в выделенных точках каждого пакета, ограничения по скоростям теплоносителей; M_i^{constr} — множество ограничений для расчетных характеристик i-го блока.

Функции, описывающие задачу (4)–(7), оказываются негладкими и невыпуклыми.

В общем случае можно говорить только о поиске локального минимума задачи. Для доказательства достижимости глобального оптимума необходимо исследовать дополнительные свойства задачи.

С практической точки зрения важен выигрыш, который дает применение оптимизационных подходов, по сравнению с традиционным проектированием.

Программная реализация основных компонент. Оптимизационные средства предоставляют боль-

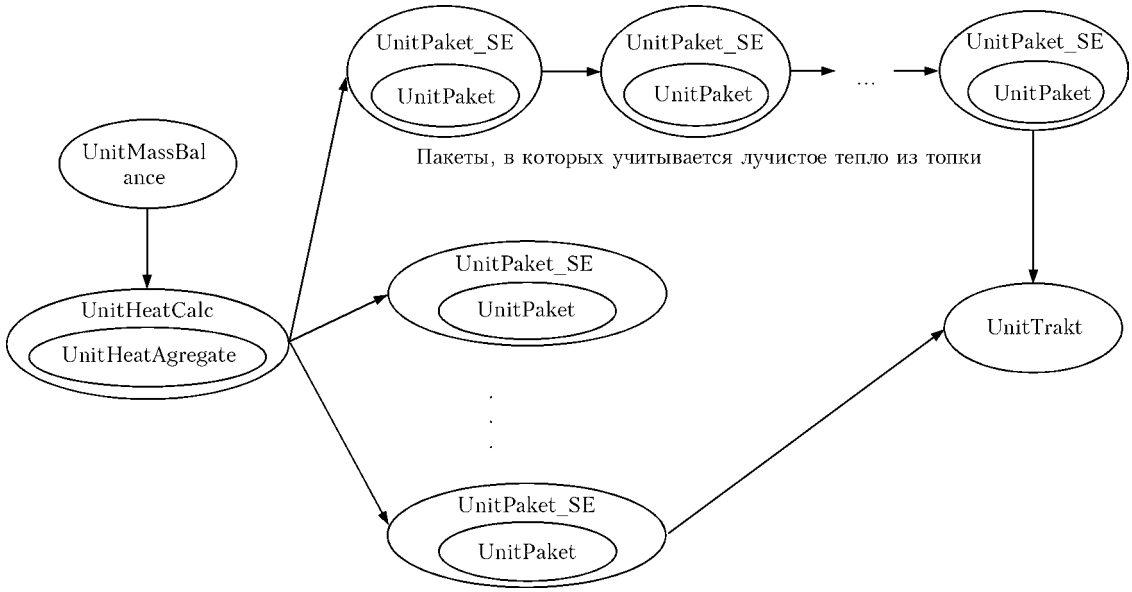


Рис. 2. Структура расчета функциональных зависимостей задачи оптимального проектирования энергетического котлоагрегата (агрегированный модуль *UnitBoiler*)

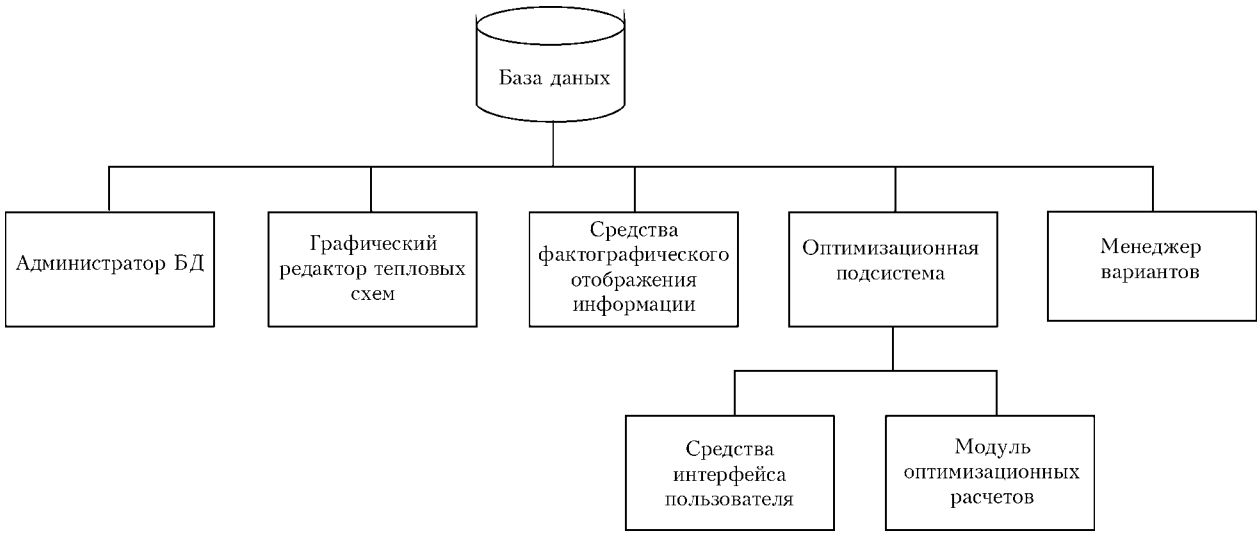


Рис. 3. Структура прототипа системы оптимального проектирования энергетических котлоагрегатов

шие возможности в процессах проектирования, однако их использование требует преодоления значительных трудностей. Это связано с такими проблемами:

• подготовкой больших объемов исходных данных для оптимизационных моделей;

• анализом и интерпретацией полученных результатов;

• включением полученных результатов в процесс проектирования в целом;

• верификацией полученных результатов сертифицированными программными средствами.

Эти проблемы обусловлены неизбежными упрощениями, которые принимаются при выработке математических моделей, невозможностью явно учесть все факторы и ограничения. Оптимизационная подсистема должна рассматриваться как средство формирования рациональных вариантов конструкций, которые в дальнейшем дорабатываются опытными конструкторами. Решение этих проблем возможно только при использовании оптимизационных средств в среде единой системы автоматизированного проектирования.

Структура разрабатываемого программного обеспечения приведена на рис. 3.

Назначение компонент и среда разработки следующие:

• *база данных (БД)* содержит всю необходимую для проектирования котлоагрегатов информацию, должна поддерживать многовариантный процесс проектирования, обеспечивать гибкость системы при добавлении новых типов элементов конструкций, расширение состава характеристик каждого типа, среда разработки — СУБД INTERBASE;

• *администратор БД* должен поддерживать ведение справочников системы, среда разработки — DELPHI;

• *графический редактор* предназначен для формирования тепловых схем проектируемых котлоагрегатов в графическом режиме; среда разработки — DELPHI;

• *средства фактографического отображения* информации предназначены для отображения и редактирования в табличном виде всех данных, содержащихся в БД, среда разработки — DELPHI;

• *оптимизационная подсистема* предназначена для решения задач оптимального проектирования котлоагрегатов.

• *менеджер вариантов* служит для отображения и манипулирования деревом вариантов, поддержки многовариантного процесса оптимального проектирования, среда разработки — DELPHI.

Средства интерфейса пользователя оптимизационной подсистемы предназначены для следующих целей:

• формирования математической модели оптимизационной задачи (определения состава варьируемых переменных и ограничений, учитывающихся при решении оптимизационной задачи), отображения результатов расчетов для анализа, среда разработки — DELPHI;

• для графического отображения хода оптимизационного процесса, среда разработки — Microsoft VISUAL C^{++}.

Модуль оптимизационных расчетов предназначен для решения задачи оптимального проектирования на основе сформированной математической модели, среда разработки — Microsoft VISUAL C^{++}.

Результаты апробации программных средств. Опытную эксплуатацию прототипа оптимизационной подсистемы проводили при выработке альтернативных проектных решений для котла ТП-80 (производительность — 500 т пара/ч, давление — 14,2 МПа, температура пара — 545 °С). В качестве базового рассматривался проект, разработанный в Харьковском ЦКБ «ЭНЕРГОПРОГРЕСС».

Использовали модель проектирования на номинальный режим эксплуатации. Оценивали возможности предлагаемой технологии по трудоемкости (времени) выработки новых или уточненных технических решений и по значениям стоимостных и эксплуатационных характеристик полученной конструкции.

Для оценки эффекта применения предлагаемого подхода решали задачи оптимизации суммарной стоимости ширмовых и конвективных поверхностей нагрева котлоагрегата при всех ограничениях, ука-

занных выше. Для аэродинамических и гидравлических сопротивлений трактов предельные значения определяли по базовому варианту. Расчеты производили для номинального режима, в качестве топлива использовали газ.

Решаемые задачи отличались по составу переменных оптимизации. Из совокупности рассмотренных задач приведем результаты по следующим:

- базовый вариант — все переменные зафиксированы;
- вариант *1* — варьируются тепловосприятия поверхностей нагрева, остальные переменные зафиксированы;
- вариант *2* — варьируются тепловосприятия поверхностей нагрева, угол потолка первого участка газохода, остальные переменные зафиксированы;
- вариант *3* — варьируются тепловосприятия поверхностей нагрева, угол потолка первого участка газохода, поперечный шаг, толщина стенки, наружный диаметр трубы (для ширмы), заходность, поперечный шаг, толщина стенки, наружный диаметр трубы (для конвективных перегревателей), остальные переменные зафиксированы.

Необходимо отметить, что конструкции, полученные в результате решения оптимизационных задач, должны уточняться специалистами в прикладной области, поскольку используемые математические модели являются в значительной степени приближенными и не учитывают явно всех особенностей реальных проблем.

Так, основной эффект для варианта *3* достигнут за счет уменьшения диаметра и толщины стенки труб. Это приводит к уменьшению жесткости конструкций, что требует специальных дополнительных работ по обеспечению требуемой жесткости. Другая проблема связана с отложениями солей на стенках труб в ходе эксплуатации котлов. При малых диаметрах труб проходное сечение быстро сужается, что сокращает сроки эксплуатации или также требует дополнительных работ. Косвенно учесть эти особенности можно, вводя достаточно высокие ограничения снизу на диаметры труб в решаемых оптимизационных задачах.

В результате анализа полученных вариантов решений оптимизационных задач конструкторами вариант *3* отвергнут как неприемлемый, варианты *1, 2* приняты в качестве перспективных и дорабатывались специалистами с тем, чтобы на альтернативных режимах выполнялись все необходимые ограничения. Доработанные варианты превосходили базовый по стоимости приблизительно на 3 %.

Выводы

1. Применение разработанных программных средств позволяет сократить сроки проектирования в несколько раз.

2. Конструкции, полученные с помощью оптимизационных средств, должны дорабатываться специалистами-конструкторами, поскольку математические модели не учитывают все возможные особенности реальных проблем.

3. Стоимость конструкций, полученных с помощью оптимизационных средств, уменьшена приблизительно на 3 % при выполнении основных технико-экономических ограничений.

4. Для эффективного использования оптимизационные программные средства должны сопрягаться с другими программными средствами, используемыми в настоящее время в технологическом процессе проектирования котлоагрегатов.

5. Предложенные подходы позволили успешно решить практические задачи оптимального проектирования теплоэнергетических установок ТЭС и могут быть использованы для расчета рабочего и коммерческого проектов. Разработанный прототип оптимизационной подсистемы в настоящее время проходит опытную эксплуатацию в Харьковском ЦКБ «ЭНЕРГОПРОГРЕСС».

1. *Попырин Л.С.* Математическое моделирование и оптимизация теплоэнергетических установок. — М.: Энергия, 1978. — 416 с.
2. *Змачинский А.В., Медведев В.А., Левченко Г.И.* Технико-экономические расчеты и оптимизация поверхностей нагрева из оребренных труб парогенераторов электростанций. — Саратов: Изд-во СГУ, 1983. — 96 с.
3. *Теплосиловые* системы: Оптимизационные исследования. — Новосибирск: Наука, 2005. — 236 с.
4. *Тепловой* расчет котельных агрегатов (нормативный метод). — М.: Энергия, 1973. — 295 с.
5. *Тепловые* схемы котлов / А.А. Паршин, В.В. Митор, А.Н. Безгрешнов и др. — М.: Машиностроение, 1987. — 222 с.
6. *Система* Крокус — автоматизированное проектирование, комплексные расчеты, оптимизация котельных установок / П.И. Волковицкая, Н.Г. Журбенко, Ю.П. Лаптин и др. // Энергетика и электрификация. — 2001. — № 7. — С. 45–48.
7. *Использование* средств оптимизации в системе автоматизированного проектирования энергетических котлоагрегатов КРОКУС / Ю.П. Лаптин, Н.Г. Журбенко, М.М. Левин, П.И. Волковицкая // Там же. — 2003. — № 7. — С. 41–51.
8. *Об одной* задаче оптимизации теплоэнергетических установок / Ю.П. Лаптин, В.А. Медведев, Н.Г. Журбенко и др. // Теория и вычислительные проблемы оптимизации. — Киев: Ин-т кибернетики им. В.М. Глушкова НАН Украины, 1993. — С. 36–39.
9. *Лаптин Ю.П., Медведев В.А., Волковицкая П.И.* Система математических моделей расчета и оптимизации конструктивных решений энергетических паровых котлов// Теория оптимальных решений. — Киев: Ин-т кибернетики им. В.М. Глушкова НАН Украины, 1994. — С. 17–22.
10. *Лаптин Ю.П., Журбенко Н.Г.* Об одном методе расчета тепловых схем // Теорія оптимальних рішень. — 2006. — № 5. — С. 120–125.
11. *Айда-заде К.Р.* Исследование нелинейных оптимизационных задач сетевой структуры // Автоматика и телемеханика. — 1990. — № 2. — С. 3–14.
12. *Лаптин Ю.П., Крошко Д.Л.* Некоторые нелинейные оптимизационные задачи сетевой структуры // Теорія оптимальних рішень. — 2009. — № 8. — С. 25–30.
13. *Лаптин Ю.П.* Оптимизационные задачи с блочной системой нелинейных ограничений-равенств // Там же. — 2008. — № 7. — С. 117–124.
14. *Лаптин Ю.П.* Один подход к решению нелинейных задач оптимизации с ограничениями // Кибернетика и системный анализ. — 2009. — № 3. — С. 47–55.
15. *Шор Н.З., Журбенко Н.Г.* Метод минимизации, использующий операцию растяжения пространства в направлении разности двух последовательных градиентов // Кибернетика. — 1971. — № 3. — С. 51–59.
16. *Shor N.Z.* Nondifferentiable Optimization and Polynomial Problems. — London: Kluwer Academic Publishers, 1998. — 381 p.
17. *Шор Н.З.* Методы минимизации недифференцируемых функций и их приложения. — Киев: Наук. думка, 1979. — 199 с.
18. *Drug A.S.* Interactions between nonlinear programming and modeling systems // Math. Progr. — 1997. — N 79. — P. 99–123.
19. *Fourer R., Gey D.M., Kernighan B.W.* AMPL — a modeling language for mathematical programming. — Redwood City: The Scientific Press, 1993. — 325 p.

ПРОЕКТ 5.10

Розробка методів комплексного аналізу аварійних ситуацій в потужних турбогенераторах АЕС

УДК 621.313

МОДЕЛЮВАННЯ ВИНИКНЕННЯ ПОШКОДЖЕННЯ ОБМОТКИ СТАТОРА ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА

Г.М. ФЕДОРЕНКО, д-р техн. наук, **О.Г. КЕНСИЦЬКИЙ, О.В. ВИГОВСЬКИЙ**, кандидати техн. наук
(Ін-т проблем безпеки АЕС НАН України, м. Чорнобиль)

Розроблено математичні моделі та проведено комплекс досліджень розвитку пошкодження обмотки статора потужного турбогенератора при зниженні й припиненні циркуляції дистиляту в стержнях обмотки статора при одночасному зниженні тиску водню в його корпусі. Визначено максимальні температури та зони підвищених нагрівів, оцінено ступінь їх впливу на технічний стан елементів і вузлів машини.

Ключові слова: *турбогенератор, термоконтроль, термодефект, ресурс, статор, обмотка, стержень*

Сучасний стан розвитку електромашинобудування у світі і в Україні характеризується суттєвим зростанням питомих електромагнітних навантажень активних елементів потужних машин, що неможливо без використання безпосереднього охолодження обмоток, зокрема водяного обмотки статора та форсованого газового сталі осердя статора й ротора. В таких умовах надійність системи охолодження є необхідною передумовою надійності потужного турбогенератора в експлуатації.

Найнебезпечнішою аварією є розгерметизація системи безпосереднього рідинного охолодження обмотки статора [1]. У цьому випадку водень, що знаходиться в корпусі статора під тиском у 0,4–0,5 МПа, через тракт циркуляції дистиляту має можливість витікати з корпуса турбогенератора. Якщо не вжити необхідних заходів, до втрати охолодження обмотки статора додається зниження тиску водню в корпусі статора, що негативно впливає на тепловий стан сталі осердя статора й ротора, а також обмотки збудження ротора.

Мета досліджень полягає у визначенні максимального нагрівання елементів і вузлів статора й ротора потужного турбогенератора при зниженні та припиненні циркуляції дистиляту в стержнях обмотки статора з одночасним зниженням тиску водню в корпусі генератора.

Дослідження виконували на розроблених комплексних математичних моделях, що описують процеси масопереносу та теплообміну в елементах і вузлах статора та ротора турбогенератора й дають змогу отримати не лише середні, а й максимальні значення температури, визначити їх координати в машині. При цьому враховують реальні схему та умови охолодження активних зон, підігрівання холодоагентів при проходженні трактів охолодження. З огляду на конструктивні особливості турбогенератора та наявну схему циркуляції водню розглядали польову задачу спільного розрахунку тривимірного температурного поля для сектора половинної довжини осердя та обмотки статора й ротора. Розрахункову схему обрали для половини зубцевого (пазового) ділення статора та чверті перерізу ротора.

Верхній і нижній стержні статора, а також паз ротора в поперечному перерізі розбили таким чином, щоб як елементарний об'єм (вузол сітки) виділити кожний елементарний провідник. Розрахункову модель побудували так, щоб мати можливість враховувати підігрівання дистиляту в кожному порожнистому провіднику стержня статора та підігрівання водню в кожному порожнистому провіднику обмотки ротора.

Для пазової частини обмоток статора й ротора математично коректно описано тепловий зв'язок з осердям (сталлю) статора й ротора, значення температури яких, а також обмоток статора й ротора розраховуються у вигляді тривимірного поля. Аналогічно описаний тепловий зв'язок лобових частин з охолоджувальним воднем та пазовими частинами обмоток.

Уздовж машини розрахунки температурного поля виконали для трьох перерізів: центральної (0,6 половини активної довжини), кінцевих (0,4 половини довжини) та лобових частин обмоток статора й ротора.

Вузли розрахункової схеми, що описують циркуляцію дистиляту в стержнях обмотки статора й водню в корпусі та провідниках обмотки ротора, також поділено на три перерізи відповідно до розподілу статора й ротора. Для кожного вузла дистиляту та водню математично коректно описано тепловий зв'язок із відповідними вузлами розрахункової схеми з урахуванням напряму циркуляції та підігрівання холодоагенту на окремих ділянках тракту охолодження. Початковими значеннями

© Г.М. ФЕДОРЕНКО, О.Г. КЕНСИЦЬКИЙ, О.В. ВИГОВСЬКИЙ, 2009

температури холодоагентів вважають температуру дистиляту на вході в стержні обмотки статора та температуру холодного водню після газоохолоджувачів.

Розрахункові значення обсягів циркулюючого водню отримано з вентиляційного розрахунку машини. Теплові зв'язки конвекційного типу обчислювали за значеннями коефіцієнтів тепловіддачі, визначеними за теоретичними та експериментальними залежностями для кожної окремої зони [2–6].

Значення коефіцієнту теплопровідності конструктивних матеріалів, використовуваних при визначенні теплових зв'язків кондуктивного типу між вузлами, такі, Вт/(м·К):

Мідь провідників обмотки ротора і стержнів обмотки статора	390,0
Сталь пакетів осердя статора в радіальному напрямку	20,0
Сталь пакетів осердя статора в осьовому напрямку	2,0
Сталь поковки ротора	56,0
Дюралюміній клину ротора	160,0
Ізоляція елементарних провідників та стержнів обмотки статора	0,2
Текстолітові прокладки в пазах ротора та статора	0,34
Гільза паза ротора	0,27

Таблиця 1. Результати розрахунку температури нагрівання основних елементів і вузлів статора і ротора турбогенератора в номінальному режимі навантаження

Об'єкт дослідження	Найменування зони	Температура, °С
Статор	Нижній стержень обмотки, максимум	68,4
	Верхній стержень обмотки, максимум	81,1
	Сталь зубців, максимум	72,8
	Сталь ярма, максимум	70,2
	Дистилят на виході з стержня:	
	нижнього	53,0
	верхнього	58,7
Ротор	Обмотка ротора, максимум	98,9
	Сталь зубців, максимум	87,6
	Сталь ярма	84,9
	Сталь великого зуба	70,8
	Водень на виході з обмотки	88,6
Гарячий водень на вході газоохолоджувача		51,6

Вихідними даними для розрахунку нагрівання турбогенератора слугували значення теплових та механічних втрат в елементах і вузлах статора й ротора машини. Основні втрати в міді стержнів обмотки статора, а також обмотки ротора рівномірно розподілилися між елементарними провідниками стержня обмотки статора та провідниками обмотки ротора як по висоті паза, так і по довжині обмотки, а втрати в ярмі та зубцях осердя статора — по об'ємах ярма та зубців. Додаткові втрати в міді стержнів обмотки статора розподілилися між верхнім і нижнім стержнями у співвідношенні 3:1. Додаткові втрати в сталі рівномірно розподілилися по верхньому шарі зовнішньої поверхні ротора та внутрішньої поверхні розточки статора як і механічні втрати, окрім втрат у підшипниках.

Результати розрахунку нагрівання основних вузлів статора й ротора турбогенератора в номінальному режимі навантаження при номінальному обсязі циркуляції дистиляту та температурах холодного дистиляту й холодного водню (40 °С) зведено в табл. 1. На рис. 1 наведено розраховункові значення температури для елементів статора й ротора турбогенератора в центральній частині машини.

Максимум температур зафіксовано в обмотці ротора. Слід додати, що позначка «максимум» щодо стержнів обмотки статора стосується боку турбіни, де підігрівання дистиляту в порожнистих провідниках сягає свого максимуму. У той же час максимум нагрівання сталі осердя статора виявлено в центральній частині — зоні викиду гарячого водню з обмотки ротора.

Для визначення припустимого зниження циркуляції дистиляту по стержнях обмотки статора проведено серію розрахунків при вказаних умовах для різних обсягів циркулюючого дистиляту. На рис. 2 наведено залежність максимальних температур стержня обмотки статора турбогенератора від обсягу дистиляту, циркулюючого через стержні обмотки статора при номінальному значенні тиску та нормальній циркуляції водню у корпусі статора.

Розрахунки свідчать, що максимально припустимого рівня нагрівання (155 °С для класу нагрівостійкості ізоляції *F*) стержні обмотки статора досягають при витраті дистиляту 0,25 номінального.

Аварійний режим із втратою циркуляції дистиляту в порожнистих провідниках обмотки статора та зниженням тиску водню в корпусі генератора розглядали для режиму вихідного навантаження, параметри якого такі:

Активна потужність турбогенератора, відн. од.	0,85
Реактивна потужність турбогенератора, відн. од.	0,14
Напруга турбогенератора, відн. од.	1,0
Струм обмотки статора, А	0,72
Струм обмотки ротора, А	0,6
Надлишковий тиск водню в корпусі, відн. од.	0,875
Витрата дистиляту обмотки статора, відн. од.	1,3
Температура водню на виході з газоохолоджувачів, °С	43,0
Температура дистиляту при вході в обмотку статора, °С	32,0

При проведенні розрахунку нагрівання елементів і вузлів машини у передаварійному режимі деякі вихідні дані перераховували відповідно до наведених параметрів. Втрати в сталі осердя статора й ротора та механічні втрати залишили незмінними, оскільки турбогенератор працював при майже номінальній напрузі та номінальних обертах ротора. Активні втрати в міді стержнів обмотки статора і обмотки ротора перераховані пропорційно квадрату дійсних токів з урахуванням їх

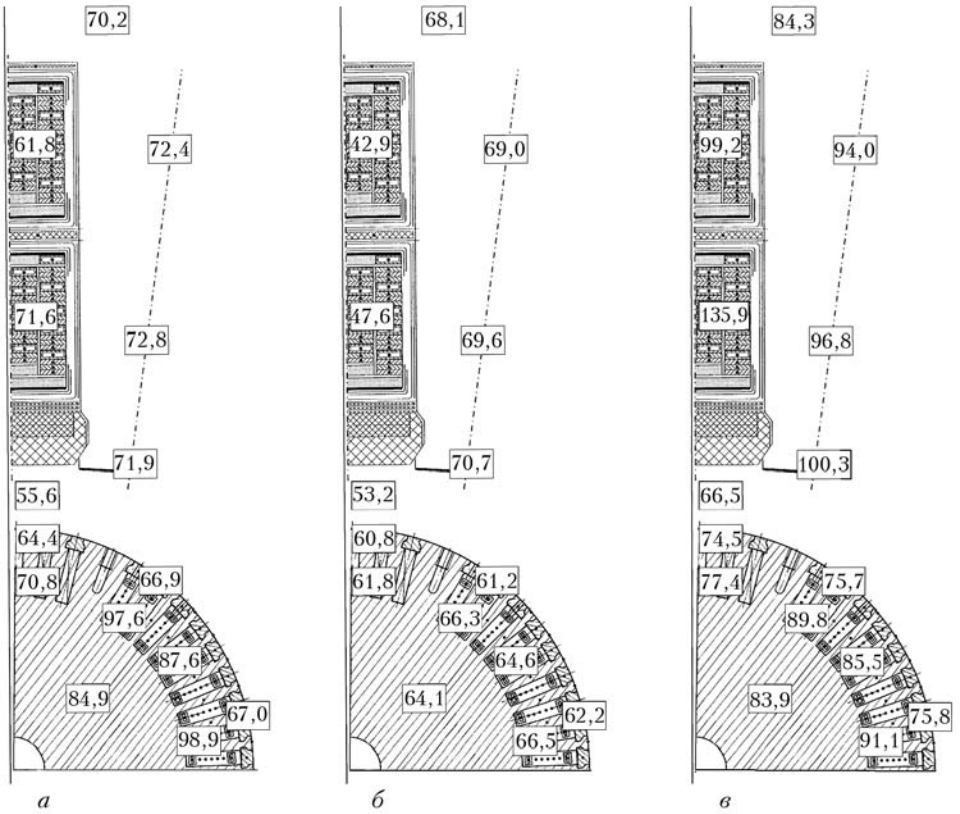


Рис. 1. Розрахункові рівні нагрівання (°С) елементів статора й ротора турбогенератора в центральній частині при номінальному навантаженні (*а*), у вихідному режимі (*б*) та при витраті 0,07 та тиску водню 0,225 їх номінальних значень (*в*)

залежності від дійсної температури через коефіцієнт

$$K_T = \frac{235 + \theta_p}{235 + \theta_0}, \qquad (1)$$

де θ_0 — базовий рівень температури міді (75 °С); θ_p — поточна розрахункова температура.

Коефіцієнти тепловіддачі основних теплообмінних поверхонь перераховували відповідно до витрат дистиляту та тиску водню у корпусі статора. Теплофізичні характеристики матеріалів залишили такими ж, як і при розрахунку номінального режиму навантаження.

Результати розрахунку рівнів нагрівання основних вузлів статора й ротора турбогенератора у передаварійному режимі зведено в табл. 2. На рис. 1, *б* наведено розрахункові значення температур для елементів статора й ротора турбогенератора в центральній частині машини.

У реальних умовах при зазначеному навантаженні масимальна температура сталі осердя статора, зафіксована по термометрах опору на дні паза, становила 73 °С, температура дистиляту на виході із обмотки — 45 °С, стержнів обмотки по термометрах між ними — 60 °С. Порівняння з розра-

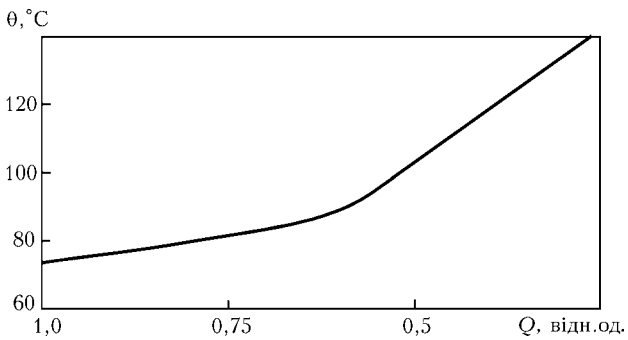


Рис. 2. Залежність максимальної температури обмотки статора від витрати дистилляту

Таблиця 2. Результати розрахунку нагрівання основних елементів і вузлів статора й ротора турбогенератора у вихідному режимі

Об'єкт дослідження	Найменування зони	Температура, °С
Статор	Нижній стержень обмотки, максимум	45,7
	Верхній стержень обмотки, максимум	51,5
	Сталь зубців, максимум	70,7
	Сталь ярма, максимум	68,1
	Дистилят на виході з стержня:	
	нижнього	37,5
	верхнього	39,9
Ротор	Обмотка ротора, максимум	66,5
	Сталь зубців, максимум	64,6
	Сталь ярма	64,1
	Сталь великого зуба	61,8
	Водень на виході з обмотки	63,2
Гарячий водень на вході газоохолоджувача		51,6

хунковими значеннями свідчить про адекватність моделі. Підвищені реальні значення температури дистиляту на виході з обмотки та стержнів пов'язані з неврахуванням підігрівання дистиляту в з'єднувальних і вивідних шинах та впливом нагрівання сталі на показання термометрів опору між стержнями.

Як і у випадку номінального навантаження, максимум температур зафіксовано в обмотці ротора. Позначка «максимум» щодо стержнів обмотки статора, як і раніше, стосується боку турбіни, де підігрівання дистиляту в порожнистих провідниках сягає свого максимуму. Максимум нагрівання сталі осердя статора виявлено в центральній частині — зоні викиду гарячого водню з обмотки ротора.

Як аварійний режим розглянули зниження витрати дистиляту від 1,3 до 0,07 з одночасним зниженням надлишкового тиску водню із 0,875 до 0,225 їх номінальних значень. Коефіцієнти тепловіддачі основних теплообмінних поверхонь перераховували відповідно до реальних значень витрат дистиляту та тиску водню у корпусі статора.

Результати розрахунку нагрівання основних вузлів статора і ротора турбогенератора в аварійному режимі наведено в табл. 3. На рис. 1, *в* показано розподіл рівня нагрівання у центральній частині статора й ротора.

У реальних умовах через 144 с після виникнення пошкодження температура сталі осердя статора становила 103, дистиляту на виході з обмотки — 121, гарячого водню — 58 °С, що відповідає розрахунковим температурам з урахуванням процесу природного охолодження машини після її відключення від мережі.

Таким чином, температура дистиляту на виході з обмотки статора досягла точки кипіння води, незважаючи навіть на підвищений тиск, під яким дистилят подається в обмотку. Особливо це стосується верхнього стержня, температура якого з боку турбіни на 40–60 °С вища за температуру нижнього стержня.

Теплообмін у каналах порожнистих провідників стержнів обмотки при виникненні бульбашкового та плівкового кипіння суттєво ускладнюється. Як свідчать експериментальні дослідження [7], процес переходу з рідинного режиму до повного випаровування в елементарному порожнистому провіднику відбувається завжди лавиноподібно і триває кілька секунд. Перехід характеризується коливаннями витрати дистиляту, частими гідравлічними ударами, різким падінням витрат дистиляту на вході.

Поява двофазного режиму течії, як правило, призводить до закупорювання елементарних порожнистих провідників паровою пробкою. Лише незначна частка втрати напору (близько 0,22–0,3 %) припадає на ділянки каналу з рідкою фазою, а переважна — на ділянки з двофазною течією й паровою фазою (майже 99,7 %) [7]. При цьому тепловий баланс відводу тепла в стержні такий: 77 % складає пароутворення; 14 % — нагрівання дистиляту, 9 % — перегрів пари. Причому втрати, що відводяться в режимі утворення парової пробки, становлять лише 21,7 % від тих, що виділяються в стержні, а інші йдуть на його нагрівання.

Якщо врахувати перерозподіл теплового балансу при появі двофазового режиму течії дистиляту в каналах порожнистих провідників [7, 8], то можна вважати, що інтенсивність відведення (коефіцієнт тепловіддачі) тепла від елементарних провідників знижується більше, як у 4 рази.

Результати розрахунку температур нагрівання основних елементів турбогенератора в умовах двофазного режиму течії дистиляту в каналах елементарних порожнистих провідників стержнів обмотки статора наведено в табл. 4.

Максимальна температура верхнього стержня обмотки при цьому сягає 356 °С, що призводить до прискореного теплового старіння ізоляції. Орієнтовно ресурс корпусної ізоляції стержня при такій температурі можна оцінити за законом Вант Гоффа–Арреніуса [9]

$$\ln T = \frac{B}{\theta} + G = \frac{1{,}27\cdot 10^4}{629} - 19{,}7 = 0{,}49, \qquad (2)$$

де $B = 1{,}27\cdot 10^4$ К — відношення енергії активації молекул до універсальної газової сталої для ізоляції класу F; $\theta = 356 + 273$ К — абсолютна температура ізоляції; $G = 19{,}7$ — коефіцієнт, що характеризує ефективність взаємодії молекул для ізоляції класу F.

Таким чином, із формули (2) випливає, що

$$T = 1{,}63 \text{ год}, \qquad (3)$$

Таблиця 3. Розрахункові рівні нагрівання турбогенератора при витраті дистиляту 0,07 та тиску водню 0,225 їх номінальних значень

Об'єкт дослідження	Найменування зони	Температура, °С
Статор	Нижній стержень обмотки, максимум	149,3
	Верхній стержень обмотки, максимум	212,6
	Сталь зубців, максимум	100,3
	Сталь ярма, максимум	84,3
	Дистилят на виході з стержня: нижнього	132,2
	верхнього	185,3
Ротор	Обмотка ротора, максимум	91,1
	Сталь зубців, максимум	85,5
	Сталь ярма	83,9
	Сталь великого зуба	77,4
	Водень на виході з обмотки	84,7
Гарячий водень на вході газоохолоджувача		63,4

Таблиця 4. Результати розрахунку температур нагрівання турбогенератора при виникненні двофазного режиму течії дистиляту в каналах порожнистих провідників стержня обмотки статора

Об'єкт дослідження	Найменування зони	Температура, °С
Статор	Нижній стержень обмотки, максимум	210,7
	Верхній стержень обмотки, максимум	356,0
	Сталь зубців, максимум	114,4
	Сталь ярма, максимум	87,3
	Показання термометрів опору:	
	між стержнями	252,7
	на дні паза	96,2
Ротор	Обмотка ротора, максимум	91,2
	Сталь зубців, максимум	85,8
	Сталь ярма	84,3
	Сталь великого зуба	78,0
	Водень на виході з обмотки	84,8
Гарячий водень на вході газоохолоджувача		64,7

тобто при температурі стержня обмотки статора 356 °С ресурс ізоляції в $1 \cdot 10^7$ разів менший, ніж у номінальному режимі навантаження (при 75 °С — $19{,}6 \cdot 10^6$ год).

Необхідно зазначити, що наведений у формулах (2) і (3) розрахунок стосується лише теплового старіння. У той же час суттєвий вплив на процес руйнування ізоляції мають циклічні знакозмінні навантаження електричного, механічного та термомеханічного характеру, що виникають під дією вібрацій різного походження, у тому числі в перехідних режимах.

Таким чином, ресурс ізоляції, розрахований за законом Вант Гоффа–Арреніуса, в дійсності має бути меншим.

Висновки

1. Проведені на розроблених математичних моделях розрахунки теплового стану елементів вузлів статора й ротора потужного турбогенератора свідчать, що при нормальній роботі систем охолодження в номінальному режимі навантаження максимум нагрівів зафіксовано в обмотці ротора — 98,9 °С (температура холодного водню 40 °С) у центральній зоні ротора. Максимальна температура верхніх стержнів обмотки статора при цьому сягає 81,1 (температура холодного дистиляту 40), дистиляту на зливі зі нижнього стержня — 53,0, верхнього — 58,7, сталі осердя статора — 72,8, сталі поковки ротора — 87,6 °С.

2. Втрата охолодження — падіння витрати дистиляту через обмотку від 1,3 до 0,07 з одночасним поступовим зниженням тиску водню в корпусі статора від 0,875 до 0,225 їх номінальних значень є небезпечним для корпусної ізоляції обмотки статора, особливо верхніх стержнів.

3. Невідкладна зупинка генератора при зниженні витрати дистиляту через стержні обмотки статора до 0,6 її номінального значення (відповідно до нормативної документації) є обов'язковою та необхідною умовою запобігання серйозних ушкоджень машини, зменшення матеріальних збитків.

1. *Журалев С.В., Самородов Ю.Н.* Характерные дефекты турбогенераторов, обнаруженные в эксплуатации // Совершенствование организации эксплуатации и повышение надежности турбогенераторов: Сб. докл. науч.-техн. семинара (Москва, 4–6 октября 2005 г.). — М.: ВНИИЭ, 2005. — С. 21–26.
2. *Счастливый Г.Г., Федоренко Г.М., Выговский В.И.* Турбо- и гидрогенераторы при переменных графиках загрузки. — Киев: Наук. думка, 1985. — 208 с.
3. *Электрические* машины с жидкостным охлаждением / Г.Г. Счастливый, Г.М. Федоренко, В.И. Терешонков, В.И. Выговский. — Киев: Наук. думка, 1989. — 288 с.
4. *Хуторецкий Г.М., Токов М.И., Толвинская Е.В.* Проектирование турбогенераторов. — Л.: Энергоатомиздат, 1987. — 256 с.
5. *Борисенко А.И., Данько В.Г., Яковлев А.И.* Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах. — М.: Энергия, 1974. — 560 с.
6. *Борисенко А.И., Костиков О.Н., Яковлев А.И.* Охлаждение промышленных электрических машин. — М.: Энергоатомиздат, 1983. — 296 с.
7. *Hlavac J.* Prehrate statorove vinuti s vodnim chlazenim // Elektrotechnicky obzor. — 1976. — № 7. — S. 386–389.
8. *Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П.* Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). — М.: Энергоатомиздат, 1984. — 216 с.
9. *Ермолин Н.П., Жерихин И.П.* Надежность электрических машин. — Л.: Энергия, 1976. — 248 с.

ПРОЕКТ 5.11

Підвищення ресурсу існуючих золоуловлювачів шляхом створення системи керування агрегатом живлення та механізмом струшування ЕСФ та реконструкції мокрого скрубера на електроскрубер

УДК 66.074.48

ШЛЯХИ ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ ІСНУЮЧИХ ЗОЛОУЛОВЛЮВАЧІВ НА ТЕС УКРАЇНИ

І.А. ВОЛЬЧИН, А.К. КАРАЦУБА, О.М. КОЛОМІЄЦЬ, кандидати техн. наук, **Л.М. РУДЕНКО**, інж.
(Ін-т вугільних енерготехнологій НАН України)

Проведено реконструкцію існуючого пилоочисного устакування з підвищенням ресурсу його роботи є маловитратним заходом, що дозволить існуючим вугільним енергоблокам тривалий час працювати з дотриманням державних екологічних вимог аж до проведення великомасштабної реконструкції основого та газоочисного обладнання. Для підвищення ефективності існуючих електрофільтрів пропонується впровадити нові системи керування агрегатами живлення та механізмами струшування. Для мокрих скруберів запропоновано проведення їх реконструкції з використанням мокрого електрофільтра як апарата кінцевого очищення.

Ключові слова: *теплоенергетика, золоуловлення, електрофільтр, мокрий скрубер*

Більша частина газоочисного устаткування ТЕС України була встановлена у 1960–1970-х роках. Вона не відповідає сучасним екологічним вимогам і потребує реконструкції та технічного переозброєння. Очищення димових газів котельних агрегатів від оксидів сірки та азоту на всіх теплових електростанціях України відсутнє. На вугільних котлоагрегатах здійснюється лише очищення димових газів від золи в електрофільтрах, мокрих золоуловлювачах або батарейних циклонах. Структурний склад пилоочисного обладнання на ТЕС України такий: 61,7 % енергетичних потужностей вугільних ТЕС України укомплектовано електростатичними фільтрами (ЕСФ), 35,7 % — мокрими золоуловлювачами і тільки 2,6 % — батарейними циклонами.

Електростатичне осадження пилу є основним способом уловлення частинок леткої золи на теплових електростанціях України. ЕСФ встановлені на вугільних енергоблоках потужністю 200, 300 та 800 МВт. Питомі капітальні витрати на спорудження нового електрофільтра на місці старого становлять 150–200 грн. на 1 кВт електричної потужності енергоблоку, тобто для блоку потужністю 200 МВт вартість нових електрофільтрів становить 30–40 млн грн. Така сума може бути виділена лише при проведенні масштабної реконструкції енергоблоку, що розрахована на подовження роботи блоку ще на 15–25 років. Але існуюче пилоочисне устаткування на ТЕС України має забезпечувати дотримання поточних технологічних нормативів допустимих викидів твердих частинок. Для цього достатньо здійснити маловитратну реконструкцію існуючих золоуловлювачів. Прикладом таких заходів є реконструкція електрофільтрів типу ПГДС-4-70 енергоблоку № 8 Бурштинської ТЕС [1, 2], під час якої було виконано такі заходи: заміна осаджувальних та коронуючих електродів; заміна системи керування агрегатом живлення; установлення пристроїв управління механізмом струшування електродів; установлення жалюзійних пилоконцентраторів та передзарядки на газорозподільну решітку; удосконалення систем пневматичного та гідравлічного золовидалення.

Вартість реконструкції ЕСФ становила близько 8 млн грн. (станом на 2002 р.), при цьому ККД уловлення зріс з 91,5 до 97,3 %. При заміні осаджувальних електродів було збільшено їхню кількість, що збільшило площу осадження, отже, й ефективність пилоуловлення. Теоретично ефективність електростатичного осадження описується формулою Дейча [2]:

$$\eta = 1 - \exp\left(-\frac{w S_{col}}{G_{FG}}\right) = 1 - \exp\left(-\frac{w S_{col}}{u_g F}\right), \qquad (1)$$

де w — швидкість дрейфу заряджених частинок пилу, м/с; S_{col} — площа осаджувальних електродів, м^2; G_{FG} — витрата димових газів, м^3/с; u_g — швидкість димових газів у електрофільтрі, м/с; F — площа перерізу електрофільтра, м^2.

Ефективність η буде тим більшою, чим вище швидкість дрейфу заряджених частинок w та площа осадження S_{col} і чим менша витрата димових газів G_{FG}. Витрата димових газів G_{FG} визначається процесом спалювання палива. Вона залежить від температури димових газів перед ЕСФ та вмісту кисню у них. Чим вище температура димових газів та рівень паразитних присмоктів повітря $\Delta\alpha$, тим більше значення G_{FG}. Площу осадження S_{col} можна збільшити лише екстенсивним шляхом —

© І.А. ВОЛЬЧИН, А.К. КАРАЦУБА, О.М. КОЛОМІЄЦЬ, Л.М. РУДЕНКО, 2009

збільшити кількість електродів, їх висоту та довжину електрофільтра (наростити додаткове поле). Це дорогий захід, при маловитратній реконструкції він може бути виконаний у дуже малих межах.

Найбільший потенціал у зростанні ефективності електростатичного осадження закладено у підвищенні швидкості дрейфу заряджених частинок пилу. Для частинок великих розмірів (діаметрів) $d > 1$ мм, що заряджаються направленим потоком іонів та електронів, швидкість дрейфу визначається рівнянням [3, 4]

$$w = \frac{4\pi\varepsilon_0}{3\pi\mu}\,\frac{3\varepsilon}{\varepsilon+2}\,E_0 E_x d, \qquad (2)$$

де ε_0 — діелектрична константа, що дорівнює $8{,}85\cdot10^{-12}$ Кл^2/(Н·м^2); ε — відносна діелектрична стала матеріалу частинки; E_0 — напруженість поля коронного розряду, В/м; E_x — напруженість електричного поля у міжелектродному проміжку, В/м; d — розмір (діаметр) частинки пилу, м; μ — динамічна в'язкість газу, Па·с.

У разі дифузійної зарядки дрібних частинок швидкість дрейфу дорівнює

$$w = \frac{10^8 e}{3\pi\mu}\,E_x, \qquad (3)$$

де e — елементарний заряд, що дорівнює $1{,}6\cdot10^{-19}$ Кл.

Швидкість дрейфу великих частинок пропорційна добутку напруженості поля E_0 коронного розряду та напруженості електричного поля E_x у міжелектродному проміжку. Ці значення будуть найвищими, коли електрофільтр працюватиме на максимально можливій напрузі на коронуючому електроді (у передіскровому або передпробійному режимі). Саме на пошуку максимально можливої напруги (чи зміні знаку його часової похідної) на коронуючому електроді грунтується алгоритм роботи автоматичного регулятора напруги агрегатів живлення електрофільтрів АРН-МП на мікропроцесорній основі. Очікується приростання ефективності пиловловлення на рівні 1,5 %. На рис. 1 представлено зовнішній вигляд електричної шафи із трьома регуляторами АРН-МП, які встановлені на електрофільтрах енергоблоку № 4 Бурштинської ТЕС. Він також обладнаний схемами керування механізмами періодичного струшування електродів, принцип роботи яких грунтується на визначенні оптимального часу струшування електродів. Струшування електродів є необхідною складовою роботи ЕСФ, тому що накопичений пил починає екранувати самі електроди. Це призводить до зниження швидкості дрейфу w заряджених частинок пилу [3]. Зміну швидкості дрейфу залежно від товщини шару на електроді можна описати лінійною апроксимацією



Рис. 1. Електрична шафа з автоматичними регуляторами напруги агрегатів живлення електрофільтрів АРН-МП

$$w = w(0)(1 - kl), \qquad (4)$$

де $w(0)$ — швидкість дрейфу за відсутності пилу на електроді ($l = 0$), м/с; l — товщина шару пилу на електроді, мм; k — коефіцієнт пропорційності.

При струшуванні електродів має місце відрив частинок пилу від агломератів, що утворилися на поверхні електродів, так званий вторинний винос пилу, що призводить до зменшення ефективності роботи ЕСФ [3, 4]. Тому час між струшуванням має бути максимально можливим настільки, щоб накопичення шару суттєво не впливало на роботу електрофільтра та зменшився вторинний винос пилу. Час між струшуваннями може визначатися автоматично (за запитом самого золоуловлювача або за програмою, заданою оператором) або вручну (за командою оператора). Тривалість струшування визначається програмою, яка задається оператором.

Важливим моментом є виставлення пріоритетності струшування електродів по полях: якщо при роботі механізму струшування нижчого пріоритету наступив час роботи механізму струшування вищого пріоритету, то система забезпечує тимчасове припинення роботи механізму струшування нижчого пріоритету до завершення струшування електродів поля вищого пріоритету [4]. Для чотирьохпольного електрофільтра найвищий пріоритет має друге поле, найнижчий — четверте. Перше поле струшується в автономному режимі. У разі застосування трьохпольного електрофільтра найвищий пріоритет має перше поле, найнижчий — третє.

Оператор може запрограмувати періоди струшування τ_{rap} та час між струшуваннями τ_{dr} для кожного поля електрофільтра на основі даних випробувань ЕСФ. Чисто автоматичний режим струшування реалізується за командою на струшування за запитом поля, який може надходити від датчиків, що працюють за ваговим, високочастотним або ємнісним принципом [4], а також за сигналом від автоматичного регулятора напруги агрегату живлення відповідного поля електрофільтра.

При роботі електрофільтра на осаджувальному електроді відбувається накопичення шару пилу. Якщо прийняти припущення про рівномірність осадження частинок пилу на електроді (рис. 2), то на ньому виникає різниця потенціалів, яку можна визначити за формулою [5]

$$U_l = 10^{-3}\rho_{ash} j_{cor}\, l \text{ [В]}, \qquad (5)$$

де ρ_{ash} — питомий опір частинок золи, Ом·м; j_{cor} — поверхнева густина струму, А/м^2.

В разі накопичення пилу товщиною l на електроді відбувається певне екранування електрода шаром пилу, на який припадає різниця потенціалів U_l, рушійною силою буде різниця потенціалів не між коронуючим та осаджувальним електродами U, а між коронуючим електродом та поверхнею шару пилу:

$$U_1 = U - U_l = U - 10^{-3}\rho_{ash} j_{cor} l \text{ [В]}. \qquad (6)$$

Саме різниця потенціалів U_l буде формувати електричні поля коронного розряду E_0 та міжелектродного проміжку E_x, тому зростання товщини шару призводить до погіршення роботи ЕСФ. Особливо це стосується високоомної золи ($\rho_{ash} > > 10^{10}$ Ом·м), при накопиченні певного шару пилу якої спостерігається таке негативне явище, як зворотна корона [3, 5].

Шляхом підвищення напруги на коронуючому електроді можна компенсувати негативний вплив накопичення шару пилу на осаджувальному електроді. Граничним значенням підйому напруги U_0 буде початок іскріння перед пробоєм міжелектродного проміжку. У разі уловлення високоомної золи граничне значення підйому напруги визначається появою зворотної корони.

Таким чином, гранична товщина шару на електроді визначатиметься як

$$l_0 = 10^3 \frac{U_0 - U_1}{j_{cor}\rho_{ash}} \text{ [мм]}. \qquad (7)$$

При діагностиці початку іскріння (чи зміни знаку часової похідної напруги) в агрегаті живлення автоматичним регулятором напруги формується сигнал у пристрій керування механізмом струшування, що досягнута критична товщина шару і можна почати процес очищення електродів відповідного поля. Тобто діагностика накопичення пилу реалізується без залучення додаткових датчиків.

Час між струшуваннями τ_d визначається інтегральним рівнянням

$$\tau_d = 10^3 \frac{\mu_{ash} S_{col}}{G_{in} G_{FG}} \int_0^{l_0} \frac{dl}{\eta} = \\ = 10^3 \frac{\mu_{ash} S_{col}}{C_{in} G_{FG}} \left[l_0 + \int_0^{l_0} dl \left(\frac{1-\eta}{\eta} \right) \right] \text{ [с]}, \qquad (8)$$

де μ_{ash} — насипна густина золи, кг/м^3; C_{in} — вхідна концентрація твердих частинок золи, мг/м^3.

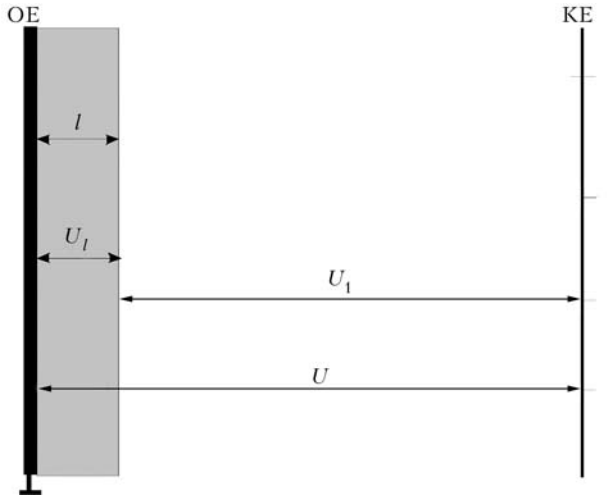


Рис. 2. Розподіл потенціалів у міжелектродному проміжку ЕСФ: ОЕ — осаджувальний електрод; КЕ — коронуючий електрод

Час між струшуваннями τ_d пропорційний площі осадження, насипній густині золи та граничній товщині шару, він зменшується в разі зростання витрати димових газів та вхідної концентрації пилу. Очевидно, що для кожного наступного поля час між струшуваннями буде більший, оскільки зменшуватиметься вхідна концентрація частинок пилу.

Чим нижче ефективність пиловловлення η, тим більший потрібен час до накопичення потрібної для струшування маси золи. Але залежність часу між струшуваннями від ефективності пилоуловловлення є складною, оскільки ефективність пилоуловловлення залежить від швидкості дрейфу, яка у свою чергу падає, і значенням товщини шару на електроді. Пристрій керування механізмами струшування електродів дає команду на струшування електродів відповідного поля через часовий проміжок, що є найменшим значенням між часом τ_d, «визначеним» автоматичним регулятором напруги агрегату живлення, та часом τ_{dr}, запрограмованим оператором:

$$\tau_\Delta = \min(\tau_d, \tau_{dr}) \text{ [с]}. \qquad (9)$$

Базуючись на викладених положеннях було виконано технічне завдання та розроблено алгоритм та макет системи керування агрегатом живлення поля електрофільтра спільно з ЗАТ «Техенерго».

Мокрі скрубери як удосконалені інерційні золоуловлювачі отримали поширення в теплоенергетиці Україні на вугільних котлах паропродуктивністю від 100 до 640 т/год і були введені в експлуатацію у 1950–1960-х роках. У кінці 1960-х років всі мокрі скрубери були модернізовані з встановленням горизонтальних або вертикальних труб (коагуляторів) Вентурі (рис. 3). Проектна питома витрата води у мокрих золоуловлювачах типу МВ становить 0,12–0,18 л/м^3, на зрошення стінок краплеуловника має відпускатися до 0,05 л/м^3 [6, 7]. Перепад тиску в мокрому скрубері Вентурі в основному викликаний наявністю труби Вентурі і становить близько 1,5 кПа. Діапазон значень ефективності золоуловлення скруберів — від 86,3 до 96,0 %. Типовий діапазон вихідних температур

становить 65–80 °С, що на 11–26 °С вище за температуру точки роси. Середня ефективність золочищення мокрих скруберів Вентурі не перевищує 92 %.

При використанні мокрих скруберів із трубою Вентурі з великою витратою води (0,8–2,0 л/м^3) і високим перепадом тиску (0,3–2,0 кПа) можна досягти ефективності очищення вище 99 % [8], але при цьому відбувається падіння температури димових газів на виході скрубера нижче температури водяної точки роси (близько 50 °С), тому виникає потреба у додатковому нагріванні димових газів перед їх потраплянням у димосос і димову трубу, що є дуже затратним.

Мокрі скрубери ефективні, прості у виготовленні, стійкі в роботі, не забиваються золовими відкладеннями при подаванні достатньої кількості води у краплевловник. Капітальні витрати на їх спорудження значно менші, ніж для електростатичних та тканинних фільтрів, а обслуговування мокрих скруберів потребує мінімальних витрат. У теплоенергетиці України є досвід застосування таких апаратів для очищення димових газів від золи при витратах димових газів до 250000 м^3/год на апарат.

До недоліків мокрих скруберів відносяться низький ступінь пилоочищення, що не дозволяє досягнути сучасних європейських екологічних показників; використання значної кількості води для зрошування, що підвищує витрату води та енергії на власні потреби; високий гідравлічний опір, що підвищує витрату енергії на власні потреби; втрата можливості використання золи палива як товарного продукту; обмеження використання палива з високим вмістом CaO у золі.

Подальше збільшення ефективності золовловлення в скруберах Вентурі досягається в основному підвищенням ступеня коагуляції частинок пилу краплями вологи, яка пропорційна площі крапель води та часу перебування у трубі Вентурі [9]. Розмір крапель води, що утворюються у соплі Вентурі, залежить від швидкості газового потоку у соплі. Чим вище швидкість, тим менше краплі, тим більше їх кількість та їх загальна площа, але при цьому зростає гідравлічний опір. Зростання кількості води на зрошення краплеуловлювача дозволить зменшити винесення дрібних крапель із виходу золоуловлювача, які утворюватимуться при підвищенні швидкості газів у соплі Вентурі. Але при цьому можуть значно захолодитися димові гази, що не завжди виправдано з технічної та економічної точок зору.

Одним із варіантів покращання золоуловлення в мокрому скрубері є встановлення над краплеуловлювачем елементів мокрого коаксіального ЕСФ, який дуже ефективно уловлює саме краплі, оскільки вони добре заряджаються і мають високу швидкість дрейфу [6, 7–10], тобто перетворення його в електроскрубер.

Перевагами мокрого електрофільтра є робота в умовах 100%-ї вологості димових газів із наявністю в них крапель; незалежність від електричних та хімічних властивостей твердих частинок і вхідної температури димових газів; зменшення швидкості димових газів; усунення вторинного виносу пилу з електродів; робота без системи струшування і рухомих частин; високий вміст водяної пари у димових газах як електронегативного газу [6, 7–10].

З метою оцінки ефективності проведення реконструкції мокрого скрубера Вентурі розроблена математична модель такого аппарата та проведені модельні розрахунки [11]. Процес коагуляції частинок золи відбувається в трубі Вентурі, з якої газодисперсний потік тангенціально надходить у краплеуловлювач. За 0,36 с перебування у трубі Вентурі температура газопилового потоку знижується до 93 °С. Теплова енергія витрачається переважно на підігрів води, а випаровування крапель майже не відбувається. Температура крапель води та суспензії становить 50–53 °С. Уловлення крапель та частинок золи відбуватиметься як у краплеуловлювачі, так і в модулях мокрого електрофільтра. Модельні розрахунки показали життєздатність такого золоуловлювача, який матиме значно вищу ефективність порівнянно з прототипом. Було отримано, що загальна ефективність підвищується зі збільшенням часу перебування частинок в активній зоні електрофільтра. За час перебування у активній зоні мокрого електрофільтра τ = 0,5 с уловлюватиметься 41,34 маси пилу, а за τ = 4 с — 96,12 % (рис. 4). Ефективність зростатиме за рахунок підвищення ступеня уловлення частинок дрібних фракцій пилу. Оскільки в краплеуловлювачі за один оберт уловлюється близько 40 % дисперсної фази [6, 9], ефективності улов-

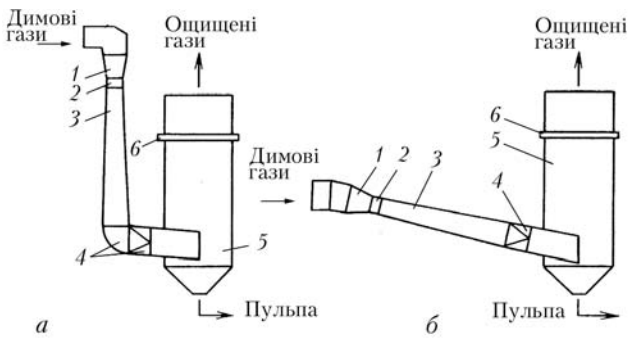


Рис. 3. Мокрий золоуловлювач з коагулятором Вентурі з вертикальною (*а*) чи горизонтальною (*б*) компоновкою труби Вентурі: *1* — конфузор труби Вентурі; *2* — горловина; *3* — дифузор; *4* — перехідна ділянка між трубою Вентурі та краплеуловлювачем; *5* — краплеуловлювач; *6* — колектор води для зрошування стінок краплеуловлювача

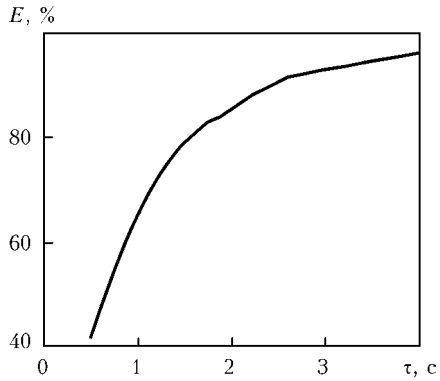


Рис. 4. Загальна ефективність *E* уловлення твердих частинок у ЕСФ

лення в мокрому електрофільтрі на рівні 96 % буде достатньо для отримання загальної ефективності пилоочищення реконструйованого мокрого золоуловлювача на рівні 99,5 %.

Проведені модельні розрахунки дозволили виконати концепцію реконструкції мокрих скруберів для вугільних котлів паропродуктивністю 500 та 640 МВт з подальшою розробкою технічного регламенту для здійснення проектних робіт. Концепцією передбачено розміщення корпусу мокрого електрофільтра замість верхньої частини краплеуловлювачів таким чином, щоб забезпечити близько 4 с перебування димових газів у активній зоні мокрого електрофільтра. Для підвищення ступеня коагуляції частинок пилу краплями вологи планується збільшити витрату води в коагулятор Вентурі до 0,25 л/м^3 при зростанні середньомедіанного розміру крапель вологи до 500 мкм. Це дозволить отримати вищу ефективність коагуляції при забезпеченні вихідної температури очищених димових газів на 15–20 °С вище водяної точки роси. Волога для омивання стінок краплеуловлювачів надходитиме з осаджувальних електродів, на яких має бути плівка води, що проводить електричний струм.

Враховуючи високу розчинність діоксиду сірки у воді та лужний характер золи в мокрому скрубері відбувається певне очищення димових газів від діоксиду сірки [9]. Оскільки потенціал освітленої води і золи як сорбенту є досить обмежений (з ефективністю зв'язування діоксиду сірки до 15 %), пропонується додатково вводити вапно або вапняк — димові гази. Сорбент може подаватися в пилоподібному вигляді пневматично або у верхню частину топки, або в газоходи перед конфузорами коагуляторів Вентурі. Хімічне зв'язування діоксиду сірки відбуватиметься головним чином у краплеуловлювачі та модулях мокрого електрофільтра. Оскільки час перебування димових газів у мокрому пилоуловлювачі як зоні реагування діоксиду сірки обмежений (близько 4 с), то для збільшення поверхні реагування слід уводити сорбенту в 1,5 раза більше, ніж за стехіометричним відношенням з отриманням ефективності десульфуризації на рівні 60 %.

У результаті здійснення процесу пилоуловлювання і десульфуризації в мокрому пилоуловлювачі отримуватимуть пульпу, що складається з води, леткої золи, вапняку, сульфітів і бісульфітів, яка направляється на золовідвал, де відбуватиметься процес окислювання сульфітів і бісульфітів до сульфатів.

Висновки

1. Для підвищення ефективності електрофільтра необхідне зростання швидкості дрейфу та забезпечення своєчасного струшування електродів від накопиченого шару пилу. Підвищення швидкості дрейфу досягається зростанням напруженості електричного поля коронного розряду та напруженості міжелектродного проміжку шляхом підвищення робочої напруги на коронуючих електродах до передпробійного стану. Саме на такому принципі базується запропонована система керування агрегатом живлення електрофільтра.

2. Наявність значного шару накопиченого пилу на електродах призводить до часткового екранування його потенціалу. Потрібно проводити струшування, але сам процес струшування сприяє вторинному виносу пилу у наступні поля. Необхідне своєчасне струшування для компенсації цих негативних ефектів. Тому розроблено алгоритм оптимального струшування між полями ЕСФ та створено діючий електронний макет системи керування механізмом струшування електродів як складової загальної системи.

3. Проведені на основі розробленої математичної моделі чисельні дослідження показали ефективність застосування мокрого електрофільтра як пилоуловлювального апарату навіть для частинок дисперсної фази менше за 5 мкм. При збільшенні часу перебування в активній зоні мокрого ЕСФ до 4 с загальна ефективність уловлення частинок золи досягатиме 99,5 % і вище.

4. Розроблено концепцію та технічний регламент реконструкції мокрих скруберів вугільних котлів паропродуктивністю 500 і 640 МВт на апарати комплексного очищення димових газів від золи з ефективністю 99,5 % за рахунок використання мокрих електрофільтрів та діоксиду сірки з ефективністю близько 60 % за рахунок збільшення витрати вологи на зрошення в трубі Вентурі та зв'язування діоксиду сірки сорбентом (вапном чи вапняком), що вводиться перед коагулятором Вентурі.

1. *Досвід* маловитратної реконструкції електрофільтрів / С.Г. Доманський, Т.П. Пироженко, Б.Р. Явровський та ін. // Новини енергетики. — 2004. — № 4. — С. 52–56.
2. *Воловик О.В., Вольчин І.А., Руденко Л.М.* Пристрій керування механізмами струшування електродів // Энергетика и электрификация. — 2003. — № 8. — С. 40–43.
3. *Страус В.* Промышленная очистка газов. — М.: Химия, 1981. — 616 с.
4. *Алиев Г. М.-А.* Техника пылеулавливания и очистки промышленных газов: Справ. — М.: Металлургия, 1986. — 544 с.
5. *РД РТМ 26-14-2–80* «Нормативный метод расчета электрофильтров для теплоэнергетики». — Семибратовский филиал НИИОгаз, 1980. — 60 с.
6. *Дымовые* электрофильтры / В.И. Левитов, И.К. Решидов, В.М. Ткаченко и др. / Под ред. В.И. Левитова. — М.: Энергия, 1980. — 448 с.
7. *Справочник* по пыле- и золоулавливанию / М.И. Биргер, В.Ю. Вальдберг, Б.И. Мягков и др. / Под ред. А.А. Русанова. — М.: Энергоатомиздат, 1983. — 312 с.
8. *Integrated* pollution prevention and control (IPPC): Reference document on best available techniques for large combustion plants. July 2006. Institute for Prospective Technological Studies (Seville) Technologies for Sustainable Development European IPPC Bureau.
9. *Охрана* воздушного и водного бассейнов от выбросов тепловых электростанций / Л.А. Рихтер, Э.П. Волков, В.Н. Покровский / Под ред. П.С. Непорожнего. — М.: Энергоиздат, 1981. — 296 с.
10. *Очистка* газов и воздуха от пыли в химической промышленности / П.А. Коузов, А.Д. Мальгин, Г.М. Скрябин. — СПб: Химия, 1993. — 320 с.
11. *Вольчин І.А., Коломієць О.М.* Концепція реконструкції мокрого скрубера Вентурі // Енергетика та електрифікація. — 2008. — № 6. — С. 61–65.

Розділ 6
Створення систем моніторингу технічного стану трубопроводів і об'єктів газо- та нафтопереробної промисловості

Керівник розділу — чл.-кор. НАН України А.Я. Красовський

Другий трирічний цикл розробок проектів розділу 6 програми «Ресурс» присвячено вирішенню важливої для господарства України проблеми — подальшому розвитку та вдосконаленню систем для безперервного і періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів та об'єктів нафтопереробної промисловості з метою подовження їх ресурсу. Належну увагу приділено впровадженню розробок у відповідні галузі господарства України з метою оцінки фактичного стану та подовження ресурсу об'єктів тривалої експлуатації.

В межах проекту 6.1 «Створення інформаційно-аналітичної системи для безперервного і періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів з метою подовження їх ресурсу та оптимізації відновлювальних і діагностичних робіт» в Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України розроблено загальну архітектуру та розрахункові алгоритми інформаційно-аналітичної системи (ІАС) для оцінки технічного стану магістральних трубопроводів. Оригінальні розрахункові модулі ІАС побудовано з урахуванням сучасних вимог, що висуваються до комп'ютерних систем на основі вітчизнянних та міжнародних стандартів. Система дозволяє здійснювати інтеграцію даних, які отримані з різних джерел, проводити аналіз міцності та довговічності труби з експлуатаційними дефектами та виконувати оцінку стану корозійного захисту. На основі отриманих результатів за допомогою системи ІАС приймаються рішення щодо призначення ремонтних заходів. Розроблено методику оцінки міцності та довговічності трубопроводів на основі двокритеріальної діаграми руйнування за наявності стрес-корозійних дефектів. Встановлено систему коефіцієнтів надійності з регламентуванням допустимого коефіцієнту запасу міцності та запропоновано процедуру розрахунку реального коефіцієнту запасу міцності труби за наявності стрес-корозійного дефекту. Для ранжування дефектів за ступенем небезпеки запропоновано систему їх оцінки та методику прийняття рішень залежно від коефіцієнту запасу міцності.

В якості практичної реалізації процедури розрахунку довговічності труб з експлуатаційними дефектами на замовлення філії «Придніпровські магістральні нафтопроводи» ВАТ «Укртранснафта» проведено аналіз режимів роботи магістрального нафтопроводу «Кременчук–Херсон» за 2007 р. з розрахунком кількості переходів на різні режими перекачування нафти, з оцінкою поширення втомних тріщин та визначенням пошкоджуваності трубопроводу. Запропоновано важливі уточнення до регламенту експлуатації нафтопроводу на 2008–2009 рр.

На замовлення УДП «Укрхімтрансаміак» виконано дослідження можливості підняття робочого тиску на магістральному аміакопроводі «Тольяті–Одеса» (територія України) у зв'язку з необхідністю збільшення його пропускної спроможності. Визначено статистичні дані параметрів експлуатації, побудовано тренди зміни цих параметрів у часі для визначення основних тенденцій у майбутньому. Виконано гідравлічні розрахунки з визначенням внутрішнього тиску по трасі трубопроводу з урахуванням реальних коефіцієнтів гідравлічного опору та профілю траси аміакопроводу. Проведено імовірнісний аналіз безпеки експлуатації аміакопроводу з постульованими експлуатаційними дефектами, здійснено оцінку поточного технічного стану та його зміни у майбутньому шляхом порівняння значень імовірностей руйнування. Запропоновано конкретні технічні та організаційні заходи для забезпечення безаварійної експлуатації аміакопроводу з підвищеним тиском.

Для об'єктів газо- та нафтопереробної промисловості з метою підвищення надійної і безпечної експлуатації трубопроводів гідроочищення сировини і риформінгу реакторних блоків установок каталітичного риформінгу, по яких транспортуються го-

рючі і вибухонебезпечні середовища, що містять від 60 до 90 об. % водню в суміші з рідкими чи пароподібними вуглеводами, сірководнем та іншими компонентами, в Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України розроблені методичні підходи до експертної оцінки їх технічного стану, які враховують довготривалий вплив водневовмістного робочого середовища високих параметрів на властивості хромомолібденових сталей, використаних у матеріальному оформленні трубопроводів. Результати експертних обстежень, які отримані з використанням розроблених методичних підходів, підтверджують їх ефективність при контролі технічного стану і оцінці придатності до безаварійної експлуатації технологічних трубопроводів гідрогенізаційних процесів. На нафтопереробних заводах України (зокрема, на ВАТ «Лукойл-Одесський НПЗ», АТ «НПК-Галичина», м. Дрогобич та на ВАТ «Нафтохімік Прикарпаття», м. Надвірна) апробовано створений методичний підхід до оцінки технічного стану технологічних трубопроводів реакторних блоків, який знайшов відображення в нормативно-правовому акті Держгіртехнагляду «Положення про порядок обстеження обладнання гідрогенізаційних процесів у нафтопереробному, нафтохімічному та хімічному виробництві».

В Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України (проект 6.2) досліджено характеристики основного металу та зварних з'єднань труб, що виготовлені способом високочастотного та дугового зварювання. Показана можливість виробництва труб із підвищеними характеристиками надійності на основі вдосконалення технологічних процесів та застосування високоякісної сталі. Визначена доцільність оцінки ефектів деформаційного старіння високоміцної трубної сталі у зонах технологічного або випадкового холодного пластичного деформування. Розроблені основні положення нормативного характеру щодо застосування труб підвищеної надійності та повторного використання труб, які експлуатувалися в магістральних трубопроводах. На основі багаторічних досліджень, набутого досвіду експлуатації магістральних трубопроводів з урахуванням міжнародної практики ІЕЗ ім. Є.О. Патона розроблені та погоджені з ДК «Укртрансгаз» та ВАТ «Укртранснафта» «Основні положення технічних вимог та правил контролю труб для магістральних нафтогазопроводів». Цей документ містить весь комплекс сучасних технічних вимог до газо- та нафтопровідних труб та правил їх контролю, що гармонізовані з міжнародними нормами.

Розроблено методику вивчення стрес-корозійного розтріскування (СКР) магістральних трубопроводів, яка полягає у відтворенні в лабораторних умовах комплексу факторів, що сприяють зародженню та розвитку СКР, та з'ясовано процеси зародження та розвитку стрес-корозійної тріщини в умовах впливу цих факторів на зразок. З комплексу факторів обрано такі: склад грунтового електроліту, захисний потенціал, напружено-деформований стан металу, циклічні термічні навантаження та наявність механічних пошкоджень труби. Отримано корозійно-електрохімічні характеристики процесу СКР. Виконавців проектів 6.1, 6.2 та 6.3 були включені до групи експертів, які досліджували причини останнього вибуху та виробляли рекомендації по запобіганню аварій на Черкаській ділянці магістрального газопроводу «Уренгой–Помари–Ужгород», що розташована на 25 км від виходу з компресорної станції 36 Іллінці Гайсинського ЛВУ МГ. В лабораторних дослідженнях використовували проби грунтового електроліту, які були відібрані в місці аварії на глибині залягання газопроводу, та зразки зруйнованої труби марки Х70.

Важливі наукові результати одержано в Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України (проект 6.3) при вирішенні проблеми врахування геометричної та фізичної нелінійностей при аналізі напружено-деформованого стану магістрального трубопроводу підземного розташування за наявності великих переміщень навколишнього середовища (поперечні і поздовжні зсуви та провали грунтів, танення вічної мерзлоти тощо). Трубопровід розглянуто одночасно як стрижневу систему, а в перерізі — як оболонкову конструкцію. Розроблено ефективну чисельну процедуру вирішення задачі Сен-Венана для оболонки з круговою віссю з урахуванням геометричної і фізичної нелінійності. Коректність розрахунків за розробленою процедурою перевірена на ряді точних рішень інших авторів, що розглядали як пружний, так і пластичний стан матеріалу трубопроводів. Метод застосовано для аналізу роботоздатності конкретних ділянок газопроводів України. Створено розрахункову модель та виконано розрахунок напружено-деформованого стану газопровода-відводу високого тиску до м. Тернівка в зоні впливу 942, 946, 1063 та 1067-ї лав шахти ім. Героїв космосу ВАТ «Павлоградвугілля», на основі чого виконано польове обстеження, розроблено та впроваджено рекомендації щодо забезпечення подальшої безаварійної експлуатації розглянутої ділянки трубопроводу.

В Інституті прикладних проблем механіки і математики ім. С.Я. Підстригача НАН України (проект 6.4) сформульована математична модель і на її основі розроблено метод для оцінки залишкового ресурсу зварного з'єднання труби нафтопроводу з тріщиною за реальних умов навантаження. Проаналізовано вплив віддалі тріщини від осі зварного шва на залишкову довговічність зварного з'єднання. Описана експериментальна методика для визначення характеристик матеріалу зварного з'єднання, які використані для обчислення його залишкового ресурсу.

Спільно Інститутом проблем міцності ім. Г.С. Писаренка та ІЕЗ ім. Є.О. Патона розроблено національний стандарт України ДСТУ-Н Б В.2.3-21–2008 «Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами». Стандарт прийнято та надано чинності з 01.01.2009 наказом Міністерства регіонального розвитку та будівництва України від 20 серпня 2008 р. № 376.

ПРОЕКТ 6.1а

Створення інформаційно-аналітичної системи для безперервного і періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів з метою продовження їх ресурсу та оптимізації відновлювальних і діагностичних робіт

УДК 539.4

ІНФОРМАЦІЙНО-АНАЛІТИЧНА СИСТЕМА ДЛЯ БЕЗПЕРЕРВНОГО І ПЕРІОДИЧНОГО МОНІТОРИНГУ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ

Чл.-кор. НАН України **А.Я. КРАСОВСЬКИЙ, І.В. ОРИНЯК,** д-р техн. наук, **С.А. РАДЧЕНКО**, канд. техн. наук, **М.В. БОРОДІЙ**, д-р техн. наук (Ін-т проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України)

Розроблені загальна архітектура та розрахункові алгоритми інформаційно-аналітичної системи (ІАС) для оцінки технічного стану магістральних трубопроводів. Оригінальні розрахункові модулі системи побудовані з урахуванням сучасних вимог, які висуваються до комп'ютерних систем на основі вітчизняних та міжнародних стандартів. Система дозволяє здійснювати інтеграцію даних, отриманих з різних джерел, проводити аналіз міцності та довговічності труби з експлуатаційними дефектами та виконувати оцінку стану корозійного захисту. На основі отриманих результатів за допомогою системи приймаються рішення щодо призначення ремонтних заходів.

Ключові слова: *магістральний трубопровід, напружено-деформований стан, експертна система, дефект, корозійний захист, ремонти*

Ресурс трубопроводу не може бути надійно визначений на стадії проектування, він повинен регулярно уточнюватись за даними моніторингу його технічного стану, результатами аналітичних та експертних оцінок, показниками надійності. Забезпечення ресурсу магістральних трубопроводів зумовлює необхідність виконання ряду аналітичних оцінок їх стану [1–3]. Проте на практиці застосування нормативних та теоретичних положень є складною справою, особливо для виробничих підрозділів, які займаються технічним обслуговуванням трубопроводів. З іншого боку необхідність збору, аналізу, зберігання та подання великих об'ємів інформації, а також залучення передових знань з різних галузей наук та широке використання інформаційних систем зумовлює розробку відповідних комп'ютерних експертних систем управління цілісністю. На даний час в галузі трубопровідного транспорту впроваджені геоінформаційні системи (ГІС) та системи паспортизації. Однак вони є лише сховищами даних і не дозволяють виконувати аналітичні або експертні оцінки на основі фізичних моделей взаємодії трубопроводу з середовищем з урахуванням режимів експлуатації, як це регламентують сучасні стандарти [4–6]. Виконані в рамках даного проекту роботи дозволили розробити архітектуру інформаційно-аналітичної системи та розрахункові модулі, які дають можливість на базі існуючих ГІС та систем паспортизації здійснювати оцінку показників міцності, довговічності та надійності ділянок трубопроводів для їх ефективного управління шляхом планування оптимальної кількості ремонтних та діагностичних заходів.

Архітектура інформаційно-аналітичної системи. При побудові комп'ютерної інформаційно-аналітичної системи (ІАС) постулюється, що ресурс трубопроводу залежить від пошкоджувальних факторів середовища, умов та режимів експлуатації; характеристик матеріалу, які зазнають змін в процесі експлуатації; наявності початкових та утворюваних в процесі експлуатації дефектів; ступеню достовірності отримуваної інформації. Також постулюється, що дані, необхідні для проведення аналітичних оцінок, можуть бути запозичені з різних джерел. Тому для взаємодії ІАС з існуючими комп'ютерними системами та сховищами даних передбачено функціонування модулю інтеграції даних. Цей модуль здійснює імпорт даних в систему з наступним заповненням її баз даних (БД). Архітектурна схема ІАС представлена на рис. 1.

Специфікою лінійної частини магістрального трубопроводу є його надзвичайна видовженість та підземне положення. Через це існують значні похибки стосовно прив'язки різних даних до поздовжньої координати трубопроводу. Саме модуль інтеграції даних дозволяє здійснювати прив'язку до єдиної вибраної користувачем координатної системи: проектних даних, даних внутрішньотрубних

© А.Я. КРАСОВСЬКИЙ, І.В. ОРИНЯК, С.А. РАДЧЕНКО, М.В. БОРОДІЙ, 2009

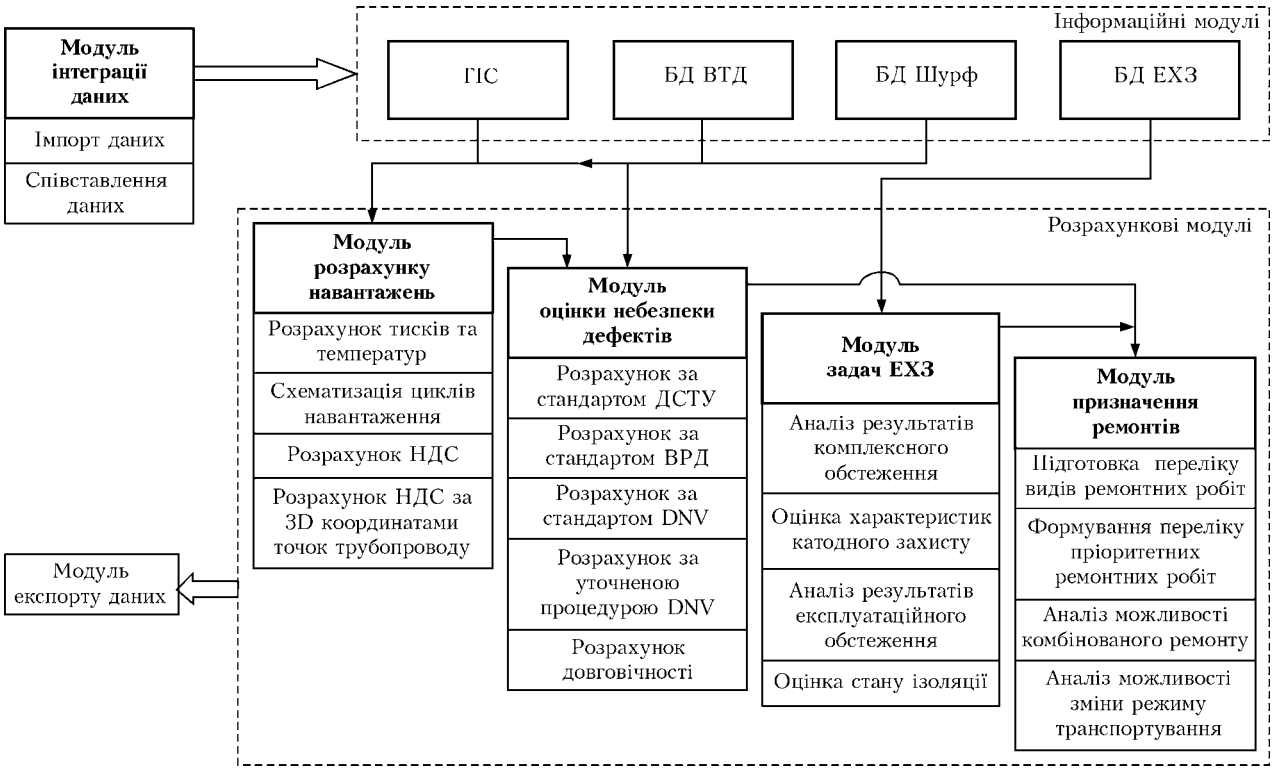


Рис. 1. Архітектура ІАС

обстежень, топогеодезичних даних, даних обстежень ізоляційного стану, ремонтів тощо. В ньому також передбачені і певні аналітичні можливості, пов'язані з попередньою обробкою даних, а саме їх співставлення. За наявності двох або більше послідовних внутрішньотрубних діагностичних обстежень в опції «Співставлення даних» реалізовано оригінальні алгоритми ймовірнісно-статистичної обробки діагностичних даних з визначенням похибки виявлення дефектів для кожного з обстежень в залежності від їх розмірів; похибки визначення розмірів дефектів; середньої швидкості росту дефектів. Реалізовано також алгоритм співставлення даних про дефекти, виявлені внутрішньотрубною діагностикою (ВТД) та під час прямих обстежень в шурфах. Для отримання імовірнісних розподілів кількості дефектів на корозійно небезпечних ділянках трубопроводу передбачено співставлення даних ВТД та електрометричних обстежень траси трубопроводу під час корозійних комплексних обстежень.

Через модуль інтеграції даних здійснюється наповнення сховища даних системи, яке складається з чотирьох баз даних (БД) (див. рис. 1). В БД «ГІС» містяться загальні дані про систему взагалі на основі проектної, виконавчої і експлуатаційної інформації. Для подальших розрахунків до найбільш необхідної інформації з цієї БД відносяться: трьохвимірна (3D) геометрія трубопроводу, його розміри, режими експлуатації, характеристики матеріалів труб, властивості середовища, коефіцієнти надійності, ситуаційний план по трасі трубопроводу тощо. Три інші БД стосуються даних діагностичних обстежень, які виконуються під час експлуатації трубопроводу для визначення його технічного стану. В БД «ВТД» містяться дані про внутрішньотрубні обстеження трубопроводу діагностичними поршнями, які включають дані про тип, розміри, орієнтацію дефектів, їх поздовжню координату з прив'язкою до дати виконання обстеження. Подібні дані, але виконані під час прямих обстежень в шурфах, зберігаються в БД «Шурф». Інформація з цієї БД стосовно дефектів є еталонною для всіх інших обстежень, наприклад, при проведенні їх співставлень. Для виконання оцінки небезпеки кожного виявленого дефекту користувачу слід здійснити вибір за назвою або датою відповідного обстеження, яке міститься в одній із цих двох БД.

БД електрохімічного захисту (ЕХЗ) передбачена для збереження інформації про схеми катодного захисту ділянок трубопроводу та дані сезонних замірів потенціалів і комплексних електрометричних обстежень на них. На основі інформації цієї БД в системі реалізується розв'язок ряду технологічних задач ЕХЗ, пов'язаних з визначенням ступеню захищеності трубопроводу від корозії, оцінки технічного стану обладнання корозійного захисту та прогнозування старіння ізоляції з часом експлуатації.

Аналітична частина системи складається з чотирьох розрахункових модулів, а саме: «розрахунок навантажень», «оцінка небезпеки дефектів», «задачі ЕХЗ» та «призначення ремонтів». Для виконання оцінки дефектів обов'язковою процедурою є розрахунок навантажень для визначення розподілів тисків і температур по трасі трубопроводу, а також додаткових силових впливів. Перед-

бачено, що кількісна оцінка небезпеки дефектів виконується за різними стандартами. Базовим є національний стандарт України ДСТУ [7], результати оцінки дефектів за іншими стандартами [6, 8] мають довідковий характер. За результатами розрахунків цього модулю здійснюється ранжування дефектів за ступенем небезпеки. Надалі перелік небезпечних дефектів передається в модуль призначення ремонтів, який призначає ремонтну технологію для кожного дефекту та здійснює планування їх виконання в часі. Модуль задач ЕХЗ дозволяє оцінити стан обладнання корозійного захисту, ступінь захищеності трубопроводу від корозійних впливів та визначити ділянки з пошкодженою ізоляцією. Інформація про останні передається в модуль призначення ремонтів, який вибирає метод ремонту ізоляції або комбіновані ремонти дефектів і ізоляції.

Розрахункові модулі складають ядро ІАС, тому є сенс розглянути їх більш докладно.

Модуль розрахунку навантажень містить чотири процедури (див. рис. 1). Процедура розрахунку тиску базується на універсальному алгоритмі, де в якості вхідних даних використовується наступна інформація:

- структура трубопроводу: геометрія та планово-висотне розташування труб, розташування точок їх з'єднання (трійників), розташування кранів, точок відбору, компресорних (КС) або насосних (НС) станцій, точок замірів;
- режим роботи трубопроводу: параметри роботи перекачувальних станцій (тиск, продуктивність, температура речовини), режим роботи кранів (відкритий/закритий), дані з точок проміжних замірів.

Метод розрахунку базується на методі початкових параметрів, коли для однорідних ділянок записуються рівняння зв'язку продуктивностей та тисків на початку й в кінці ділянки виду [9]:

для газопроводів:

$$P^2(x) = P_0^2 - c_1 M_0^2 T_0 x; \qquad (1, \text{а})$$

для нафтопроводів:

$$P(x) = P_0 - c_2 M_0 x, \qquad (1, \text{б})$$

де x — поздовжня координата по трубі; T_0 — температура на початку труби; M_0 — продуктивність; c_1, c_2 — коефіцієнти, що враховують гідравлічний опір та перепад висот.

В газопроводах по температурах, заданих на компресорних станціях, визначають температури на початку та кінці кожної труби. Вважається, що температура газу на кожній розглядувальній ділянці змінюється по експоненційному закону:

$$T_x = T_{\text{зовн}} + (T_0 - T_{\text{зовн}})e^{-xk}, \qquad (2)$$

де T_x — температура на відстані точки x від початку; $T_{\text{зовн}}$ — зовнішня температура; T_0 — температура газу на початку ділянки; k — коефіцієнт теплових втрат, що залежить від теплоємності газу, теплопровідності грунту та глибини залягання газопроводу [9].

Результатами роботи цього алгоритму є тиск, температура та продуктивність в необхідних розрахункових точках. Ці дані використовуються в процедурі «розрахунку напружено-деформованого стану (НДС)» та модулі «оцінки небезпеки дефектів».

Слід відзначити, що тиск в окремій точці трубопроводу зумовлений роботою трубопроводу на різних перекачувальних режимах, зміною зовнішньої температури, перехідними процесами при зміні режимів, тощо. В якості прикладу на рис. 2 зображено графік змін тиску в магістральному нафтопроводі «Кременчук–Херсон» протягом трьох місяців. Зміна навантаження призводить до накопичення пошкоджень в матеріалі трубопроводу, зокрема до розвитку тріщин та стрес-корозійних дефектів, що потрібно враховувати при визначенні

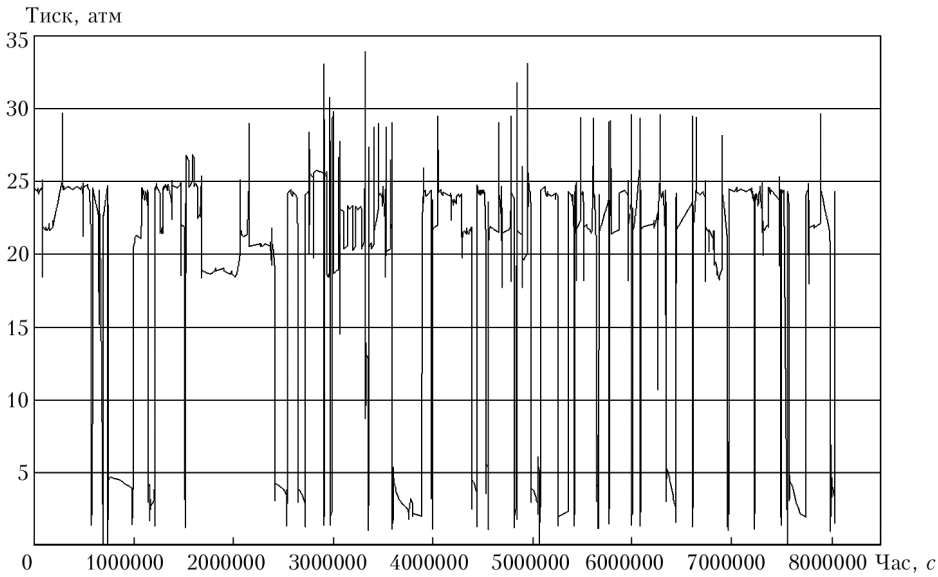


Рис. 2. Графік зміни тиску в магістральному нафтопроводі «Кременчук–Херсон» за 3 місяці

залишкового ресурсу трубопроводу. Тому в системі передбачена процедура «схематизації циклів навантаження», алгоритм якої складається з двох етапів.

Першим етапом є фільтрація вхідних даних з метою відкидання незначних коливань тиску. Так, дані з пунктів виміру записуються з кроком у 1–5 с, тому за 1 рік для однієї точки трубопроводу може накопичитися понад 30 млн. значень тисків. Для зменшення об'єму незначущої інформації зміна тиску фіксується при перевищенні певного порогового значення тиску, яке задається користувачем.

На наступному етапі формуються два масиви з циклами навантаження:

• масив з циклами для врахування стрес-корозійного пошкодження, який представляє собою ділянки з постійним навантаженням;

• масив з циклами підростання тріщини з використанням «методу дощу», який представляє собою ділянки зростання тиску.

Ці масиви використовуються надалі в процедурі «розрахунку довговічності» ділянки труби з дефектом.

Процедура «розрахунок НДС» призначена для визначення основних внутрішніх силових факторів, що мають місце в трубопроводі за підземного прокладання. Слід виділити типові розрахункові ділянки з однорідними умовами експлуатації, для яких за кожного робочого режиму визначаються напруження згідно ДСТУ [7].

Одним з результатів внутрішньотрубної діагностики магістральних трубопроводів є тривимірні координати дискретних точок осьової лінії трубопроводу, які заміряні з певним кроком і точністю. За цими даними стає можливим визначення кривизни ділянок трубопроводу та відповідно згинальних моментів і напружень. Для знаходження реальної геометрії та напруженого стану трубопроводу використовується процедура «розрахунок НДС за 3D координатами». В цій процедурі реалізовано эффективний чисельний алгоритм, який дозволяє враховувати похибку вимірювального приладу. Ефективність алгоритму була перевірена шляхом співставлення з результатами, отриманими з використанням відомих комерційних продуктів [10].

Модуль оцінки небезпеки дефектів містить п'ять розрахункових процедур (див. рис. 1). Основною розрахунковою процедурою є «розрахунок за стандартом ДСТУ» [7], оцінка дефектів за іншими процедурами [6, 8] має довідковий характер.

Аналіз небезпеки дефектів за стандартом ДСТУ [7] здійснюється з використанням двокритеріальної діаграми оцінки руйнування (ДОР), яка дозволяє оцінювати стан трубопроводу з дефектом за двома граничними станами: крихкого та в'язкого руйнування. Для тривимірних дефектів і дефектів форми оцінка виконується за критеріями в'язкого руйнування. Тріщини і тріщиноподібні дефекти оцінюються за двома граничними станами.

Для визначення допустимих станів та отримання неперервних рішень при переході від бездефектного матеріалу до матеріалу з дефектом використовуються коефіцієнти надійності норм на проектування [11]. При цьому для зменшення надмірної консервативності коефіцієнтів надійності цих норм допустимий стан збільшено на 10 %, що погоджується з сучасними зарубіжними стандартами та вітчизняними нормами на допуски товщин стінок труб. Стан, за якого дозволяється експлуатація трубопроводу, характеризується допустимим коефіцієнтом запасу міцності k, який визначається на основі коефіцієнтів надійності. Стандарт регламентує розрахунок реального коефіцієнту запасу міцності n для окремого дефекту. Умова міцності виконується якщо $n \geq k$.

ДСТУ [7] регламентує три можливі рівні розрахунків по відношенню до граничного стану «в'язке руйнування». Вони відрізняються ступенем складності розрахунку. Із збільшенням номера рівня розрахунку збільшується ступінь наближення до більш точної розрахункової схеми і відповідно зменшується ступінь консервативності оцінок. За значенням реального коефіцієнту запасу міцності стає можливим ранжування дефектів за ступенем небезпеки. Чим меншим є цей коефіцієнт, тим більш небезпечним є дефект. На основі цього стандарту в системі реалізовано функцію розрахунку довговічності за основними відомими механізмами, а саме: деградації механічних властивостей матеріалу, корозійного ураження, стрес-корозії та утомного руйнування. Розрахункова довговічність визначається мінімальним проміжком часу від поточного стану до кінцевого, який відповідає руйнуванню труби з дефектом, тобто коли $n = 1$ або коли дефект проросте вглиб матеріалу до значення 0,8 товщини стінки.

За результатами розрахунку на статичну міцність і довговічність в комп'ютерній системі реалізована система прийняття рішень щодо небезпеки дефектів, яка дозволяє здійснити сепарацію дефектів. На рис. 3 зображена ДОР з зонами, які відповідають певним категоріям небезпеки дефектів, а в таблиці наведені умови для визначення категорії дефекту та терміни виконання управлінських рішень.

Процедура «розрахунок за стандартом ВРД» базується на методиці ВНІІГАЗ [8], в якій передбачена оцінка двох типів дефектів: корозійних і дефектів форми (вм'ятини, гофри).

Результатом розрахунку ділянок з корозійними дефектами є:

• граничний час до шурфування дефектів, виявлених за допомогою ВТД;

• граничний час до проведення ремонту ділянки для дефектів, виявлених у шурфах.

Процедура розрахунку дефектів форми полягає в їх ранжуванні на три категорії: безпечні дефекти; дефекти, що вимагають ремонту; дефекти, що вимагають негайного ремонту.

Час реагування за результатами оцінки небезпеки дефекту

Умова	Категорія дефекту	Довговічність $T_{кат}$, роки
Якщо $1/k < \sigma_т/(1{,}1\sigma_в)$		
$n > 1{,}1k$	Незначний	20
$k < n \le 1{,}1k$	»	10
$1{,}1\sigma_в/\sigma_т \le n < k$	Помірний	3
$2/(1 + 1/k) \le n < 1{,}1\sigma_в/\sigma_т$	Значний	1
$n < 2/(1 + 1/k)$ або $a/t \ge 0{,}8$	Критичний	0
Якщо $1/k \ge \sigma_т/(1{,}1\sigma_в)$		
$n > 1{,}1k$	Незначний	20
$k < n \le 1{,}1k$	»	10
$2/(1 + 1/k) \le n < k$	Значний	1
$n < 2/(1 + 1/k)$ або $a/t \ge 0{,}8$	Критичний	0

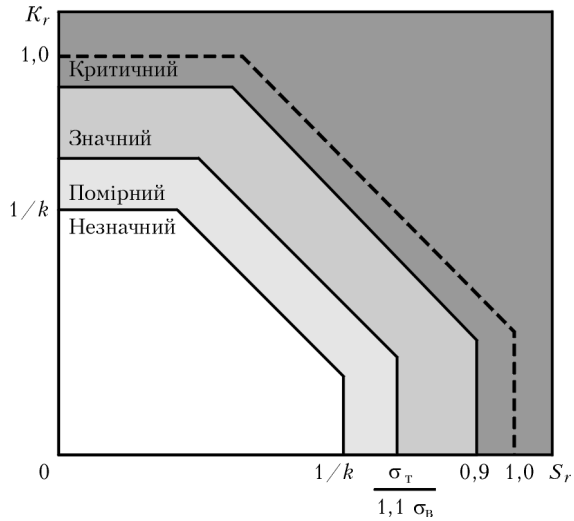


Рис. 3. Зони небезпеки дефектів за ДСТУ

Однією з сучасних і загальновизнаних методик оцінки корозійних дефектів є міжнародний стандарт DNV [6]. Ця методика базується на виразі для визначення руйнуючого внутрішнього тиску для окремого дефекту. Це співвідношення отримане на основі проведення великої кількості розрахунків методом скінченних елементів (МСЕ) та натурних експериментів. Для оцінки небезпеки взаємодіючих дефектів в процедурі «Розрахунок за стандартом DNV» згідно [6] будуються комбінації взаємодіючих дефектів, які об'єднуються в один дефект певної довжини та глибини, для якого розраховується руйнуючий тиск. Тоді руйнуючий тиск для ділянки трубопроводу з взаємодіючими дефектами визначається як мінімальний серед усіх руйнуючих тисків для різних комбінацій дефектів.

Для оцінки небезпеки корозійного дефекту з урахуванням його реального профілю використовується процедура «розрахунок за уточненою процедурою DNV». Ідея розрахунку полягає в покроковому збільшенні глибини складного дефекту та розгляду на кожному кроці так званих зон ямок та плям (рис. 4). Руйнуючий тиск для зони ямок на даному кроці приросту глибини визначається аналогічно як для взаємодіючих дефектів, а зона плям розглядається як одиночний дефект. Руйнуючий внутрішній тиск для складного дефекту дорівнює мінімальному руйнуючому тиску серед усіх отриманих для зон ямок та плям для всіх приростів глибини складного дефекту.

Модуль задач ЕХЗ призначений для розв'язку конкретних технологічних задач катодного захисту. Загальна схема модулю представлена на рис. 5. Перша технологічна задача призначена для аналізу результатів комплексного обстеження видовженої ділянки трубопроводу, яке виконується спеціалізованими організаціями раз у 4–6 років. Результатом такого обстеження є дані сумарного потенціалу, поляризаційного потенціалу, градієнта потенціалу, заміряні з кроком приблизно 10 м і дані питомого опору грунту, заміряні з кроком приблизно 100 м. В цій процедурі виконується:

- порівняльна оцінка сумарного і поляризаційного потенціалу з критеріальними значеннями [12];
- виявлення ділянок із пробоєм ізоляції за значеннями градієнта потенціалу;
- оцінка перехідного опору ізоляції на ділянках газопроводу за аналітичними кривими сумарного потенціалу;
- порівняльна оцінка питомого опору грунту з критеріальними значеннями;
- формування ділянок підвищеної корозійної активності грунту.

Друга технологічна задача призначена для аналізу результатів експлуатаційного контролю установок катодного захисту (УКЗ), який проводиться щомісячно. Результатом такого обстеження є виміри на УКЗ значень сили струму; напруги; часу простою; часу роботи зі струмом, меншим захисного значення; стану УКЗ (робочий/неробочий). Для кожного часу контролю виконується:

- порівняльна оцінка споживаної потужності з проектним значенням;
- розрахунок опору анодного заземлення;
- розрахунок загального часу простою;
- розрахунок густини захисного струму.

Третя технологічна задача призначена для аналізу результатів експлуатаційного контролю на контрольно-вимірювальних пунктах (КВП), який проводиться мінімум 2 рази на рік. Результатом обсте-

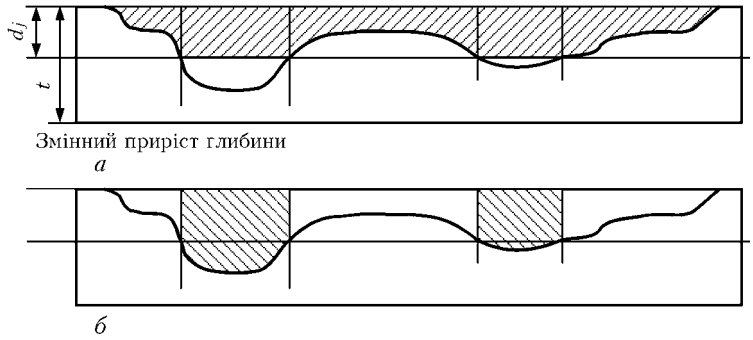


Рис. 4. Зони ямок та плям при розрахунках складних дефектів (заштрихована область — відповідно зони плям (*а*) та ямок (*б*)

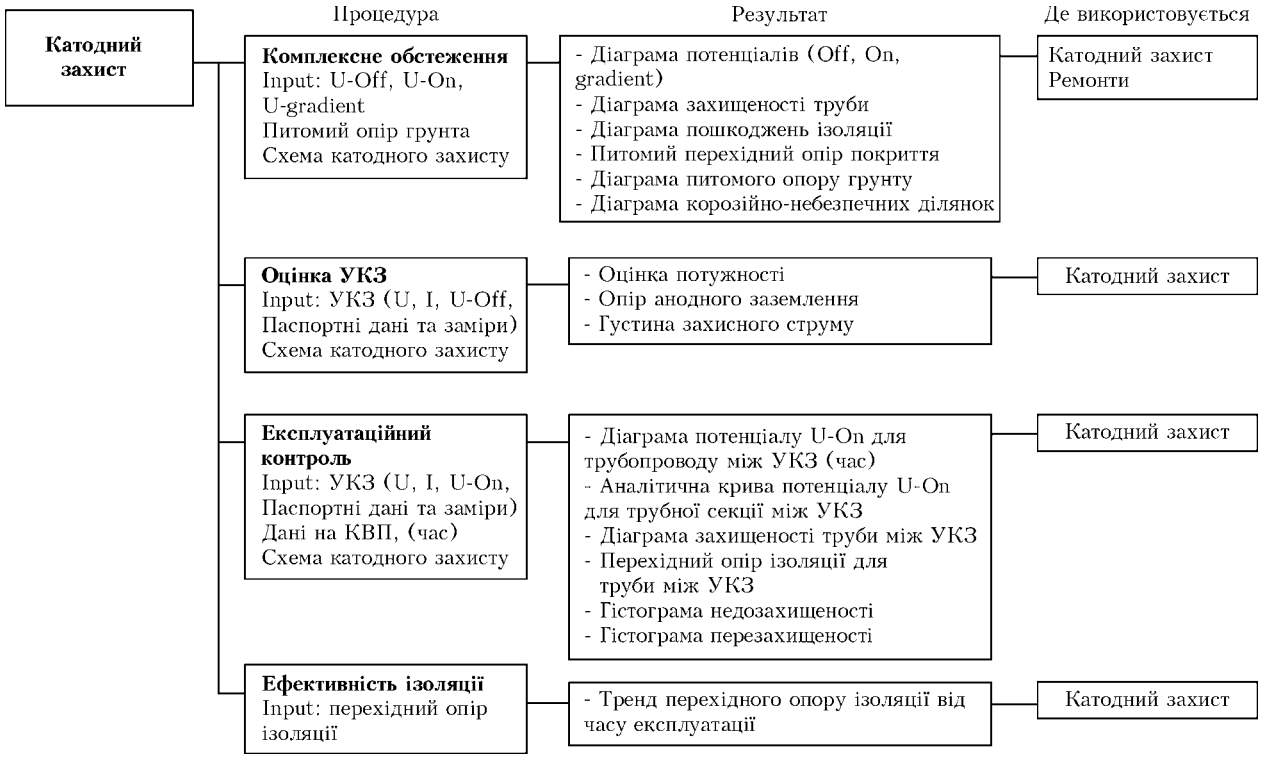


Рис. 5. Схема модулю задач ЕХЗ

ження КВП є виміри сумарного потенціалу. У межах однієї ділянки між УКЗ виконується:

• побудова розрахункової кривої сумарного потенціалу для кожного часу контролю та здійснюється порівняльна оцінка з критеріальними значеннями з розбивкою на елементарні ділянки за рівнем захищеності;

• побудова накопичувальних графіків рівня захищеності елементарних ділянок за весь період спостереження;

• оцінка перехідного опору ізоляції для кожного часу контролю.

У четвертій технологічній задачі за результатами попередньої процедури (експлуатаційний контроль КВП) у межах однієї ділянки між УКЗ будується графік логарифма приведеного опору ізоляції в залежності від часу для одержання якісної оцінки старіння ізоляції.

Модуль призначення ремонтів вирішує наступні задачі:

• формування таблиці ремонтних конструкцій дефектів та типів ремонту ізоляції з визначенням їх пріоритетності у відповідності з нормативно-технічною документацією;

• формування переліку дефектів труби та ділянок з пошкодженням ізоляції в залежності від критеріїв вибору користувача за кілометражем; типом дефекту; коефіцієнтом довговічності на основі розрахунку за ДСТУ; глибиною дефекту;

• призначення методу ремонту для кожного дефекту з таблиці ремонтних конструкцій дефектів з визначенням тривалості та вартості ремонту;

• формування списку черговості ремонтів за ступенем небезпеки дефектів з оптимізацією проведення ремонтної кампанії в залежності від параметрів ремонтних режимів;

• обробка та облік повідомлень від служб ремонту про виконані ремонти з підтвердженням наявності дефекту, його типу і розмірів;

• складання акту-наряду на виконання шурфування з указівкою місця й обсягів робіт.

Результати роботи системи представляються в екранних формах «модулю експорту даних» з реалізацією логічних запитів користувача та у вигляді вихідних форм документів для експорту в стандартні комп'ютерні формати.

1. *Ресурс*, довговічність і надійність трубопроводів. Огляд сучасних підходів і проблеми нормативного забезпечення в Україні / І.В. Ориняк, В.В. Розгонюк, В.М. Тороп, О.Ф. Білик // Нафтова і газова пр-сть. — 2003. — № 4. — С. 54–57.
2. *British* Gas engineering standard BGC/PS/P11: Procedures for inspection and repair of damaged steel pipelines (Designed to operate at pressure above 7 bar), Dec. 1983.
3. *API 1160*. Managing System Integrity for Hazardous Liquid Pipeline. American Petroleum Institute, Washington, DC, 2001.
4. *ASME B31G*. Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines. American Society of Mechanical Engineers Code for Pressure Piping, 1993.
5. *API 579*. Fitness-For-Service, API Recommended Practice 579, First Ed., American Petroleum Institute, 2000.
6. *DNV-RP-F101*. Corroded Pipelines. Det Norske Veritas, 1999.
7. *ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008*. Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами. Мінрегіонбуд, 2008. — 68 с.
8. *ВРД ОАО «Газпром»*. Инструкция по оценке дефектов труб и соединительных деталей при ремонте и диагностировании магистральных трубопроводов. — М., 2006. — 100 с.
9. *Справочник* по проектированию магистральных трубопроводов / Под ред. А.К. Дерцакяна. — Л.: Недра, 1977. — 519 с.
10. «*Digital pigging*» as a basis for improvedpipeline structural integrity evaluations / D. Hart, N. Zulfiqar, H. Moore, R. Swank // Proc. of IPC 2006 Intern. Pipeline Conf. Sept. 25–29, 2006 Calgary, Alberta, Canada.
11. *СНиП 2.05.06–85*. Строительные нормы и правила. Магистральные трубопроводы. СНиП — М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1988. — 52 с.
12. *ДСТУ 4219–2003*. Трубопроводи сталеві магістральні. Загальні вимоги до захисту від корозії, 2003.

ПРОЕКТ 6.1б

Створення інформаційно-аналітичної системи для безперервного і періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів з метою продовження їх ресурсу та оптимізації відновлювальних і діагностичних робіт

УДК 669.15

НАДІЙНІСТЬ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ТРУБОПРОВОДІВ ОБЛАДНАННЯ ГІДРОГЕНІЗАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ НА НАФТОПЕРЕРОБНИХ І НАФТОХІМІЧНИХ ЗАВОДАХ УКРАЇНИ

С.З. СТАСЮК, канд. техн. наук, чл.-кор. НАН України **В.О. СТРИЖАЛО**
(Ін-т проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України)

З метою підвищення надійної і безпечної експлуатації трубопроводів гідроочищення сировини і риформінгу реакторних блоків установок каталітичного риформінгу, по яких транспортуються горючі й вибухонебезпечні середовища, що містять від 60 до 90 % об. водню в суміші з рідкими чи пароподібними вуглеводами, сірководнем та іншими компонентами, в Інституті проблем міцності ім. Г.С.Писаренка НАН України розроблені методичні підходи до експертної оцінки їх технічного стану, що враховують довготривалий вплив водневмісного робочого середовища високих параметрів на властивості хромомолібденових сталей, використаних в матеріальному оформленні трубопроводів. Результати експертних обстежень, отриманих з використанням розроблених методичних підходів, підтверджують їх ефективність при контролі технічного стану і оцінці придатності до безаварійної експлуатації технологічних трубопроводів гідрогенізаційних процесів.

Ключові слова: *гідрогенізаційні процеси, технологічні трубопроводи, контроль технічного стану, експертне обстеження, лабораторні випробування, воднева корозія, строк служби, ресурс.*

Гідрогенізаційні процеси при каталітичному риформінгу і гідроочищенні відносяться до основних технологічних процесів у нафтопереробних і нафтохімічних виробництвах, при яких здійснюється приєднання водню до різних речовин в умовах високих температур і тиску від 0,1 до 70 МПа (за наявності каталізатора). Для забезпечення вибухобезпеки такого технологічного процесу і його матеріального оформлення регламентуються значення параметрів технологічного середовища (складу, тиску і температури). В умовах довготривалого контакту металу з водневмісним середовищем за температур 260–530°С і тиску 2,1–6,6 МПа метал насичується воднем і, внаслідок цього, виникає воднева корозія — зневуглецювання сталі під дією водню при підвищених температурах і тиску, і воднева крихкість — втрата металом пластичності, що викликана виникненням і розвитком тріщин внаслідок скопичення водню на різних дефектах (дислокаціях, вакансіях, міжзеренних границях тощо).

В установках каталітичного риформінгу і гідроочищення особливу відповідальність мають трубопроводи реакторних блоків, по яких транспортуються горючі й вибухобезпечні середовища, що містять від 60 до 90 % об. водню в суміші з рідкими чи пароподібними вуглеводами, сірководнем та ін. компонентами. Вони знаходяться під дією високих температур і значних тисків, піддаються корозії і внаслідок регенеративного режиму роботи установок зазнають періодичних охолоджень і нагрівань, що призводить до розладу фланцевих з'єднань, порушенню герметичності, а при недостатньому експлуатаційному контролі за станом — і до руйнування трубопроводів [1], тому до їх надійності, міцності і безпечності в експлуатації пред'являють високі вимоги. Трубопроводи і апарати реакторного блоку розглядаються як єдине ціле, а з метою забезпечення мінімального витоку газу і пожежонебезпечності кількість фланцевих з'єднань в них зведено до мінімуму, що є особливо важливим в умовах регенеративних процесів. Для зменшення теплових витрат довжина трубопроводів між печами і реакторами прийнята мінімальною, виходячи з необхідності розміщення апаратури реакторних блоків (реакторів, теплообмінників, холодильників), проте вона може мати до 100 м і більше.

При проектуванні більше 30 років тому, у відповідності до умов роботи трубопроводів реакторних блоків, для їх виготовлення використовувалися труби, фасонні деталі, фланці та ін. вироби із низьколегованих хромомолібденових сталей і сталей мартенситного класу (5 % Cr), що добре зарекомендували себе в нафтопереробній проми-

© С.З. СТАСЮК, В.О. СТРИЖАЛО, 2009

словості. Такі труби поставлялися вітчизняними і закордонними трубопрокатними заводами по відповідним стандартам або технічним умовам. Розрахунковий (проектний) строк експлуатації трубопроводів встановлювався 10 років (до 100000 год неперервної роботи), після чого передбачалася заміна труб. Такий підхід був обумовлений браком знань про поведінку цих сталей у водневмісному середовищі високих параметрів. У 1990 р. нормативними актами державного нагляду був визначений термін експлуатації потенційно небезпечних об'єктів у 20 років, а все, що вище, піддавалось контролю технічного стану для визначення можливості подальшої безпечної експлуатації, продовження ресурсу, або призначення ремонту.

У зв'язку з цим, велику актуальність набувають роботи, що спрямовані на розробку ефективних методичних підходів до оцінки технічного стану об'єктів підвищеної небезпеки довготривалої експлуатації, які базуються на використанні сучасних методів неруйнівного контролю, технічної діагностики, розрахунків на міцність, необхідних для оцінки придатності до подальшої безпечної експлуатації, визначення залишкового ресурсу (строку служби).

В Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України розроблений і апробований на нафтопереробних заводах України методичний підхід до оцінки технічного стану технологічних трубопроводів реакторного блоку, який знайшов відображення в нормативно-правовому акті Держгірпромнагляду «Порядок обстеження обладнання гідрогенізаційних процесів у нафтопереробному, нафтохімічному та хімічному виробництвах». Відмітимо, що методичні розробки є результатом 15-літньої практики експертного обстеження технологічного обладнання. Основні положення цієї методики наступні.

Надійність роботи технологічного трубопроводу гарантується своєчасним контролем його технічного стану, суворим дотриманням технологічного режиму, а також вимог чинних нормативно-правових актів з охорони праці і нормативних документів (НД) щодо нагляду за безпечною експлуатацією. При цьому для забезпечення безпечної експлуатації трубопроводів необхідно дотримуватись наступних вимог:

- експлуатація трубопроводу при температурах, що вищі за розрахункові, які наведені в паспорті, не дозволяється;
- протягом періоду експлуатації необхідно здійснювати спостереження за станом зовнішньої поверхні трубопроводу та деталей, забезпечити постійний контроль температури газосировинної і газопродуктової сумішей;
- нагляд під час експлуатації та періодичні ревізії і випробування слід здійснювати у відповідності до вимог РД 38.13.004–86 [2].

Граничний строк експлуатації, вичерпання якого передбачає проведення експертного обстеження (технічного діагностування), має бути встановлений відповідно до паспорту. Якщо граничний строк експлуатації в паспорті не зазначено, цей строк встановлюється такий:

- відпрацювання понад 120000 год для трубопроводів, виконаних з вуглецевих і низьколегованих марганцевистих сталей;
- відпрацювання понад 150000 год для трубопроводів, виконаних з низьколегованих хромомолібденових сталей і сталей мартенситного класу.

Лабораторні дослідження металу трубопроводу щодо наявності водневої корозії при експертному обстеженні обов'язкові. Вони здійснюються з метою встановлення відповідності фізико-механічних властивостей вимогам чинних НД і виявлення змін, що виникли внаслідок тривалої експлуатації у середовищі з вмістом водню або у разі порушення нормальних умов роботи. Строк наступних лабораторних досліджень встановлюється у залежності від отриманих результатів, але не пізніше 50000 год відпрацьованого часу.

На основі позитивних результатів ревізій, технічного огляду та експертного обстеження (технічного діагностування) експлуатація трубопроводу продовжується на строк відпрацювання не більш 50000 год за параметрами водневмісного середовища не вище розрахункових.

Експертне обстеження (технічне діагностування) трубопроводів передбачає:

- аналіз експлуатаційних документів, що виконується до початку експертного обстеження, по якому встановлюються конструктивні особливості трубопроводу, основні розміри елементів, марки матеріалу труб і фасонних деталей за даними сертифікатів, технологія виготовлення трубопроводу (способи зварювання, зварювальні матеріали і режими), відомості щодо контролю якості та випробувань при виготовленні; оцінюється відповідність фактичних умов експлуатації (температура, тиск, робоче середовище, тривалість неперервної роботи, кількість пусків і зупинок) паспортним характеристикам; аналізуються результати нагляду і ревізій при експлуатаційному контролі за станом металу та зварних з'єднань, експертних обстежень і даних останніх досліджень водневої корозії металу; вивчаються дані щодо ремонтів, реконструкції, пошкоджень, зареєстрованих випадків відхилення робочих параметрів від регламентованих та випадків відмов, що мали місце протягом терміну служби трубопроводу.

За результатами аналізу експлуатаційних документів визначаються елементи та зони, в яких можливе утворення дефектів чи пошкоджень або зміна структури і властивостей металу трубопроводу протягом експлуатації, після чого розробляється програма технічного діагностування з урахуванням особливостей експлуатації трубопроводу; визначається характер візуального та інструментального контролю, який передбачає проведення огляду поверхні з метою виявлення дефектів,

що утворилися в процесі експлуатації або під час ремонту, та визначення їх розмірів. Огляду підлягають: основний метал, зварні шви та зони термічного впливу (ЗТВ); фланцеві з'єднання; засувки, коліна, зігнуті відводи, зварні трійникі, врізки, переходи та інші фасонні деталі, в яких відбувається зміна напряму потоку; ізоляція й антикорозійне покриття. Для зовнішнього огляду готують контрольні ділянки, які відбираються з розрахунку дві ділянки на 25 м довжини трубопроводу, але не менше однієї ділянки на кожну частину трубопроводу одного діаметра. Ділянка повинна містити зварний шов. Ізоляцію з ділянки знімають. Зварні шви і прилеглі до них поверхні основного металу шириною не менше 30 мм по обидва боки шва необхідно очистити від шлаку, бризок розплавленого металу, огару та іншого забруднення. Огляду піддаються основний метал, зварні шви та метал ЗТВ. У разі виявлення дефектів, що потребують уточнення, ділянки контролю зачищають і обстежують одним із методів неруйнівного контролю, який вибирають виходячи з можливостей більш повного і точного виявлення дефектів. Дефекти, що можуть бути усунені без наступного зварювання, необхідно виправити до проведення контролю іншими методами. У разі виявлення дефектів, що виходять за межі допустимих відповідно до РД 38.13.004–86 [2], їх розташування, кількість і розміри необхідно вказати на схемі обстеження.

До дефектів, що не допускаються, і які можуть бути виявлені візуально, відносяться:

- на поверхні труб і фасонних деталей — риски, закатини, забоїни та ін., які виходять за межі вимог технічних умов щодо постачання, а також корозія стінок, раковини, виразки, здутини, що знижують міцність і працездатність;
- у зварних з'єднаннях — тріщини всіх видів і напрямів, що виходять на поверхню шва чи основного металу у зоні зварювання, підрізи у зоні переходу від основного металу до наплавленого, бризки металу, пропалювання, незаварені кратери, свищі, непровари, груба лускатість, скупчення включень, корозія.

Вимірювальний контроль зварних з'єднань (визначення розмірів швів, зміщення країв, лускатості поверхні тощо) слід виконувати у разі виникнення сумніву щодо допустимості цих показників.

За результатами візуального і інструментального контролю можливе уточнення або доповнення програми технічного діагностування.

Неруйнівний контроль товщини стінок, що проводиться з метою визначення величини потоншення стінки трубопроводу протягом експлуатації, виявлення зон розшарування металу та з'ясування швидкості корозійного спрацьовування, виконують ультразвуковим методом за допомогою ультразвукових товщиномірів з цифровою індикацією результатів вимірювання.

Вимірювання товщини стінки потрібно проводити в таких місцях:

- на ділянках, що працюють у найбільш складних умовах, і яким відповідають зігнуті відводи, врізи, місця звуження трубопроводу, перед арматурою і після неї, застійні зони;
- на ділянках прямої частини трубопроводу, розташованих через кожні 20 м. Якщо довжина цієї частини трубопроводу менше за 20 м, то місць замірів має бути не менше трьох;
- місця контролю при попередніх ревізіях і обстеженнях;
- на ділянках виявлених раніше дефектів і зтоншень.

Вимірювання проводиться у чотирьох точках, розташованих рівномірно по колу труби чи фасонної деталі.

У разі отримання незадовільних результатів (товщина стінки стала нижчою за проектну чи номінальну, товщина стінки досягла розміру, що відбраковується за РД 38.13.004–86 [2], виявлено розшарування металу) у відповідній зоні кількість точок контролю збільшується до величини, достатньої для визначення меж дефектної ділянки.

Вимірювання твердості металу трубопроводу здійснюється неруйнівним методом безпосередньо на об'єкті за допомогою переносних твердомірів з метою виявлення окремих ділянок із показниками, що нижчі або вищі за нормативні. Вимірювання твердості потрібно проводити в місцях, підготовлених для візуального контролю: по основному металу на трьох площинках, розміщених рівномірно по колу, по кожному зварному шві на трьох площинках, розміщених рівномірно вздовж периметра стику.

Також виконується неруйнівний дефектоскопічний контроль, якому підлягають всі стики на відкритих для зовнішнього огляду ділянках трубопроводу вздовж усього периметру стику.

Використання методу контролю зазначається в програмі робіт з експертного обстеження.

Контроль і оцінка якості зварних з'єднань за результатами ультразвукового, радіаційного чи капілярного контролю повинні проводитись згідно з чинними НД по даному виду контролю. Норми оцінки якості зварних з'єднань за результатами неруйнівного контролю приймаються відповідно до РД 38.13.004–86 [2], СОУ-Н МПЕ 40.1.17. 302:2005 [3].

При експертному обстеженні обов'язкове виконання лабораторних досліджень зразків основного металу і зварного шва, для чого вирізається котушка трубопроводу із зварним стиком. Місце вирізання котушки обгрунтовується фахівцями, що проводять експертне обстеження. Як правило, це ділянка з найбільш складними умовами роботи. Довжина котушки повинна бути не менш 400 мм. Вирізання здійснюється будь-яким способом із подальшим зачищенням кінця труби від зовнішніх і внутрішніх задирок і огару.

Лабораторні дослідження передбачають:

• контрольний аналіз хімічного складу, карбідний аналіз та виявлення змін вмісту вуглецю внаслідок зневуглецювання в результаті водневої корозії;

• металографічне дослідження мікроструктури і визначення наявності водневої корозії, а саме вивчення макроструктури, виявлення недопустимих дефектів, вивчення мікроструктури основного металу та різних ділянок зварного з'єднання, визначення розміру зерен, визначення неметалевих включень, вивчення їх розподілу, визначення величини зневуглецьованого шару тощо.

За результатами мікроструктурних досліджень стан металу приймається задовільним, якщо відсутні аномальні зміни структури металу і ознаки водневої корозії (зниження концентрації вуглецю в поверхневому шарі металу чи зневуглецювання). Якість зварного з'єднання за результатами металографічного контролю має відповідати вимогам чинних НД.

Також лабораторні дослідження передбачають механічні випробування, методи і види яких регламентовані чинними НД. Обов'язковим є такі випробування: на статичний згин (чи сплющування); на розтяг за температур 20^{+10}_{-5} °С, робочої і такої, що перевищує робочу на 25 °С; на ударний згин за температур −20, 20 °С, робочої і такої, що перевищує робочу на 25 °С; твердість, та тривалу міцність за робочої температури.

Результати механічних випробувань повинні задовольняти таким вимогам:

• механічні властивості металу при тривалості роботи трубопроводу, що не виходить за граничний строк експлуатації, мають відповідати вимогам технічних умов щодо постачання;

• після відпрацювання граничного строку експлуатації допустимим є зниження тимчасового опору і межі плинності за кімнатної температури на 30 МПа і ударної в'язкості на 15 Дж/см^2 порівняно з вимогами технічних умов щодо постачання;

• для трубопроводів із низьколегованих хромомолібденових сталей і сталей мартенситного класу, напрацювання яких становить 150000 год і більше, умовна межа плинності при 500 °С має бути не нижчою 180 МПа.

Результати механічних випробувань зварних з'єднань повинні задовольняти таким умовам:

• тимчасовий опір розриванню при випробуваннях однорідних зварних з'єднань на розтяг має бути не менш за мінімально допустимий для основного металу, а при випробуваннях зварних з'єднань елементів із різними нормативними значеннями тимчасового опору — не менш за мінімально допустимий тимчасовий опір розриванню для менш міцної зі зварюваних сталей;

• при випробуванні зварних з'єднань на статичний згин отримані показники повинні бути не нижчими за вказані у РД 38.13.004–86 [2];

• ударна в'язкість при випробуваннях на ударний згин зварних з'єднань на зразках типу IX за ГОСТ 6996–66 [4] має бути не менш ніж 35 Дж/см^2 (на зразках типу VI — 50 Дж/см^2) для зварних елементів із вуглецевих і низьколегованих марганцевистих сталей та 30 Дж/см^2 (40 Дж/см^2) для зварних елементів із низьколегованих хромомолібденових сталей і сталей мартенситного класу.

Обов'язковим також має бути дослідження зразків після проведення відновлюваної термічної обробки (ВТО) у разі отримання незадовільних результатів щодо водневої стійкості матеріалу.

Отримані в результаті контролю дані щодо геометричних розмірів і властивостей металу елементів трубопроводу порівнюються з паспортними даними. Виявлені відхилення розмірів і дефекти зіставляються з такими, що відповідають чинним НД по нормах оцінки якості.

Перевірний розрахунок на міцність потрібно проводити з використанням отриманих при обстеженні фактичних даних з урахуванням усіх розрахункових навантажень і режимів експлуатації у відповідності до вимог чинних НД.

До основних розрахункових навантажень відносять внутрішній тиск, температурну дію.

До основних розрахункових режимів експлуатації відносять пуск, стаціонарний режим, зупинку, гідро- чи пневматичні випробування, порушення нормальних умов експлуатації, аварійну ситуацію тощо.

При цьому номінальні допустимі напруження повинні встановлюватись для розрахункового ресурсу на базах 200 000, 250 000 і 300 000 год за робочої температури.

Розрахунком на міцність має підтверджуватись можливість експлуатації трубопроводу за робочими технологічними параметрами, що вказані в паспорті, або ж мають визначатися допустимі (знижені) значення технологічних параметрів для подальшої безпечної експлуатації.

При визначенні можливості експлуатації за робочими технологічними параметрами необхідно враховувати наступне:

• обов'язковою умовою безпечної подальшої експлуатації трубопроводу за розрахунковими чи дозволеними технологічними параметрами є відповідність його критеріям міцності, встановленим чинними НД, у тому числі ОСТ 108.031.10–85 [5], РД 38.13.004–86 [2], нормативно-правовим актам з охорони праці;

• якщо, згідно з критеріями міцності, не забезпечується нормативний запас міцності за розрахунковими параметрами (внаслідок зменшення товщини стінок або інших пошкоджень чи відхилень та зниження механічних властивостей основного металу і зварних з'єднань), продовження терміну експлуатації можливо при встановленні знижених значень експлуатаційних параметрів (що має підтверджуватись розрахунками на міцність);

• якщо зниження експлуатаційних параметрів призводить до порушення технологічного режиму, продовження експлуатації трубопроводу можливо після ремонту, заміни окремих ділянок трубопроводу або трубопроводу в цілому.

Таким чином, вирішення задачі продовження строку служби технологічних трубопроводів, що вичерпали свій ресурс, пов'язано з оцінкою технічного стану, коли з даними неруйнівного дефектоскопічного контролю, метою якого є пошук дефектів і пошкоджень, необхідно використовувати результати лабораторних досліджень властивостей матеріалу для виявлення можливих змін структури і встановлення характеру і швидкості деградаційних процесів, що виникають в матеріалі за довготривалої експлуатації в умовах дії водневмісних середовищ високих параметрів.

Наведемо результати досліджень металу трубопроводів для транспортування вуглеводневої газопродуктової суміші (ГПС) блоку гідроочищення і реакторного блоку установок каталітичного риформінгу і гідроочищення ЛГ-35-11/300, ЛГ-35-11/300-95 і Л-35-11/600 (рис. 1), отримані під час експертних обстежень. Технічні характеристики трубопроводів наведені в табл. 1. Обстеження включало весь комплекс процедур, наведених вище, у тому числі неруйнівний дефектоскопічний контроль зварних швів на підготовлених ділянках і лабораторні дослідження металу котушок трубопроводів із зварним швом. Результати контрольного аналізу хімічного складу матеріалу труб наведені в табл. 2. Матеріал труб відповідає сталям марки 12CrMo20.5 TGL 6918, 10CrMo9.10 TGL 14183 за стандартом Німеччини і Х5М (15Х5М) ГОСТ 5632–61 (ГОСТ 20072–74) за вітчизняним стандартом. Це типові сталі для використання у нафтопереробній промисловості. Особливістю зва-



Рис. 1. Технологічні трубопроводи реакторного блоку установки каталітичного риформінгу і гідроочищення

рювання труб із таких сталей є схильність до закалювання металу шва і навколошовної зони, внаслідок чого за відсутності відповідної термообробки шва знижується пластичність і ударна в'язкість металу, з'являється реальна небезпека виникнення тріщин. Тому, якщо термообробка зварних швів неможлива, зварювання труб має виконуватися електродами аустенітного класу за умов, якщо робоче середовище не викликає міжкристалітну корозію аустенітної сталі [1]. Зварні з'єднання відносяться до елементів, що обмежують ресурс технологічного обладнання, тому що під дією експлуатаційних факторів вони пошкоджуються швидше, ніж інші елементи трубопроводів. Особливо це відбувається тоді, коли проектний строк служби трубопроводів вичерпаний. Тому важливе значення має дослідження особливостей змін мікроструктури і

Таблиця 1. Технічні характеристики трубопроводів газопродуктової суміші установок каталітичного риформінгу і гідроочищення

Тип установки (рік введення в експлуатацію)	Підприємство-виробник	Напрацювання на момент обстеження, год	Матеріал труби, розміри, мм	Робочий тиск, МПа	Температура, °С
ЛГ-35-11/300 (1970)	З-д важкого машинобудування, м. Магдебург (Німеччина)	245 800	12CrMo20.5 TGL 6918 ∅ 219×10	5,0	425
			10CrMo9.10 TGL 14183 ∅ 325×18	5,0	525
ЛГ-35-11/300-95 (1976)	»	185 000	12CrMo20.5 TGL 6918 ∅ 219×14	3,8	420
			10CrMo9.10 TGL 14183 ∅ 325×18	3,8	525
	З-д ім. Г.К. Петрова, м. Волгоград (Росія)		15Х5М ГОСТ 20072–74 ∅ 325×18	3,8	525
Л-35-11/600 (1972)	»	200 000	Х5М (15Х5М) ГОСТ 5632–61 ∅ 325×16	5,3	525

Таблиця 2. Результати контрольного аналізу хімічного складу металу труб, мас. %

Матеріал труб	C	Cr	Mo	Mn	Si	Ni	S	P
12CrMo20.5 TGL 6918	0,11	5,15	0,57	0,41	0,40	0,04	0,024	< 0,01
10CrMo9.10 TGL 14183	0,14	2,05	1,12	0,50	0,24	0,11	< 0,01	< 0,01
15Х5М ГОСТ 20072–74	0,12	5,33	0,56	0,35	0,30	0,23	0,01	0,014

властивостей напрацьованого матеріалу, встановлення причин і механізмів пошкодження зварних з'єднань.

Відмітимо структурні особливості зварних з'єднань, виконаних дуговим зварюванням плавленням. Формуються дві характерні області: метал шва і ЗТВ. Шов утворюється внаслідок кристалізації розплавленого металу, що являє собою нерівномірну суміш наплавленого металу і частково розплавленого основного металу зварюваної сталі. ЗТВ є ділянка основного металу, структура і властивості якої змінилися внаслідок нагрівання при зварюванні. Характерна структурна неоднорідність зварного з'єднання обумовлює і неоднорідність властивостей металу шва і навколошовної зони в порівнянні з основним металом. Оскільки ЗТВ має розміри від 6 до 8 мм, найбільш показовими характеристиками неоднорідності можуть слугувати параметри твердості (мікротвердості).

Металографічні дослідження матеріалу труби діаметром 219 мм і товщиною стінки 10 мм трубопроводу гідроочищення сировини реакторного блоку установки ЛГ-35-11/300 із хромистої сталі мартенситного класу марки 12CrMo20.5, виготовленої в Німеччині, показали, що мікроструктура металу являє собою дрібнозернистий перліт дисперсністю 1, 2 бали (сорбіт відпуску). Розмір зерен перліту складає 7–8 балів. Наявні карбіди типу $Me_{23}C_6$ та Me_7C_4. Аустенітно-феритна структура металу шва (рис. 2) сформована рівновісними дендритами. Мікроструктура ЗТВ являє собою зернистий перліт з різними розмірами зерен на характерних ділянках цієї зони. Отже, структура основного металу і зварних з'єднань елементів трубопроводу в процесі довготривалої експлуатації більше $2{,}5 \cdot 10^5$ год при температурі 425 °С не зазнала змін. Результати механічних

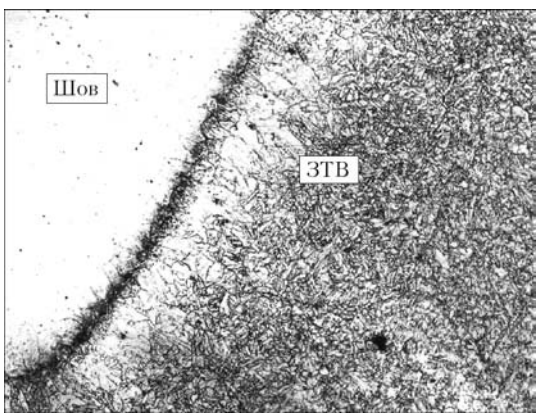


Рис. 2. Мікроструктура (×100) зварного з'єднання сталі 12CrMo20.5, виконаного електродом аустенітного класу

випробувань зразків за кімнатної і підвищених робочих температур наведені в табл. 3. Дослідження показали, що для матеріалу в стані напрацювання після довготривалої експлуатації характеристики міцності, пластичності, ударної в'язкості і твердості основного металу знаходяться в межах нормованих значень для горячодеформованих труб, виготовлених після нормалізації і відпуску. Для зварних з'єднань за температури 20 °С характеристики міцності співпадають, а показники пластичності наближаються за своїми значеннями до таких основного металу. Проте за робочої температури 450 °С характеристики пластичності незадовільні. Низькі значення ударної в'язкості не відповідають вимогам стандартів, згідно яких для сталей цього класу *KCV* має бути не нижче за 35 Дж/см^2. Якщо зміна механічних властивостей відбувалася за рахунок старіння металу під дією високих температур в період тривалої експлуатації, термічним обробляннням шляхом високотемпературного нагрівання в області температур аустенітного стану можна відновити властивості металу, наблизивши їх до первісних [6]. Якщо незворотні процеси водневої корозії розпочалися і вони проявляються в зниженні пластичності металу, то вказаним ВТО властивості сталі не відновлюються. З метою оцінки працездатності досліджуваної сталі в заданих умовах експлуатації матеріал труби піддавався ВТО, що позитивно вплинуло на механічні властивості зварних з'єднань як за кімнатної, так і за робочих температур, збільшивши пластичність майже в 1,5 рази. При цьому ударна в'язкість за температури 20 °С збільшилась майже в 2,5, а за 425 °С — в 3 рази. Отже лабораторні дослідження дозволили виявити незадовільний стан зварних з'єднань трубопроводу, тому придатність його до подальшої експлуатації на регламентні параметри могла бути забезпечена лише після повної ревізії усіх зварних з'єднань, дефектоскопічного контролю усіх стиків в обсязі 100 %, оскільки спрощена технологія зварювання без термічного обробляння зварних з'єднань, яка застосовувалася 20 років тому і більше, призвела до виникнення дефектів в швах, тріщин в зоні сплавлення і в навколошовній зоні, що знижує термін безпечної експлуатації трубопроводу до 8–9 років. Хоча в досліджуваних швах і не були виявлені дефекти, які мають місце при зварюванні перлітної сталі основного металу труби з використанням електродів аустенітного класу, проте за рахунок негативного впливу експлуата-

Таблиця 3. Механічні характеристики матеріалу труб

Стан матеріалу: напрацювання/ВТО	T, °С	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %	ψ, %	HB	KCV, Дж/см^2
Трубопровід гідроочищення сировини із сталі 12CrMo20.5 установки ЛГ-35-11/300							
Основний метал	20	642/624	529/513	24,3/22,6	79,5/80,3	167,3/205,4	153,3/176,3
	425	453/508	355/424	20,7/17,5	73,3/75,6		149,7/172,3
	525	400/425	370/384	21,2/22,9	79,9/80,1		158,3/167,7
Метал шва	20	688/625	541/494	13,0/16,2	74,8/80,8	169,1/194,6	27,5/69,7
	425	491/498	380/391	6,9/10,6	54,6/75,5		16,0/48,3
	525	433/410	320/291	3,5/10,2	73,3/22,7		–
За даними стандарту Німеччини TGL 6918	20	590/740	390	17	62	175/220	–
Трубопровід риформінгу із сталі 10CrMo9.10 установки ЛГ-35-11/300							
Основний метал	20	501/649	275/539	33,1/22,7	75,1/74,6	128,7–221,6	105,0/274,0
	525	299/484	188/397	31,8/22,0	73,5/79,8		202,3/311,0
	550	276/462	185/395	41,5/24,0	77,1/82,5		297,7/271,0
Метал шва	20	498/624	264/526	24,5/22,2	73,1/77,0	151,3–233,5	25,9/169,5
	525	313/488	216/398	23,5/17,5	73,5/76,6		184,3/172,7
	550	285/456	206/383	22,7/18,4	75,4/81,7		202,7/150,7
За даними стандарту Німеччини TGL 14183	20	480/630	290	18	55	130–175	–
Трубопровід гідроочищення сировини із сталі 12CrMo20.5 установки ЛГ-35-11/300-95							
Основний метал	20	592	420	27,8	77,8	164,9	208,5
	425	445	318	20,8	74,3		
Метал шва	20	526	255	32,1	69,2	215,8	115,5
	425	403	178	23,8	67,5		
Трубопровід риформінгу із сталі 15Х5М установки ЛГ-35-11/300-95							
Основний метал	20	530/678	357/526	28,0/19,0	74,5/79,0	135,0/208,0	*183,9/279,5
	525	328/459	230/429	35,0/19,0	78,0/83,0		*238,8/246,5
	550	295/428	240/378	37,0/19,0	81,0/84,0		*221,4/235,4
За даними ГОСТ 550–75	20	400	220	22	50	235	> 98
Трубопровід риформінгу із сталі 10CrMo9.10 установки ЛГ-35-11/300-95							
Основний метал	20	570/591	388/438	25,0/22,0	69,0/77,0	155/162	*12,63/254,5
	430	479/491	292/399	19,0/18,0	63,0/70,0		*159,4/231,2
	450	464/480	329/409	19,0/20,0	64,0/73,0		*156,8/221,0
Трубопровід риформінгу із сталі 15Х5М установки Л-35-11/600							
Основний метал	20	500	237	36,1	77,3	138,7	225,8
	525	298	160	33,4	84,3		305,8
Метал шва	20	516	277	17,7	74,4	164–180	60,0
	525	326	187	16,4	75,7		96,0

*Результати ударної в'язкості за характеристики KCU.

ційних факторів знизилась працездатність різнорідних зварних з'єднань.

Як показали лабораторні дослідження металу трубопроводу риформінгу реакторного блоку установки ЛГ-35-11/300, що проводилися під час його експертного обстеження після відпрацювання $2{,}5 \cdot 10^5$ год при температурі 525 °С, в основному металі труб із мартенситної сталі марки 10CrMo9.10 TGL 14183 присутня велика кількість неметалевих включень типу шпінелі FeO·MnO. В металі шва наявна велика кількість точкових оксидів, в корені шва присутні раковини. Мікроструктура основного металу — дрібнозернистий перліт (сорбіт відпуску) 1, 2 бала дисперсності з розміром частинок карбідів в межах 20–40 мкм. Феритна складова в металевій матриці не більше 5 %. Структура металу шва, виконаного однорідним зі сталлю електродом перлітного класу, —

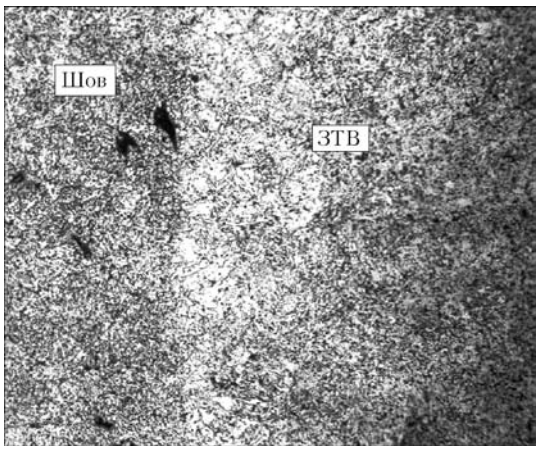


Рис. 3. Мікроструктура (×100) зварного з'єднання сталі 10CrMo9.10, виконаного однорідним зі сталлю електродом

сорбіт з частинками карбідів (рис. 3), тобто експлуатаційних змін в структурі не спостерігається. Дослідження показали, що для матеріалу в стані напрацювання після довготривалої експлуатації характеристики міцності і пластичності основного металу і зварних з'єднань відповідають вимогам НД для даної марки сталі. Ударна в'язкість швів за кімнатної температури має дещо знижені значення, але за робочих температур вона достатньо висока. Таким чином, ознак водневої корозії і незворотньої водневої крихкості в металі трубопроводу не виявлено, що дало змогу продовжити термін експлуатації цього трубопроводу ще на 50000 год.

Лабораторні дослідження металу труб трубопроводів гідроочищення сировини із сталі 12CrMo20.5 і риформінгу із сталі марок 15Х5М та 10CrMo9.10 установки ЛГ-35-11/300-95 після напрацювання $1{,}8 \cdot 10^5$ год показали, що змін структурного стану металу не відбулося, механічні характеристики повністю відповідають своїм нормованим значенням (табл. 3), ознак водневої корозії не виявлено. Проте, як показують результати, отримані при випробуваннях матеріалу, напрацювання якого наближається до 250000 год, можуть виникнути проблеми, пов'язані із погіршенням стану зварного з'єднання через виникнення і розвиток до наскрізного руйнування тріщиноподібних дефектів в зоні сплавлення і навколошовній зоні різнорідних матеріалів. Тому, після відпрацювання трубопроводом призначеного терміну служби, до дефектоскопічного контролю зварних швів мають бути пред'явлені підвищені вимоги.

Лабораторні дослідження матеріалу труби із сталі марки 15Х5М трубопроводу риформінгу установки Л-35-11/600 після відпрацювання $2 \cdot 10^5$ год показали, що механічні властивості основного металу і зварних з'єднань знаходяться на достатньо високому рівні і відповідають вимогам НД на дану марку сталі (табл. 3). Ознак водневої корозії не виявлено. Можливість продовження експлуатації трубопроводу на 50 000 год підтвердилася результатами випробування на довготривалу міцність за робочої температури 525 °С (табл. 4). На базі

Таблиця 4. Результати випробувань на тривалу міцність за температури 525 °С зразків труби із сталі 15Х5М трубопроводу риформінгу установки Л-35-11/600 після напрацювання в умовах експлуатації $2 \cdot 10^5$ год

Напруження σ, МПа	Час до руйнування зразка, год	Відносне видовження ε, %	Відносне звуження ψ, %
170	109	16,7	91,0
170	139	27,1	94,2
150	464	23,1	92,2
150	527	17,5	91,0
130	1817	21,6	93,3
130	1201	23,35	94,2
120	2707	17,8	94,8
120	3140	24,6	95,2

випробувань тривалістю $3 \cdot 10^3$ год за методом базових діаграм [7, 8] для напрацювання 250000 год отримали прогнозоване значення довготривалої міцності матеріалу труби, яке дорівнює 78 МПа.

Висновок

1. Рішення задачі продовження строку служби технологічних трубопроводів обладнання гідроочищення сировини і риформінгу реакторних блоків установок каталітичного риформінгу, що вичерпали свій ресурс, пов'язане з оцінкою їх технічного стану, коли сумісно з даними неруйнівного дефектоскопічного контролю, метою якого є пошук дефектів і пошкоджень, необхідно використовувати результати лабораторних досліджень властивостей матеріалу для виявлення можливих змін структури і встановлення характеру і швидкості деградаційних процесів, що виникають в матеріалі за довготривалої експлуатації в умовах дії водневмісних середовищ високих параметрів.

2. Результати експертних обстежень, отриманих з використанням розроблених методичних підходів, підтверджують їх ефективність при контролі технічного стану і оцінці придатності до безаварійної експлуатації технологічних трубопроводів гідрогенізаційних процесів.

1. *Средин В.В., Тарасенков П.М.* Оборудование и трубопроводы установок каталитического риформинга и гидроочистки. — Л.: Гостоптехиздат, 1963. — 239 с.
2. *РД 38.13.004–86.* Эксплуатация и ремонт технологических трубопроводов под давлением дл 10,0 МПа (100 кгс/см²).
3. *СОУ-Н МПЕ 40.1.17.302:2005.* Ультразвуковой контроль сварных соединений элементов котлов, трубопроводров и сосудов.
4. *ГОСТ 6996–66.* Сварные соединения. Методы определения механических свойств. — Введ. 01.01.1967.
5. *ОСТ 108.031.08–85 — ОСТ 108.031.10–85.* Котлы стационарные и трубопроводы пара и горячей воды.
6. *Ланская К.А.* Теплоустойчивые стали // Итоги науки и техники. Сер. металловедение и терм. обработка. — М.: ВИНИТИ, 1980. — Т. 14. — С. 54–99.
7. *Кривенюк В.В.* Прогнозирование длительной прочности сталей и сплавов параметрическими методами и методом базовых диаграмм. Сообщение 1. Интерполяционный анализ экспериментальных данных // Пробл. прочности. — 2006. — № 5. — С. 90–108.
8. *Кривенюк В.В.* Прогнозирование длительной прочности сталей и сплавов параметрическими методами и методом базовых диаграмм // Там же. — 2006. — № 6. — С. 30–42.

ПРОЕКТ 6.2а

Підвищення ресурсу магістральних трубопроводів на основі створення ефективних технологій з виробництва зварних труб та систем моніторингу корозійного захисту

УДК 620.193

ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ТРУБ ДЛЯ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ

А.О. РИБАКОВ, С.Є. СЕМЕНОВ, кандидати техн. наук, **Т.М. ФІЛІПЧУК, Л.В. ГОНЧАРЕНКО**, інж.
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Досліджені характеристики основного металу та зварних з'єднань труб, які виготовлені способом високочастотного (ВЧЗ) та дугового зварювання. Показана можливість виробництва труб способами ВЧЗ і дугового зварювання з підвищеними характеристиками надійності на основі вдосконалення технологічних процесів та застосування високоякісної сталі. Визначена доцільність оцінки ефектів деформаційного старіння високоміцної трубної сталі у зонах технологічного або випадкового холодного пластичного деформування. Розроблені основні положення нормативного характеру щодо застосування труб підвищеної надійності та повторного використання труб, які експлуатувалися в магістральних трубопроводах.

Ключові слова: *магістральний трубопровід, труба, високочастотне зварювання, дугове зварювання, сталь, зварне з'єднання, надійність, випробування, деформаційне старіння, дефект, застосування, норма*

Підвищення надійності магістральних трубопроводів вимагає проведення досліджень і практичних заходів у різних напрямках. Перш за все це стосується сфери трубного виробництва, а саме, розробки певних технічних рішень з метою підвищення технологічних гарантій якості труб, зниження шкідливого впливу потенційно вразливих зон, оптимізації технічних характеристик труб відповідно до конкретних умов експлуатації та ін. Не менш важливим є вдосконалення нормативного забезпечення, особливо у сфері використання труб. Це передбачає, зокрема, введення нормативних правил застосування на окремих ділянках магістральних трубопроводів труб підвищеного рівня надійності, здатних витримувати додаткові силові, деформаційні та інші навантаження.

Досі не врегульоване використання у магістральних трубопроводах труб, які були вироблені у минулі роки. Між тим, підприємства магістральних трубопроводів зацікавлені в застосованні при капітальних ремонтах труб однакового рівня якості та особливо труб, які демонтуються з виведених з експлуатації ділянок, що дозволить значно поліпшити техніко-економічні показники капітального ремонту трубопроводів.

В даній роботі викладені результати досліджень та напрацювань, що виконані ІЕЗ ім. Є.О. Патона з метою підвищення надійності магістральних трубопроводів у рамках проекту 6.2 програми «Ресурс».

Труби, виготовлені способом високочастотного зварювання (ВЧЗ). В 2004 р. під час гідровипробувань відбулося декілька руйнувань нафтопроводу, побудованого із ВЧЗ-труб виробництва ВАТ «Новомосковський трубний завод» (НМТЗ). Руйнування труб виникали у зонах значного окрихчення металу за наявності дефектів типу несплавлень, утворених у процесі зварювання (рис. 1). Виявлені під час розслідування причини розривів ВЧЗ-труб свідчили про недосконаліть прийнятої раніше технології, а головне, про недостатні гарантії стабільності необхідної якості ВЧЗ-труб для нафтогазопроводів.

З метою запобігання руйнуванням виникла необхідність в дієвих заходах щодо унеможливлення постачання ВЧЗ-труб із дефектами та недостатніми характеристиками ударної в'язкості металу зварних з'єднань.

Значним недоліком технології, яка застосовувалась, була відсутність сучасних засобів неруйнівного контролю корпусу та зварного з'єднання труб, що не дозволяло виготовляти ВЧЗ-труби за міжнародними стандартами.

У 2006–2007 рр. на основі міжнародного досвіду та з урахуванням рекомендацій ІЕЗ ім. Є.О. Патона на НМТЗ проведена модернізація трубоелектрозварювального стану «159-529» з освоєнням нових агрегатів. Встановлено нове обладнання для фрезерування бічних крайок рулонної смуги, замінені агрегати формувально-зварювального вузла стана із забезпеченням більш сприятливих і стабільних режимів роботи за рахунок оптимальних кутів сходження крайок під зварювання, використання джерел струму із частотою понад 100 кГц і автоматизованої системи регулювання електрич-

© А.О. РИБАКОВ, С.Є. СЕМЕНОВ, Т.М. ФІЛІПЧУК, Л.В. ГОНЧАРЕНКО, 2009

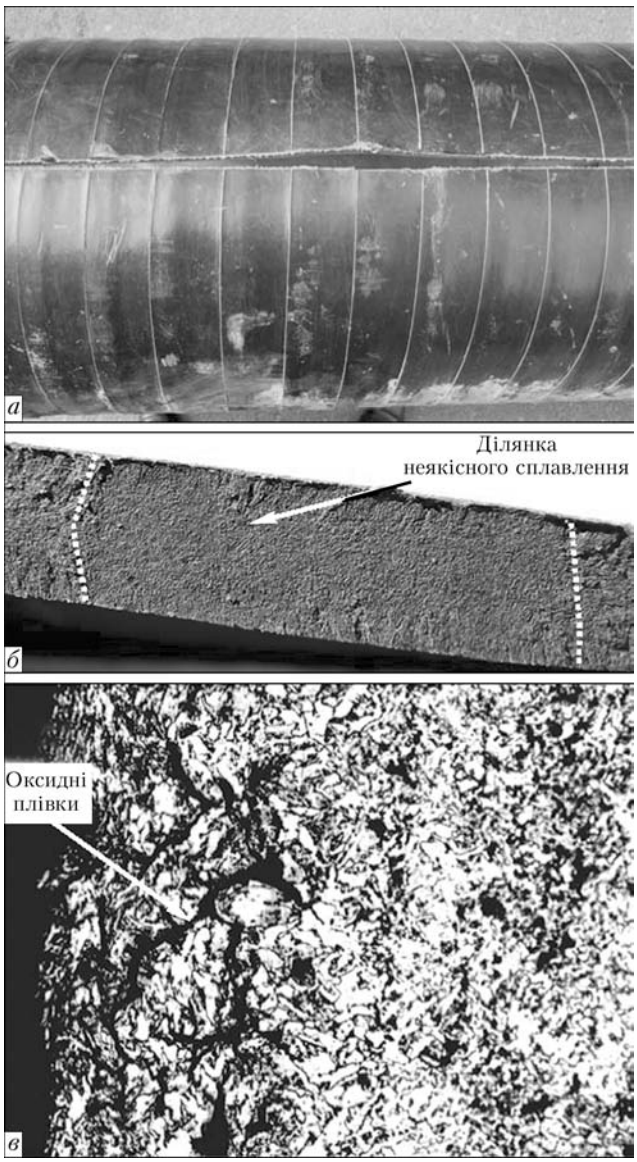


Рис. 1. Загальний вид частини зруйнованої труби (*а*), поверхня зламу (*б*) та мікроструктура (×320) металу в осередку руйнування (*в*)

них і температурних параметрів процесу ВЧЗ. Введено в дію устаткування для локальної термічної обробки зварних з'єднань. Встановлено устаткування для здавального 100%-го УЗ-контролю зварного з'єднання й корпусу, а також для магнітопорошкового контролю торців труби.

Використання сучасного устаткування та комплексу технологічного і здавального контролю труб дозволило суттєво підвищити стабільність якісних показників ВЧЗ-труб.

Для оцінки ефективності прийнятих технологічних рішень виготовлені й випробувані партії труб і окремі контрольні труби різного сортаменту (діаметром 219–530 мм метричного ряду та 273,1–406,4 мм дюймового ряду) з вуглецевих та низьколегованих (у тому числі зі зниженим вмістом вуглецю) марок сталі класу міцності до К60 включно [1]. Труби виготовляли з рулонної смуги різних постачальників. Проведено оцінку якості зварних з'єднань зазначених труб відповідно до вимог сучасних вітчизняних та міжнародних нормативних документів на труби для магістральних газонафтопроводів.

Під час проведення досліджень підтверджено, що на якість зварних з'єднань ВЧЗ-труб істотно впливає вміст вуглецю та шкідливих домішок у сталях, які застосовуються. Результати оцінки ударної в'язкості металу зварних з'єднань досліджених труб наведено на рис. 2. Використання вуглецевої сталі з підвищеним вмістом вуглецю, сірки й фосфору не дозволяє досягти високих гарантій необхідних механічних властивостей основного металу й зварних з'єднань труб. Для забезпечення необхідного комплексу механічних властивостей зварного з'єднання й основного металу ВЧЗ-труби (особливо діаметром 400 мм і більше) доцільно виготовляти із рулонної сталі зі зниженим вмістом вуглецю й шкідливих домішок (з досліджених — це рулонна смуга виробництва ВАТ «Северсталь» і МК «DUNAFERR»).

На підставі результатів досліджень можна зробити висновок, що у випадку застосування сталі відповідної якості зварні з'єднання ВЧЗ-труб діаметром 219–530 мм, що виготовляють на модернізованому стані «159-529», за своїми технічними характеристиками задовольняють вимогам сучасних нормативних документів щодо газонафтопровідних ВЧЗ-труб (СНиП 2.05. 06–85; ТУ 3-377–99; ТУ У 8-20–99; ТУ У 8-19–99; API 5L PSL2; ISO 3183-2 і EN 102082).

Висока працездатність ВЧЗ-труб, що виготовлені на модернізованому стані НМТЗ, підтверджена результатами гідравлічного випробування зразка труби діаметром 530 мм із циклічним і статичним навантаженням. Труба витримала без руйнування $1 \cdot 10^4$ цикл навантаження тиском 8,82 МПа, надалі була доведена до руйнування, яке відбулося по основному металу при навантаженні тиском 16,85 МПа, що створило напруження на рівні нормативного тимчасового опору розриву основного металу.

Високоміцні труби, виготовлені способом дугового зварювання. Прогнозування можливого змінення механічних властивостей металу з урахуванням явищ деформаційного старіння має важливе значення для оцінки експлуатаційних характеристик труб. Передумови деформаційного старіння металу очевидні, оскільки процес трубного виробництва супроводжується холодним пластичним деформуванням металу з наступним низькотемпературним нагрівом труб під час нанесення протикорозійного покриття.

Особливого інтересу заслуговують подальші дослідження властивостей зістарених високоміцних трубних сталей. Відомо, що зі зміцненням знижується ресурс пластичності металу. Отже, високоміцні сталі можна вважати більш вразливими до впливу різних технологічних або експлуатаційних факторів, що призводять до подальшого зміцнення (зокрема шляхом деформаційного ста-

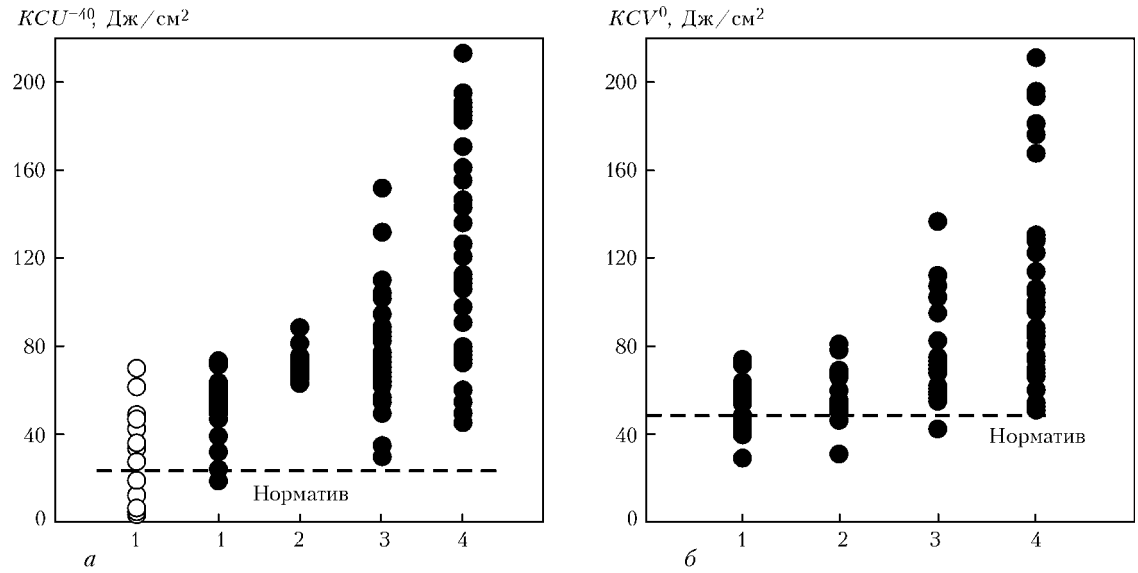


Рис. 2. Ударна в'язкість металу KCU^{-40} (*а*) та KCV^{0} (*б*) зварних з'єднань окремих ВЧЗ-труб, виготовлених із сталі з різним вмістом вуглецю та шкідливих домішок; ○ — після зварювання; ● — після локальної термообробки шва; *1–4* — умовний шифр сталі (1 — 0,18 % C; 0,30 % Si; 0,015 % S; 0,019 % P; 2 — 0,17 % C; 0,30 % Si; 0,008 % S; 0,018 % P; 3 — 0,12 % C; 0,49 % Si; 0,004 % S; 0,015 % P; 4 — 0,06 % C; 0,22 % Si; 0,005 % S; 0,012 % P)

ріння) і взагалі до впливу факторів, які обмежують локальну пластичність металу.

Вже неодноразово зазначалось [2–4], що покращення службових характеристик зістареної трубної сталі досягається на основі підвищення ресурсу її працездатності у вихідному стані. Початкові запаси показників пластичності та в'язкості металу труб, а саме, їхнє перевищення над нормативними вимогами, повинні розглядатися як інженерні критерії працездатності зістареного металу трубопроводів.

Очевидно, що це має особливе значення для забезпечення надійності високоміцних труб. Разом з тим, можна припустити, що при використанні високоміцної сталі повинні регламентуватися певні технологічні обмеження, перш за все щодо гранично допустимих значень холодної пластичної деформації. У цьому сенсі потребують відповідної оцінки ефекти деформаційного старіння високоміцної трубної сталі, зумовлені технологічними або випадковими процесами холодного деформування.

У даній роботі були досліджені характеристики міцності та пластичності трубної сталі класу міцності К60 (найменування сталі Х70) у стані після деформаційного старіння. Досліджені також ефекти деформаційного старіння металу двошовних труб розміром 1220×16 мм зі сталі зазначеного класу міцності зі сталі, виготовлених на ВАТ «Харцизький трубний завод».

Як відомо, збільшення холодної пластичної деформації закономірно призводить до зміцнення та зниження пластичності трубної сталі. Результати випробувань штучно зістареної сталі Х70 показали, що вже при деформації $\varepsilon = 5$ % $\sigma_т$ підвищується майже до рівня $\sigma_в$ (рис. 3, *а*). Практично до 0 знижується рівномірне подовження, що свідчить про дуже низьку деформаційну здатність металу (рис. 3, *б*).

Для порівняння були проведені випробування трубної сталі марки 17ГС класу міцності К50. Меншому рівню міцності відповідають більш сприятливі показники співвідношення межі текучості і тимчасового опору розриву, а також пластичності цієї сталі у початковому стані та після старіння.

Таким чином, деформаційне старіння трубної сталі класу міцності К60 у порівнянні з трубними сталями нижчого класу міцності супроводжується втратою ресурсу пластичності при значно менших значеннях попередньої холодної пластичної деформації. Так, для зістареної сталі Х70 суттєве зниження пластичності спостерігається при значенні пластичній деформації 5–8 %. Для порівняння, критична деформація сталі 17ГС перевищує 10 %.

Дослідження показали, що обмеження за значенням технологічної холодної деформації високоміцної сталі класу міцності К60 під час трубного виробництва не викликає значного погіршення властивостей зістареного металу. Досліджена листова сталь класу міцності К60 у стані після контрольованої прокатки характеризується невеликою схильністю до природного старіння, що проявляється в слабкому зміцненні та зниженні пластичності металу окремих плавок. Більш помітно змінюються властивості зістареної сталі після холодного деформування трубної заготовки, при цьому процес старіння «компенсує» характерне для трубного переділу падіння межі текучості і показника $\sigma_т/\sigma_в$, наближаючи її до рівня вихідного стану матеріалу (рис. 4).

Старіння металу досліджених труб зі сталі класу міцності К60 супроводжується деяким зниженням показників пластичності (по δ_5 приблизно 2 %). Ударна в'язкість KCV^{-20} зістареного металу досліджених труб має високі значення, хоча спостері-

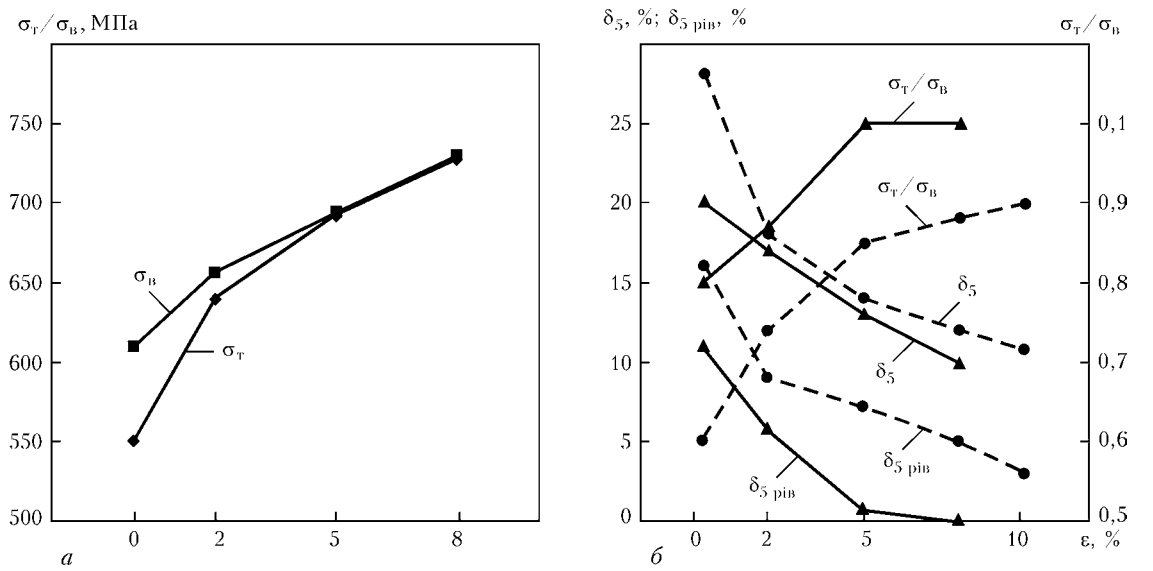


Рис. 3. Вплив деформаційного старіння на механічні характеристики $\sigma_т$, $\sigma_в$ (*а*) та $\sigma_т/\sigma_в$, $\delta_{5\ рів}$ (*б*) трубної сталі 17ГС (суцільна крива) та Х70 (штрихова)

гається значна нестабільність її показників як наслідок неоднорідності властивостей листового прокату.

Отже, нормативно обмежене, технологічно вивірене та контрольоване холодне деформування під час виробництва двошовних труб не супроводжується небезпечними наслідками деформаційного старіння високоміцної сталі. Разом з тим, важливе значення мають вихідні властивості листового прокату. Саме завдяки досить високому рівню властивостей мікролегованої сталі контрольованої прокатки К60 у вихідному стані з урахуванням специфіки їхньої зміни в процесі виробництва характеристики механічних властивостей металу досліджених труб, у тому числі і зварних з'єднань, у зістареному стані практично зберігаються на рівні нормативних вимог.

Однак додаткове холодне деформування високоміцних труб у певних випадках може призвести до небажаного деформаційного старіння металу. Згідно з одержаними результатами досліджень, метал високоміцних труб, принаймні зі структурою малоперлітного типу, дійсно виявився досить вразливим щодо проявів деформаційного старіння. Холодне пластичне деформування вже при додатковій деформації приблизно 5 % створює передумови для наближення внаслідок старіння стану високоміцної трубної сталі до критичної межі —

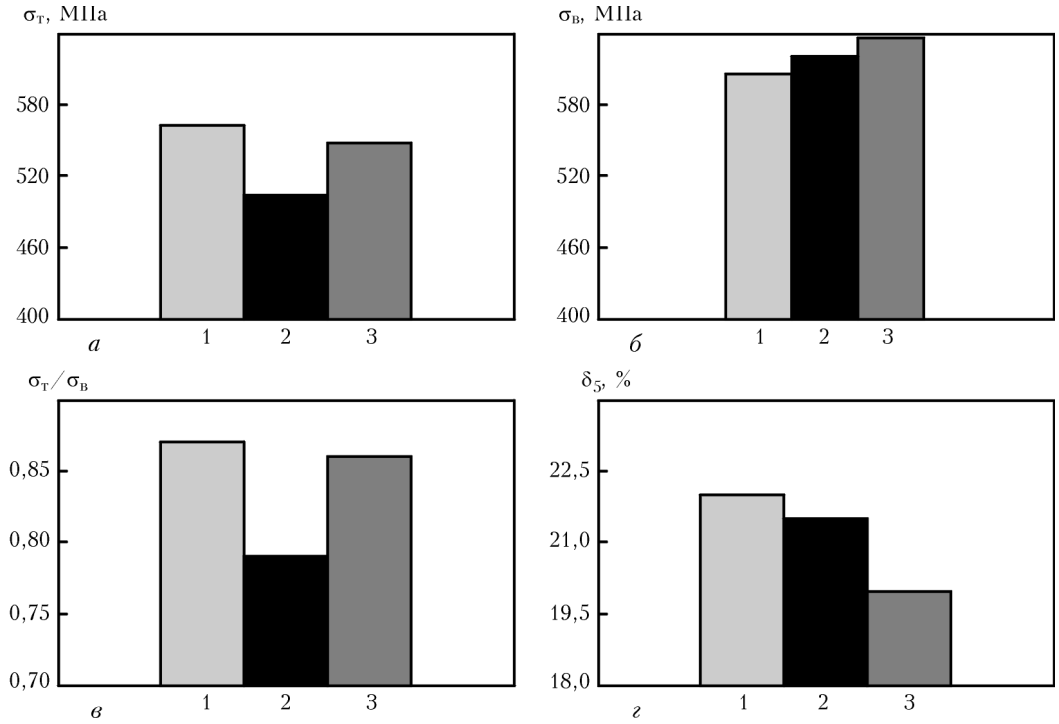


Рис. 4. Вплив технологічного процесу виробництва труб на механічні властивості високоміцної сталі класу К60: *а* — $\sigma_т$; *б* — $\sigma_в$; *в* — $\sigma_т/\sigma_в$; *г* — δ_5; 1 — лист; 2 — труба; 3 — труба після старіння

повної втрати ресурсу пластичності. Очевидно, що в трубопроводах, які збудовані з високоміцних труб, різні зони холодного деформування, зокрема вм'ятини, гофри та інші дефекти, мають розглядатися як об'єкти особливої уваги з боку експлуатаційних служб.

Можна припустити, що граничні значення холодної пластичної деформації будуть залежати від структурного стану високоміцної трубної сталі. Разом з тим, варто підкреслити, що значні обмеження ресурсів пластичності металу внаслідок старіння можуть стати на заваді традиційного намагання підвищувати міцність металу труб. Отже, припустимі рівні міцності трубної сталі повинні визначатися не тільки на основі «звичайних» критеріїв (зварюваності, опору руйнуванню і стрескорозійного розтріскуванню, рентабельності виробництва та ін.), мають враховуватися також ефекти деформаційного старіння високоміцного трубного металу.

Проблеми нормативного забезпечення. В Україні ще й досі залишаються чинними нормативні документи колишнього СРСР. Зрозуміло, що вони потребують оновлення. Це стосується, зокрема, старих стандартів на безшовні і електрозварні труби. Між тим, вітчизняне трубне виробництво, яке переважно орієнтоване на експорт, вже давно виготовляє труби за міжнародними стандартами або відповідними технічними умовами.

Певним «проривом» у галузі стандартизації труб можна вважати набуття чинності з 2007 р. державного стандарту ДСТУ ISO 3183-2. На жаль, за деякими положеннями зазначений стандарт не відповідає чинним в Україні нормам проектування магістральних трубопроводів (СНиП 2.05.06–85), які також потребують перегляду.

Вже неодноразово зверталась увага на доцільність використання труб підвищеної надійності на складних ділянках магістральних трубопроводів [4]. Необхідно визначити (на основі сертифікації) загальні правила застосування труб, що виготовляються згідно з новими нормативними документами при будівництві, реконструкції та капітальному ремонті газонафтопроводів. При цьому має бути врегульоване застосування труб, що постачаються по імпорту, у тому числі відповідно до вимог міжнародних стандартів.

Щодо завдань капітального та поточного ремонту значної актуальності набуває визначення нормативних правил застосування труб колишнього виробництва, особливо у тих випадках, коли нормативні вимоги, за якими ці труби були виготовлені, не відповідають чинним нормам.

На основі багаторічних досліджень, набутого досвіду експлуатації магістральних трубопроводів, та з урахуванням міжнародної практики ІЕЗ ім. Є.О. Патона були розроблені та погоджені з ДК «Укртрансгаз» та ВАТ «Укртранснафта» «Основні положення технічних вимог та правил контролю труб для магістральних нафтогазопроводів» (ОПТВ). Цей документ містить увесь комплекс сучасних технічних вимог до труб для газонафтопроводів та правил їх контролю, які гармонізовані з міжнародними нормами. Визначені сфери застосування та особливості технічних характеристик труб підвищеної категорії надійності та труб спеціального призначення.

Розроблені відповідні рекомендації для проектних організацій та підприємств нафтогазової галузі щодо застосування труб за стандартом ДСТУ ISO 3183-2, а також іншими чинними нормативними документами. ОПТВ визначають окремі технологічні вимоги до виконання робіт у трубному виробництві, а також вимоги до інформаційного забезпечення трубної продукції, що має сприяти підвищенню гарантій надійності та ефективності діагностики трубопроводів.

Дослідження стану металу та зварних з'єднань старих магістральних трубопроводів дозволяють виявити певні типові ознаки та недоліки труб колишнього виробництва. Наявність на трубах, що демонтовані з виведених із експлуатації ділянок трубопроводів, дефектів технологічного та експлуатаційного походження, можлива нестабільність механічних властивостей, відносно низька ударна в'язкость — все це потребує при повторному застосуванні створення спеціальних програм вхідного контролю труб, уточнення у разі необхідності розрахункових характеристик металу труб та значення робочого і випробувального тиску.

Аналіз досвіду, набутого при оцінці умов повторного застосування безшовних труб для капітального ремонту нафтопроводу «Броди–Держкордон», дозволив сформулювати деякі загальні положення нормативного характеру щодо правил використання труб, які перебували в експлуатації. Ці труби попередньо мають пройти процедуру технологічної підготовки, їх доцільно застосовуватися на ділянках трубопроводів зі зниженим робочим тиском.

Розроблені положення стосовно застосування технічних вимог та правил контролю труб під час їхнього виробництва, а також ремонту трубопроводів рекомендується використати при створенні відповідних нормативних документів.

1. *Повышение* эксплуатационной надежности труб высокочастотной сварки для магистральных газонефтепроводов / Ю.Н. Антипов, Е.В. Дмитренко, А.А. Коваленко и др. // Пробл. прочности. — 2009. — № 5. — С. 147–153.
2. *Чистый* трубный металл — достижения, перспективы, проблемы / Б.Е. Патон, Б.И. Медовар, С.Е. Семенов и др. // Пробл. спец. электрометалургии. — 1999. — № 2. — С. 9–26.
3. *Семенов С.Е., Рыбаков А.А.* Старение металла и надежность магистральных газонефтепроводов // Науч.-техн. совещание специалистов НАК «Нефтегаз Украины», ДК «Укртрансгаз», ОАО «Газпром» по вопросам повышения надежности и эффективности работы газотранспортной системы. — Киев: ДК «Укртрансгаз», 2001. — С. 91–93.
4. *Деформационное* старение металла труб из стали контролируемой прокатки / С.Е. Семенов, А.А. Рыбаков, Л.В. Гончаренко и др. // Техн. диагностика и неразрушающий контроль. — 2005. — № 4. — С. 39–43.

ПРОЕКТ 6.2б

Підвищення ресурсу магістральних трубопроводів на основі створення ефективних технологій з виробництва зварних труб та систем моніторингу корозійного захисту

УДК 620.193

МЕТОДИЧНИЙ ПІДХІД ДО ВИВЧЕННЯ СТРЕС-КОРОЗІЙНОГО РОЗТРІСКУВАННЯ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ

С.Г. ПОЛЯКОВ, д-р техн. наук, **Л.І. НИРКОВА,** канд. хім. наук, **С.Л. МЕЛЬНИЧУК, С.О. ОСАДЧУК, А.В. КЛИМЕНКО,** інженери (Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Розроблено методичний підхід до вивчення стрес-корозійного розтріскування (СКР) магістральних трубопроводів, що полягає у відтворенні в лабораторних умовах комплексу факторів, які сприяють зародженню та розвитку СКР та вивченні процесу зародження та розвитку стрес-корозійної тріщини в умовах впливу цих факторів на зразок. В комплексі факторів обрано такі, як склад грунтового електроліту, захисний потенціал, напружено-деформований стан металу, циклічні термічні навантаження та наявність механічних пошкоджень труби. Отримані корозійно-електрохімічні характеристики процесу СКР.

Ключові слова: *стрес-корозійне розтріскування, грунтовий електроліт, «підплівковий» електроліт, потенціал, швидкість корозії, швидкість росту тріщини, циклічна зміна температури*

Безпечне функціонування трубопровідних систем транспорту природного газу повинне бути забезпечене у першу чергу вивченням причин їх руйнування, лабораторними дослідженнями природи взаємодії металу труби та біляелектродних електролітів (як присутніх у грунтах, так і модифікованих), що утворюються при роботі системи катодного захисту, а далі — розробкою на цій основі заходів щодо вповільнення процесу стрес-корозійного розтріскування (СКР) лінійної частини магістральних газопроводів [1–3]. Проблеми, що стосуються захисту магістральних газопроводів від проявів СКР, яке викликане взаємодією металу труби та грунтового електроліту, є актуальними в цей час у багатьох регіонах України та країн ближнього зарубіжжя.

Досвід експлуатації магістральних газопроводів показує, що СКР розвиваються навіть при наявності нормально функціонуючої системи катодного захисту. СКР відбувається як на прямошовних, так і на спіральошовних трубах діаметром від 1020 до 1420 мм із товщиною стінки від 9 до 18 мм українського, російського виробництва, а також країн далекого зарубіжжя, що мають плівкову та гумовобітумну ізоляцію в місцях її дефектів і відшарувань. Тріщини зароджуються на зовнішній поверхні трубопроводу в межах 5–7 год умовного циферблату. Розвиток стрес-корозійної тріщини відбувається шляхом утворення магістральної тріщини при її розкритті або за рахунок злиття груп тріщин в осередку руйнування. СКР є досить тривалим процесом. Тривалість до руйнування газопроводів становить від 5 до 16 років. СКР в основному розвивається в зоні, яка розташована на відстані 20 км від компресорної станції.

Статистика відмов магістральних газопроводів показує, що ступінь впливу СКР недостатньо враховується при оцінці потенційної небезпеки газопроводу. Тому мета даної роботи полягала в розробленні методичного підходу до вивчення СКР магістральних трубопроводів, уточненні комплексу факторів, за наявністю яких на магістральному газопроводі починаються локальні корозійні процеси, які в перспективі переростають у СКР магістрального газопроводу; визначенні способу спостереження та контролю за розвитком локального корозійного процесу шляхом вимірювання електрохімічних та фізичних величин.

Як зазначено в [1], СКР відбувається в системі сталь–специфічне зовнішнє середовище. Тому для проведення корозійних, електрохімічних та механічних випробувань доцільно вивчити хімічний склад середовища, в якому відбулося СКР, більш детально.

В лабораторних дослідженнях використовували проби грунтового електроліту, які відібрані в місці аварії магістрального газопроводу «Уренгой–Помари–Ужгород» на глибині залягання газопроводу, та зразки зруйнованої труби марки Х70.

Експериментальна процедура складалась з двох частин. В першій — досліджували хімічні властивості грунтового електроліту та проводили електрохімічні та корозійні випробування трубної сталі Х70 в грунтовому електроліті; в другій —

© С.Г. ПОЛЯКОВ, Л.І. НИРКОВА, С.Л. МЕЛЬНИЧУК, С.О. ОСАДЧУК, А.В. КЛИМЕНКО, 2009

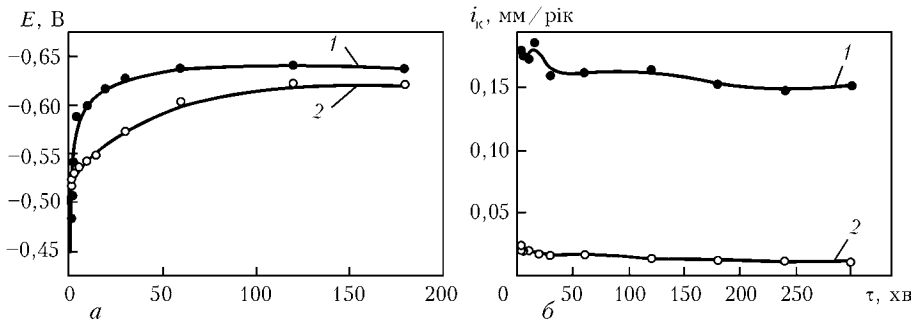


Рис. 1. Залежність потенціалу E (*а*) та миттєвої швидкості корозії $i_к$ (*б*) трубної сталі Х70 від часу вимірювань в грунтовому (*1*) та «підплівковому» (*2*) електролітах при температурі 40 °С

вивчали вплив активуючих факторів на процесс зародження стрес-корозійної тріщини в умовах, які максимально наближені до реальних, а також спосіб реєстрації цього процесу.

В лабораторних умовах проведено дослідження хімічного складу грунтового електроліту з місця СКР магістрального газопроводу. Корозійна активність проб грунтового електроліту оцінена за такими показниками: сухий залишок, водневий показник (pH), хлориди (Cl^-), сульфати (SO_4^{2-}), гідрокарбонати (HCO_3^-), сірка, загальна твердість, лужність, кальцій (Ca^{2+}), магній (Mg^{2+}), натрій + калій ($Na^+ + K^+$). Результати хімічного аналізу проб грунтового електроліту з місця аварії газопроводу «Уренгой–Помари–Ужгород» наведено нижче:

Водневий показник (pH)	6,88
Сухий залишок, мг/л, не більше	669
Загальна твердість, мг-екв/л	9,6
Лужність, мг-екв/л	7,2
Кальцій (Ca^{2+}), мг/л	108
Магній (Mg^{2+}), мг/л	51
Натрій + калій, ($Na^+ + K^+$), мг/л	21
Хлориди (Cl^-), мг/л	35,5
Сульфати (SO_4^{2-}), мг/л	111
Гідрокарбонати, (HCO_3^-), мг/л	439

За результатами хімічного аналізу проб грунтового електроліту встановлено, що за хімічним складом досліджене середовище відноситься до середовища, близького до нейтрального (pH 5,0–7,5), як зазначено в [1].

Згідно імовірнісної локально-електрохімічної теорії корозії, яка запропонована в [2], на магістральному трубопроводі в умовах застосування катодного захисту та захисних покриттів при підвищеній вологості грунту під захисним покриттям можуть утворюватися «кармани», які заповнені грунтовим електролітом. Цей електроліт в умовах катодної поляризації перетворюється на так званий «підплівковий» електроліт з лужним pH. Приймаючи до уваги вищезазначене, дослідження процесу СКР трубопроводів доцільніше було б проводити не власне в грунтовому електроліті, а в «підплівковому електроліті». Для цього розроблено та виготовлено електрохімічну комірку, де допоміжний електрод розташовували в катодному просторі, якій ізолювали від робочого простору за допомогою поліетиленової плівки «Полікен 955-25». Досліджено динаміку зміни pH грунтового електроліту в умовах застосування катодної поляризації при температурі 40 °С. З отриманих експериментальних даних випливає, що pH грунтового електроліту при катодній поляризації повільно зростає від 6,88 до приблизно 10,6.

Отримані дані про динаміку зміни в часі потенціалу сталі Х70 в грунтовому та в «підплівковому» електроліті (рис. 1, *а*). Слід відмітити, потенціал сталі Х70 в водній витяжці з грунту протягом першої години випробувань зміщується приблизно на 200 мВ в область більш негативних потенціалів та продовжує повільно зміщуватись в негативну область протягом 3 год. Потенціал сталі Х70 в «підплівковому» електроліті повільно зміщується в негативну область від значення −0,495 до −0,620 В. Отримані дані свідчать про те, що поверхня труби під захисним покриттям (в «підплівковому» електроліті) перебуває в пасивному стані.

Швидкість корозії визначали в лабораторних умовах за методом поляризаційного опору. Результати випробувань наведено на рис. 1, *б*. Аналіз отриманих даних показує, що швидкість корозії сталі Х70 в грунтовому електроліті стабілізується біля значення 0,15 мм/рік, а в «підплівковому» електроліті — вона набуває значення 0,011 мм/рік. При візуальному огляді поверхні датчиків після випробувань встановлено, що на поверхні датчиків, які знаходились в грунтовому електроліті, після змивання шару продуктів корозії залишаються корозійні пошкодження у вигляді пітінгів; поверхня датчиків, які знаходились в «підплівковому» електроліті залишилась блискучою без видимих корозійних пошкоджень.

Узагальнюючи вищезазначене можна стверджувати, що в грунтовому електроліті миттєва швидкість корозії сталі Х70 є більшою приблизно на порядок, ніж в «підплівковому» електроліті, що добре корелює зі значеннями pH та потенціалів (рис. 1, *б*).

Для отримання даних про кінетику електрохімічних реакцій, що протікають на поверхні сталі Х70, було виміряно анодні поляризаційні криві (рис. 2 та 3).

На анодних кривих в аерованих грунтовому та «підплівковому» електролітах відмічається область активного анодного розчинення від потенціалу корозії приблизно до −0,4 В, після якої починається область пасивації. Максимальний струм

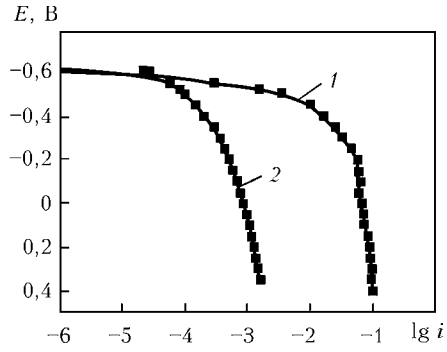


Рис. 2. Анодні поляризаційні криві трубної сталі Х70 в грунтовому (*1*) та «підплівковому» електроліті (*2*) при температурі 40 °С: *i* — густина струму, мА/см^2

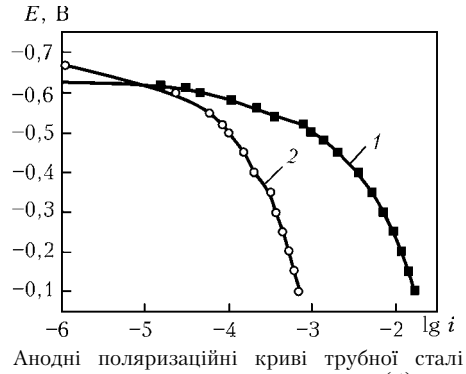


Рис. 3. Анодні поляризаційні криві трубної сталі Х70 в «підплівковому» електроліті в вихідному стані (*1*) та під напруженням 0,95 $\sigma_т$ (*2*) при температурі 40 °С

активного анодного розчинення сталі Х70 в грунтовому електроліті на два порядки більшим ніж в «підплівковому» електроліті, що добре співвідноситься зі значеннями pH грунтового (pH 6,88) та «підплівкового» (pH 10,6) електролітів. З отриманих анодних поляризаційних кривих сталі Х70 розраховані тафелевські нахили в області активного розчинення. В грунтовому електроліті тафелевський нахил дорівнює 0,054 В, для «підплівкового» електроліту — 0,063 В, що вказує на те, що процес анодного розчинення описується кінетикою одноелектронного переносу заряду через межу метал/електроліт. Пасивація поверхні електроду в «підплівковому» електроліті починається раніше, і струм пасивації у 2,8 рази менше, ніж в грунтовому електроліті.

З аналізу анодних поляризаційних кривих, наведених на рис. 3, видно, що на зразку, який знаходився під напруженням 0,95 $\sigma_т$, струм в області пасивації на два порядки більше, ніж на зразку в вихідному стані. Це свідчить про порушення цілісності пасивної плівки завдяки напруженому стану зразка, що може ініціювати СКР.

Досліджено механічні пошкодження труби з метою виявлення електрохімічної неоднорідності, що могло б привести до ініціювання СКР. Механічні пошкодження мали форму сходинок, та були розташовані на відстані 5–10 мм від заводського зварного шва з боку розриву труби. Виміряно розподіл потенціалів під краплею, визначено макротвердість та зроблено аналіз тріщин на цьому фрагменті. Результати вимірювань наведено на рис. 4, *а*. З аналізу даних рис. 4, *а* видно, що суттєвої різниці потенціалів, яка могла б стати причиною електрохімічної неоднорідності поверхні та привести до локального корозійного руйнування поверхні труби, на цьому фрагменті не виявлено.

На рис. 4, *б* наведено результати вимірювань мікротвердості. З аналізу отриманих даних випливає, що чисельне значення мікротвердості в різних точках зварного з'єднання коливається від 88,3 до 101,2 безрозмірних одиниць, що вказує на відсутність неоднорідності.

Таким чином, в результаті електрохімічних та фізичних досліджень поверхні зразку, на який виявлено механічні дефекти у вигляді сходинок на основному металі, електрохімічної неоднорідності поверхні не виявлено.

Досліджено схильність сталі Х70 до СКР в грунтовому електроліті на установці для визначення корозійно-механічних випробувань з малою швидкістю деформацій АИМА. На протязі всього часу випробувань зразок перебував під дією захисного потенціалу −1,0 В відносно насиченого хлорсрібного електроду порівняння. Тривалість випробувань до руйнування зразка становила 125 год. Після розриву зразка досліджували його поверхню за допомогою мікроскопу. На робочій поверхні виявлені стрес-корозійні тріщини. Результати корозійно-механічних випробувань зразків трубної сталі Х70 на схильність до СКР в грунтовому електроліті та фотографія зламу зразка наведені на рис. 5.

З аналізу результатів корозійно-механічних випробувань видно, що в грунтовому електроліті, якій в процесі випробувань перетворився на «підплівковий», відбулось крихке руйнування зразка трубної сталі Х70, про що свідчать мале подовження зразка (3,49 %), незначне зменшення навантаження при розриві, короткий час експозиції

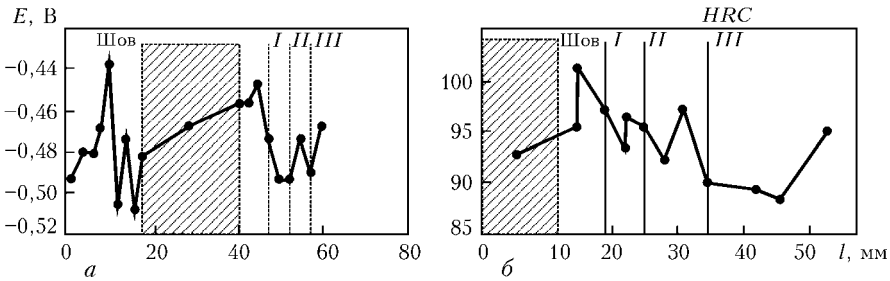


Рис. 4. Розподіл потенціалу *E* під краплею (*а*) та макротвердості *HRC* (*б*) на зразку труби із сталі Х70 з заводським зварним швом: *I–III* — механічні дефекти у вигляді сходинок на основному металі; *l* — довжина зразка

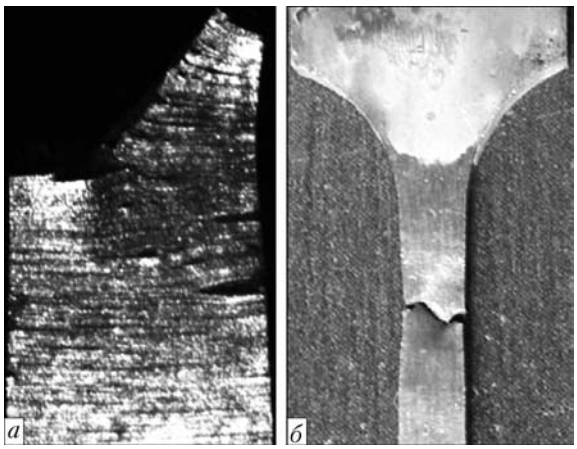


Рис. 5. Злам зразка трубної сталі Х70 (*а*) та його зовнішній вигляд (*б*), отримані при корозійно-механічних випробуваннях в грунтовому електроліті (максимальне навантаження P_{max} = = 470 Н; відносне видовження Δl = 3,49 мм; час до розриву зразка τ = 125 год)

в розчині (125 год), мале відносне звуження зразка (9 %).

В літературі є відомості про те, що на процес СКР на магістральних газопроводах впливає імпульсна зміна температури стінки газопроводу. Знакозмінні міграційні потоки, які супроводжують імпульсні температурні процеси на трубопроводі, активізують хвилеподібні корозійні процеси і, як наслідок, дискретне розростання стрес-корозійних тріщин [4–6]. Тому продовжуються випробування з вивчення впливу циклічної зміни температури на активізацію процесу СКР трубної сталі Х70 в грунтовому електроліті в критичних умовах.

Для досліджень виготовлено зразок з фрагменту труби магістрального газопроводу з заводським зварним швом. Досліджуємий зразок мав розмір 280×30×10 мм та поверхню в стані постачання. На зразок задавали постійне навантаження 0,9 $\sigma_т$ по чотирьохточковому методу за допомогою скоби для створення напружено-деформованого стану [4]. З практики експлуатації магістральних газопроводів відомо, що при намотуванні поліетиленових плівкових покриттів в області заводського зварного шва можливе нещільне прилягання покриття до поверхні газопроводу, завдяки чому можуть утворюватися «кармани». Вони при підвищенні вологості грунту заповнюються грунтовим електролітом. Оскільки стрес-корозійні тріщини з найбільшою імовірністю утворюються саме на таких ділянках, на дослідному зразку було змодельовано аналогічну ситуацію. На зразку в області заводського шва та околошовній зони закріплювали електрохімічну комірку, яку заповнювали «підплівковим» електролітом (pH 10,6). На зразок, що досліджували, задавали захисний потенціал –1,08 В відносно хлор-срібного електроду порівняння. Спостереження за розвитком тріщини проводили з боку поперечного перетину зразка за допомогою цифрової камери DCM300, що з'єднена з мікроскопом «Неофот». Зміну захисного потенціалу з часом контролювали за допомогою цифрового осцилографу PC_Lab 2000.

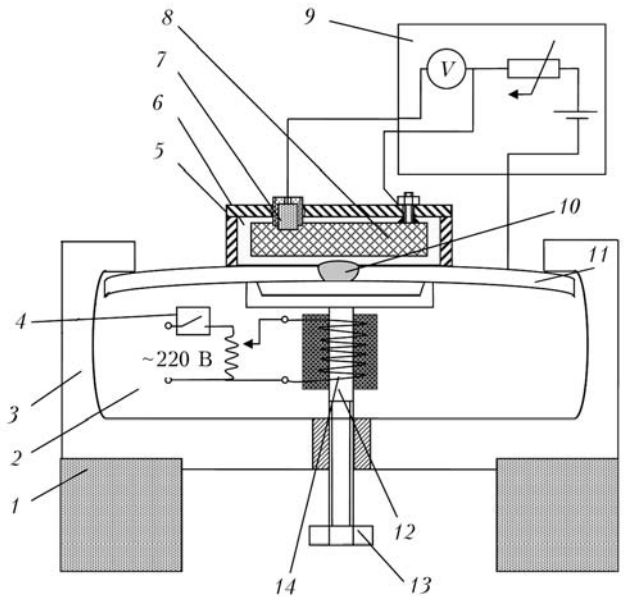


Рис. 6. Схема установки для проведення лабораторних досліджень по визначенню швидкості росту тріщини при СКР зразка у критичному режимі з вузлом, що створює додаткове навантаження шляхом циклічної зміни температури: *1* — опора; *2* — регулятор напруги РНО-40; *3* — скоба; *4* — переривач струму; *5* — електрохімічна комірка; *6* — робочий розчин; *7* — електрод порівняння; *8* — допоміжний електрод; *9* — лабораторна установка катодного захисту; *10* — зварний шов; *11* — робочий електрод; *12* — палець-навантажувач; *13* — гвинт-навантажувач; *14* — спіраль в захисному кожусі

Як відомо з [4–6], магістральні газопроводи піддаються впливу циклічної дії температури завдяки коливанню температури газу, що перекачується. Підраховано, що на протязі 24 год навантаження магістральний газопровід із-за коливання температури газу, який перекачується, змінюється приблизно 6 разів, тобто на протязі 20 років це становить 43800 цикл. Для відтворення цієї ситуації в лабораторних умовах в схему комірки додали вузол, за допомогою якого на зразок за рахунок його нагрівання та охолодження можна буде задавати додаткове циклічне навантаження. Схему установки для проведення лабораторних досліджень по визначенню швидкості росту тріщини при СКР наведено на рис. 6. Проведена апробація установки в лабораторних умовах.

Висновки

1. Розроблено методичний підхід до вивчення СКР магістральних трубопроводів, який полягає у відтворенні в лабораторних умовах комплексу факторів, що сприяють зародженню і розвитку СКР та вивченні процесу зародження та розвитку стрес-корозійної тріщини в умовах впливу цих факторів на зразок.

2. Досліджено комплекс факторів, в присутності яких на магістральному газопроводі зароджуються тріщини, які часом переростають у стрес-корозійні та приводять до розтріскування

магістрального газопроводу: хімічний склад грунтового електроліту, вплив катодного захисту, наявність механічних пошкоджень, потенціал металу труби, напружено-деформований стан, наявність циклічних термічних навантажень. Отримано кількісні корозійно-електрохімічні та корозійно-механічні характеристики процесу СКР.

3. Розроблено та виготовлено установку для проведення лабораторних досліджень по визначенню швидкості росту тріщини при СКР зразка у критичному режимі, модернізовану вузлом, що створює додаткове навантаження шляхом циклічної зміни температури. Апробація установки проводена в лабораторних умовах.

1. *Коррозионное* растрескивание под напряжением труб магистральных газопроводов / В.Г. Антонов, А.Б. Арабей, В.Н. Воронин и др. // Атлас / Отв. ред. А.Б. Арабей, З. Кношински. — М.: Наука, 2006. — 105 с.
2. *Чвірук В.П., Поляков С.Г., Герасименко Ю.С.* Електрохімічний моніторинг техногенних середовищ. — Київ: ВД «Академперіодика», 2007. — 322 с.
3. *Кушнир С.Я, Горковенко А.И., Песин А.С.* К вопросу оптимального планирования ремонта магистральных газопроводов по данным внутритрубной диагностики // Материалы междунар. семинара «Геотехнические и эксплуатационные проблемы нефтегазовой отрасли», 22 марта 2002 г., г. Тюмень. — Тюмень: ТюмГНТУ, 2002. — С. 162–163.
4. *Филатова А.Н., Гаррис Н.А.* Анализ и сопоставление теплообмена двух магистральных трубопроводов большого диаметра с окружающей средой // Передовые нефтегаз. технологии. — 2001. — № 10(21). — С. 13–14.
5. *Прогнозирование* теплофизических свойств грунтов при выполнении расчетов неизотермических трубопроводов / В.В. Новоселов, Н.А. Гаррис, П.И. Тугунов и др. // ОИ ВНИИОЭНГ. Сер. Транспорт и хранение нефти. — 1989. — № 2. — С. 25–31.
6. *Коррозионное* растрескивание под напряжением (КРН) — синергетическое явление. Прикладная синергетика — II / Н.А. Гаррис, И.Г. Исмагилов, Г.Р. Аскаров и др. // Работы междунар. техн. конф., посвященной памяти Ильи Пригожина (25.01.1917 – 28.05.2003), 20–22 окт. 2004 г., г. Уфа — Т. 2. — Уфа: УГНТУ, 2004. — С. 130–133.

ПРОЕКТ 6.3

Розробка методів, комп'ютерних програм і баз даних для розрахунку напруженого стану та прогнозування ресурсу потенційно небезпечних ділянок магістральних трубопроводів з урахуванням фізичної та геометричної нелінійності

УДК 539.4

ЧИСЛЕННАЯ ПРОЦЕДУРА РАСЧЕТА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТРУБОПРОВОДА С УЧЕТОМ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ И ФИЗИЧЕСКОЙ НЕЛИНЕЙНОСТИ

С.А. РАДЧЕНКО, канд. техн. наук, **И.В. ОРЫНЯК**, д-р техн. наук, **А.В. БОГДАН**, канд. техн. наук
(Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины)

Проблема учета геометрической и физической нелинейности при анализе напряженно-деформированного состояния трубопровода имеет две составные части. Первая связана с трубопроводом как стержневой системой, вторая — с поведением сечения трубы как оболочки. Для оболочечного решения разработана эффективная численная процедура решения задачи Сен–Венана для оболочки с круговой осью с учетом геометрической и физической нелинейности. Корректность расчетов разработанной процедуры проверена на ряде литературных примеров, которые рассматривают как упругое, так и пластическое состояние материала трубопровода.

Ключевые слова: *трубопровод, геометрическая нелинейность, физическая нелинейность, численная процедура, напряженно-деформированное состояние.*

Магистральные трубопроводы при расчете напряженно-деформированного состояния (НДС) обычно рассматривают как стержневые системы. Существующие методы расчета исследуют работу материала трубопровода только в области упругих деформаций, что связано прежде всего с двумя факторами:

- отечественные нормы запрещают эксплуатацию магистральных трубопроводов в области пластических деформаций [1]. Между тем, как отмечают сами разработчики норм, «достижение металлом труб пластических деформаций не исчерпывает несущей способности трубопроводов» [2]. Кроме того, как показывает практика, часто при расчете НДС трубопроводов получают высокие уровни напряжений, что является подтверждением наличия пластических деформаций материала трубопровода, пренебрежение которыми может привести к неточным результатам;
- пластические деформации развиваются неравномерно как по окружности поперечного сечения трубопровода, так и по толщине стенки. Поэтому для учета пластического поведения необходимо применение 3-D моделей метода конечных элементов (МКЭ), что требует огромных ресурсов и делает практически невозможным рассмотрение протяженных трубопроводов.

Выходом из этой ситуации является отдельный расчет характеристик сечения элементов трубопровода специальными методами и их последующее использование в стержневой модели в физическом уравнении связи сил и деформаций:

$$\frac{d\gamma(x)}{dx} = \frac{M(x)}{EI}\,\eta(\lambda, \bar{\sigma}), \qquad (1)$$

где $\gamma(x)$ — угол наклона участка трубопровода в процессе деформирования; $M(x)$ — изгибающий момент; x — координата вдоль оси трубопровода; E — модуль Юнга; I — момент инерции поперечного сечения; η — искомый коэффициент увеличения податливости, учитывающий овализацию сечения и его пластическое состояние (для прямой трубы в упругом случае $\eta = 1$); $\lambda = \dfrac{R^2}{Bt}$ — параметр гибкости; R — средний радиус поперечного сечения трубы; t — толщина стенки; B — радиус кривизны криволинейного участка; $\bar{\sigma}$ — некоторый обобщенный уровень напряжений.

Целью настоящей статьи является разработка алгоритма и его практическая реализация для определения напряженного состояния сечения трубопровода и, в частности, обобщенного коэффициента увеличения податливости η для последующего использования его в разработанной нами ранее численной процедуре для расчета НДС трубопровода, который находится в сложных геотермических условиях [3, 4]. При решении указанной задачи считаем, что для каждого сечения трубы

© С.А. РАДЧЕНКО, И.В. ОРЫНЯК, А.В. БОГДАН, 2009

x = const и для каждой точки окружности трубы φ = const применима гипотеза плоских сечений.

Основные уравнения для оболочки. Рассмотрим тороидальную оболочку с симметричным произвольным поперечным сечением (рис. 1). Центром начала координат поперечного сечения гиба считается центр тяжести поперечного сечения точка O_1, относительно которого задаются приложенные внешние нагрузки, с радиусом кривизны B. Здесь r, φ — локальная система полярных координат в поперечном сечении; x, y, z — локальная система декартовых координат; ось y направлена по линии, которая соединяет центр тороида (точка O) с центром тяжести поперечного сечения (точка O_1). Положение каждого поперечного сечения характеризуется углом $\theta = x/B$.

Оболочка нагружена давлением p (внутренним или внешним) и глобальным изгибающим моментом M, который действует в плоскости кривизны оболочки. Наличие внутреннего давления приводит к возникновению осевой силы $F = pC$, где C — площадь полой части поперечного сечения.

Идея анализа состоит в итерационном процессе поочередного отдельного рассмотрения задач деформирования в плоскости поперечного сечения и в осевом направлении оболочки.

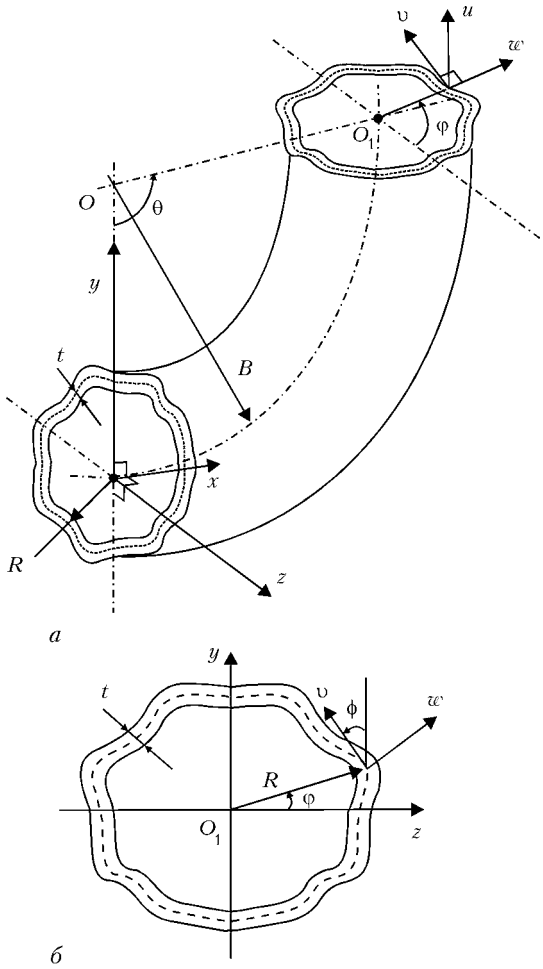


Рис. 1. Геометрия оболочки трубы (*а*) и поперечного сечения оболочки (*б*) (обозначения см. в тексте)

Задача деформирования в осевом направлении оболочки. Цель задачи заключается в нахождении локального осевого усилия N_x, которое действует перпендикулярно поперечному сечению и уравновешивает глобальный изгибающий момент M и осевую силу F.

Введем понятие ширины $S(l)$, которая характеризует длину осевой линии точки поперечного сечения и определяется из следующего соотношения:

$$S(l) = (B + Y(l))d\theta, \tag{2}$$

где $d\theta$ — элементарный угол гиба; $Y(l)$ — ордината точки поперечного сечения относительно декартовой системы координат с началом в центре тяжести поперечного сечения; l — криволинейная координата нейтральной линии поперечного сечения.

Осевая деформация ε_θ^e представляется в виде

$$\varepsilon_\theta^e(l) = \frac{S^e(l) - S^0(l)}{S^0(l)}, \tag{3}$$

где $S^0(l)$, $S^e(l)$ — соответственно значения ширины некоторой точки поперечного сечения до и после деформирования.

С учетом гипотезы плоских сечений $S^e(l)$ записывается следующим образом:

$$S^e(l) = (B^e + Y^e(l))d\theta^e = S_c^e + (Y^0(l) + \Delta Y^e(l))d\theta^e, \tag{4}$$

где $\Delta Y^e(l) = Y^e(l) - Y^0(l)$ — прирост ординаты точки поперечного сечения в результате деформирования; $Y^0(l)$, $Y^e(l)$ — начальные и конечные ординаты точки с координатой l; B^e — радиус кривизны гиба после деформирования; $d\theta^e$ — элементарный угол после деформирования; S_c^e — ширина центра тяжести поперечного сечения после деформирования.

Запишем компоненты S_c^e и $d\theta^e$, которые входят в уравнение (4). Ширина центра тяжести поперечного сечения оболочки в результате деформирования S_c^e может быть представлена выражением

$$S_c^e = B^e d\theta^e = S_c^0(1 + S'), \tag{5}$$

где S' — деформация осевой линии центра тяжести поперечного сечения оболочки; выражение для $d\theta^e$ записывается следующим образом:

$$d\theta^e = d\theta^0(1 + \theta' B^0), \tag{6}$$

где $d\theta^0$ и B^0 — первоначальные элементарный угол и радиус гиба; $\gamma' = \dfrac{d\gamma}{dx}$ — деформация элементарного угла гиба; γ — прирост элементарного угла гиба.

С учетом уравнений (3)–(6) записываем выражение для нахождения осевой деформации

$$\varepsilon^e_\theta(l) = \frac{1}{1+\beta}\left[S' + Y^0(l)\gamma + \frac{\Delta Y^e(l)}{B^0} + \Delta Y^e(l)\gamma\right], \quad (7, \text{а})$$

где $\beta = \dfrac{Y^0(l)}{B^0}$.

Будем полагать, что на каждом итерационном шаге численной процедуры полная деформация ε^e_θ должна быть равна сумме требуемой деформации (деформации от учтенных в оболочке напряжений) и дополнительной деформации ε^x_{add}, т. е.

$$\varepsilon^e_\theta(l) = \varepsilon^x_{el} + \varepsilon^x_{pl} + \varepsilon^x_{add}, \quad (7, \text{б})$$

где ε^x_{el}, ε^x_{pl} — соответственно упругая и пластическая составляющая требуемой деформации.

Дополнительная деформация ε_{add} определяется как

$$\varepsilon^x_{add} = \frac{\sigma^x_{add}}{E}, \quad (7, \text{в})$$

где σ^x_{add} — дополнительное (искомое) напряжение.

Деформации ε^x_{el} и ε^x_{pl} вычисляются по базовым напряжениям σ^x_b и σ^φ_b, которые действуют по оси оболочки и в плоскости поперечного сечения оболочки соответственно. Упругая составляющая деформации ε^x_{el} находится по закону Гука, а пластическая ε^x_{pl} может быть найдена, например, на основе пластической модели, представленной в работе [5].

Глобальные условия равновесия записываются в виде:

$$\int_l \int_t (\sigma^x_{add} + \sigma^x_b)dzdl = F; \int_l \int_t (\sigma^x_{add} + \sigma^x_b)Y(l)dzdl = M, \quad (8)$$

где внутренний интеграл берется по толщине стенки оболочки и координата $z = 0$ соответствует внутренней, а $z = t$ — внешней поверхности оболочки; σ^x_b — найденное на предыдущей итерации осевое напряжение.

Подставив в (8) выражения (7), определяются значения параметров S', θ' и соответственно σ^x_{add}, что позволяет найти распределение осевого усилия N_x:

$$N_x(l) = \int_t (\sigma^x_{add} + \sigma^x_b)dz. \quad (9)$$

Задача деформирования в плоскости поперечного сечения оболочки. Запишем основные уравнения при деформировании поперечного сечения оболочки с учетом граничных условий по Сен–Венану. В этом случае локальные силовые параметры не зависят от продольной координаты x и перерезывающим усилием Q_x и моментом M_x можно пренебречь. Тогда уравнения равновесия записываются в форме [6, 7]:

$$\frac{N_l}{\rho(l)} + \frac{1}{S(l)}\frac{\partial}{\partial l}(Q_l\bar{S}(l)) - \frac{N_x \sin\phi(l)}{S(l)} = p, \quad (10, \text{а})$$

$$\frac{1}{S(l)}\frac{\partial}{\partial l}(\bar{S}(l)N_l) - \frac{Q_l}{\rho(l)} - \frac{N_x \cos\phi(l)}{S(l)} = 0, \quad (10, \text{б})$$

$$\frac{\partial}{\partial l}(\bar{S}(l)M_l) = \bar{S}(l)Q_l, \quad (10, \text{в})$$

где $\rho(l)$ — радиус кривизны контура в плоскости поперечного сечения; ϕ — угол между осью y и касательной к контуру (рис. 1, *б*); Q_l, M_l — поперечная сила и изгибающий момент в плоскости поперечного сечения оболочки; $\bar{S}(l) = B(l) + Y(l)$ — радиус кривизны точки поперечного сечения в осевом направлении.

Учитывая гипотезу плоских сечений, выражение для полной деформации элемента толщины стенки записывается в виде:

$$\varepsilon_0(l) + \gamma_1(l)z = \varepsilon^\varphi_{add}(l) + \varepsilon^\varphi_{el}(l) + \varepsilon^\varphi_{pl}(l), \quad (11)$$

где ε_0 — неизвестная продольная деформация элементарного участка толщины стенки в направлении l; γ_1 — неизвестный угол поворота элементарного участка толщины стенки; $\varepsilon^\varphi_{el}(l)$ и $\varepsilon^\varphi_{pl}(l)$ — требуемые упругая и пластическая деформации элементарного участка толщины стенки от найденных на предыдущей итерации напряжений; $\varepsilon^\varphi_{add}(l) = \dfrac{\sigma^\varphi_{add}}{E}$ — дополнительная (искомая) деформация элементарного участка толщины стенки.

Условия равновесия для элементарного участка толщины стенки поперечного сечения оболочки записываются следующим образом:

$$\int_t (\sigma^\varphi_{add} + \sigma^\varphi_b)dz = -N_l; \quad \int_t (\sigma^\varphi_{add} + \sigma^\varphi_b)zdz = M_l, \quad (12)$$

где интеграл берется по толщине стенки оболочки и координата $z = 0$ соответствует внутренней, а $z = t$ — внешней поверхности оболочки; σ^φ_b — найденное на предыдущей итерации напряжение. Из уравнения (12) находятся неизвестные ε_0 и γ_1 как функции от N_l и M_l. Тогда физическое уравнение в плоскости поперечного сечения примет вид:

$$\frac{d\psi}{dl} = \gamma_1 = f_2(M_l, N_l), \quad (13)$$

где ψ — прирост угла элементарного участка толщины стенки.

Геометрические уравнения приводят к соотношениям между деформациями и перемещениями нейтральной линии плоскости поперечного сечения оболочки поверхности:

$$\frac{\partial \nu}{dl} + \frac{w}{\rho(l)} = \varepsilon_0 = f_1(M_l, N_l); \quad (14, \text{а})$$

$$\frac{dw}{\partial l} - \frac{\nu}{\rho(l)} = \psi, \quad (14, \text{б})$$

где $\nu(l)$ и $w(l)$ — соответственно перемещения в плоскости поперечного сечения, направленные по касательной к контуру и по нормали к нему.

Алгоритм численной процедуры решения для оболочки. Процедура решения, как и в работах [6, 7] основывается на понятиях базового и корректирующего решений.

Базовые параметры. Рассмотрим некоторую начальную симметричную геометрию поперечного сечения гиба (см. рис. 1). Процедура предусматривает разбивку поперечного сечения на $2n$ элементарных участков в окружном направлении и m слоев по толщине стенки. В результате для части сечения между точками с угловыми координатами $\varphi = -\pi/2$ и $\varphi = \pi/2$ получаем систему точек $A^0_{jk} = (X^0_{jk}, Y^0_{jk})$, $j = 1, 2, \ldots, n+1$, $k = 1, 2, \ldots, m+1$, где X^0_{jk}, Y^0_{jk} — их декартовые координаты. Назовем такую геометрию начальной базовой. В дальнейшем нижние индексы возле величины будут определять значение в точке и слое с соответствующими номерами, верхний — номер текущей итерации. Использование величины без индекса по толщине стенки k означает значение этой величины на средней линии толщины стенки.

Кроме координат каждой точки разбивки к начальной базовой геометрии относятся вектор-элемент средней линии толщины стенки $\overline{dl}^0_j$ и его кривизна $\dfrac{1}{\rho^0_j}$, а также радиус кривизны каждой точки оболочки в осевом направлении $\overline{S}^0_j = B^0 + Y^0_j$. Для удобства будем рассматривать круговую оболочку, которая характеризуется начальной единичной шириной $S^0_c = B^0 d\theta^0$.

В результате деформирования базовая геометрия изменяется и на каждом итерационном шаге ей соответствуют так называемые базовые нагрузки. В отличие от процедуры в упругой постановке [6, 7], где к базовым параметрам были отнесены базовые нагрузки, здесь к базовым параметрам относятся базовые деформации и базовые напряжения в плоскости поперечного сечения и в осевом направлении.

Совокупность базовой геометрии, базовых напряжений и деформаций составляет систему базовых параметров для каждого итерационного шага процедуры.

Понятие корректирующих параметров. Поскольку базовое решение на рассматриваемой итерации необязательно удовлетворяет всем шести дифференциальным уравнениям системы уравнений, рассмотренным выше, вводится понятие корректирующего решения, которое удовлетворяет следующим шести уравнениям, записанным для базовой геометрии:

$$\begin{cases} \dfrac{N_l}{\rho^i(l)} + \dfrac{1}{\overline{S}^i(l)} \dfrac{\partial}{\partial l^i} (Q_l S^i(l)) + \dfrac{N_x \sin \phi^i}{\overline{S}^i(l)} = p; \\ \dfrac{1}{\overline{S}^i(l)} \dfrac{\partial}{\partial l^i} (N_l S^i(l)) - \dfrac{Q_l}{\rho^i(l)} - \dfrac{N_x \cos \phi^i}{\overline{S}^i(l)} = 0; \\ \overline{S}^i(l) Q_l + \dfrac{\partial}{\partial l^i} (M_l \overline{S}^i(l)) = 0; \\ \dfrac{d\psi(l)}{dl^i} + f_2(M_l, N_l); \\ \dfrac{d\nu}{dl^i} + \dfrac{w}{\rho^i(l)} = f_1(M_l, N_l); \\ \dfrac{dw}{dl^i} - \dfrac{\nu}{\rho^i(l)} = \psi. \end{cases} \qquad (15)$$

Процесс поиска корректирующих параметров выполняется с использованием метода прогонки и детально описан в работах [6, 7]. Найденные корректирующие параметры используются для уточнения базовых параметров.

Процедура уточнения базовых параметров. Процедура уточнения базовых параметров проводится в конце каждого итерационного шага. Корректирующее решение может привести к большим перемещениям и усилиям, которые могут нарушить принцип линейности системы (15). Такое решение показывает только тенденцию движения к правильному решению. Поэтому на полученные величины корректирующих параметров накладываются некоторые ограничения. В рассматриваемой численной процедуре используется ограничение на максимальный прирост угла поворота ψ элементарного участка поперечного сечения оболочки на каждом итерационном шаге. С помощью выбранного ограничения находится коэффициент коррекции χ, который позволяет уточнить все базовые параметры. Например, деформационные параметры в плоскости поперечного сечения оболочки уточняются с помощью простых выражений:

$$(\varepsilon^b_0)^i_j = (\varepsilon^b_0)^i_j + f(\varepsilon^i_0 - (\varepsilon^b_0)^{i-1}_j); \qquad (17, \text{а})$$

$$(\gamma^b_1)^i_j = (\gamma^b_1)^i_j + f(\gamma^i_1 - (\gamma^b_1)^{i-1}_j), \qquad (17, \text{б})$$

где индекс «b» указывает на принадлежность к базовым параметрам.

Итерационный процесс продолжается до тех пор, пока корректирующие величины не будут пренебрежимо малыми по сравнению со значениями базовых величин.

Верификация численной процедуры расчета НДС для оболочки. Верификация разработанной численной процедуры выполнялась с помощью сопоставления результатов расчета с литературными численными и аналитическими решениями. В первую очередь получены идентичные результаты для задач, которые использовались для верификации численной процедуры, описанной в [6, 7]: эффект

Бразье, эффект уменьшения овализации поперечного сечения оболочки за счет действия внутреннего давления, комплексное нагружение оболочки давлением и изгибающим моментом. Таким образом, была подтверждена корректность работы численной схемы в области упругих деформаций материала трубопровода.

Для проверки корректности работы разработанной процедуры в области пластических деформаций материала трубопровода проведено сопоставление результатов расчета, полученных с помощью разработанной нами процедуры с результатами, полученными с помощью МКЭ в работе [8], где рассматривался гиб с двумя прямыми трубами некоторой длины на обоих концах, который нагружался изгибающим моментом. В одном случае приложенный момент способствовал увеличению кривизны гиба, в другом — уменьшению. Исследовали гиб трубы со следующими характеристиками: длина прямых труб на концах гиба 1,5 м; угол разворота гиба 90°; средний радиус поперечного сечения 0,25 м; толщина стенки 0,02 м; радиус кривизны центра поперечного сечения гиба 0,75 м; предел текучести материала трубы 270 МПа; предел прочности 513 МПа; модуль Юнга $2{,}03 \cdot 10^5$ МПа; коэффициент Пуассона 0,3.

Идея процедуры в работе [8] состояла в пошаговом увеличении изгибающего момента и поиске на каждом шаге интегрального значения параметра θ', которое учитывает гиб и прямые трубы на его концах. На рис. 2, *а* представлена диаграмма нагружения, полученная для этого случая, где по оси OX отложено интегральное значение параметра θ', а по оси OY — приложенный изгибающий момент в плоскости гиба для двух случаев нагружения (увеличение и уменьшение кривизны гиба). Приложенный изгибающий момент имеет положительный знак, если он способствует увеличению кривизны гиба и отрицательный — в противоположном случае.

На рис. 2, *б* представлена диаграмма нагружения, полученная нами при решении этой задачи, где по оси OX отложено значение параметра θ', а по оси OY — приложенный момент для трех случаев нагружения: *1* — положительный изгибающий момент; *4* — положительный изгибающий момент, но расчет выполнялся без учета геометрической нелинейности; *2* — отрицательный изгибающий момент. Из рисунка видно, что на диаграммах нагружения, полученных с помощью разработанной нами процедуры, пластический участок начинается при меньших приложенных нагрузках, чем на соответствующих диаграммах на рис. 2, *а*. Такое несоответствие связано с тем, что в работе [8] используется интегральное значения параметра θ', которое «искривляет» (занижает) реальное значение параметра θ'. Учитывая это, соответствие между результатами, полученными по описанной численной процедуре и в работе [8], можно считать удовлетворительным.

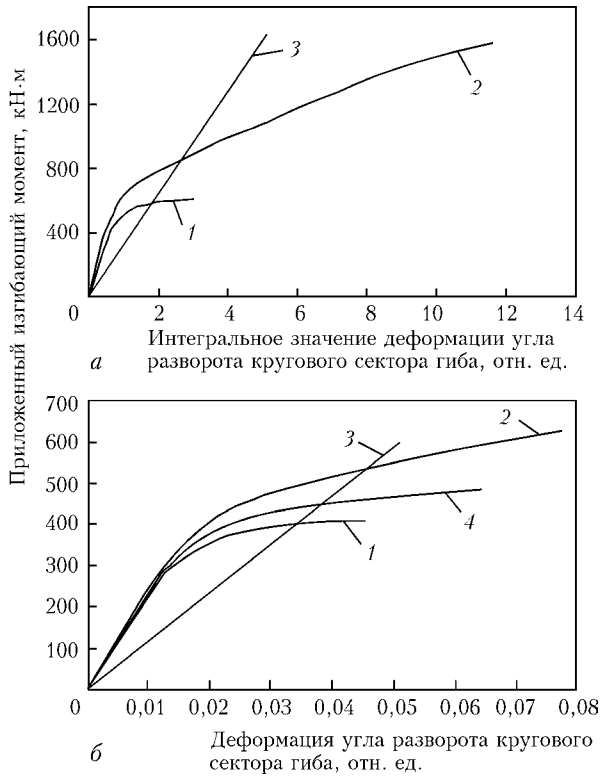


Рис. 2. Диаграмма нагружения, полученная в работе [8] (*а*) и с помощью разработанной процедуры (*б*): *1, 2* — соответственно положительный и отрицательный изгибающий момент; *3* — прямая, которая проходит под углом к оси OX, который в два раза меньше, чем угол наклона прямой упругого участка диаграммы нагружения; *4* — диаграмма, полученная без учета геометрической нелинейности, для положительного изгибающего момента

Механизм учета оболочечного решения в стержневой модели. В результате решения задачи как для оболочки для определенного элементарного участка трубопровода находится параметр изменения угла наклона элементарного участка $\gamma' = \dfrac{d\gamma}{dx}$, который учитывает возможность пластического состояния трубопровода. Учитывая (1), выражение для коэффициента η можно записать в виде:

$$\eta = \frac{\gamma}{M/EL}. \qquad (18)$$

Полученное значение коэффициента η используется для расчета в численной процедуре [3] при определении НДС трубопровода, который находится в сложных геотермических условиях. На каждом итерационном шаге процедуры [3] для всех элементарных участков разбиения проверяется условие наличия пластических деформаций путем сравнения интенсивности существующих напряжений в трубопроводе с пределом текучести. Для каждого элементарного участка с пластическими деформациями выполняется поиск коэффициента η с помощью численной процедуры, описанной выше. На следующем итерационном шаге процедуры [3] уравнение (1) для элементарных участков записывается с использованием найденных значений коэффициента η. Таким образом, в

процедуре учитывается пластическое состояние материала трубопровода.

В заключение следует отметить, что в работе разработана численная процедура расчета НДС магистральных трубопроводов с учетом физической и геометрической нелинейности. Основная идея процедуры основана на рассмотрении трубопроводной системы как стержневой, где в физических уравнениях присутствует коэффициент, учитывающий наличие пластических деформаций. Для поиска этого коэффициента разработана численная процедура расчета задачи Сен–Венана для оболочки с круговой осью с учетом физической и геометрической нелинейности. Верификация разработанной процедуры проведена на основе сравнения полученных нами результатов с результатами, приведенными в литературе.

1. *СНиП 2.05.06–85*. Магистральные трубопроводы. — М.: Стройиздат, 1985.
2. *Камерштейн А.Г., Рождественский В.В., Ручимский М.Н*. Расчет трубопроводов на прочность. — М.: Недра, 1969. — 440 с.
3. *Орыняк И.В., Богдан А.В.* Проблема больших перемещений подземных трубопроводов. Сообщение 1. Разработка численной процедуры //Пробл. прочности. — 2007. — № 3. — С. 51–74.
4. *Радченко С.А., Орыняк И.В., Богдан А.В.* Численная процедура расчета напряженно-деформированного состояния трубопровода при больших перемещениях // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин // Під ред. Б.Є. Патона. — К.: Ін-т електрозварювання, 2006. — С. 319–324.
5. *Биргер И.А., Мавлютов Р.Р.* Сопротивление материалов: Уч. пособие. — М.: Наука, 1986. — 560 с.
6. *Orynyak I.V., Bogdan A.V., Radchenko S.A.* Geometrically nonlinear numerical procedure for Saint-Venant's problem for a symmetrical elastic shell with a closed contour and circular axis // Thin-Walled Structures. — 2009. — **47**. — P. 858–867.
7. *Ориняк І.В., Богдан А.В.* Числова процедура розрахунку геометрично нелінійної задачі Сен–Венана для пружної замкнутої оболонки з круговою віссю //Машинознавство. — 2006. — № 7. — С. 23–32.
8. *Chattopadhyay J.* Theoretical and experimental investigations on integrity assessment of pipes and elbows // From the Faculty of Mechanical Engineering of the University of Stuttgart for the attainment of the Honour of a Doctorate of Engineering Sciences (Dr.-Ing.) Treatise Approved.

ПРОЕКТ 6.4

Розроблення теоретичних основ прогнозування залишкового ресурсу зварних з'єднань магістральних трубопроводів з урахуванням дефектності труб і впливу зовнішніх чинників

УДК 539.375

МЕТОДИ ОЦІНКИ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ І ХАРАКТЕРИСТИК ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ТРУБ МАГІСТРАЛЬНИХ НАФТОПРОВОДІВ

Чл.- кор. НАН України **О.Є. АНДРЕЙКІВ, Р.М. КУШНІР** (Ін-т прикладних проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстригача НАН України), **О.Т. ЦИРУЛЬНИК**, канд. техн. наук (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Сформульована математична модель і на її основі розроблений метод оцінки залишкового ресурсу зварного з'єднання труби нафтопроводу з тріщиною за реальних умов навантаження. Проаналізовано вплив віддалі тріщини від осі зварного шва на залишкову довговічність зварного з'єднання. Описана експериментальна методика для визначення характеристик матеріалу зварного з'єднання, які використані для обчислення його залишкового ресурсу.

Ключові слова: *нафтопровід, залишковий ресурс, зварне з'єднання, корозійно-втомне руйнування, тріщиностійкість, докритичний ріст тріщини*

Більше 30 % магістральних нафтопроводів, що експлуатуються на території України, працює після амортизаційного терміну служби (33 роки). Метал труби і його зварних з'єднань протягом амортизаційного терміну (більше 30 років) практично працює в умовах двоосного напружено-деформованого стану із різними співвідношеннями кільцевих і повздовжніх напружень. Разом з тим метал труб і зварних з'єднань піддається змінним напруженням, які в деяких випадках можуть досягати границі текучості і викликати втомне руйнування. За статистикою приблизно 80 % пошкоджень зварних конструкцій пов'язанj з руйнуванням зварних з'єднань. Важливою проблемою сьогодення є втомленність зварних конструкцій. Доля втомлених пошкоджень зварних конструкцій зростає і становить близько 40 % загальної кількості їх передчасних пошкоджень та відмов. Стосовно окремих видів виробів та споруд цей відсоток є ще вищим. Тому вдосконалення методів розрахунку зварних з'єднань на міцність та довговічність є ключовим моментом у підвищенні якості зварних конструкцій [1]. Треба відзначити, що зварні з'єднання є складним об'єктом для розрахунків. Істотна механічна неоднорідність матеріалу поєднується тут з високими залишковими напруженнями. У даній роботі такі напруження визначаються за допомогою відомого [2] розрахунково-експериментального методу для випадку зон багатошарових кільцевих швів в трубопроводі таким чином, щоб можна врахувати двовимірний розподіл несумісних залишкових деформацій в стінці труби, що зумовлені зварюванням. Разом з тим ці напруження усереднюються за товщиною труби, щоб спростити розв'язання задачі про залишковий ресурс зварного з'єднання трубопроводу з тріщиною. Така задача вже розглядалася раніше авторами в роботі [3] за допомогою наближеного методу еквівалентних площ, але залишалося нез'ясованим питання про точність отриманого наближеного розв'язку. У цьому випадку при застосуванні методу еквівалентних площ використана більш точна формула для визначення коефіцієнта інтенсивності напружень. Разом з тим, для конкретних значень геометричних параметрів труби, зварного з'єднання, зміни внутрішнього тиску і втомних характеристик матеріалу задача розв'язана більш точним числовим методом і числовий розв'язок порівняний з наближеним згідно з методом еквівалентних площ. Поряд з цим для визначення залишкового ресурсу зварного з'єднання в даній роботі визначаються і характеристики його різних зон та їх залежність від експлуатації.

Залишкові напруження в трубах біля зварних швів. У працях Ю.В. Банахевича, В.А. Осадчука та А.В. Драгілєва [2] розроблено ефективний підхід для визначення залишкових напружень біля зварних швів у трубопроводах. Результати опрацювання експериментальних даних [2] дали можливість отримати аналітичні залежності для визначення залишкових напружень біля кільцевого зварного шва на зовнішній $\sigma_з^{(1)}(x_1)$ і внутрішній поверхні $\sigma_з^{(2)}(x_1)$ труби:

$$\sigma_з^{(1)} = \frac{48{,}13 - 2408{,}68x_1}{1 - 109{,}53x_1 + 3639x_1^2};$$
$$\sigma_з^{(2)} = \frac{34{,}01 - 1691x_1}{1 - 108{,}02x_1 + 3541x_1^2}. \qquad (1)$$

© О.Є. АНДРЕЙКІВ, Р.М. КУШНІР, О.Т. ЦИРУЛЬНИК, 2009

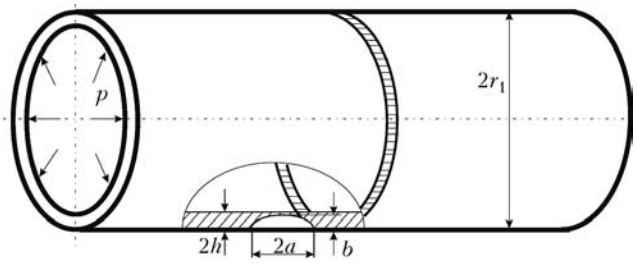


Рис. 1. Схема навантаження зварного з'єднання трубопроводу з тріщиною

Середні значення залишкових напружень $\sigma_з(x_1)$ в стінці труби будуть визначатися за формулою

$$\sigma_з(x_1) = 0{,}5(\sigma_з^{(1)} + \sigma_з^{(2)}). \qquad (2)$$

Тоді сумарні напруження в стінці труби $\sigma(x_1)$ будуть рівні сумі напружень $\sigma_з(x_1)$ і напружень від внутрішнього тиску p, тобто

$$\sigma(x_1) = \sigma_з(x_1) + pr_1h_1^{-1}, \qquad (3)$$

де r_1 — радіус труби; h_1 — товщина її стінки.

Визначення періоду докритичного зросту тріщини в трубі біля кільцевого зварного шва методом еквівалентних площ. Щоб знайти період докритичного зростання тріщини в трубі біля кільцевого зварного шва, побудуємо розрахункові моделі розвитку дефектів і визначимо час до їх зростання наскрізь її стінки. При цьому розглянемо трубу нафтопроводу (рис. 1), яка послаблено півеліптичною тріщиною, що знаходиться поблизу зварного шва. Вибирані такі початкові розміри тріщини: $a_0 = 0{,}002$; $b = 0{,}001$.

Оскільки товщина стінки нафтопроводу h_1 набагато менша за радіус труби r_1, то для спрощення розв'язку задачі і незначної похибки в кінцевому результаті вважатимемо, що така тріщина розвивається в нескінченній пластині, підданій дії циклічно змінному з часом навантаження p.

Для спрощення математичних викладок при розв'язанні задачі застосуємо метод еквівалентних площ [4, 5], згідно з яким зміна площі втомної тріщини розглядуваної конфігурації наближено така, як для півколової тріщини радіуса c рівної площі ($c^2 = ab$). Звідси запишемо наближено максимальне значення коефіцієнта напруження K_I [6] як для пластини з поверхневою півколовою тріщиною, що розтягується рівномірно розподіленими напруженнями $\sigma = r_1h_1^{-1}p$:

$$K_I = S\sqrt{h_1\varepsilon\pi}\,\sigma(x_1)\left(\frac{1{,}04 + 0{,}23\varepsilon^2 - 0{,}106\varepsilon^4}{1{,}57}\right); \qquad (4)$$
$$\Delta K_I = S\sqrt{h_1\varepsilon}\,pr_1h_1^{-1}(1{,}17 + 0{,}26\varepsilon^2 - 0{,}12\varepsilon^4),$$

де $\varepsilon = ch_1^{-1}$; $S = 1{,}1 + 0{,}35\varepsilon^2$; $\sigma(x_1)$ — сумарні залишкові напруження у трубі нафтопроводу. На основі цього, за даними роботи [3] і вважаючи, що тріщина поширюється рівномірно по всьому півколовому контуру, рішення цієї задачі зведеться до розв'язування наступного диференціального рівняння

$$\frac{dc}{dN} = \frac{1}{6\pi\sigma_т^2}\,\frac{(\Delta K_I)^4 - K_{th}^4}{K_{fc}^2 - K_{max}^2}$$

при початкових і кінцевих умовах

$$N = 0; \quad c(N) = c_0 = \sqrt{a_0b_0}; \quad N = N_g, \quad c(N_g) \approx h_1.$$

Тут c_0 — початковий радіус півколової тріщини, площа якої дорівнює площі початкової півеліптичної тріщини; $\sigma_0 = 0{,}5(\sigma_s + \sigma_{0,2})$; σ_s, $\sigma_{0,2}$ — межі відповідно міцності і текучості матеріалу. В це рівняння підставляємо співвідношення (1)–(4). В результаті цього для визначення залишкової довговічності зварного з'єднання отримаємо наступне рівняння:

$$\frac{d\varepsilon}{dN} = (S\sqrt{h_1\varepsilon\pi}\,p\,r_1h_1^{-1}(0{,}66 + 0{,}15\varepsilon^2 - 0{,}068\varepsilon^4))^4 - K_{th}^4)(K_{fc}^2 - (S\sqrt{h_1\varepsilon\pi}(\sigma(x_1)0{,}66 + 0{,}15\varepsilon^2 - 0{,}068\varepsilon^4))^2)^{-1}(6\pi\sigma_т^2h_1)^{-1} \qquad (5)$$

з такими початковими і кінцевими умовами:

$$N = 0, \quad \varepsilon = b_0h_1^{-1}; \quad N = N_g, \quad \varepsilon \approx 1. \qquad (6)$$

Отже, математичну модель для визначення періоду $N = N_g$ до розгерметизації труби нафтопроводу складають математичні співвідношення (5), (6). Тут константи матеріалу $\sigma_т$, K_{fc}, K_{th} знаходять експериментальним шляхом.

На основі результатів досліджень, що викладені вище, можна розрахувати залишкову довговічність труби нафтопроводу при заданих геометричних параметрах і даних навантаженнях. Для цього проінтегруємо диференціальне рівняння кінетики зростання втомної тріщини (5) при початкових і кінцевих умовах (6). В результаті цього отримаємо

$$N_g = \int_{b_0h_1^{-1}}^{1} \frac{6\pi}{\sigma_т h^{-1}} \times \frac{K_{fc}^2 - (S\sqrt{h_1\varepsilon\pi}\,\sigma(x_1)(0{,}66 + 0{,}15\varepsilon^2 - 0{,}07\varepsilon^4))^2}{(S\sqrt{h_1\varepsilon\pi}\,pr_1h_1^{-1}(0{,}66 + 0{,}15\varepsilon^2 - 0{,}07\varepsilon^4))^4 - K_{th}^4}\,d\varepsilon. \qquad (7)$$

У формулу (7) підставляємо визначені авторами дані для матеріалу труби нафтопроводу: $r_1 = 0{,}506$ м, $h_1 = 0{,}012$ м, $b_0 = 0{,}0014$ м, $a_0 = 0{,}0028$, $K_{fc} = 86$ МПа, $\sigma_0 = 420$ МПа, $p = 4{,}5$ МПа, $K_{th} = 6{,}7$ МПа.

На основі цього і формули (7) побудована залежність $N_g \sim x_1$, яка зображена на рис. 2 (при кожному значенні $x_1 = 0$, 0,005, 0,010, …, 0,030).

Як випливає з порівняння співвідношення (3) з рис. 2, графічна залежність залишкової довговічності якісно є протилежна до зміни залишкових напружень.

Визначення числовим методом періоду до критичного росту тріщини в трубі біля кільцевого зварного шва. Знайдемо залишкову довговічність труби нафтопроводу числовим методом, а точніше методом Рунге–Кута. Будемо вважати, що тріщина

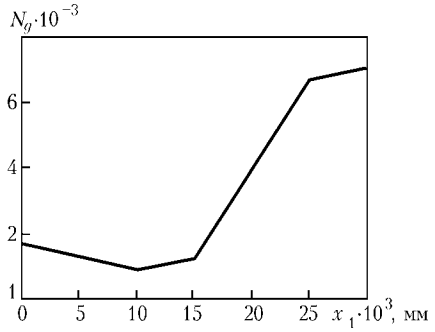


Рис. 2. Залежність залишкової довговічності труби N_g від відстані x_1 тріщини до зварного шва згідно (7)

розвивається в нескінченній пластині, що піддана дії змінного навантаження p. Звідси запишемо наближені значення $K_{\rm I}$, як для пластини з поверхневою півеліптичною тріщиною, яка розтягується рівномірно розподіленими напруженнями $\sigma(x_1)$:

$$K_{{\rm I}m\ ax\ {\rm A}} = \sigma(x_1)\sqrt{\pi b}\frac{{\rm M}}{\Phi}S,\ \Delta K_{\rm IA} = pr_1h_1^{-1}\sqrt{\pi b}\ \frac{{\rm M}}{\Phi}S;$$

$$K_{{\rm I}m\ ax{\rm B}} = \sigma(x_1)\sqrt{\pi b}\ \frac{{\rm M}}{\Phi},\ \Delta K_{\rm IB} = pr_1h_1^{-1}\sqrt{\pi b}\ \frac{{\rm M}}{\Phi},$$

$$\Phi = \sqrt{1 + 1{,}464\lambda^{1{,}65}},\ S = (1{,}1 + 0{,}3\varepsilon^2)\sqrt{\lambda},$$

$$\lambda = \frac{b}{a},\ \varepsilon = \frac{b}{h_1},\ {\rm M} = (1{,}13 - 0{,}09\lambda) + \tag{8}$$

$$+\left(-0{,}54 + \frac{0{,}89}{0{,}2} + \lambda\right)\varepsilon^2 +$$

$$+\left(0{,}5 - \frac{1}{0{,}65 + \lambda} + 14(1 - \lambda)^{2{,}4}\right)\varepsilon^4.$$

Будемо вважати, що при своєму поширенні, тріщина завжди зберігати півеліптичну конфігурацію. На основі цього, а також результатів робіт [3–5] для визначення залишкового ресурсу $N = N_g$ отримаємо систему рівнянь:

$$\begin{cases} \dfrac{da}{dN} = \dfrac{1}{6\pi\sigma_{\rm т}^2}\dfrac{(\Delta k_{\rm IA}(a,\ b))^4 - K_{\rm th}^4}{K_{fc}^2 - K_{{\rm I}m\ ax{\rm A}}(a,\ b)} \\ \dfrac{db}{dn} = \dfrac{1}{6\pi\sigma_{\rm т}^2}\dfrac{(\Delta k_{\rm IB}(a,\ b))^4 - K_{\rm th}^4}{K_{fc}^2 - K_{{\rm I}m\ ax{\rm B}}(a,\ b)}. \end{cases} \tag{9}$$

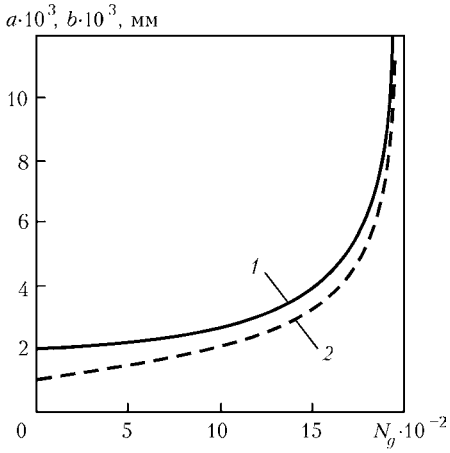


Рис. 3. Залежність $a \sim N$ (*1*) та $b \sim N$ (*2*) при $x_1 = 0$

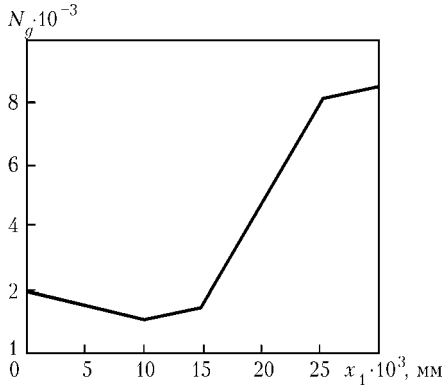


Рис. 4. Залежність залишкової довговічності труби N_g від відстані x_1 тріщини до зварного шва, яка одержана за допомогою методу Рунге–Кута

Підставивши (8) в рівняння (9) та наведені вище експериментальні дані для труби нафтопроводу, розв'яжемо цю систему рівнянь числовим методом Рунге–Кута у програмі «Mathcad». Для отримання результату потрібно, щоб значення всіх величин були відомі, тому будемо знаходити залишковий ресурс поступово підставляючи кожне значення x_1 = 0, 0,005, 0,010, ..., 0,030. Обчислення проводяться до моменту, коли тріщина підросте і досягне товщини труби, тобто $b = h_1$ = 0,12 м. Так, наприклад, на рис. 3 зображені залежності $a \sim N$, $b \sim N$ при $x_1 = 0$. Згідно знайдених результатів побудована залежність $N_g \sim x_1$ (рис. 4). На основі отриманих результатів можна зробити порівняння ефективності методу еквівалентних площ та методу Рунге–Кута. Для цього об'єднаємо результати згідно цих методів залежностей залишкової довговічності труби нафтопроводу $N = N_g$ від відстані тріщини x_1 до зварного шва на рис. 5. Як видно із порівняння, метод еквівалентних площ дає точність, достатню для інженерного застосування. При цьому отримана неточність йде в запас довговічності зварного з'єднання труби нафтопроводу.

Визначення характеристик матеріалу труби нафтопроводу. Об'єктом досліджень був метал різних зон зварних з'єднань заводського виготовлення сталі 17Г1С (прямошовні зварні труби). Заготовки для зразків вирізали із експлуатованої впродовж 30 років труби та труби запасу. Стан-

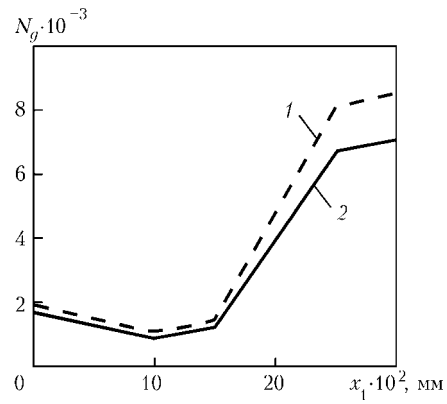


Рис. 5. Залежність залишкової довговічності труби N_g від відстані x_1 тріщини до зварного шва: *1* — метод Рунге–Кута; *2* — метод еквівалентних площ

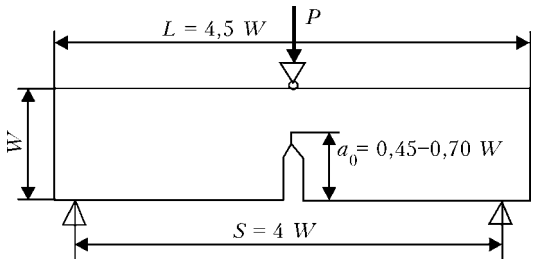


Рис. 6. Схема навантаження та геометрія зразка для випробувань на статичну тріщиностійкість J_{1c}: $W = 2B$ — висота зразка; B — товщина зразка; S — віддаль між опорами; a_0 — довжина початкової тріщини разом з концентратором; L — довжина зразка

дартні механічні характеристики міцності та пластичності визначали на зразках діаметром 6 мм з круговим вирізом глибиною 1 мм у відповідних зонах зварного з'єднання (у металі шва (МШ), термічного впливу (ЗТВ)) та в основному металі (ОМ). Ударну в'язкість визначали на зразках Шарпі із V-подібним вирізом. Через високу пластичність сталей нафтопроводів статичну тріщиностійкість металу досліджуваних зварних з'єднань визначали методом J-інтеграла. Випробування на тріщиностійкість проводили на призматичних зразках шириною B = 5 мм, висотою W = 12 мм (рис. 6). Для визначення J_{1c} навантажували серію зразків з попередньо наведеними втомними тріщинами (до все більшого рівня сили і відповідно J_i) для отримання різного приросту тріщин Δa_i будували криву R, тобто залежність $J_i - \Delta a_i$. У нашому випадку візуально визначали фізичний приріст тріщини з похибкою до 0,01 мм і відповідно не враховувати поправку на зону витягування в вершині тріщини.

Вплив експлуатації на стандартні механічні характеристики. Характеристики пластичності та міцності ОМ та ЗТВ практично не відрізняються. Метал шва у вихідному стані менш пластичний і міцніший (таблиця). Ударна в'язкість та тріщиностійкість металу в різних зонах змінюються симбатно. Проте на противагу найменшому значенню відносного звуження металу шва його характеристики опору крихкому руйнуванню найвищі.

В процесі експлуатації магістральних нафтопроводів в металі зварного з'єднання йдуть процеси, що можуть спричинити як його зміцнення, так і знеміцнення: у ОМ і МШ границі пластичності і міцності знижуються, особливо для останнього, тоді як для ЗТВ ці характеристики навіть дещо зростають (рис. 7). Проте однозначно посилюється окрихчення та зменшується пластичність металу всіх зон зварного з'єднання. Найінтенсивніше і в однаковій мірі (більше ніж на 40 %) внаслідок експлуатації знижуються характеристики опору крихкому руйнуванню ОМ та ЗТВ зварного з'єднання (рис. 7, *а, б*). Для МШ, з одного боку, вплив експлуатації на характеристики опору крихкому руйнуванню суттєво менший, а з іншого — майже вдвічі сильніший на тріщиностійкість порівняно з ударною в'язкістю (рис. 7, *в*).

Вплив експлуатації на механічні властивості сталей магістральних трубопроводів пов'язують із протіканням деформаційного старіння [7–17].

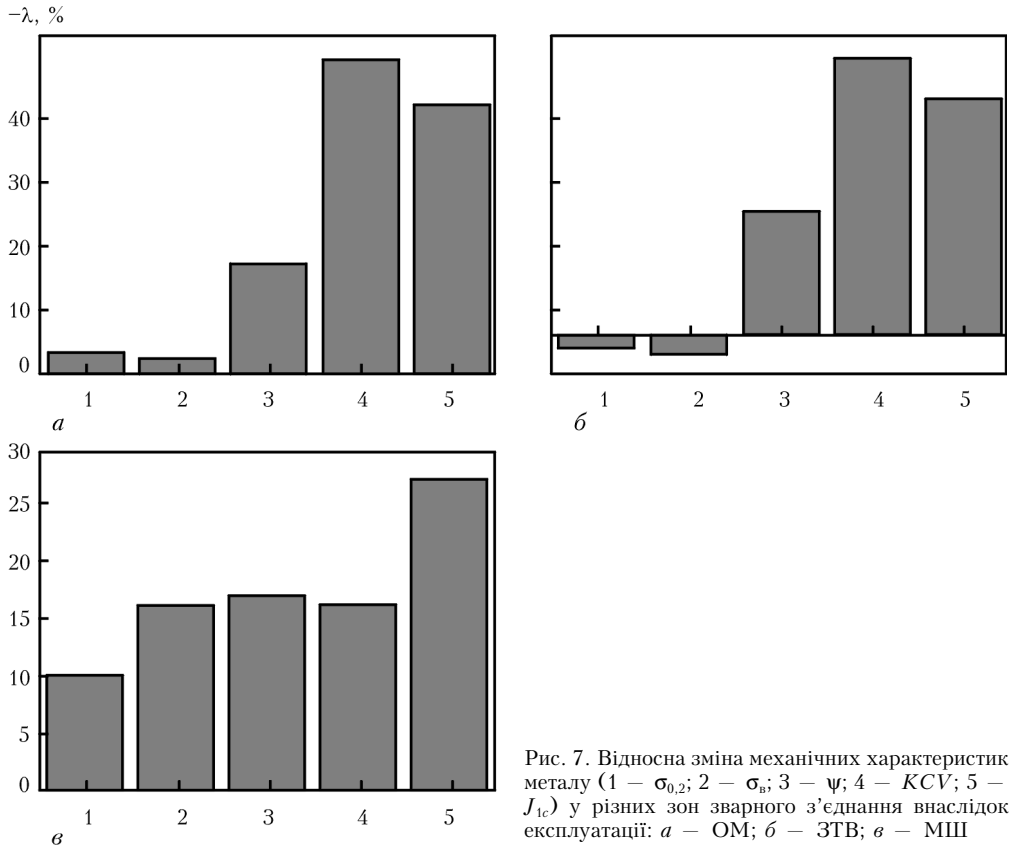


Рис. 7. Відносна зміна механічних характеристик металу (1 — $\sigma_{0,2}$; 2 — $\sigma_в$; 3 — ψ; 4 — KCV; 5 — J_{1c}) у різних зон зварного з'єднання внаслідок експлуатації: *а* — ОМ; *б* — ЗТВ; *в* — МШ

Стандартні механічні характеристики металу різних зон зварного з'єднання сталі 17Г1С

Зони зварного з'єднання	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	ψ, %	KCV, Дж/см^2	J, Н/мм
ОМ	653/630	796/782	67/56	196/99	98/57
ЗТВ	651/665	809/835	64/53	180/91	85/49
МШ	753/675	942/785	57/47	229/192	129/94

Примітка. У чисельнику — значення механічних характеристик металу у вихідному стані, у знаменнику — після експлуатації.

Останні дослідження вказують, що після 30 та особливо 40 років експлуатації магістральних трубопроводів в металі внаслідок сумісної дії експлуатаційних навантажень та абсорбованого водню, що виділяється в результаті його корозійної взаємодії із під товарною водою, розвивається мікропошкоджуваність [17–23]. Ці два процеси (деформаційне старіння і розвиток мікропошкоджуваності) і зумовлюють деградацію механічних характеристик трубних сталей та їх зварних з'єднань. З отриманих даних виходить, що найінтенсивніше експлуатаційна деградація протікає в міжволоконному матеріалі, оскільки найбільше (майже наполовину), знижуються характеристики опору крихкому руйнуванню ОМ і металу ЗТВ, руйнування яких відбувається між волокнами текстури металу труб. Для МШ, якому не властива текстура, порівняно із ОМ та ЗТВ, з одного боку, значення ударної в'язкості і тріщиностійкості у вихідному стані (неексплуатована труба) найвищі, а з іншого, ці його характеристики найменше змінюються внаслідок експлуатації.

Висновки

1. Тривала експлуатація магістральних нафтопроводів зумовлює деградацію механічних властивостей металу всіх їх зон зварного з'єднання. Найістотніше знижуються ударна в'язкість і тріщиностійкість, особливо ОМ та металу ЗТВ, що вагомо посилює ризик крихкого руйнування трубопроводів.

2. Результатами аналітичних і числових досліджень встановлено значний вплив залишкових напружень біля зварних з'єднань труб в нафтопроводах на їх залишкову довговічність, що підтверджує необхідність їх врахування при оцінці ресурсу.

1. *Походня И.К.* Сварочные материалы: состояние и тенденции развития // Прогресивний матеріал і технології. — Київ: Академперіодика, 2003. — Т. 1. — С. 7–32.
2. *Діагностування* залишкових напружень у нафтогазопроводах в околі кільцевих зварних швів розрахунково-експериментальним методом / В.А. Осадчук, А.В. Драгілєв, Ю.В. Банахевич, В.В. Пороховський // Машинознавство. — 2003. — № 11. — С. 23–27.
3. *Банахевич Ю.В., Андрейків О.Є., Кіт М.Б.* Вплив розташування відносно зварного шва поверхневої тріщини в стінці труби на залишкову довговічність зварного з'єднання // Наук. вісн. ІФНТУНГ. — 2007. — № 2(16). — С. 108–112.
4. *Андрейкив А.Е., Дарчук А.И.* Усталостное разрушение и долговечность конструкций. — Киев: Наук. думка, 1992. — 184 с.
5. *Шата М., Терлецька З.О.* Енергетичний підхід у механіці втомного поширення макротріщини // Механіка руйнування і міцність конструкцій. — Львів: Каменяр, 1999. — Т. 2. — С. 141–148.
6. *Саврук М.П.* Коефициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами. — Киев: Наук. думка, 1988. — 629 с.
7. *Ямалеев К.М.* Старение металла труб в процессе эксплуатации трубопроводов. — М.: ВНИИОЭНГ, 1994. — 64 с.
8. *Ланчаков Г.А., Степаненко А.И., Пашков Ю.И.* Влияние времени эксплуатации на ресурс прочности трубопроводов // Газовая пром-сть. — 1994. — № 3. — С. 11–12.
9. *Тарлинский В.Д.* Экспериментальная оценка свойств металла длительно эксплуатируемых газопроводов // Стр-во трубопроводов. — 1997. — № 1. — С. 29–32.
10. *Дмитриев В.Ф., Мурзаханов Г.Х., Филиппов Г.А.* Оценка ресурса нефтепровода и планирование его капитального ремонта // Там же. — 1997. — № 3. — С. 29–32.
11. *Работоспособность* трубопроводов. Сопротивляемость разрушению. Ч. 2 / Г.А. Ланчаков, Е.Е. Зорин, Ю.И. Пашков, А.И. Степаненко. — М.: Недра, 2001. — 350 с.
12. *Krasowsky A.Y., Dolgiy A.A., Torop V.M.* Charpy testing to estimate pipeline steel degradation after 30 years of operation: Proc. of the Charpy Centenary conf., Poitiers, 2001. — Vol. 1. — P. 489–495.
13. *Филиппов Г.А., Ливанова О.В.* Взаимодействия дефектов структуры и деградация свойств конструкционных материалов // Материаловедение. — 2002. — № 10. — С. 17–21.
14. *Изменение* структуры и свойств трубной стали во время длительных выдержек под нагрузкой / С.И. Ильин, М.А. Смирнов, Ю.И. Пашков и др. // Изв. Челябин. науч. центра. Сер. Физ. химия и технология неорган. материалов. — 2002. — Вып. 4 (17). — С. 42–46.
15. *Пирогов А.Г.* Динамика изменения свойств металла труб при эксплуатации трубопроводов // 4-й Конгресс нефтепромышленников России. Проблемы и методы обеспечения надежности и безопасности объектов трубопроводного транспорта углеводородного сырья. — Уфа, 2004. — С. 41–49.
16. *Пенкин А.Г., Терентьев В.Ф., Маслов Л.Г.* Оценка степени деградации механических свойств и остаточного ресурса работоспособности трубных сталей с использованием методов акустической эмиссии и кинетической твердости. — www.sds.ru/articles/degradation/index.html.
17. *Peculiarities* of corrosion fracture inner side surface of oil pipeline / Z. Slobodyan, O. Petrushchak, H. Nykyforchyn, E. Lunarska // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2002. — N 3, **2**. — С. 782–785.
18. *Експлуатаційне* окрихчення сталі магістрального нафтопроводу / О.Т. Цирульник, Г.М. Никифорчин, О.І. Звірко, Д.Ю. Петрина // Те саме. — 2004. — № 2. — С. 125–126.
19. *Деградація* зварних зєднань парогонів теплоелектростанцій у наводню вальному середовищі / Г.М. Никифорчин, О.З. Студент, І.М. Дзьоба та ін. // Те саме. — 2004. — № 6. — С. 105–110.
20. *Nykyforchyn H.M., Kurzydlowski K.-J., Lunarska E.* Hydrogen degradation of steels in long term service conditions // Environment-induced cracking of materials. — Vol. 2: Prediction, industrial developments and evaluations / Ed. S. Shipilov. — Elsevier, 2007. — P. 487–496.
21. *Никифорчин Г.М., Студент О.З., Марков А.Д.* Аномальний прояв високотемпературної деградації металу шва зварного з'єднання ощадно легованої сталі // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2007. — № 1. — С. 73–79.
22. *Показники* водневої деградації тривало експлуатованих сталей магістральних газопроводів / О.Т. Цирульник, А.Д. Марков, А.Д. Марков, Г.М. Никифорчин та ін. // Те саме. — 2007. — № 5. — С. 97–104.
23. *Лебедев А.А.* Новые характеристики деградации материала на стадии развития рассеянных повреждений // Техн. диагностика и неразрушающий контроль. — 2008. — № 4. — С. 35–44.

ПРОЕКТ 6.4.3

Розробка методологій моніторингу пошкоджуваності, набутої внаслідок тривалої експлуатації технологічного обладнання магістральних трубопроводів, а також методів розрахунку залишкового ресурсу, що базуються на результатах моніторингу

УДК 621.791.620.17

ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА ТРУБОПРОВОДА С КОРРОЗИОННЫМ ПОВРЕЖДЕНИЕМ С УЧЕТОМ ИЗМЕНЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ДЕФЕКТА В ПРОЦЕССЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ

П.С. ЮХИМЕЦ, канд. техн. наук (Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Разработана методика оценки остаточного ресурса сварного трубопровода с объемным дефектом, учитывающая изменение геометрических параметров дефекта и основанная на использовании коэффициента концентрации напряжений, циклических свойств конструкционного материала и эксплуатационной нагруженности. Данная методика позволяет выполнять уточненную оценку остаточного ресурса трубопровода с коррозионным повреждением на основе учета усталостного повреждения, накопленного как до его обнаружения, так и в прогнозируемый период.

Ключевые слова: *трубопровод, циклическая прочность, остаточный ресурс, коррозионный дефект*

Основным назначением трубопроводов является стабильная транспортировка перекачиваемой среды. В процессе многолетней эксплуатации, как правило, неоднократно возникает проблема определения надежности и остаточного ресурса, зависящая от многих факторов: наличия исходных дефектов изготовления и монтажа, повреждений вследствие влияния окружающей среды, условий и режимов эксплуатации, деградации материала. Поэтому одним из важных направлений повышения эксплуатационной надежности трубопроводов является совершенствование методов расчета, учитывающих воздействие указанных факторов на прочность трубопроводов.

Изучение большого количества разрушений подземных трубопроводов [1] позволило установить, что одной из основных их причин является коррозионное повреждение, происходящее вследствие нарушения защитного покрытия.

В работе [2] отмечена склонность трубопроводов АЭС из углеродистой стали, транспортирующих влажный пар в кипящих и водяных реакторах, к эрозионно-коррозионному износу в процессе эксплуатации. Значительное уменьшение толщины стенки, достигающее 1,0–1,5 мм/год, зафиксировано на многих АЭС. Оно приводило к разрывам и влекло за собой остановки и ремонты. Данный тип повреждения характерен и для трубопроводов ТЭС [3].

Таким образом, особенностью трубопроводов различного назначения является возникновение в процессе их эксплуатации так называемых объемных поверхностных дефектов — повреждений произвольной конфигурации с небольшой площадью поражения трубы.

Для обеспечения эффективности и конкурентоспособности промышленных объектов необходимо повышение действующих напряжений. Таким образом, уже на стадии проектирования могут быть заложены рабочие номинальные напряжения в металле трубопроводов, близкие по значению к пределу текучести. Например, расчетные сопротивления растяжению (сжатию) основного металла R_1 и R_2 при проектировании, в соответствии с работой [4], определяют по следующим формулам:

$$R_1 = \frac{R_1^n m}{k_1 k_n}; \qquad R_2 = \frac{R_2^n m}{k_2 k_n},$$

где R_1^n, R_2^n — минимальные значения соответственно временного сопротивления и предела текучести материала трубы; m — коэффициент условий работы трубопровода; k_1, k_2 — коэффициенты надежности по материалу; k_n — коэффициент надежности по назначению трубопровода.

Для трубопроводов первого класса, в зависимости от различных сочетаний коэффициентов m, k_1, k_2, k_n, при проектировании возможны следующие диапазоны изменения расчетных сопротивлений: $R_1 = (0{,}33–0{,}67)R_1^n$; $R_2 = (0{,}43–0{,}82)R_2^n$, что с учетом концентрации напряжений в зоне повреждений делает вполне возможным возникновение упругопластических деформаций.

Характерным для эксплуатации трубопровода является периодическое изменение давления в тру-

© П.С. ЮХИМЕЦ, 2009

бопроводе (от атмосферного до уровня давления перекачки и выше). Повторно-статические нагрузки при наличии геометрических неоднородностей в виде коррозионных или эрозионных повреждений приводят к повреждаемости конструкционного металла вследствие накопления необратимых микропластических деформаций.

Увеличение плотности дислокаций и накопление повреждений — первая стадия процесса разрушения; последующими являются зарождение микротрещин, их стабильный рост и спонтанное разрушение.

Типичный излом при разрушении нефтепровода имеет выраженные зоны очага разрушения и дорыва. Наиболее вероятной причиной подобных разрушений является накопление повреждений и развитие исходных или возникших в процессе эксплуатации дефектов, прежде всего коррозионного характера, приводящее к появлению и распространению усталостных трещин от повторных воздействий внутреннего давления в процессе эксплуатации.

Согласно данным работы [5], некоторые участки магистральных нефтепроводов могут испытывать в среднем 300–350 циклов повторных нагружений в год, вызванных различными технологическими и эксплуатационными факторами (отключение насосно-перекачивающей станции из-за отказов электрооборудования, автоматики, механического оборудования, изменения режимов перекачки и т. п.). За время расчетного срока службы трубопровода (20 лет) суммарное количество циклов нагружения внутренним давлением может составить в среднем примерно 7000–9000 циклов.

Циклический характер изменения рабочей нагрузки характерен для всех видов трубопроводов. Вследствие этого большинство норм на проектирование трубопроводов предусматривают выполнение циклического расчета.

Вопросы статической прочности трубопроводов с объемными поверхностными повреждениями, в частности коррозионные и эрозионные дефекты, рассматриваются в ряде нормативных документов [6–9]. Указания по оценке циклической прочности трубопроводов при наличии повреждений данного типа содержатся в работе [7].

Следует отметить, что данная оценка рекомендована в случае, когда общее количество циклов изменения нагрузки за предыдущий и прогнозируемый периоды эксплуатации, например внутреннего давления и/или температуры, равно или превышает 150.

В реальных условиях от момента зарождения дефекта до его обнаружения проходит некоторое время, в течение которого может быть накоплена существенная усталостная повреждаемость металла в зоне концентрации. Неучет повреждаемости, накопленной до момента обнаружения дефекта, может привести к завышению ресурса трубопровода.

Прогноз остаточного ресурса должен учитывать изменение размеров дефекта во времени, поскольку при этом изменяется доля повреждаемости, накапливаемая в цикле нагружения.

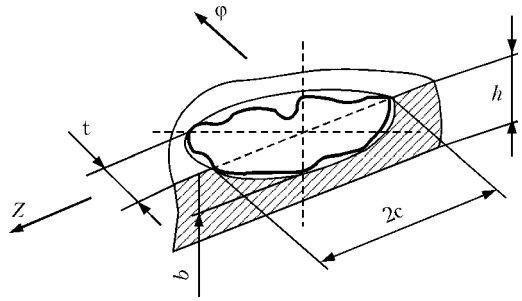


Рис. 1. Поверхностный дефект, моделируемый половиной эллипсоида; $2c$ — длина; t — полуширина; b — глубина дефекта; h — толщина стенки трубы; z, φ — соответственно осевое и кольцевое направления

В связи с этим нами предложена инженерная методика оценки циклической прочности трубопровода с поверхностным объемным дефектом, работающего под внутренним давлением. Эта методика учитывает изменение геометрических параметров дефекта в процессе эксплуатации.

Прогнозирование остаточного ресурса трубопровода при циклическом нагружении основывается наряду с эксплуатационной нагруженностью и циклическими свойствами материала на данных о его напряженно-деформированном состоянии (НДС), прежде всего в зонах концентрации напряжений. Поэтому исследованию НДС в зоне объемных поверхностных повреждений было уделено особое внимание.

В большинстве случаев рассматриваемые дефекты геометрически могут быть достаточно точно описаны с помощью эллипсоида (рис. 1). Поэтому выполнили серию расчетов МКЭ для трубы с дефектом на наружной или внутренней поверхностях при различных соотношениях длины осей эллипсоида.

На рис. 2 представлены окружные σ_φ и осевые σ_z напряжения и интенсивности σ_i напряжений на внутренней и наружной поверхностях трубы ∅322×7 мм в случае, если сам дефект (длина $2c$ = = 25 мм, глубина b = 1,4 мм, ширина $2t$ = 35 мм) располагается на ее внутренней поверхности, а также интенсивности напряжений при нахождении дефекта снаружи. Распределение напряжений при единичном внутреннем давлении дано вдоль осей φ и z, совпадающих с осями симметрии эллипсоида.

При наличии некоторых отличий компонентов тензора напряжений максимальные значения концентрации напряжений на поверхностях внутреннего и наружного дефектов, достигающие максимального значения в его вершине, практически одинаковы.

Достоверность полученных результатов проверяли при экспериментальном исследовании НДС. Экспериментальный образец представлял собой отрезок трубы ∅322×7 мм длиной 615 мм, изготовленный из стали Ст20 (рис. 3).

На внутренней и наружной поверхностях трубы были выполнены локальные утонения стен-

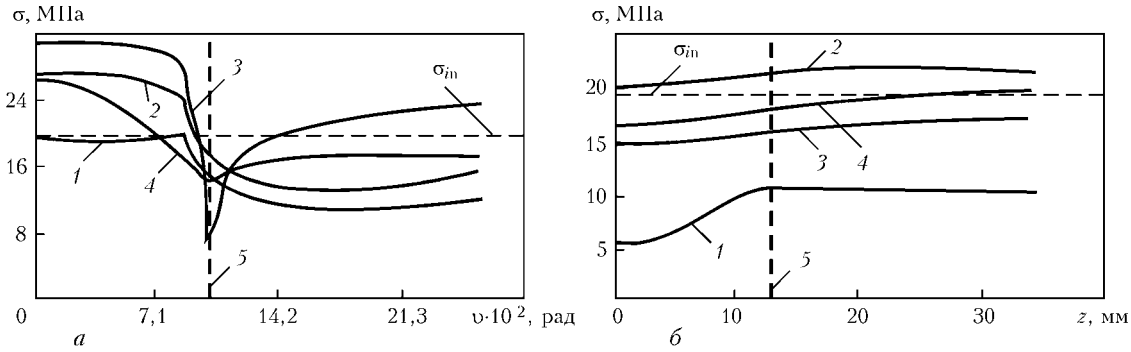


Рис. 2. Сопоставление напряжений на поверхностях дефекта (*а*) и поверхностях, противоположных им (*б*): *1* — осевые напряжения σ_z; *2* — интенсивность напряжений σ_i; *3* — кольцевые напряжения σ_φ (дефект на внутренней поверхности трубы); *4* — σ_i (дефект на наружной поверхности трубы); *5* — граница дефекта; σ_{in} — интенсивность номинальных напряжений; υ, z — соответственно центральный угол и расстояние, измеряемые от середины дефекта

ки — дефекты (рис. 4). Геометрические размеры дефектов задавались таким образом, чтобы статическая прочность трубы, согласно условиям работы [10], не снижалась.

Дефекты, обозначенные на рисунке цифрами *3*, *4*, получены с помощью цилиндрической фрезы и имели одинаковые размеры. Дефекты *1*, *2* на наружной поверхности, выполненные ручной шлифовальной машинкой, представляли собой часть эллипсоида и являлись модификацией одного дефекта, повернутого на 90°.

Сопоставление экспериментальных данных с результатами расчета МКЭ показано в табл. 1.

Довольно близкое соответствие результатов расчетов и эксперимента позволило выполнить оценку используемой в инженерной практике зависимости для определения НДС в зоне коррозионных повреждений [11]:

$$a_\sigma = 1 + \frac{2\frac{b}{t}\left[1{,}12 - 0{,}48\frac{b}{c} + 0{,}13\frac{b}{c}\left(3\frac{b}{c} - 2 - \frac{b}{h}\right)\right]}{1 - \frac{b}{h}\left(1 - 0{,}75\frac{b}{c}\right)} \times \times \sqrt{1 + \frac{5\pi\lambda^2}{32}}, \quad (1)$$



Рис. 3. Экспериментальные образцы

где a_σ — коэффициент концентрации напряжений в зоне дефекта; h — толщина стенки; λ — функция, учитывающая кривизну поверхности.

$$\lambda^2 = \frac{c^2}{Rh}[12(1-\mu^2)]^{1/2},$$

где R — радиус трубы.

В табл. 2 приведены некоторые данные расчета коэффициента концентрации напряжений по формуле (1) и результатам расчета МКЭ.

С учетом полученных результатов в выражение (1) ввели корректирующий коэффициент 1,4, поскольку описание существующего дефекта эллипсоидом в некоторых случаях может занижать действительную концентрацию напряжений. Вычисления НДС дефекта, имеющего форму части цилиндра, выполненные МКЭ, при максимальном приближении расчетной геометрии к реальной и при аппроксимации его вписанным эллипсоидом

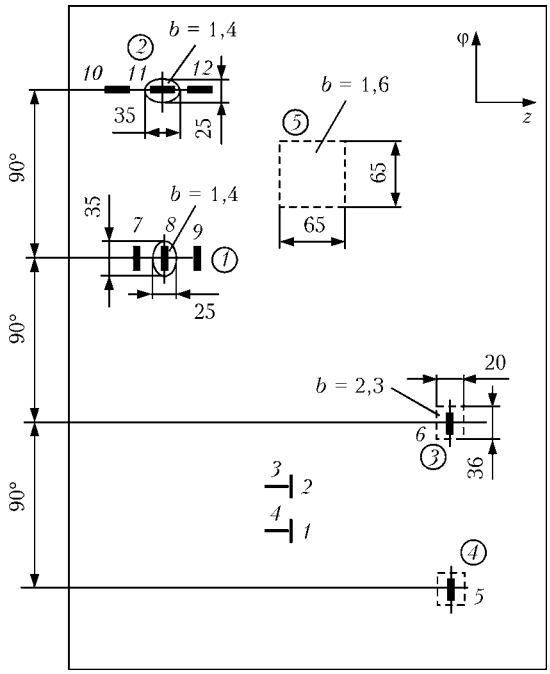


Рис. 4. Схема расположения дефектов (номера в кружках) и тензодатчиков *1–12* на развертке цилиндрической поверхности образца; штриховой линией обозначены дефекты на внутренней поверхности образца

показали, что максимальные значения интенсивности напряжений в первом случае на 13,5 % выше, чем во втором.

Полученные результаты позволили обосновать методику определения остаточного ресурса трубопроводов с поверхностными повреждениями.

В рамках используемой в расчете теории тонких оболочек исходя из плоского напряженного состояния напряжения, действующие в направлении толщины стенки, принимаются равными нулю.

Асимметрию цикла деформаций не учитывают, так как ее влияние на долговечность в условиях жесткого нагружения пластичных сталей при значениях асимметрии, свойственных изменению нагрузок, воздействующих на трубопроводы, незначительно.

При использовании в расчете интенсивностей деформаций (напряжений) — величин, инвариантных к типу напряженного состояния, — предполагается, что диаграмма деформирования в зоне эрозионно-коррозионного износа в интенсивностях соответствует диаграмме растяжения гладкого образца.

Расчет местных максимальных деформаций ведется для поверхности эллипсоида на основе определения номинальных напряжений $\sigma_н$ и концентрации напряжений a_σ.

Из анализа условий эксплуатации трубопровода устанавливаются циклы нагружения, характеризуемые наибольшими изменениями давления. Для упрощения дальнейшего изложения примем, что в процессе эксплуатации трубопровод испытывает только так называемые полные циклы, в которых внутреннее давление изменяется от 0 до уровня рабочего давления.

Используя размахи составляющих номинальных нормальных $\Delta\sigma_{zn}$ и $\Delta\sigma_{\varphi n}$, рассчитывают размах (удвоенную амплитуду) интенсивности номинальных напряжений $\Delta\sigma_i$ $(2\sigma_a)$ в полном цикле нагружения:

$$\Delta\sigma_{in} = 2\sigma_{an} = \sqrt{\Delta\sigma_{zn}^2 + \Delta\sigma_{\varphi n}^2 - \Delta\sigma_{zn}\Delta\sigma_{\varphi n}}.$$

Исходя из значения коэффициента концентрации напряжений в зоне дефекта в упругой области деформирования α_σ вычисляется амплитуда максимальных напряжений в зоне дефекта σ_a^k:

Таблица 1. Сравнение деформаций

N датчика	Деформация $e\cdot10^{-5}$		Относительная погрешность, %
	Эксперимент	Расчет МКЭ	
8	1,305	1,115	14,6
5, 6	0,663	0,655	1,2
11	0,447	0,419	6,3
12, 14	0,185	0,180	2,7

Примечание. Использованы усредненные на 10 мм (база датчика) расчетные значения деформаций.

$$\sigma_a^k = \sigma_a\alpha_\sigma.$$

Если расчетные упругие напряжения $\Delta\sigma_a^k$ превышают предел текучести $\sigma_т$, то для дальнейшего расчета используют значение амплитуды условного упругого напряжения σ_a^{k*} или амплитуды относительной деформации $\bar{e}_a^k$ в зоне дефекта:

$$\sigma_a^{k*} = \sigma_{an}K_{ej};\quad \bar{e}_a^k = K_e\frac{e^{an}}{e_т},$$

где e_j — амплитуда номинальных деформаций в цикле нагружения; $e_т$ — интенсивность деформации, соответствующая пределу текучести; K_e — коэффициент концентрации деформаций в упругопластической области деформирования материала в зоне дефекта в цикле нагружения.

$$K_{ej} = \frac{\alpha^2/\sigma^{1+m}\,(\bar{\sigma}_n)^{(1-m)/(1+m)}}{(\alpha_\sigma\bar{\sigma}_n)^{\frac{n(1-m)}{(1+m)}[1-(\bar{\sigma}n-1/\alpha_\sigma)]}},$$

где $\bar{\sigma}_n$ — относительные номинальные напряжения в j-м цикле;

$$\bar{\sigma}_n = \frac{\Delta\sigma_{in}}{\sigma_т},$$

n — постоянная материала, $n = 0{,}5$; m — характеристика упрочнения материала в упругопластической области.

На момент времени (0) обнаружения концентрация напряжений в зоне дефекта определяется

Таблица 2. Сравнение результатов расчетов

Номинальный диаметр, мм	h	c	b	t	Поверхность	a^*	a^{**}	a^*/a^{**}
	мм				%			
325	9	38,2	3,15	19,1	Вн	1,85	2,22	83
322	7	25,0	1,4	35,0	Н	1,15	1,37	84
322	7	25,0	2,4	25,0	Н	1,21	2,13	61
322	7	20,0	2,3	26,0	Вн	1,24	1,56	79
322	7	35,0	1,4	25,0	Н	1,25	1,42	88

Примечание. Здесь Вн — внутренняя, Н — наружная поверхность; одной звездочкой обозначена приближенная зависимость; двумя — расчет МКЭ.



Рис. 5. Распределение интенсивности напряжений $\sigma_g^{(0)}$ по толщине стенки трубы, согласно расчету МКЭ

для данной трубы геометрическими параметрами дефекта $\alpha^{(0)} = f(b^{(0)}, c^{(0)}, e^{(0)})$. Этому моменту времени и данным геометрическим параметрам дефекта соответствует (0)-й цикл нагружения. Когда давление в цикле достигает максимального значения, на поверхности дефекта возникают максимальные напряжения $\sigma^{(0)}$, которые постепенно снижаются в направлении толщины стенки трубы (рис. 5).

Таким образом, распределение напряжений по толщине стенки в вершине дефекта описывается функцией $\sigma_g^{(0)} = f(\sigma^{(0)}, s_g^{(0)})$, где $s_g^{(0)}$ — расстояние от вершины дефекта до g-го слоя в направлении нормали к наружной поверхности трубы в (0)-м цикле нагружения.

В таком случае металл трубы в зоне дефекта можно представить в виде достаточно тонких слоев, в пределах которых при постоянном внутреннем давлении изменения напряжений в направлении толщины не происходит (рис. 6). Тогда при совершении (0)-го цикла нагружения в каждом из g-х слоев накапливается усталостное повреждение:

$$dN_g^{(0)} = \frac{1}{[N_g^{(0)}]}; \quad [N_g^{(0)}] = \left[\frac{\ln \dfrac{1}{1-\psi}}{4e_{\text{т}} \left(\overline{e}_a^k - \dfrac{\sigma_{-1}}{\sigma_{\text{т}}} \right)} \right], \qquad (2)$$

где $[N_g^{(0)}]$ — допускаемое количество циклов нагружения для g-го слоя, определяемое уровнем напряжения $\sigma_g^{(0)} = f(\sigma_0^{(0)}, (s_g^{(0)}))$ с использованием уравнения усталостной кривой (2) с введенными коэффициентами запаса по деформациям n_e и долговечности n_N; ψ — относительное сужение; σ_{-1} — предел выносливости.

Будем считать, что в течение года эксплуатации трубопровод испытывает $N_{\text{год}}$ циклов, которые происходят через одинаковые промежутки времени ΔT:

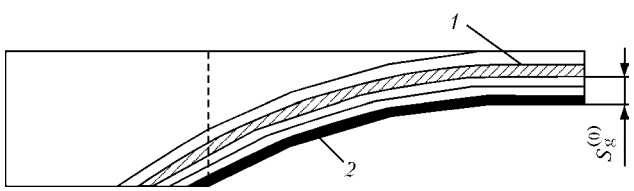


Рис. 6. Слои в зоне дефекта в момент времени (0): *1* — g-й; *2* — (0)-й

$$\Delta T = \frac{1}{N_{\text{год}}}.$$

Тогда на момент времени (1) выполнения (1)-го цикла размеры дефекта составят

$$b^{(1)} = b^{(0)} + v_b \Delta T;\ c^{(1)} = c^{(0)} + v_c \Delta T;\ t^{(1)} = d^{(0)} + v_t \Delta T,$$

где v_b, v_c, v_t — скорость коррозии в направлении соответственно глубины, длины и ширины дефекта, которая при отсутствии дополнительных сведений определяется следующим образом:

$$v_b = \frac{b^{(0)}}{T_{\text{э}}}; \quad v_c = \frac{c^{(0)}}{T_{\text{э}}}; \quad v_t = \frac{t^{(0)}}{T_{\text{э}}},$$

где $T_{\text{э}}$ — время от начала эксплуатации до момента обнаружения дефекта (начало (0)-го цикла).

Изменение глубины дефекта за промежуток времени ΔT примем равным толщине слоя:

$$\Delta b = b^{(1)} - b^{(0)} = v_b \Delta T,$$

т. е. к моменту выполнения (1)-го цикла количество слоев $n^{(0)}$, имевшееся по толщине стенки в вершине дефекта на момент (0), сократится на 1:

$$n^{(1)} = n^{(0)} - 1 = \text{int} \left[\frac{s^{(0)}}{\Delta b} \right] - 1,$$

где $s^{(0)}$ — толщина металла в вершине дефекта в момент (0), $s^{(0)} = h - b^{(0)}$.

При выполнении последующих t циклов в оставшихся g-слоях происходит накопление усталостного повреждения:

$$\sum_o^t dN_g^{(1)} = dN_g^{(0)} + dN_g^{(1)} + \ldots + dN_g^{(t)}.$$

Если $[N_g] \geq 10^6$, то накопления повреждаемости в данном и более глубоких слоях не учитывают. Очевидно, что наиболее поврежденным является слой на поверхности дефекта. Если в какой-либо момент времени t

$$\sum_0^t dN_g^{(t)} \geq 1,$$

то ресурс трубы исчерпан и дальнейшая эксплуатация невозможна вследствие угрозы разрушения. В таком случае t и является остаточным ресурсом трубопровода на момент времени (0) без учета повреждения, накапливавшегося до момента (0).

Очевидно, что дефект существовал некоторое время до его обнаружения, в течение которого его геометрия изменялась, и он мог накапливать соответствующее повреждение.

Для оценки возможной повреждаемости процесс коррозии необходимо воспроизвести в обратном порядке, прибавляя последовательно слои к исходному поверхностному слою (рис. 7) и производя вычисление повреждаемости в слоях ($0^{(0)} - n^{(0)}$). С добавлением каждого нового слоя ис-

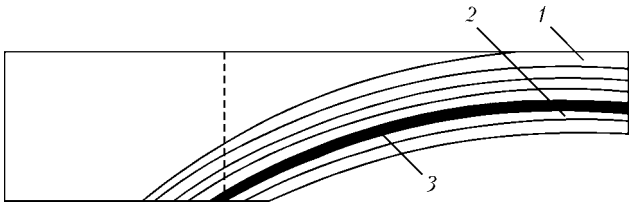


Рис. 7. Слои на момент времени (–2): *1* — *n*-й; *2* — (1)-й предыдущий; *3* — (0)-й

ходные слои будут смещаться вглубь, а следовательно, возникающие в них напряжения снизятся и соответственно уменьшится накапливаемое усталостное повреждение.

В какой-то из моментов процесс прекращения накопления усталостного повреждения в более глубоких слоях дойдет до исходного (0)-го слоя. Накопленное в исходных слоях $(0^{(0)} - n^{(0)})$ к этому моменту усталостное повреждение и будет искомым (накопленным к моменту обнаружения дефекта), которое следует учитывать при прогнозировании остаточного ресурса конструкции.

Таким образом, при определении остаточного ресурса с использованием описанных подходов немаловажным является закон распределения напряжений по толщине стенки в вершине дефекта. Как свидетельствуют результаты расчета МКЭ (рис. 8), распределение носит приблизительно линейный характер. Максимальные напряжения на поверхности дефекта достаточно быстро убывают по направлению к поверхности трубы.

Для упрощения последующих расчетов примем (в запас прочности), что минимальные напряжения в точке поверхности, противолежащей вершине дефекта, равны номинальным напряжениям σ_n.

Эффективность разработанной методики оценивали путем гидравлического испытания в режиме малоцикловой нагрузки трубы диаметром 530 мм, изготовленной Харцызским трубным заводом в 1961 г. из стали марки 14ХГС, согласно ЧМТУ/УкрНИТИ 182–60. Трубу с дефектами, обнаруженными в ходе внутритрубной диагностики, эксплуатировали в составе МН «Дружба» в течение 43 лет при рабочем давлении 5 МПа, при этом количество остановов в год составляло около 25.

Испытания проводили пульсирующим давлением ΔP = 6 МПа с частотой 1 цикл в минуту. После наработки 1100 циклов на поверхности дефекта обнаружили усталостную трещину (рис. 9).

Механические свойства трубной стали, необходимые для оценки остаточного ресурса (табл. 3), получены при испытании следующих образцов:

Таблица 3. Механические свойства трубной стали

Тип образца	σ_t, МПа	σ_y, МПа	ψ, %
Стандартный выпрямленный, вырезанный в осевом направлении	584,4	390,4	42,9
Цилиндрический, вырезанный в осевом направлении	594,9	425,9	71,4

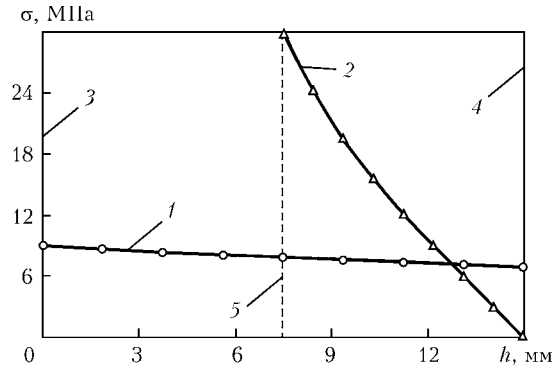


Рис. 8. Распределение интенсивности напряжений по толщине стенки трубы 300×15: *1* — вдали от дефекта; *2* — в вершине дефекта (длина — 100, ширина — 30, глубина 7,5 мм); *3, 4* — соответственно внутренняя и наружная поверхности; *5* — вершина дефекта

• стандартных плоских, изготовленных из предварительно выпрямленных заготовок;

• цилиндрических, изготовленных из заготовок, вырезанных в кольцевом направлении без выпрямления.

Результаты расчета и эксперимента сопоставлялись для двух случаев (табл. 4):

• зарождение дефекта совпадает с началом эксплуатации (наиболее консервативный подход);

• зарождение дефекта произошло за 10 лет до его обнаружения.

При оценке использовали механические свойства, определенные на образцах растяжения указанных типов.

Прогнозирование остаточного ресурса трубопровода при наличии дефекта осуществлялось с использованием результатов стандартных механических испытаний плоских образцов (табл. 5).

Как видно, оценка, основанная на результатах испытаний стандартных плоских образцов, является достаточно консервативной. В свою очередь, различие механических свойств может объясняться их зависимостью от направления вырезки образца и изменением по толщине стенки трубы.

Оценка, основанная на предположении о зарождении дефекта одновременно с началом эксплу-

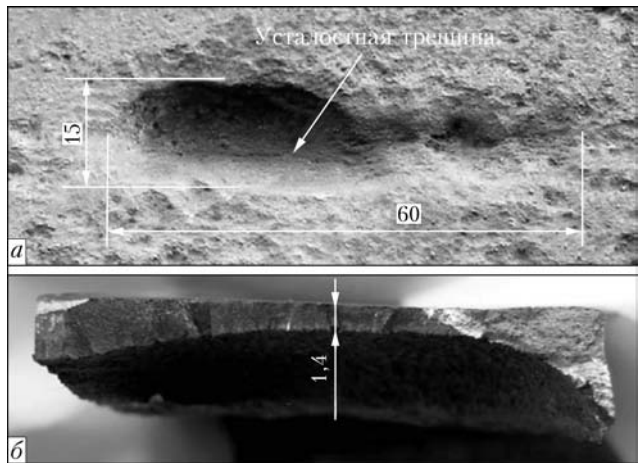


Рис. 9. Усталостная трещина на внутренней поверхности (*а*) и поверхности излома (*б*)

Таблица 4. Результаты оценки усталостного повреждения в эксперименте (n_e = 1, n_N = 1)

Период развития дефекта, год	Усталостное повреждение d на образцах					
	Выпрямленных			Цилиндрических (рис. 10)		
	Эксплуатация	Эксперимент	Сумма	Эксплуатация	Эксперимент	Сумма
43	0,17	2,63	2,80	0,03	1,04	1,07
10	0,04		2,67	0,01		1,05

Таблица 5. Остаточный ресурс трубопровода $N_{ост}$(n_e = = 2, n_N = 10)

Период развития дефекта, год	Усталостное повреждение в процессе эксплуатации d	Остаточный ресурс	
		Цикл	Год
43	1,80	–	–
10	0,42	54	2,16

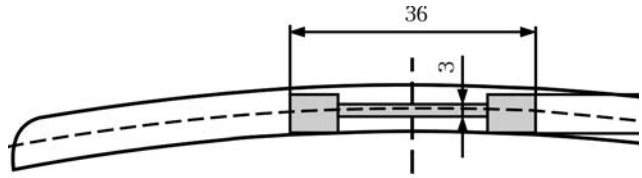


Рис. 10. Схема вырезки цилиндрического образца из трубы

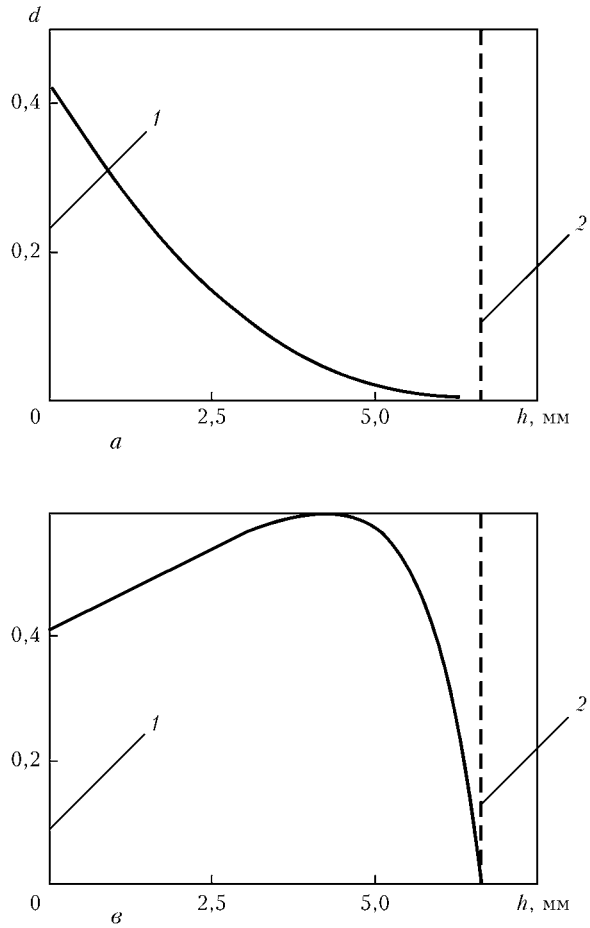


Рис. 11. Распределение усталостного повреждения по толщине стенки, накопленное до обнаружения дефекта (*а*); после обнаружения до сквозного поражения стенки трубы (*б*); от начала эксплуатации до сквозного поражения (*в*); *1* — (0)-й слой; *2* — наружный слой

атации, свидетельствует о невозможности дальнейшей эксплуатации ввиду угрозы усталостного разрушения. В случае возникновения дефекта за 10 лет до обнаружения накопленное повреждение не превышает критического значения вплоть до сквозного поражения стенки трубопровода (рис. 11).

Выводы

1. Разработана инженерная методика оценки циклической прочности оборудования с поверхностным объемным дефектом, работающего под внутренним давлением. Методика учитывает изменение геометрических параметров дефекта в процессе эксплуатации и основана на определении концентрации напряжений в зоне дефекта, эксплуатационной нагруженности оборудования и цикли-

ческих свойствах конструкционного материала. Она позволяет прогнозировать остаточный ресурс конструкции с учетом накопления усталостного повреждения в зоне дефекта в период до его обнаружения, а также в прогнозируемый период.

2. Экспериментальная проверка методики при циклических испытаниях натурных трубных образцов с эксплуатационными объемными поверхностными дефектами подтвердила возможность практического использования данной методики для определении остаточного ресурса реальных поврежденных объектов.

1. *Бородавкин П.П.* Подземные магистральные трубопроводы. — М.: Недра, 1982. — 384 с.
2. *Tanarro A., Tecnatom E.G., Montes de Oca S.A. Avda.* Erosion-corrosion in wet steam and single phase lines in nuclear power plants // Proceedings of a specialists meeting «Erosion and corrosion of nuclear power plant materials» (19–22 sept. 1994, Kiev, Ukraine). — Viena (Austria); 1994. — P. 36–40.
3. *Антикайн П.А.* Металлы и расчет на прочность котлов и трубопроводов. — М.: Энергоатомиздат, 1990. — 368 с.
4. *СНиП 2.05.06–85.* Часть II. Нормы проектирования. Глава 45. Магистральные трубопроводы. — М.: Стройиздат, 1995. — 60 с.
5. *Прочность* труб магистральных нефте- и продуктопроводов при статическом и малоцикловом нагружении. Обзорная информация / М.И. Волский, А.С. Аистов, А.П. Гусенков, Л.К. Гуменный // Сер. Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов. — М.: ВНИИОЭНГ, 1979. — С. 56.
6. *ASME B31.8–1995.* Gas transmission and distribution systems.
7. *Fitness-for-service* // API Recommended practice 579. — 2000. — January. — P. 202.
8. *Det Norske Veritas.* Recommended practice DNV-RP-F101. Corroded pipelines. — 2004. — October. — P. 42.
9. *ВБН В.2.3-00018201.04–2000.* Расчеты на прочность действующих магистральных трубопроводов с дефектами. — Введ. в действие 01.01.2000.
10. *Garf E.F., Netrebsky M.A.* Assessment of the strength and residual life of pipelines with erosion-corrosion damage // The Paton Welding J. — 2000. — № 9/10. — P. 13–18.
11. *Фокин М.Ф., Трубицын В.А., Никитина Е.А.* Оценка эксплуатационной долговечности магистральных трубопроводов в зоне дефектов. — М.: ВНИИОЭНГ, 1986. — 52 с.

Розділ 7
Підвищення надійності та подовження ресурсу мостів, будівельних, промислових і транспортних конструкцій
Керівник розділу — академік НАН України Л.М. Лобанов

В межах сьомого розділу виконувалися 22 проекта, пріоритетними завданнями яких була розробка методів оцінки й способів подовження строків безпечної експлуатації залізничних і автотранспортних мостів, будівельних металевих та залізобетонних конструкцій, рухомого складу залізниць, а також міського електротранспорту, обладнання металургійної промисловості і енергоблоків ТЕС, об'єктів ЖКГ та АПК.

В рамках проекту 7.1. **«Розробка та впровадження високоміцних локомотивних бандажів з підвищеною зносостійкістю на 25–30 відсотків, забезпеченням ефективного зчеплення з рейкою та безпеки експлуатації»** виконано дослідно-промислове випробування на зношування пар тертя бандаж–рейка і визначено режими термічного зміцнення бандажів, що дозволило запропонувати оптимальний процес термообробки. Стосовно до технологічного процесу зміцнюючої обробки бандажів була розроблена, затверджена і впроваджена в промисловий процес ВАТ «Інтерпайп НТЗ» наскрізна маршрутна технологія. З урахуванням результатів заводських випробувань розроблена нормативна документація на високоміцні локомотивні бандажі підвищеної зносостійкості, яка придатна для виготовлення сертифікованої продукції.

Щодо **«…розробки показників надійності та технологічних основ вибору рішень з управління, що забезпечують безпеку та технологічну стійкість доменних печей»** (проект 7.2), розглянуто технологічні особливості ефективної й безпечної підготовки (видувки) доменних печей (ДП) при капітальному ремонті. Розроблено й систематизовано основні положення сучасної ефективної й безпечної технології задувки доменних печей. Розроблено новий технологічний регламент безпечної видувки для ДП великого й середнього обсягів. Ефективність і доцільність застосування нових технічних, організаційних і технологічних заходів рекомендовано Міністерству промислової політики України у якості галузевого технологічного посібника з безаварійної задувки й видувки ДП.

В роботі по проекту 7.3 **«Вдосконалення технології зміцнення рейок дією потужного імпульсного електричного розряду та розробка конструкції стаціонарного устаткування для її реалізації»** на основі дослідження схеми контактування фрикційної пари колесо–рейка, характеру та динаміки зношування робочих поверхонь рейок в процесі їх експлуатації запропоновано конструкцію електродної головки стаціонарного устаткування для зміцнення рейок дією потужного електричного розряду. Досліджено умови імпульсного дугового процесу за допомогою низьковольтного джерела постійного струму і формування дискретного зміцнюючого покриття. Підтверджено ефективність роботи запропонованого устаткування.

В межах проекту 7.4 **«Дослідження та розробка технології виробництва литих деталей з підвищеним ресурсом експлуатації при використанні композиційних комплексних модифікаторів з порошкових матеріалів»** виготовлено обладнання для відливки дослідних зразків лемешів із зміненою на підставі польових іспитів формою носка лемеша та дослідна партія удосконалених литих лемешів із бейнітного високоміцного чавуна. Проведені натурні випробування на сільськогосподарських грунтах різного типу. Розроблена технологічна інструкція для дослідно-промислового виробництва литих лемешів.

За проектом 7.5 **«Дослідження механізму утворення бездеформаційних пошкоджень металу відповідальних елементів пароводяного тракту енергоблоків ТЕС та розробка заходів зі збільшення ресурсу їх роботи»** проведено комплексне дослідження ділянок пошкодження після тривалої експлуатації металу труб пароперегрівників блочних котлів високого та надкритичного тиску, які виконані з аустенітних та перлітних сталей. Виявлені умови та механізм формування початкових сегрегаційних скупчень домішкових та легуючих

елементів, з яких під час експлуатації розвиваються дефекти, що спричиняють руйнування металу. Встановлено, що на появу та розвиток цих пошкоджень впливають інтенсивність коливань температури металу стінок труби за різних режимів експлуатації під час розхолодження–розігрівання енергоблоків, склад робочого середовища, рівень наводнення металу. Виявлено умови, що зменшують термін безпечної експлуатації пароперегрівників.

В роботі по проекту 7.6 **«Підвищення ресурсу несучих конструкцій транспортних засобів з подовженим строком служби»** проведені дослідження пошкодженості низьковуглецевої сталі в зонах концентрації напружень із врахуванням тривалої експлуатаційної наробки та встановлені закономірності накопичення втомних пошкоджень в транспортних конструкціях. Розроблені методика виявлення тріщин і подібних дефектів в елементах конструкцій механічних частин залізничного тягового рухомого складу, а також методологія підвищення надійності конструкцій з продовженим строком служби на основі розрахунково-експериментального підходу до попередження відмов за критерієм накопичення втомних пошкоджень.

В рамках проекту 7.7 **«Розробка технології і устаткування для з'єднання арматури залізобетонних конструкцій пресовим зварюванням та муфтами, що обжимаються вибухом, з метою підвищення ресурсу залізобетонних будівельних споруд»** вирішено питання застосування контактного стикового зварювання стержньової арматури у будівельній індустрії в монтажних і напівстаціонарних умовах при будівництві монолітних залізобетонних конструкцій. Цей спосіб зварювання арматури вигідно відрізняється від багатьох інших способів зварювання високою стабільністю показників якості та відсутністю необхідності застосування допоміжних матеріалів. Визначено основні технологічні параметри процесу, розроблено базові технології. Використання розроблених технологій з'єднання арматури дозволило отримати практично рівної міцності з основним металом стикові з'єднання в монтажних і напівстаціонарних умовах, збільшити строк експлуатації залізобетонних конструкцій, підвищити їх надійність і гарантувати високий експлуатаційний ресурс.

За проектом 7.8 **«Розробка технології й устаткування відновлення й зміцнення робочих поверхонь мідних кристалізаторів безперервного розливу сталі методом НТП...»** створені технологія й інструмент відновлення методом наплавленням тертям з перемішуванням (НТП) у твердій фазі мідних плит кристалізаторів, призначених для безперервного розливання стали. Технологія наплавлення міді здійснюється шляхом виконання прорізних швів з перекриттям. Механічні випробування наплавленого металу довели, що після наплавлення він має дрібнокристалічну структуру, а його характеристики міцності відповідають міцності холоднодеформованої міді.

Проведення робіт за проектом 7.9 **«Розробка технології та обладнання плазмово-дугового нанесення захисних корозійностійких покриттів на великогабаритні металоконструкції...»** дозволило створити технологічний процес напилювання покриттів на осі ходових частин залізничних вагонів з метою їхнього відновлення та захисту від зношування. Для нанесення покриттів різного призначення розроблено аргоновий плазмотрон з виносним анодом із напилюваних дротів. Дослідна партія відновлених осей для залізничних вагонів поставлена на експлуатаційні випробування по замкненому іспитовому маршруту Роковата–Ужгород–Кошица. Дослідження контрольних зразків підтвердили задовільний стан покриттів на шейках осей.

Для **«...підвищення ефективності та ресурсу роботи електродів контактних машин та мундштуків для підведення струму зварювальної апаратури»** (проект 7.10) розроблені високоерозійностійкі композиційні матеріали і технології їх виробництва, а також проведена комплексна оцінка фізико-механічних властивостей нових матеріалів, оптимізовано склад і вивчено експлуатаційні властивості нових жароміцних матеріалів на мідній основі, а також розроблена технологічна інструкція для виготовлення електродів контактних машин і мундштуків зварювальної апаратури підвищеної зносостійкості.

За проектом 7.11 **«Розробка оснащення, інструментів та технології зварювання тертям з перемішуванням для підвищення експлуатаційних і ресурсних характеристик типових з'єднань в конструкціях із тонколистових алюмінієвих сплавів»** доведені основні переваги формування швів у твердій фазі за рахунок пластичної деформації металу при зварюванні алюмінієвих сплавів тертям з перемішуванням. Досліджено структуру, міцність, залишкові напруження і деформації зварних з'єднань високоміцних алюмінієвих сплавів, що отримані тертям з перемішуванням, в порівнянні з аргонодуговим зварюванням неплавким електродом. Застосування ресурсозберігаючої технології одержання нероз'ємних з'єднань тертям з перемішуванням при виготовленні зварних конструкцій з алюмінієвих сплавів дозволяє підвищити їх експлуатаційні й ресурсні характеристики.

За проектом 7.12 **«Дослідження та оптимізація сучасних зварювальних технологій та матеріалів для відновлення та подовження експлуатаційного ресурсу діючих мостів»** досліджені та оптимізовані сучасні зварювальні технології і матеріали стосовно мостобудування. На основі аналізу технічного стану металевих конструкцій, нормативної документації та умов експлуатації переглянуті вимоги до проектування, вибору матеріалів, конструктивних рішень мостових конструкцій. Із врахуванням результатів оцінки стану та матеріалів металоконструкцій діючих мостів розроблені рекомендації щодо проекту реконструкції мосту ім. Є.О. Патона у м. Києві. Оптимізовані технології зварювання ре-

монтно-відновлюваних робіт. Результати виконаних досліджень дозволили внести доповнення до діючих Державних будівельних норм ДБН В.2.3.-14–2006.

За проектом 7.13 **«Розробка та дослідження дослідного зразка лазерно-телевізійного детектора форми рейок залізничних колій»** створена система безконтактного контролю геометричних параметрів рейок, яка дозволяє в масштабі реального часу визначати параметри зношування кожної рейки, нахили й ширину колії. Передбачено автоматичне формування протоколів за результатами контролю геометричних параметрів рейок. У ході експериментальних випробувань дослідного зразка системи встановлено, що значення параметрів зношування головки рейок, нахили й ширина колії, які отримані за допомогою даної системи, відповідають результатам вимірів, виконаним із застосуванням ручного колієвимірювального інструмента. Встановлено, що розроблена система безконтактного контролю геометричних параметрів залізничних рейок характеризується високою захищеністю від перешкод. Впровадження системи безконтактного контролю геометричних параметрів рейок як складової колієвимірювального устаткування пересувних лабораторій дозволяє істотно підвищити якість і швидкість контролю залізничних шляхів.

В рамках проекту 7.14 **«Створення та впровадження технології і обладнання для оцінки технічного стану елементів авіаційних конструкцій тривалої експлуатації методами лазерної інтерферометрії»** розроблено технологію неруйнівного контролю якості елементів авіаційних конструкцій, виготовлених із композиційних матеріалів, з використанням електронної ширографії, яка дає можливість оперативно виявляти дефекти різних типів. Застосування створеної технології у деяких випадках є єдино можливим варіантом отримання достовірної інформації про дефектність елементів авіаційних конструкцій із композиційних матеріалів. Як подальший розвиток методу електронної ширографії розроблена нова розрахункова методика оцінки глибини залягання дефектів, що мають кругову форму. Вона надає нові можливості для виявлення геометричних параметрів зон корозійних пошкоджень на внутрішніх поверхнях виробів, а також корозійного підповерхневого розшарування. Надано новий підхід при дослідженні градієнту напружень із застосуванням електронної спекл-інтерферометрії у поєднанні із свердленням отворів малого діаметру. Отримані результати дозволяють використати удосконалений метод електронної спекл-інтерферометрії для визначення залишкових напружень в елементах натурних конструкцій.

За проектом 7.15 **«Розробка обладнання та технології орбітального зварювання для ремонту трубопроводів космічної техніки з використанням висококонцентрованих джерел нагріву»** вперше розроблено дослідні зразки обладнання та принципова технологія орбітального аргонодугового і електронно-променевого зварювання в середині та зовні функціонуючої пілотованої космічної станції. Досліджено особливості зазначених технологій зварювання тонкостінних трубчастих з'єднань із нержавіючих та титанових сплавів, характеристики властивостей одержаних зварних з'єднань, їх хімічний склад, структура і твердість з'єднань. Одержані результати необхідно враховувати при розробці та виготовленні бортового комплексу обладнання для ремонту трубопроводів.

Щодо проекту 7.16 **«Розробка технологічних схем імпульсної металообробки для ремонту і підвищення ресурсу металоконструкцій та створення еластичних вибухозахисних камер…»**, розроблені на основі гетерогенних та волокнистих шарувато-комбінованих матеріалів еластичні вибухозахисні камери, а також технологічні процеси імпульсної металообробки. Еластичні вибухові камери розраховані на поглинання енергії вибуху (еквівалентної 0,2–2,0 МДж) і забезпечують повну безпеку й екологічну чистоту при застосуванні імпульсних методів металообробки. Виготовлені дослідні зразки еластичних вибухозахисних камер, партії нових еластичних матеріалів та проведені експлуатаційні іспити щодо різання трубних конструкцій діаметром 219–420 мм із товщиною стінки 22 мм. Рекомендовано застосування розробки при ремонтно-відновлюваних та аварійних роботах на об'єктах паливно-енергетичного комплексу за участю АТЦ НАЕК «Енергоатом».

За проектом 7.17 **«Розробка технології та апаратури для підвищення ресурсу відповідальних зварних конструкцій за рахунок обробки високощільним імпульсом електричного струму»** проведено експериментально-розрахункове обгрунтування параметрів електроімпульсної обробки, що забезпечує релаксацію залишкових напружень в елементах конструкцій, розроблена технологія та апаратура для регулювання напружених станів зварних з'єднань на основі застосування високощільного імпульсу струму. Досліджено механізм впливу імпульсів струму при електродинамічній обробці (ЕДО) на напружений стан зварних з'єднань із алюмінієвих сплавів і низьковуглецевої сталі, технологічні особливості ЕДО при обробці зразків стикових зварних з'єднань зі сплаву АМг6 і сталі Ст3. Розроблені технологічні рекомендації з ЕДО зварних з'єднань тонкостінних корпусів маломірних судів. Натурні випробування зварних судових корпусів зі сплаву Амг6 показали, що ЕДО зварних з'єднань збільшує експлуатаційний ресурс конструкції в 1,5 разів.

За проектом 7.18 **«Підвищення експлуатаційного ресурсу трубопроводів шляхом застосування лазерних і комбінованих технологій зварювання трубних сталей»** наведені результати експериментів із розробки способів багатопрохідного лазерного й лазерно-дугового зварювання трубних сталей, досліджено структури, які одержані при цьому, а також ударну в'язкість і корозійну стійкість з'єднань. Показано, що гібридне лазерно-ду-

гове зварювання трубних сталей дозволяє знизити потужність лазерного випромінювання, частково замінивши його більш дешевою потужністю електричної дуги з розрахунку 1 кВт дуги замість 0,5 кВт лазерного випромінювання для товщини $\delta > 5$ мм. Проведені експерименти дозволяють вважати перспективним застосування зазначених способів зварювання для підвищення ресурсу експлуатації трубопроводного транспорту.

В рамках проекту 7.19 **«Розробка та організація виробництва покритих електродів для зварювання та ремонту мостових, будівельних, транспортних та промислових конструкцій, що забезпечать підвищення надійності їх роботи та подовження ресурсу експлуатації»** експериментально обгрунтована система розкислення й мікролегування металу шва, виконаного електродами, які призначені для зварювання й ремонту мостових і транспортних конструкцій, а також наведені основні характеристики електродів, розроблених з використанням цієї системи. Вивчена гігроскопічність покриття електродів. Встановлено, що технологічні домішки істотно підвищують стійкість покриття електродів проти поглинання атмосферної вологи. Створені низьководневі електроди, призначені для зварювання низьковуглецевих і низьколегованих сталей при виготовленні й ремонті мостових і транспортних конструкцій.

Щодо **«Розробки технології ремонтного зварювання корпусних деталей парових турбін та арматури високого тиску для продовження ресурсу турбоагрегатів ТЕС»** (проект 7.20), вирішено задачу ремонтного зварювання ушкоджених корпусних деталей турбін після тривалої експлуатації при робочих параметрах пару. Запропоновано технологію зварювання з використанням перлітних електродів без наступної термообробки. Для ремонту ушкоджених компонентів корпусного устаткування турбоагрегатів з литих теплостійких сталей рекомендована технологія ручного дугового зварювання перлітними електродами типу Е-06Х1М, що передбачає застосування попереднього й супутнього підігріву з наступним термічним відпуском. Зварні з'єднання, виконані за розробленою технологією, мають високу тріщиностійкість і необхідні механічні властивості. Запропонована технологія пройшла успішне випробування при ремонті турбіни Трипільскої ТЕС.

За проектом 7.21 **«Дослідження методів і розробка засобів та технологій визначення координат витоків у трубопроводах аварійнонебезпечних систем водо-, тепло-, нафто- та газопостачання»** досліджені методи визначення та оцінки ступеню стоншень труб із різних матеріалів, розроблена методика зондування діагностуємого трубопроводу штучними вібраціями для визначення швидкостей розповсюдження гідравлічних хвиль в залежності від виду транспортуємих продуктів в трубопроводах. Розроблені технічні засоби та технологія діагностики технічного стану стінок труб та оперативного визначення координат витоків у трубопроводах аварійнонебезпечних систем водо-, тепло-, нафто- та газопостачання.

В роботі по проекту 7.22 **«Підвищення ресурсу експлуатації тонколистових транспортних конструкцій шляхом розробки та застосування технології формування механічних та клеємеханічних з'єднань методом продавлювання»** досліджено процеси формування механічних з'єднань тонколистових металів з антикорозійним покриттям методом продавлювання при наявності між поверхнями, які з'єднуються, клейових композицій різної в'язкості. Встановлено граничні значення реологічних характеристик клеїв, що впливають на формоутворення клеємеханічних з'єднань. Розроблена високонаповнена клейова композиція холодного твердення на силікон-поліуретановій основі, яка не перешкоджує утворенню клеємеханічних з'єднань. Розроблено й виготовлене пресове устаткування на основі пневмопривода, що забезпечує зусилля тиску до 20 кН.

ПРОЕКТ 7.1

Розробка та впровадження високоміцних локомотивних бандажів з підвищеною зносостійкістю на 25–30 %, забезпечення ефективного зчеплення з рейкою та безпеки експлуатації

УДК 620.18:621.771-29

РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЇ, НОРМАТИВНОЇ ДОКУМЕНТАЦІЇ ТА ПРОЦЕСІВ СТВОРЕННЯ ВИСОКОМІЦНИХ, СТІЙКИХ ПРОТИ СПРАЦЮВАННЯ, ЛОКОМОТИВНИХ БАНДАЖІВ

І.Г. УЗЛОВ, д-р техн. наук, **К.І. УЗЛОВ, О.І. БАБАЧЕНКО**, кандидати техн. наук, **А.М. ХУЛІН**, інж.
(Ін-т чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України)

Створені високоміцні локомотивні бандажі з використанням низьколегованої ванадієм сталі та ефективних процесів термічного зміцнення в умовах ВАТ «Інтерпайп Нижньодніпровський трубопрокатний завод». Встановлено, що для забезпечення максимальної зносостійкості бандажів при роботі в парі тертя з рейкою твердість бандажа повинна бути *НВ* 325–350. Модельні випробування втрати маси зразків високоміцного бандажа у парах тертя з рейковою сталлю (*НВ* 400) показали підвищення зносостійкості високоміцної бандажної сталі на 38 %, в порівнянні з бандажами існуючого виробництва. Випробувано нову продукцію в умовах ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ». Розроблено нормативно-технологічну документацію для виробництва дослідно-промислової партії високоміцних локомотивних бандажів і проведення їх експлуатаційних випробувань під локомотивами.

Ключові слова: *локомотивні бандажі, хімічний склад, структурний стан сталі, термічне зміцнення, зносостійкість, механічні властивості, нормативна документація, дослідно-промислове випробування*

Інтенсифікація вантажних перевезень на залізничному транспорті України потребує значного підвищення зносостійкості локомотивних бандажів. Спроби вирішення цього завдання шляхом використання поверхневої зміцнюючої обробки (наплавлення гребенів, плазмова обробка тощо) не забезпечували досягнення бажаних результатів.

Це питання часто обговорювали на засіданнях робочої групи «Укрзалізниці» за програмою колесо–рейка. На спільній нараді ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ», «Укрзалізниці» та ІЧМ НАНУ прийнято рішення про створення високоміцних локомотивних бандажів у процесі їх металургійного виробництва.

Враховано, що широке впровадження восьмиосних електровозів на магістральних лініях та дванадцятиосних тягових агрегатів з навантаженням колісної пари на рейку 304 кН [1] на кар'єрному транспорті (що майже в 1,5 рази перевищує відповідний показник для вантажних вагонів 230 кН [2]), а також підвищення інтенсивності використання локомотивів сформували передумови до зростання інтенсивності зносу бандажів. Необхідно підкреслити, що процес покращення якості локомотивних бандажів значно відстає від збільшення осьових навантажень. В зв'язку з цим ресурс бандажів магістральних електровозів використовується на 50–60 %, а промислового транспорту — на 20–30 %.

Питання підвищення довговічності бандажів актуальне не тільки через великий обсяг ремонту, але й внаслідок дефіциту змінного продукту. Особливо гостро проблема подовження довговічності бандажів стоїть на промисловому транспорті, де рівень використання ресурсу низький і відсутня (в деяких випадках) потрібна база ремонту, що призводить до серйозних труднощів утримання локомотивного парку. Це пояснюється відсутністю системного підходу до проблеми визначення і чітких критеріїв їх надійності на етапах проектування, виготовлення, експлуатації та ремонту [3].

Технологічні способи підвищення ресурсу бандажів мають відповідати таким вимогам [2]:

- при реалізації визначених технічних та технологічних рішень середній ресурс бандажів до вилучення з експлуатації має бути повністю вичерпаним;
- нормування при використанні бандажів має передбачати ресурс 0,90–0,95 %, а коефіцієнт використання зчіпної ваги нормативно встановленим як 0,92 (ГОСТ 25463–2001 для колій 1520 залізниць).

До найбільш ефективних способів підвищення довговічності бандажів слід віднести зміцнення гребеня і поверхні катання гартуванням з наступним відпуском, які забезпечують рівномірність механічних характеристик по перетину виробу, а та-

© І.Г. УЗЛОВ, К.І. УЗЛОВ, О.І. БАБАЧЕНКО, А.М. ХУЛІН, 2009

Таблиця 1. Порівняльний аналіз вимог нормативних документів ГОСТ 398–96 і ТУ У 35.2-23365425-628:2008 до локомотивних бандажів

Нормативний документ	Марка сталі	C	V	$\sigma_в$, Н/мм^2	δ_5, %	ψ,%	KCU^{+20}, Дж/см^2	*HB* (глибина 20 мм)
		мас. %			Не менше			
ГОСТ 398–96	2	0,57–0,65	0–0,15	930–1110	10	14	25	269
ГОСТ 398–96	3	0,60–0,68	0,06–0,15	1000–1270 (не менше)	8	12	20	275
ТУ У 35.2-23365425-628:2008	Т	0,60–0,68	0,08–0,15	1110	8	12	20	300

кож мікролегування сталі, з якої виготовляється продукція. При цьому в роботі [3] легування бандажної сталі відноситься до проблемного способу.

Разом з тим власний досвід авторів даної роботи свідчить про те, що мікролегування колісної сталі ванадієм [4] водночас із застосуванням оптимізованих параметрів термозміцнення забезпечують поєднання високих значень твердості та ударної в'язкості і, як наслідок, — підвищення експлуатаційної зносостійкості та безпеки руху.

Такий підхід зроблено на основі нашого досвіду стосовно розробки та впровадження високоміцних коліс із мікролегованої ванадієм сталі [4]. За даними маршрутних досліджень, створені за програмою колесо–рейка високоміцні колеса в умовах вантажних перевезень Роковата–Ужгород–Кошице після пробігу 200 тис. км, продемонстрували експлуатаційну стійкість проти зносу на 39 % більшу, порівнянно з колесами марки КП-2 (ГОСТ 10791).

Однак, враховуючи відмінності технологічних процесів виробництва, конструкцій та умов експлуатації суцільнокатаних коліс і локомотивних бандажів, однозначно тиражувати технологію виробництва високоміцних коліс на новий вид продукції залізничного призначення неможливо.

В зв'язку з цим метою даної роботи було визначення оптимальних параметрів технології виробництва високозносостійких бандажів і хімічного складу металу для них [5]. Дані положення використані у вимогах нормативного документу ТУ У 35.2-23365425-628:2008 «Бандажи черновые локомотивные повышенной твердости и износостойкости», розробленого ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» і ІЧМ НАН України. Вказані вимоги, у порівняні з нормами ГОСТ 398–96 «Бандажи из углеродистой стали для подвижного состава железных дорог широкой колеи и метрополитена. Технические условия», наведені в табл. 1.

Дані табл. 1 свідчать про те, що прийнята технічними умовами до дослідного виробництва марка бандажів Т відрізняється насамперед за вимогами міждержавного стандарту підвищеною твердістю, порівняно з марками 2 і 3. Крім того, у порівняні з нормами, встановленими для марки 2 (ГОСТ 398–96), метал дослідної марки бандажів Т обов'язково містить ванадій, мінімальна кількість якого регламентована більш високим показником, ніж для марки 3 (ГОСТ 398–96). При цьому мінімальний показник тимчасового опору руйнуванню бандажів Т прийнято на рівні максимально-припустимого для стандартних виробів марки 2 при інших характеристиках зі значеннями «не гірше» бандажів 3 (ГОСТ 398–96).

Враховуючи широкий спектр нормативно-припустимих значень твердості від *HB* 269 до *HB* 300 і більше (табл. 1), зразки бандажної сталі виробництва ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» піддавали термозміцненню в поєднанні з наскрізним прогартуванням на рівні твердості *HB* 250–400. За контртіло тертя–ковзання використовували рейкову сталь (ДСТУ 4344–2004. «Рельсы обычные для железных дорог широкой колеи. Общие технические условия»).

У відповідності з вимогами вказаного національного стандарту, вітчизняна промисловість випускає рейки чотирьох категорій: III (мінімальна твердість *HB* 302); II (твердість *HB* 311–374–401 на кінцях головки і на середині рейки, тобто в широкому діапазоні значень твердості). Виходячи з цього нормативного положення, контртіла тертя–ковзання із рейкової сталі також термозміцнювали на рівні твердості *HB* 250–400. Модельні випробування зносостійкості проводили в Інституті чорної металургії НАНУ на машині тертя СМЦ-2 за методикою, затвердженою і докладно розглянутою в роботі [6].

Результати досліджень на спрацювання в парах тертя бандажна сталь з твердістю *HB* 250–400–рейкова сталь з твердістю *HB* 250–400 показані на рис. 1.

Аналіз рис. 1 свідчить про екстремальний характер зміни зносостійкості при зміні співвідношення значень твердості бандаж–рейка. Мінімальний сумарний рівень спрацювання досягається при оптимальному коефіцієнті $HB_{банд}/HB_{рейка}$ = = 0,9/1,0, твердості бандажу *HB* 300 і відповідному значенні твердості для рейки *HB* 325.

Об'єктивна реальність використання рейкової сталі на залізницях така, що одержане співвідношення значень твердості, які забезпечують її мінімальний знос, задовольняють лише дві з чотирьох категорій рейок за ДСТУ 4344:2004. Дійсно, категорії I і найвища повинні забезпечити мінімально

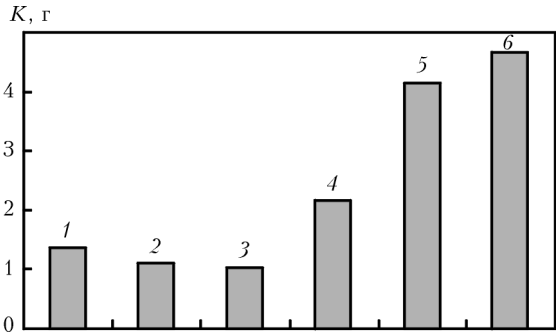


Рис. 1. Сумарний знос *K* зразків у парах тертя бандаж (Б)–рейка (Р): *1* — *HB* 250 (Б), 400 (Р); *2* — *HB* 275 (Б), 350 (Р); *3* — *HB* 300 (Б), 325 (Р); *4* — *HB* 325 (Б), 300 (Р); *5* — *HB* 350 (Б), 275 (Р); *6* — *HB* 400 (Б), 250 (Р)

припустимі значення твердості за вимогами ДСТУ 4344:2004 — відповідно *HB* 341 та *HB* 374, що більше за *HB* 325.

Для забезпечення високої зносостійкості бандажів у відповідності з вимогами ТУ У 325.2-23365425-628:2008 у парі з рейкою будь-якої категорії експеримент по встановленню оптимальної твердості бандажів відтворено у форматі знос (бандаж з твердістю *HB* 250–400)–рейка (найвищої категорії з фіксованою твердістю *HB* 400).

Результати досліджень представлено на рис. 2, який демонструє екстремальний характер залежності твердість–спрацювання при мінімальному спрацюванні бандажа з твердістю *HB* 325–350. Коефіцієнт відповідності практично той же самий ($HB_{банд}/HB_{рейка}$ = 0,8–0,9/1,0). В ході досліджень зафіксовано, що коефіцієнт зносу рейкової сталі $HB_{банд}/HB_{рейка}$ практично не змінюється, незалежно від твердості і зносу бандажного зразка (рис. 3). Це означає, що сумарна втрата маси повністю визначається зносом бандажного елемента тертя, який виявляється найменшим при *HB* 325–350.

Встановлена закономірність з'ясовується при аналізі мікроструктури досліджених бандажних зразків з різним рівнем твердості (рис. 4). Слід зазначити, що незалежно від режиму термозміцнення, який обумовлює твердість об'єкта, розмір зерна в усіх вивчених бандажних зразків однакова (10–11 бал, ГОСТ 5639–89).

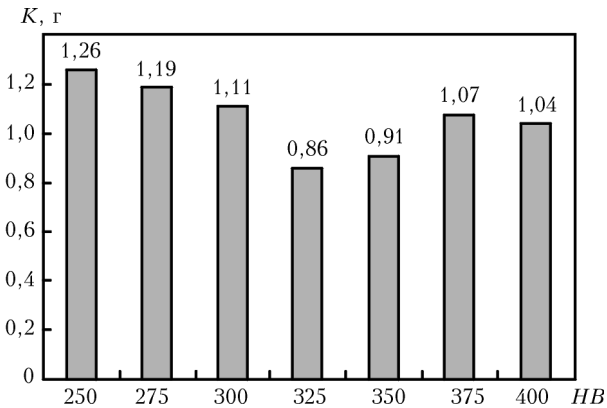


Рис. 2. Сумарний знос в парах тертя бандажна сталь–рейкова сталь при зміні твердості бандажної сталі та фіксованому значенні твердості рейкової сталі *HB* 400

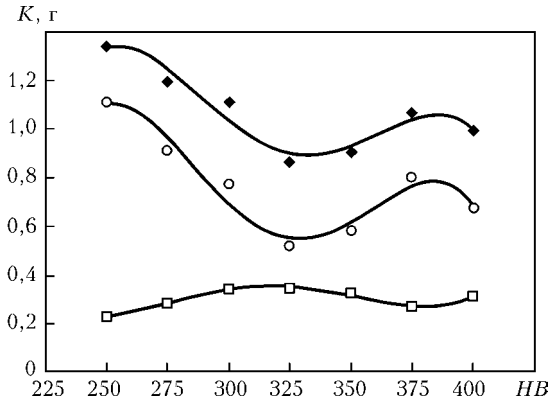


Рис. 3. Залежність зносу елементів тертя від твердості бандажної сталі при фіксованій твердості рейкового зразка *HB* 400: ○ — знос бандажної сталі; ❒ — знос рейкової сталі; ◆ — сумарний знос

Пояснюється це тим, що всі вони виготовлені відповідно до одного і того ж нормативного документу — ТУ У 35.2-23365425-628:2008. Температура аустенітизації всіх об'єктів перед загартуванням з подальшими підстужуванням і відпуском в кожному випадку була однаковою й відповідала вимогам технологічної документації ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» [5]. Тобто отримані в даному дослідженні залежності повністю визначаються морфологічними особливостями структурних станів, що формуються в конкретних умовах термозміцнення.

Дійсно, бандажні зразки (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) із твердістю *HB* 250–300 представлені структурою грубодиференційованого перліту з рівномірно розподіленим на границях зерен надлишковим феритом (рис. 4, *а*). При зміні умов термозміцнення (твердість *HB* 325) у структурі формується тонкодиференційований перліт з надлишковим феритом голчастої морфології, розташованим на границях і в тілі зерен.

Саме цей структурний стан (рис. 4, *б*) визначає найменший знос у парі бандаж–рейка (*HB* 400), рис. 2. Подальше збільшення твердості до *HB* 350 пов'язане з формуванням 100 % бейнітної структури виробу (рис. 4, *в*), що так само визначає задовільний рівень зносу (рис. 2).

Дані рис. 2 свідчать про те, що подальше підвищення твердості до *HB* 375 і більше не призводить до зменшення зносу, а навпаки, погіршує зносостійкість. Пояснюється це тим, що бандажна сталь (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) сягає твердості *HB* 375 і більше за рахунок формування в структурі твердих, але дуже «тендітних» ділянок мартенситу (рис. 4, *г*).

Внаслідок цього, відповідно до класичних законів механіки руйнування [7], у зоні тертя–ковзання пари бандаж–рейка змінюються фізичні процеси взаємодії поверхонь тертя у зоні контакту, тому у нашому випадку стійкість проти руйнування в ході зносу зменшується. Отриманий результат відтворює представлені в роботі [8] дані щодо впливу структурного стану колісної сталі на рівень й характер зносу в парі її експлуатаційної взаємодії з матеріалом залізничної рейки.

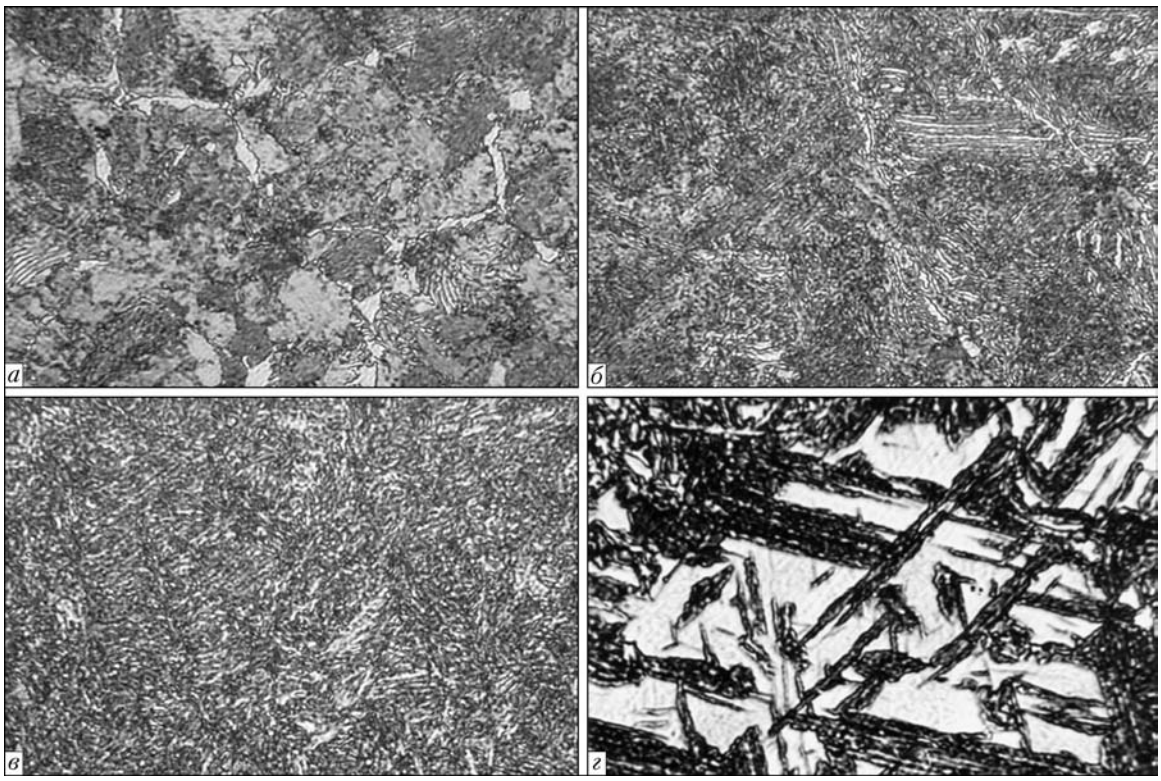


Рис. 4. Мікроструктури (*а–в* — ×1000; *г* — ×2000) бандажів за ТУ У 35.2-23365425-628:2008 після гартування на різні рівні твердості: *а* — *НВ* 275; *б* — *НВ* 325; *в* — *НВ* 350; *г* — *НВ* 375

Таким чином, експериментальні дані свідчать про те, що встановлені в роботі оптимальні структурні стани голчастого фериту (рис. 4, *б*) і бейніту (рис. 4, *в*) забезпечують мінімальний рівень зносу в парі бандаж–рейка (незалежно від категорії рейки за ДСТУ 4344:2004) при твердості бандажа за ТУ У В 35.2-23365425-628:2008 не менше *НВ* 320 — до *НВ* 350. При цьому коефіцієнт співвідношень значень твердості $HB_{банд}/HB_{рельс}$ = = 0,8–1,0/1,0 знаходиться в діапазоні зміни твердості рейок від мінімального *НВ* 341 для категорії І до максимального *НВ* 401 вищої категорії (ДСТУ 4344:2004).

Порівняльний аналіз лабораторних досліджень втрати маси зразків (як міри зносостійкості в парах тертя бандаж–рейка) показав, що бандажна сталь із твердістю *НВ* 275 (тобто з нормативним показником для бандажа марки 3 (ГОСТ 398–96, табл. 1) і структурою грубопластинчастого перліту з надлишковим феритом на границях зерен (рис. 4, *а*) продемонструвала зносостійкість на 38 % гіршу (тобто втрату маси більшу), чим відповідний об'єкт аналізу із твердістю *НВ* 325 (рис. 2) і структурою тонкодиференційованого перліту з голчастим феритом (рис. 4, *б*).

Водночас встановлено, що незалежно від твердості бандажу та сумарного зносу пари елементів тертя, коефіцієнт тертя практично не змінюється і складає 0,50–0,53, як і у сучасній експлуатаційній практиці. Зазначений факт є принциповим із практичної точки зору, тобто з позицій незмінності коефіцієнта зчеплення аналізованої провідної пари рухомого складу, особливо на підйомах і спусках маршрутів, на криволінійних ділянках дороги, при санкціонованих і екстренних гальмуваннях тощо.

Результати представлених досліджень вказують на необхідність коригування нормативних вимог ТУ У 35.2-23365425-628:2008 (перш за все до твердості бандажів, яка забезпечує мінімальний рівень зносу) при постановці розглянутої продукції на промислове виробництво відповідно до («ГОСТ 15.001–88. Система разработки и постановки продукции на производство. Общие положения»).

Прийняті ТУ У 35.2-23365425-628:2008 «Бандажи черновые локомотивные повышенной твердости и износостойкости» [4] обумовили подальший розвиток робіт з виплавки дослідної сталі, розробки промислових режимів термічного зміцнення експериментальних високоміцних бандажів і їх виробництва для подальших маршрутних випробувань.

У 2008 р. на ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» розроблено, затверджено і введено в процес «Технологічну карту по виплавленню, позапічній обробці і розливанню бандажної сталі марки БЛ-Т, мікролегованої ванадієм, хромом, нікелем для виробництва бандажів підвищеної зносостійкості» (ТУ У 35.2-23365425-628:2008).

Дослідні зразки нової бандажної сталі пройшли стандартний пресопрокатний цикл обробки на кільце–бандажній лінії (КБЛ) ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ». Темплети їх наскрізного перетину проаналізовані з точки зору розподілу твердості,

порівняно з відповідними характеристиками виробів БЛ-2 по ГОСТ 398–96 (рис. 5).

Аналіз рис. 5, *а* свідчить про те, що на глибині 20 мм від поверхні кочення бандажі марки БЛ-2 (ГОСТ 398–96) забезпечують необхідний рівень твердості *НВ* 269. Обмеження щодо твердості гребня *НВ* ≤ 321 також надійно виконуються.

На рис. 5, *б* показано, що бандаж (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) завдяки новому хімічному складу сталі і оптимізації параметрів термічної обробки зміцнюється до значень *НВ* 300 по всьому перетину, а на контрольній глибині 20 мм має твердість *НВ* 335. В зв'язку з цим обмеження твердості гребеня у відповідності з вимогами ГОСТ 398–96 в даному випадку не мають значення при очевидних показниках по перетину виробу і тому технічними умовами не передбачені.

З метою вибору оптимальних технологічних режимів і схеми термічного зміцнення дослідної партії бандажів (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) запропоновано три такі експериментальні режими: загартування в горизонтальній машині з обертанням виробів навколо осі бандажу, об'ємне гартування в баці з водою і вертикальне переривчасте гартування.

При горизонтальному гартуванні поштучних бандажів використовували відповідні гартувальні машини «ІНТЕРПАЙП НТЗ». Для процесу гартування бандажів у баці розроблено пристрій термозахисту внутрішньої поверхні бандажної стопи, який запобігає високому ступеню загартованості внутрішньої поверхні бандажу.

Результати дослідних обробок бандажу підвищеної міцності і твердості показали, що запропонована в роботі мікролегована сталь (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) має значні переваги над серійною (ГОСТ 398–96) за такими структурними ознаками (табл. 2):

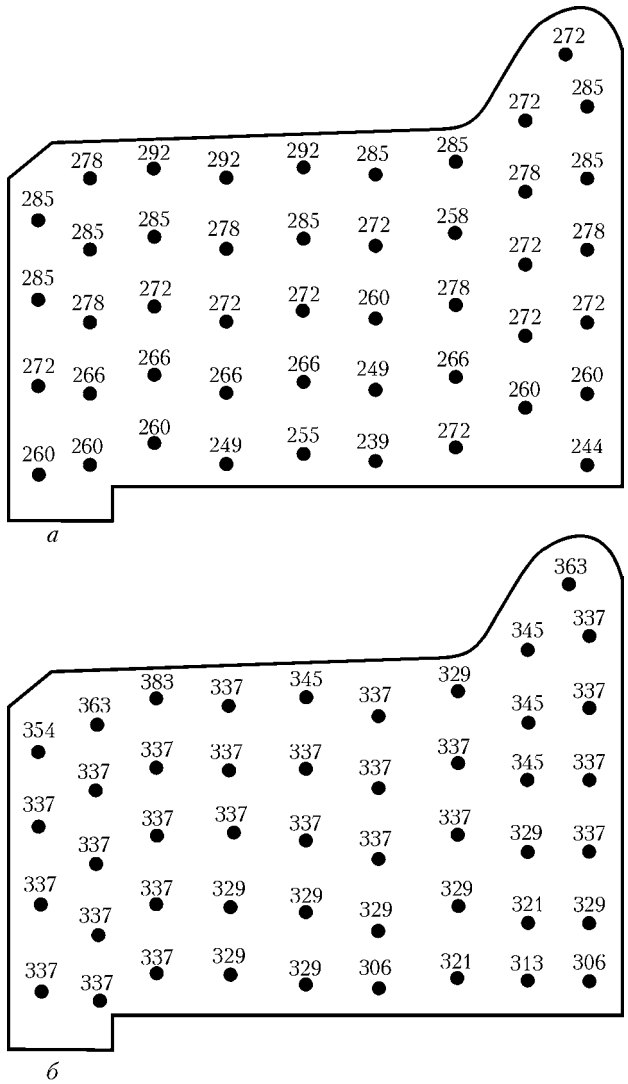


Рис. 5. Розподіл твердості за перетином бандажних зразків: *а* — БЛ-2 (ГОСТ 398–96); *б* — БЛ-Т (ТУ У 35.2-23365425-628:2008)

• розмір зерна дослідної сталі практично вдвічі менший, порівняно із серійною, а тонка структура перлітної складової більш тонко диференційована;

Таблиця 2. Хімічний склад бандажної сталі відповідно до вимог ГОСТ 398–96, проект ГОСТ 398 і ТУ У 35.2-23365425-628:2008

Нормативний документ	Марка сталі	Масова частка елементів, %										
		C	Si	Mn	V	Cr	Ni	Cu	Al	Не більше		
										[H], ppm	P	S
ГОСТ 398–96	2	0,57–0,65	0,22–0,45	0,60–0,90	До 0,15	До 0,20	До 0,25	До 0,30	–	2,0	0,035	0,040
	3	0,60–0,68			0,06–0,15							
Проект ГОСТ 398	2	0,57–0,65	0,22–0,45	0,60–0,90	До 0,15	До 0,20	До 0,25	До 0,30	–	2,0	0,030	0,020
	4	0,65–0,75			До 0,03	0,020–0,60						0,015
ТУ У 35.2-23365425-628:2008	Т	0,60–0,68	До 0,40	0,70–0,90	0,08–0,15	До 0,40	До 0,25	До 0,30	0,013–0,030	2,0	0,025	0,020
Дослідна плавка	Т	0,65	0,30	0,79	0,093	0,18	0,12	0,07	0,020	1,3	0,014	0,012

Таблиця 3. Механічні властивості високоміцних бандажів після обробки з використанням різних процесів

Вид зміцнюючої обробки	$\sigma_в$, Н/мм^2	δ_5, %	ψ, %	KCU^{+20}, Дж/см^2	*HB* (глибше 20 мм)
Поштучне гартування на горизонтальній машині	1200	10,5	24	25	337
Гартування в машині для вертикального переривчастого зміцнення	1160	12,0	31	37	328
Гартування стопи у баці з водою	1200	12,0	28	35	352
	Не менше				
Вимоги ТУ У 35.2.23365425-628:2008	1100	8,0	12	20	300
	Не менше				
Вимоги ГОСТ 398–96, марка 2	930–1110	10,0	14	25	269

• залишковий ферит на границях зерен у дослідної сталі має голчасту (бейнітну) морфологію, що позитивно впливає на показники міцності, твердості та ударної в'язкості одночасно.

На кільце–бандажній лінії ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» виготовлені дослідні високоміцні бандажі (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) діаметром 1060 мм (ДСТУ 3717–98), які піддавали термічній обробці.

По кожному процесу термічного зміцнення бандажів випробували різні варіанти обробок щодо температури гартувальної води (від 27–50 °С), температури нагрівання під гартування (860–900 °С), тривалості гартування (120–200 с) та підстужування після гартування перед відпуском (90–200 с) тощо. По кожному варіанту зміцнено по 4–6 бандажів дослідної плавки сталі.

В ході досліджень встановлено, що призначення температури відпуску вище за 500 °С призводить до різкого зниження *HB* 316 твердості дослідних високоміцних бандажів проти бажаної границі *HB* 320 (табл. 3). Це явище підтвердило встановлений раніше і детально нами вивчений факт екстремальної поведінки механічних характеристик колесо–бандажної сталі в області температур відпуску 450–550 °С, який пояснюється процесами зміцнення ↔ знеміцнення мікролегованої сталі за рахунок особливостей дислокаційної структури виробу на ретикулярному рівні. Тому внаслідок структурних особливостей, пов'язаних з упорядкуванням ↔ розупорядкуванням дефектів кристалічної будови, при переході через температуру відпуску 500 °С зафіксовано зниження твердості, міцнісних і водночас пластичних характеристик [9, 10].

При дослідженні комплексу властивостей структурного стану і оцінці технологічних особливостей, здійсненні термічної обробки бандажів в процесі їх промислового виробництва визначені найбільш оптимальні рішення, використання яких при обробці бандажів дало змогу виявити комплекс їх властивостей, які забезпечують надійні показники експлуатаційних характеристик (табл. 3).

Завдяки перевазі схеми об'ємного загартування, її надійності і прогнозування у промисловому виробництві, саме цей процес зміцнюючої обробки, модифікований на КБЛ ВАТ «Інтерпайп НТЗ», рекомендовано до виробництва і реалізації випуску високоміцних бандажів у відповідності з ТУ У 35.2-23365425-628:2008. Наскрізну маршрутну технологію виробництва чорнових бандажів діаметром 1060 мм (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) створено в межах даної роботи саме для об'ємного загартування стоп високоміцних виробів із захистом їх внутрішньої поверхні спеціальним пристроєм з урахуванням вказаних коригуючих термокінетичних параметрів гартування і відпуску.

Для промислового впровадження вказаної схеми в роботі розроблено, узгоджено, затверджено і введено у виробничий процес ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» наскрізну маршрутну технологію СМТ № 1 — 2009 на бандаж (1060×143×98, ДСТУ 3717–98)/(марки Т ТУ У 35.2-23365425-628:2008).

Висновки

1. Результати випробувань на знос в парах тертя бандаж–рейка із твердістю обох елементів *HB* 250–400 продемонстрували екстремальний характер зносостійкості з мінімальним зносом за коефіцієнтом $HB_{банд}/HB_{рейка}$ = 0,9/1,0, що відповідає показникам *HB* 300 і *HB* 325 для бандажу й рейки. Такий показник задовольняє категоріям рейок III і II (ДСТУ 4344:2004).

2. Встановлено, що для забезпечення максимальної зносостійкості бандажів (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) при роботі в парі тертя з рейкою будь-якої категорії, перш за все категорій I і вища (ДСТУ 4344:2004), твердість бандажа повинна бути *HB* 325–350 при відповідному коефіцієнті $HB_{банд}/HB_{рейка}$ = 0,8–1,0/1,0.

3. Методом мікроструктурного аналізу показано, що встановленому в межах оптимального інтервалу твердості *HB* 325–350 відповідають структурні стани бандажів (ТУ У 35.2-23365425-628:2008, дрібнозерниста тонкодиференційована перлітна з голчастим феритом і бейнітом сталь).

4. Лабораторні дослідження втрати маси зразків у парах тертя з рейковою сталлю (*HB* 400) показали, що бандажна сталь із нормативної для марки 3 (ГОСТ 398–96) твердістю *HB* 275 і типовим для доевтектоїдної високовуглецевої сталі структурним станом продемонструвала зносостій-

кість на 38 % нижчу, ніж бандаж (ТУ У 35.2-23365425-628:2008) із твердістю *НВ* 325 і структурою тонкодиференційованого перліту з голчастою морфологією надлишкового фериту.

5. Визначено, що, незалежно від твердості бандажів і сумарного зносу обох елементів, коефіцієнт тертя (зчеплення) при фрикційній взаємодії пари бандаж–рейка залишається практично незмінним і складає 0,50–0,53, тобто знаходиться на рівні значень сучасної експлуатаційної практики.

6. Виконане дослідно-промислове випробування процесів і режимів термічного зміцнення бандажів дозволило визначити оптимальний процес їх зміцнюючої обробки — об'ємного загартування стопами в баці з водою.

7. Розроблено, затверджено і впроваджено в промисловий процес ВАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» наскрізну маршрутну технологію (виплавка сталі, технологія деформаційної і термічної обробок високоміцних локомотивних бандажів) СМТ № 1 — 2009 на бандажі 1060×143×98 (ДСТУ 3717–98 марки Т ТУ У 35.2-23365425-628:2008).

8. З урахуванням результатів заводських випробувань розроблено нормативну документацію на високоміцні локомотивні бандажі підвищеної зносостійкості, придатну для сертифікації продукції з подальшим її впровадженням у промислове виробництво.

1. *ВНД 32.07.001–2001*. Інструкція з формування, ремонту та утримання колісних пар тягового рухомого складу залізниць України колії 1520 мм. — Київ: Укрзалізниця, 2001. — 152 с.
2. *ЦВ-ЦЛ-0062*. Інструкція з огляду, обстеження, ремонту та формування вагонних колісних пар. — Київ: Укрзалізниця, 2006. — 102 с.
3. *Курасов Д.А*. Повышение долговечности бандажей колесных пар подвижного состава. — М.: Транспорт, 1981. — 160 с.
4. *Высокопрочная* металлопродукция и эффективное ее использование на железнодорожном транспорте / И.Г. Узлов, К.И. Узлов, А.Д. Лашко, В.В. Мархай // Залізничний транспорт України. — 2003. — № 3. — С. 27–30.
5. *Локомотивные* бандажи с повышенными прочностными и вязкими характеристиками / И.Г. Узлов, К.И. Узлов, А.В. Кныш, А.Н. Хулин //Металлург. и горноруд. пром-сть. — 2008. — № 4. — С. 66–70.
6. *Узлов К.И., Бабаченко А.И., Узлов О.В*. Исследование износостойкости высокопрочного чугуна ВЧ40 // Там же. — 2000. — № 1. — С. 44–45.
7. *Финкель В.М*. Физика разрушения. — М.: Металлургия, 1970. — 376 с.
8. *Узлов И.Г*. Прогрессивные процессы производства и качество железнодорожных колес // Сталь. — 2003. — № 5. — С. 69–72.
9. *Формирование* структурного состояния высокопрочных микролегированных ванадием колес в процессе их отпуска / И.Г. Узлов, А.М. Нестеренко, К.И. Узлов, А.В. Кныш // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. — Киев: Наук. думка. — 2005. — Вып. 11. — С. 223–228.
10. *Оптимизация* параметров отпуска цельнокатаных железнодорожных колес повышенной прочности и износостойкости на основании электронно-микроскопического анализа / И.Г. Узлов, Г.Д. Сухомлин, К.И. Узлов, А.В. Кныш // Там же. — Киев: Наук. думка. — 2006. — Вып. 13. — С. 143–148.

ПРОЕКТ 7.2

Розробка показників надійності та технологічних основ вибору рішень з управління, що забезпечують безпеку та технологічну стійкість доменних печей

УДК 669.162.261.3: 669.162.267.34

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ БЕЗОПАСНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ ДОМЕННЫХ ПЕЧЕЙ В НЕСТАЦИОНАРНЫХ РЕЖИМАХ РАБОТЫ ПРИ ВЫДУВКЕ И ЗАДУВКЕ

Академик НАН Украины **В.И. БОЛЬШАКОВ, Н.М. МОЖАРЕНКО**, канд. техн. наук, **Д.Н. ТОГОБИЦКАЯ**, д-р техн. наук, **Л.Г. ТУБОЛЬЦЕВ**, канд. техн. наук, **Н.Г. ИВАНЧА**, инж.
(Ин-т черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины)

Рассмотрены технологические особенности эффективной и безопасной выдувки доменных печей на капитальные ремонты. Разработаны и систематизированы основные положения современной, эффективной и безопасной технологии задувки доменных печей, выполнено обобщение приемов интенсивной их задувки

Ключевые слова: *доменная печь, безопасность, выдувка, задувка*

Особенностью современного доменного производства является совершенствование технологического процесса доменной плавки, модернизация конструкций и оборудования доменных печей (ДП), обеспечивающие продление их кампании, безопасность и технологическую устойчивость в стационарных и нестационарных режимах эксплуатации. Результаты комплексных разработок Института черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины (ИЧМ) направлены на совершенствование и развитие технологии, оборудования, автоматизированных систем контроля и управления выплавкой чугуна в доменных печах большого объема, оснащенных бесконусными загрузочными устройствами [1]. Важной составляющей научно-методического подхода к исследованиям и освоению ДП в стационарных и нестационарных условиях эксплуатации является комплекс систем автоматизированного контроля состояния доменной плавки, разработанный ИЧМ. Этот комплекс включает систему измерения профиля поверхности засыпи шихтовых материалов с помощью радиолокационных датчиков, контроль уровня засыпи шихты, систему контроля теплового состояния печи и ее ограждения, автоматизированный контроль шлакового режима и остаточной толщины футеровки металлоприемника (рис. 1).

В связи с недостаточным оснащением ДП Украины средствами контроля и управления за ходом доменного процесса, а также устаревшими технологическими инструкциями, наименее изученными и регламентированными с точки зрения возникновения аварийных ситуаций являются периоды работы ДП в нестационарных условиях (выдувка и задувка). При выдувках и задувках необходимо не допустить образования взрывоопасной газовоздушной смеси, поддерживать ровный ход печи для предотвращения обрывов шихты и опасности возникновения взрывов. Правильное сочетание дутьевого режима с контролем уровня поверхности шихтовых материалов в печи, замеряемом на всем протяжении выдувки, необходимо для ее безопасного ведения. От тщательного выполнения задувки в значительной мере зависит продолжительность кампании ДП, их безаварийная и высокопроизводительная работа, получение расчетных по составу и свойствам продуктов плавки, а также достижение проектных технико-экономических показателей. В процессе загрузки задувочной шихты необходимо предотвратить повреждение футеровки шахты потоком шихтовых материалов, обеспечить формирование устойчивого осевого газового потока и благоприятных условий гарнисажеобразования в начальный период работы печи [2].

Технологические особенности выдувки ДП при остановке на капитальный ремонт. Остановка ДП на капитальные ремонты I, II и III разрядов определяется их эксплуатационным состоянием. Основной причиной остановок ДП на капитальные ремонты I и II разрядов является износ футеровки горна, лещади, заплечиков, распара, шахты и колошника. Для проведения капитальных ремонтов I и II разрядов необходима выдувка ДП, при которой рабочее пространство печи освобождается от шихтовых материалов путем их проплавки, газификации и последующего дожигания оставшегося кокса при подаче воздуха через фурмы, без загрузки новых порций шихты. Разрешение на начало опускания

© В.И. БОЛЬШАКОВ, Н.М. МОЖАРЕНКО, Д.Н. ТОГОБИЦКАЯ, Л.Г. ТУБОЛЬЦЕВ, Н.Г. ИВАНЧА, 2009

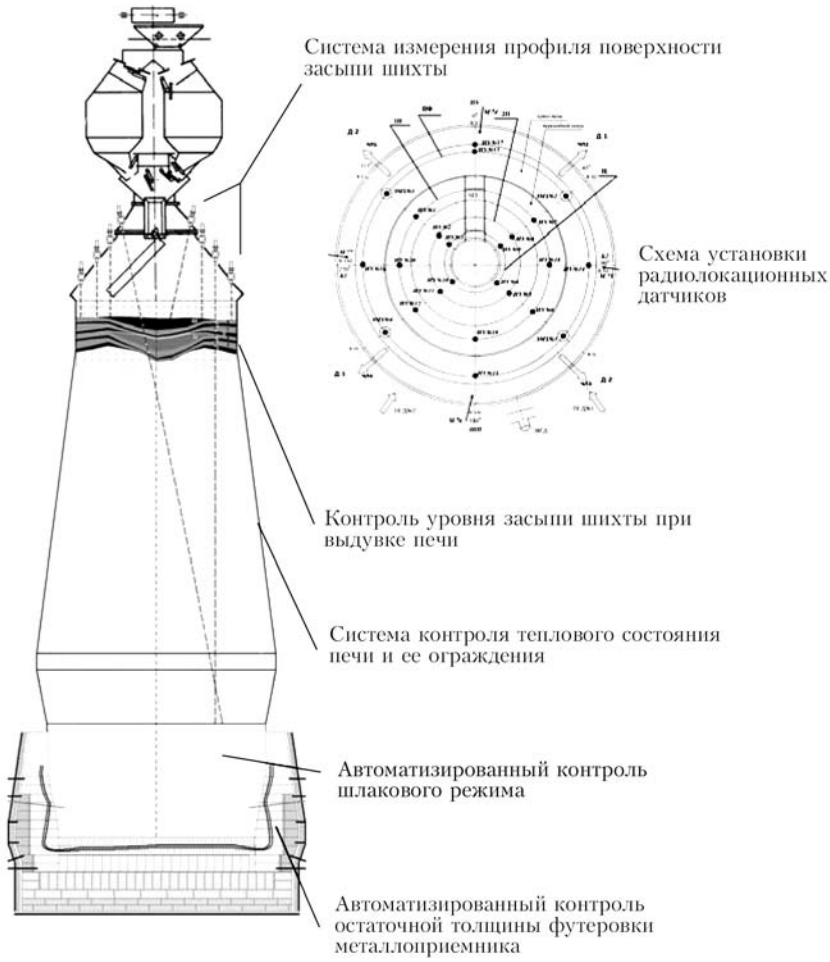


Рис. 1. Комплекс систем автоматизированного контроля состояния доменного процесса, разработанный Институтом черной металлургии НАН Украины

уровня засыпи для выполнения капитального ремонта дается только при условии технологически достаточно высокого теплового состояния печи, ровного, устойчивого ее хода, соблюдении графика отработки продуктов плавки и физическом нагреве чугуна до 1450–1500 °С. Режимы дутья и загрузки шихтовых материалов должны обеспечивать плавное опускание шихты, а температура газов на колошнике не должна превышать 500 °С.

Выдувка ДП, особенно печей большого объема (3000–5500 м^3), должна быть тщательно подготовлена и требует от обслуживающего персонала определенных производственных навыков. В зависимости от состояния печи за несколько суток до остановки открываются все закрытые воздушные фурмы и проводится промывка горна. Обычно для промывки горна используют агрессивные компоненты, такие как конвертерный шлак, мартеновский шлак, шлак ферросплавного производства, сварочный шлак и др. Промывка горна с использованием этих материалов перед выдувкой печи выполняется в течение трех-пяти суток. Однако наличие в этих материалах трудновосстановимых соединений, в которые входит FeO, приводит к значительной потере длины леток. На ДП-5 ОАО «Северсталь» (выдувка 2006 г.) при промывке горна длина леток сократилась на 30–40 %, что граничило с аварийной ситуацией и потребовало выполнения специальных мер для ее ликвидации. До начала выдувки из шихты выводят металлодобавку, увеличивают расход кокса (из расчета 0,9–1,0 т на 1 т чугуна) и снижают основность шлака до 1,0–1,15. Во время выдувки печи через каждый час контролируют состав колошникового газа (содержание водорода должно быть не более 12 %, а кислорода — не более 1 %). Началом выдувки считается прекращение загрузки печи.

Практика выдувки печей большого объема ДП-6 (3200 м^3) ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат», ДП-9 (5000 м^3) ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» и ДП-5 (5500 м^3) ОАО «Северсталь» показала, что сохранение обогащения дутья кислородом при прекращении подачи природного газа позволяет повысить реакционную способность кокса при температуре на фурмах 2150–2300 °С. В период выдувки возникают большие и резкие колебания давления газов в печи. Особенно опасное положение возникает в газовой системе при подвисаниях, осадках и обрывах шихты. Для непрерывного контроля положения опускающейся поверхности шихты, прогноза подвисаний и обрывов шихты, корректировки дутьевых параметров и режима загрузки рекомендуется применение радиолокационных измерителей дальности [3].

На основании обобщения опыта выдувки печей ДП Институтом черной металлургии разработаны

и реализованы на крупнейшей ДП Украины объемом 5000 м^3 (ДП-9 ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог») новые приемы и технические решения по обеспечению эффективной и безопасной выдувки печи на капитальный ремонт или вынужденную непродолжительную консервацию, при которой необходимо сохранить футеровку печи [4, 5]:

- перевод печи перед выдувкой на интенсивный режим работы с выплавкой литейных чугунов;
- интенсивная промывка печи в течение 5–7 суток;
- дозированный ввод в шихту смеси железной и марганцевой руды и низкоосновного агломерата в соотношении 1:4 для удаления настылей;
- контроль устойчивости схода шихтовых материалов и установления окончания выдувки по характеру изменения диаграмм CO_2 и CO в колошниковом газе;
- при опускании уровня поверхности засыпи шихты необходимо поддерживать содержание кислорода в дутье на уровне, обеспечивающем теоретическую температуру горения в пределах 2150–2300 °С;
- применение радиолокационного уровнемера, обеспечивающего непрерывный контроль уровня опускания поверхности шихтовых материалов во время выдувки печи;
- при выдувке рекомендуется орошение шихты водой струйным способом и душированием, подача азота через фурмы, в шахту и на колошник печи;
- периодическое уменьшение основности конечного шлака на 0,05–0,1 ед. для удаления щелочных элементов;
- контроль теплового состояния печи и ее ограждения;
- автоматизированный контроль разгара горна печи для безошибочного выбора места и глубины сверления «козловой» летки;
- остановка печи на капитальный ремонт II разряда с выпуском «козлового» чугуна.

Выдувка ДП-9 (2008 г.) на непродолжительную консервацию осуществлялась в соответствии с разработанной ИЧМ программой [4]. Предложенный технологический режим комплексной промывки ДП от неплавких масс и «коксового мусора» путем загрузки железорудных порций с железной и марганцевой рудой в хвостовую часть порции в количестве 5,0 т в подачу и повышения содержания MgO в шихте обеспечил интенсивную промывку металлоприемника и стабилизировал работу всех чугунных леток к моменту выдувки печи.

Рекомендованный ввод азота в состав дутья способствовал уменьшению температуры колошникового газа в среднем на 25 °С и позволил уменьшить расход воды, подаваемой в печь, на 10 %. В полной мере потенциал этой технологии не был реализован, так как по техническим причинам при выдувке ДП-9 в печь было подано 170 м^3/мин азота вместо требуемых 600–1000 м^3/мин.

Правильный выбор места и направления сверления «козловой» летки с учетом данных системы автоматизированного контроля разгара футеровки горна обеспечил достаточно полный выход «козлового» чугуна в количестве примерно 735 т.

Непрерывный контроль уровня засыпи при помощи радиолокационных измерителей показал, что в процессе выдувки ДП-9 в 2008 г. сход шихтовых материалов осуществлялся достаточно ровно без «подстоев» и обрывов материала на ходу. Во время выдувки этой печи в 2003 г. непрерывный контроль опускания поверхности шихты радиолокационным измерителем дальности позволил своевременно обнаружить начало «подстоя» шихты и принять меры для устранения аварийной ситуации (рис. 2) [3, 5].

Технологическое обоснование рациональных приемов задувки ДП большого и среднего объемов. Анализ задувок ДП большого объема (3000 м^3 и более) и среднего (1000–2000 м^3) показывает, что процессы задувки, в принципе, одинаковы для обоих классов печей. Однако при задувке ДП боль-

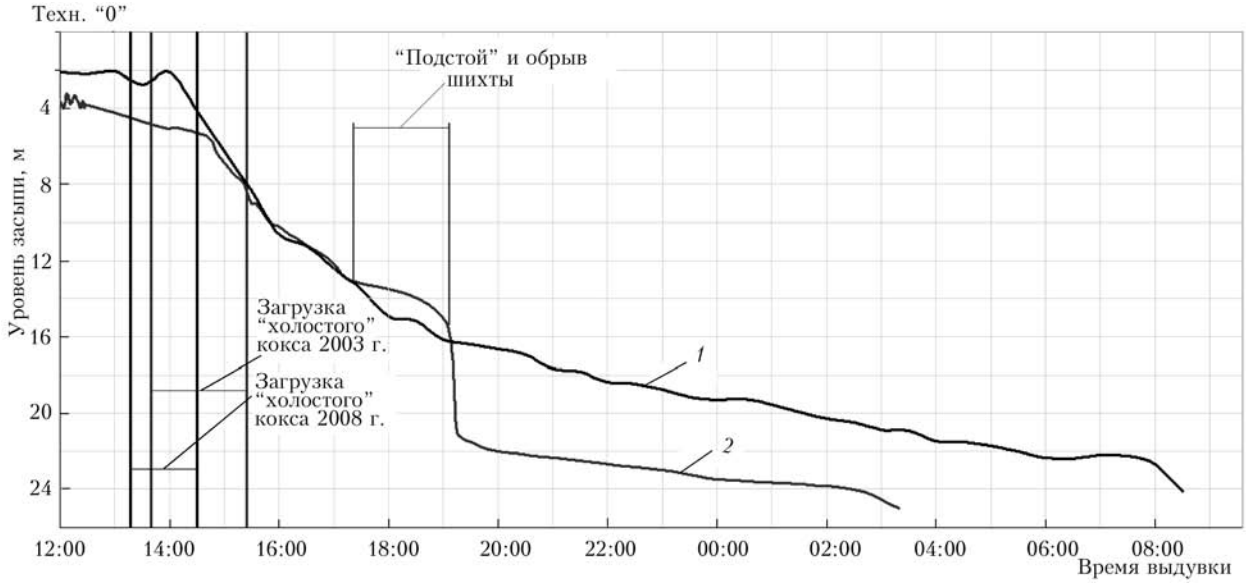


Рис. 2. Графики изменения уровня поверхности засыпи шихты при выдувках ДП-9 ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог»: *1* — в 2003; *2* — в 2008 г.

шого объема возникает ряд особенностей, связанных с их размерами [1, 3].

Основные технологические положения рациональных приемов задувки печей большого и среднего объемов являются основополагающими для всех вариантов задувок, отличающихся интенсивностью задувки и раздувки, структурой дутья (обогащенного кислородом и природным газом), базируются на результатах разработок, внедренных ИЧМ совместно с ОАО «Северсталь» и ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» на ДП объемом 2000, 2700, 5000 и 5500 м^3 [6].

Одной из главных задач при задувке является обеспечение интенсивного наращивания газодинамических параметров при сохранении технологии устойчивого развития процессов плавки. Успех пускового периода определяется рядом основных технологических положений, которые сформулированы на основании анализа задувок печей разного объема. Для обеспечения эффективной ускоренной задувки ДП рекомендуется проводить предпусковые испытания оборудования систем контроля и управления загрузкой и исследования распределения шихты на колошнике, которые включают: проведение холостой прокрутки оборудования с использованием имитатора сигналов о движении шихтовых материалов; исследования движения шихтовых материалов в колошниковом пространстве и их распределения на поверхности засыпи; экспериментальную проверку расчетных траекторий движения потока шихтовых материалов при различных углах наклона распределительного лотка, предупреждающих повреждения футеровки от ударов и истирания; определение рациональной величины раскрытия шихтовых затворов для регулирования продолжительности выгрузки порций различных шихтовых материалов. Проведение этих исследований позволяет существенно сократить продолжительность задувки и раздувки печи, обеспечить стабильную работу системы загрузки и уменьшить расход энергоресурсов.

При определении состава задувочной шихты необходимо исходить из того, что она должна обеспечить не только получение чугуна и шлака заданных составов и свойств, но и обеспечить теплопотребность процессов плавки, компенсировать теплозатраты на нагрев шихты, футеровки, кожуха печи. Программа загрузки печи задувочной шихтой должна включать: меры по защите футеровки лещади и всего профиля печи при загрузке материалов в печь; порядок размещения задувочных шихт по высоте; рациональные режимы загрузки и распределения шихтовых материалов, а также обеспечить рациональное соотношение газопроницаемости и развития центрального и периферийного газовых потоков для активизации восстановительно-тепловых процессов [7].

При расчете задувочной шихты и разработке программы загрузки ДП определяются объемы отдельных слоев шихты и разрабатывается расчетная схема размещения их по высоте печи. На рис. 3 приведен пример расчетной схемы размещения задувочных шихт для ДП-4 ОАО «Северсталь» объемом 2700 м^3 (задувка 2005 г.) и фактическое расположение шихт первого объема, сформировавшееся в процессе загрузки. При загрузке шихтовых материалов в печь уровень и профиль поверхности засыпи рекомендуется контролировать с помощью радиолокационных датчиков [6].

В первые сутки работы печи после задувки практически до первого выпуска основные технологические решения необходимо направлять на разогрев печи. Учитывая большой объем горна современных ДП, выпуск чугуна следует выполнять через 32–36 ч от момента задувки. Практика выпуска первого чугуна по такой методике позволяет выполнить его с разделением чугуна и шлака.

Задувку печи следует выполнять с начальным расходом дутья в пределах 0,5–0,6 м^3/ч объема печи и температурой 700–750 °С. После устойчивого зажигания кокса на фурмах температуру дутья следует снизить до 450–500 °С. В течение периода раздувки печи, до выдачи первого чугуна, поступательно довести расход дутья до 0,9–1,0 м^3/ч объема печи. После выдачи первого чугуна и оценки теплового состояния печи при нормальном ходе задувки необходимо ускоренными темпами форсировать ход печи для скорейшего перехода на устой-

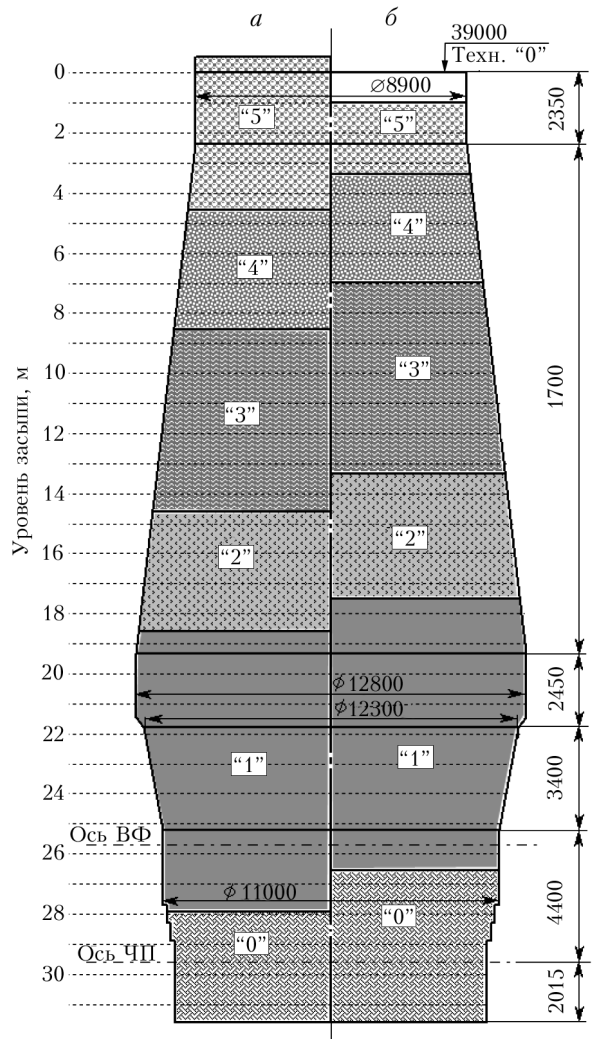


Рис. 3. Схема расположения расчетной (*а*) и фактически загруженной (*б*) задувочной шихты при задувке ДП-4 ОАО «Северсталь» объемом 2700 м^3 (задувка 2005 г.)

чивый режим работы. По мере наращивания расхода дутья до 30–35 м^3/ч следует корректировать программу загрузки так, чтобы обеспечить сбалансированность развития центрального и периферийного газовых потоков. Темп наращивания температуры дутья должен быть ниже, чем расход дутья. К моменту выдачи первого чугуна температура дутья должна быть на уровне 750–800 °С. Природный газ целесообразно подавать в печь через 8–10 ч после задувки печи. Кислород на обогащение дутья следует вводить при достижении расхода природного газа 4,0–4,5 % расхода дутья. Теоретическая температура горения к моменту выпуска первого чугуна должна быть на уровне 1900–1950 °С.

В течение первых трех суток содержание кремния в чугуне должно быть в пределах 3,5–2,5 % (при основности шлака 0,85 ед.), затем его следует уменьшить сначала до уровня 2,5–2,0 % в течение 3–4 сут, а затем до 2,0–1,5 % (при основности шлака 0,95 ед.) и работать при таком содержании кремния 4–5 сут; после чего необходимо перейти на выплавку чугуна с содержанием кремния 1,25–1,0 %. Период раздувки печи с выходом на заданный уровень производства и расхода кокса при устойчивом технологическом состоянии печи и работе всего комплекса должен составлять 1,0–1,5 мес. [8].

Технология задувки доменных печей с использованием азота разработана в ИЧМ в конце 1980-х годов и опробована на металлургических предприятиях. Основное технологическое и теплотехническое преимущество этой технологии заключается в том, что снижение концентрации кислорода в атмосферном дутье до 16–17 % значительно уменьшает объем горновых газов и величины перепадов давления по высоте печи, позволяя увеличивать нагрев дутья. При увеличенном количестве азота в газе и замедленном сходе шихтовых материалов также создаются благоприятные предпосылки переноса тепла в верхние горизонты печи. Кроме того, уменьшение интенсивности горения кокса обусловливает уменьшение скорости схода шихты, что, при длительном пребывании материалов в печи, будет способствовать большему их прогреву. Преимущества этой технологии в сравнении с существующими вариантами задувки до настоящего времени не изучены.

В рамках проекта программы «Ресурс» Институт черной металлургии НАН Украины разрабатывает новый технологический регламент безопасной выдувки и задувки ДП большого и среднего объема. Эффективность и целесообразность применения описанных выше новых технических, организационных и технологических мероприятий будет включена в регламент. Министерству промышленной политики Украины предлагается рекомендовать этот регламент в качестве отраслевого технологического руководства по безаварийной задувке и выдувке ДП [5, 8].

Выводы

1. Технология выдувки ДП постоянно совершенствуется. При выдувке необходимо обеспечить достаточный прогрев шихты и расплавов, для чего целесообразно обогащение дутья кислородом при прекращении подачи в печь природного газа; выполнить промывку печи для удаления гарнисажа и настылей.

2. Для обеспечения эффективной и безаварийной выдувки Институтом черной металлургии разработан регламент подготовительных операций и технологический регламент выдувки ДП различного объема.

3. При выдувке ДП на капитальный ремонт II разряда рекомендуется производить возможно полный выпуск «козлового» чугуна из печи для предотвращения разрушения горна, возникающего при последующем нагреве вследствие расширения чугуна.

4. Подачу воды для охлаждения печи рекомендуется осуществлять не струями, а душированием. Для обеспечения безопасной и эффективной выдувки для охлаждения печи рекомендуется использование водоазотной эмульсии.

5. Для предотвращения возможных взрывов газов в рабочем пространстве печи, возникающих при подстоях и обрывах шихты, эффективно применение радиолокационного контроля опускания поверхности засыпи при выдувке печи.

6. Институтом черной металлургии НАН Украины разработана и опробована на ДП большого объема технология эффективной и безопасной выдувки на капитальные ремонты и на временную консервацию, разработаны и систематизированы основные положения современной, эффективной и безопасной технологии задувки ДП.

1. *Большаков В.И.* Технология высокоэффективной энергосберегающей доменной плавки. — К.: Наук. думка, 2007. — 412 с.
2. *Научно-технические* решения по обеспечению безопасной работы доменных печей в стационарных и переходных режимах / В.И. Большаков, Н.М. Можаренко, Л.Г. Тубольцев, Г.Н. Голубых // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. — 2008. — Вып. 17. — С. 283–300.
3. *Доменное* производство «Криворожстали» / Под ред. В.И. Большакова. — Днепропетровск, Кривой Рог: ИЧМ НАН Украины, «Криворожсталь», 2004. — 378 с.
4. *Выдувка* доменной печи объемом 5000 м^3 на капитальный ремонт I-го разряда / Н.М. Можаренко, С.Т. Шулико, И.Г. Муравьева и др. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. — 2004. — Вып. 8. — С. 130–139.
5. *Технологические* особенности выдувки доменных печей при остановке на капитальный ремонт / В.И. Большаков, Н.М. Можаренко, И.Г. Муравьева, Г.Н. Голубых // Там же. — 2009. — Вып. 19. — С. 16–24.
6. *Предпусковые* исследования распределения материалов в доменной печи объемом 5500 м^3 / Н.М. Можаренко, В.И. Большаков, А.Ю. Заремба, Э.С. Хомяков // Черная металлургия. Наука–технология–производство. — М.: Металлургия, 1989. — С. 56–63.
7. *Научно-технические* решения по обеспечению продолжительной безопасной работы доменных печей / В.И. Большаков, Н.Г. Иванча, А.С. Нестеров и др. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин / Під ред. Б.Є. Патона. — К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 440–444.
8. *Технологическое* обоснование рациональных приемов задувки доменных печей большого и среднего объемов / В.И. Большаков, Н.М. Можаренко, Н.Г. Иванча и др. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. — 2009. — Вып. 19. — С. 25–31.

ПРОЕКТ 7.3

Вдосконалення технології зміцнення рейок дією потужного імпульсного електричного розряду та розробка конструкції стаціонарного устаткування для її реалізації

УДК 621.9.048:539.87

РОЗРОБКА КОНСТРУКЦІЇ УСТАТКУВАННЯ ДЛЯ ЗМІЦНЕННЯ ПОВЕРХОНЬ РЕЙОК ДІЄЮ ПОТУЖНОГО ІМПУЛЬСНОГО ЕЛЕКТРИЧНОГО РОЗРЯДУ

В.М. ВОЛКОГОН, д-р техн. наук, **С.К. АВРАМЧУК, О.С. КЛІМАНОВ, А.В. КРАВЧУК,** кандидати техн. наук, **М.В. БОБЕР,** інж. (Ін-т проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України)

На основі аналізу схеми контактування фрикційної пари «колесо–рейка», характеру та динаміки зношування робочих поверхонь рейок в процесі їх експлуатації запропоновано конструкцію електродної головки стаціонарного устаткування для їх зміцнення дією потужного електричного розряду, яка включає пакетні електроди з різних матеріалів та профільованою поверхнею, держаки електродів, розміщених в направляючих або на валку, в залежності від їх конструкції, та систему струмопідводу. Наведено дані щодо дослідження умов отримання імпульсного дугового процесу за допомогою низьковольтного джерела постійного струму та дроселя і формування за його допомогою дискретного зміцнюючого покриття, які підтверджують ефективність роботи запропонованої конструкції устаткування.

Ключові слова: *рейка, зношування, електродна головка, пакетні електроди, вібратор, електричний імпульсний розряд, структура, зносостійкість*

У зв'язку зі зростанням інтенсивності і швидкості руху рейкового транспорту на даний час питання взаємного зношування фрикційної пари «колесо–рейка» стає надзвичайно актуальним. Чисельні спроби зменшити зношування пари за рахунок зниження тертя між колесом і рейкою шляхом вдосконалення геометричної форми головки рейки, бандажу та гребеню колеса, введенням в обмежений час і на визначений термін різних мастил в зону контакту, підвищення фізико-механічних характеристик двох фрикційних поверхонь не дали бажаного результату. В даній роботі запропоновано новий принцип зміцнення одного із елементів фрикційної пари — рейки, який базується на використанні дискретних композиційних покриттів [1]. Дискретні покриття складаються з окремих ділянок, які мають різні фізико-механічні властивості по твердості, ударній в'язкості та коефіцієнту тертя. В залежності від умов експлуатації їх кількість на поверхні може бути різною, що дає можливість регулювати як сумарну твердість, так і коефіцієнт тертя фрикційної пари, при цьому дуже важливу роль відіграє явище «синергізму», коли дія суми фізико-механічних властивостей дискретних ділянок не дорівнює сумі їх одночасної дії і може відрізнятись на 1–2 порядки. Реалізація запропонованого способу здійснюється шляхом застосування імпульсного електричного розряду великої потужності з використанням електродів з різними характеристиками — високою твердістю, в'язкістю та коефіцієнтом тертя [2, 3].

Виконані нами дослідження можливості і особливостей зміцнення важконавантажених фрикційних пар дією потужного електричного розряду показали [4–6], що запропонований метод обробки контактуючих поверхонь дає можливість суттєво підвищити ресурс їх роботи, наприклад, трамвайних рейок. Проведені розрахунки напружено-деформованого стану зміцненої поверхні, на якій дією імпульсного електричного розряду формується покриття мозаїчної будови, дали можливість визначити його топографію та конструктивні параметри (розмір кратерів, суцільність та ін.), з умов когезійної міцності врахувати експлуатаційні та залишкові напруження в зміцнюваній поверхні на етапі конструювання виробу [7]. За даними розрахунків контактної міцності зміцненої таким чином поверхні встановлено, що дискретний характер покриття сприяє зменшенню рівня максимального напруження стиску за рахунок зменшення залишкових напружень. Це позитивно впливає на підвищення зносостійкості зміцнених поверхонь. Виходячи з того, що топографія зміцнених поверхонь дією імпульсного електричного розряду визначається параметрами електричного розряду, частотою його імпульсів і швидкістю взаємного переміщення електрода та зміцнюваної деталі, реалізація такого методу можлива при наявності його відповідного технічного забезпечення, як то конструктивне вирішення реалізації всього техноло-

© В.М. ВОЛКОГОН, С.К. АВРАМЧУК, О.С. КЛІМАНОВ, А.В. КРАВЧУК, М.В. БОБЕР, 2009

Склад рейкової сталі марки М76 та М75, мас. %

Тип рейки	Марка сталі	C	Mn	Si	P	S
					не більше	
Тв60	М76	0,71–0,82	0,75–1,05	0,18–0,40	0,035	0,040
Тв65	М75	0,67–0,80	0,70–1,00	0,13–0,28	0,040	0,040

гічного ланцюга. Одним із важливих елементів устаткування для формування зміцненого покриття дією імпульсного електричного розряду є електродна головка устаткування, яка включає держач електрода, сам електрод певної форми, систему підводу струму до електрода та його охолодження, привід поперечного переміщення електрода та привід для забезпечення його коливання в напрямку зміцнюваної деталі з певною частотою. Для вибору оптимальної конструкції електродної головки в залежності від конструкції електрода та системи забезпечення його функціонування необхідно визначити які поверхні деталей піддаються найбільшому зносу в процесі контактної взаємодії фрикційних пар.

Аналіз характеру і динаміки зношування робочих поверхонь рейок в процесі експлуатації. Найбільш інтенсивному зносу підлягають трамвайні рейки на криволінійних ділянках колії. Для таких ділянок застосовують рейки типу Тв65, що відповідають технічним умовам ТУ 14-2-751–87 «Рейки трамвайні жолобові підвищеної якості». На прямих ділянках колії застосовують рейки типу Тв60. Рейки виготовляються із сталі марки М76 або М75, склад яких приведено в таблиці.

Розглянемо причини і механізм зносу рейок типу Тв65. Фрикційний боковий знос рейок включає адгезійне та абразивне зношування. Перший з них сприяє руйнуванню, обумовленому схопленням контактуючих поверхонь при взаємному ковзанні. Це руйнування пов'язане зі зміною поверхневих шарів металу внаслідок значних пластичних деформацій, окислення, відокремлення та зміщення окремих частинок рейки.

Абразивний боковий знос характеризується зйомом металу абразивними частинками, а також дією шорсткої твердої поверхні гребеню колеса на бокову грань головки рейки, внаслідок чого на поверхні головки виникають борозни та спостерігається значна деформація поверхневих шарів.

На фрикційний боковий знос впливають в основному два фактори. По-перше, ковзання гребеню колеса по боковій поверхні рейки, по-друге — питомий тиск гребеню колеса на бокову поверхню рейки, який визначається значенням сили його тиску на площу зони контакту з рейкою. Крім того, вплив на знос рейок мають їх фізико-механічні властивості, хімічний склад, мікроструктура, шорсткість і твердість поверхневого контактуючого шару; кут нахилу гребеню бандажу, який залежить від типу профілю та ступеню зношення гребеню; положення колісної пари в рейковій колії, яке характеризується кутом набігання; радіус кривизни рейок на ділянках колії; коефіцієнт тертя в контактуючій парі «колесо–рейка»; наявність змащення в зоні контакту; забруднення та пошкодження контактуючих поверхонь гребеню колеса та внутрішньої частини головки рейки; температура та вологість повітря.

Таким чином, головною причиною зносу бокової поверхні рейки є явище ковзання по ній гребеню колеса, причому інтенсивність зношення залежить від довжини шляху ковзання, що супроводжується зростанням сили тертя.

Виходячи з класичних уявлень сучасної теорії тертя та зносу, в процесі експлуатації під час ковзання гребеню коліс по боковій поверхні головки рейки формується рівноосна шорсткість контактуючих поверхонь. За відсутності мікронерівностей (зона схоплення) з'являються мікровиступи, які поступово збільшуються до розмірів, що відповідають рівноосній шорсткості. Початкові мікровиступи спрямляються, а якщо вони значні, має місце процес мікрорізання металу вершинами цих мікровиступів. Коефіцієнт тертя гребеню колеса по боковій поверхні головки рейки в значній мірі залежить від шорсткості контактуючих поверхонь і має найменше значення при рівноосній шорсткості і найбільше — в місцях схоплення металу та в зоні мікрорізання. Звідси витікає, що якби поверхні головки рейки та гребеню коліс були абсолютно гладкими, то через схоплення металу рейки та гребеню колеса коефіцієнт тертя був би значно вищий, ніж при рівновісній шорсткості і дещо вищий, чим навіть при наявності незначних мікровиступів, коли має місце процес мікрорізання.

Розмір мікровиступів, що відповідають рівновісній шорсткості поверхні, залежить від багатьох факторів — питомого тиску в зоні контакту, твердості поверхонь, наявності змащення, температури середовища, швидкості ковзання та ін., але головним з них є ковзання. Такі види ковзання, як псевдоковзання (крип), ковзання, обумовлене спільним перевертанням контактуючих поверхонь (спін) і поперечне ковзання не дають значимого внеску в формування бокового зносу рейок, на який впливає, головним чином, колове ковзання притиснутого гребеню колеса по боковій поверхні головки рейки при двоточковому їх контакті, а також поздовжнє ковзання колеса по рейці за рахунок різниці довжини зовнішньої та внутрішньої рейкових ниток по їх кривизні та різної довжини кола катання на цих нитках. Оскільки

при експлуатації колія і колеса мають різний ступінь зношеності, а на практиці не існує повного співпадіння профілів колеса та рейки навіть при однаковому зносі по середньому колу катання, це дає підстави вважати, що контактування поверхонь коліс з новими та зношеними рейками змінюється в часі та на протязі шляху колії.

Динаміку зношення рейок визначали шляхом спостереження за характером зміни їх профілю в процесі експлуатації в часі. Для цього з нової контрольної рейки знімали форму її профілю за допомогою зліпків формовочною масою та періодично в процесі експлуатації і, порівнюючи нанесені на папір контури знятих профілів, оцінювали величину та характер зносу. Проведеними дослідженнями встановлено [8], що на практиці переважним є другий випадок контактування пари «колесо–рейка» і знос нової рейки починається з радіусної поверхні головки рейки. Знос губи рейки має дещо інший характер — зносу підлягає поверхня губи, яка знаходиться в контакті з радіусною поверхнею гребеню колеса (рис. 1). Ці дані лягли в основу розробки конструкції та форми електродів, що застосовуються при зміцненні поверхонь рейок дією потужного електричного розряду.

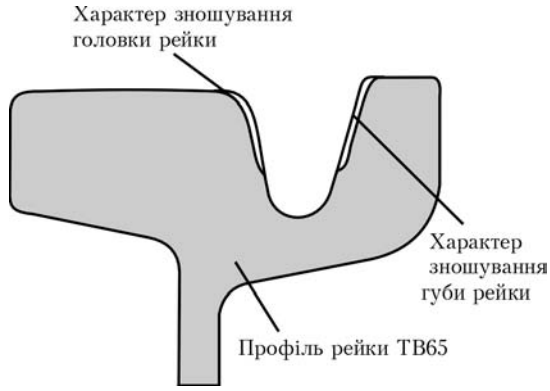


Рис. 1. Типовий характер початкової стадії зношування трамвайної рейки типу Тв65

Конструювання устаткування для зміцнення поверхонь рейок. *Розробка конструкції електродів*. Як було показано вище, шорсткість контактуючих поверхонь пари катання «колесо–рейка» помітно впливає на динаміку та характер їх зносу. Зважаючи на те, що в процесі дії електричного розряду на оброблювану поверхню, внаслідок його дискретності, формується топографія мозаїчного типу, це створює передумови для підвищення зносостійкості, позаяк слабким ланцюгом захисного покриття є його суцільність.

Дискретні покриття менш навантажені по напруженому стану і тому можуть забезпечити підвищення зносостійкості поверхонь фрикційного контакту. Відомо, що дискретні покриття можуть формуватись як на поверхні тертя за рахунок адгезійного зв'язку, так і входити в поверхню основи на різну глибину, зберігаючи при цьому свої, відмінні від основної поверхні, фізико-механічні характеристики. Характер розміщення дискретних ділянок на зміцнюваній поверхні залежить від способу та технології їх формування. Покриття, що укорінились у поверхню (частково або повністю) в змозі не тільки запобігати її зносу (триботехнічна функція), але й змінювати фізико-механічні властивості робочої поверхні, впливаючи на її напружений стан після завершення технологічних операцій та підвищуючи показники міцності. Вони, як правило, мають більш високу твердість ніж матеріал основи, створюють напруження стиску на поверхні тертя, що є позитивним фактором, який суттєво впливає на довговічність роботи фрикційних пар.

Згідно з прийнятою в роботі методологією формування дискретного покриття дією потужного електричного розряду, суцільність та розміщення по зміцнюваній поверхні ділянок, що покривають кратери, які виникають при цьому, залежать від параметрів електричного розряду, матеріалу електрода, частоти імпульсів та швидкості переміщення електрода відносно поверхні рейки. Електродна головка устаткування для формування на фрикційних поверхнях зміцнюючих покриттів дією потужного електричного розряду функціонально повинна відповідати таким вимогам:

- забезпечувати надійне утримання і можливість орієнтації в просторі електрода відносно зміцнюваної поверхні;
- здійснювати підвід електричного струму великої потужності від джерела до електрода;
- мати механізм поперечного переміщення електрода відносно зміцнюваної деталі;
- забезпечувати ефективне охолодження електрода.

Виходячи з викладеного, конструкцію електродної головки передбачено представити у двох варіантах у відповідності з типом застосовуваного електрода.

У випадку використання електрода у вигляді диску з профільованою периферійною поверхнею, електродна головка включає саме корпус, змонтований безпосередньо на основі устаткування, що граничить з пристроєм поздовжньої подачі рейки, з валом для установки та кріплення електродного диску, систем поперечного переміщення електродної головки, струмопідводу та охолодження.

При виборі конструкції електрода необхідно враховувати те, яким чином буде здійснюватись до нього підвід струму, а також охолодження. У випадку, коли електрод виконано у вигляді кола, ускладнюється струмопідвід до нього. Якщо електрод має форму циліндра або прямокутника, виникають труднощі його переміщення відносно зміцнюваної деталі.

Нами було прийнято два варіанта конструктивного вирішення електрода в залежності від конструкції електродної головки устаткування для формування зміцнюючого покриття на поверхні рейки Тв65. По першому варіанту електрод виконується у вигляді кола з відповідним профілем його периферії. Діаметр електрода варіювався в

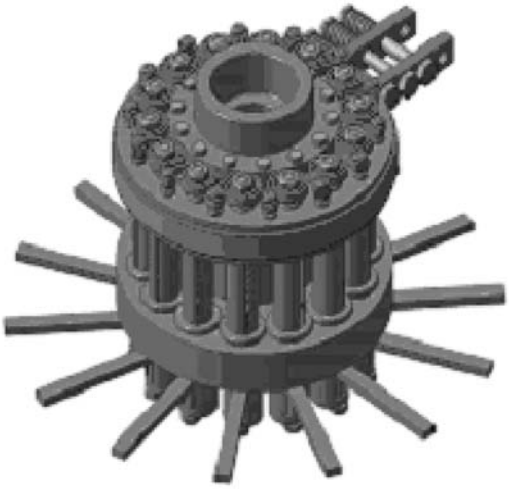


Рис. 2. Загальний вигляд роторного електродного блоку

діапазоні 100–200 мм при товщині 8–12 мм. Підвід струму здійснюється через високострумові контакти, а частота імпульсів струму до 100 Гц потужністю 25 кВт задається однофазним генератором імпульсів. При цьому рейка рухається відносно електрода від приводу в спеціальній каретці зі швидкістю 0,5–0,8 м/с.

У другому варіанті електроди виконані у вигляді стрижнів діаметром 10–12 мм або прямокутника з відповідною площею поверхні торця, поєднаних з силовим трансформатором джерелом постійного струму. Для імпульсної взаємодії зі зміцнюваною поверхнею передбачено використання вібратору, який забезпечує потрібну частоту коливань електрода в напрямку деталі. Живлення вібратору здійснюється від мережі постійного струму напругою до 220 В і потужності споживання до 20 кВт. Частота вібрації електрода, як і у першому варіанті, складає від 100 до 400 Гц при максимальній величині віброперемещення не менше 0,2 мм. Така конструкція спрощує систему струмопідводу. Електрод також має відповідно профільовану робочу поверхню. Переміщення зміцнюваної рейки здійснюється таким же чином, як і в першому варіанті.

Розробка конструкції електродної головки. При застосуванні електродів стрижневого типу конструкція електродної головки має наступний вигляд. На основі станини, через котру протягується рейка по направляючих, з обох боків рейки змонтовано дві стійки. На стійках є похилі дошки, на яких кріпляться направляючі для електродів. Кути нахилу дошок розраховані таким чином, щоб торці електродів контактували зі зміцнюваною поверхнею рейок. Орієнтацію стійок виконують переміщенням їх на станині. У направляючі розміщують електроди, на верхній частині яких закріплені струмовідводи з вібраторами. Вібратор генерує поздовжні коливання з регульованою частотою та амплітудою. На стійках розміщено пристрої для охолодження електродів. Стійки мають приладові дошки з контролюючою та управляючою апаратурою.

Згідно з запропонованою технологією довжина електродів розрахована на зміцнення рейки стандартної довжини (12,5 м), після чого залишки електродів замінюють на нові.

Більш технологічним є варіант електродної головки роторного типу з регульованою швидкістю обертання [9], на якій закріплювались електроди з різних матеріалів. В якості електродів в ній застосовується пакет із чотирьох стальних смуг, кожна з яких має переріз 6×12 мм. Складений пакет має площу перерізу 12×24 = 264 мм^2 або 2,64 см^2. При використанні зварювального трансформатора ТСД-1000 щільність струму при повній потужності складала при контакті одного пакету з рейкою 1000/2,6 = 379А/см^2, що не викликало суттєвого нагріву пакетного електрода і, таким чином, він не потребує охолодження. Застосування в роторі електродів із 14 пакетів при таких вихідних розмірах і параметрах дає можливість значно збільшити потужність (приблизно чотирьохкратно). В якості базових розмірів в конструкції роторного електродного блоку було прийнято: остаточний виліт електродного пакету 50 мм; максимальний діаметр по вильоту електродних пакетів 380 мм. На рис. 2 показано роторний електродний блок, конструкція якого містить суттєві відмінності від застосовуваних нами раніше. Пластинчаті пружини притиснення електродів до оброблюваної поверхні замінені пружинами кручення, які було розміщено безпосередньо в корпуси поворотних електродотримачів. Ковзаючий струмопідвод знаходиться назовні роторного електродного блоку, корпус якого з'єднаний з поворотними електродотримачами спіральними пружними провідниками. Це дозволяє суттєво знизити перехідні опори по ланцюгу підвода струму до електродів. Пакетна конструкція електродів дає можливість зміни товщини складових пакету пластин. Наприклад, 6 пластин товщиною 4 мм, або 8 пластин товщиною 3 мм. Конструкція кріплення електродів дозволяє міняти співвідношення і розміщення вильоту окремої пластини в пакеті.

На рис. 3 показано електронний макет установки для дискретного зміцнення бокових поверхонь канавки трамвайної рейки Тв65.

Для переміщення установки сконструйовано пристрій з роликами, які обхвачують головку рейки. Переміщення пристрою здійснюється лебідкою з регульованою швидкістю протяжки. На пристрої закріплено стійку, на якій на шарнірі кріпиться опора, що качається. На опорі змонтовано мотор–редуктор і власне роторний електродний блок. Мотор–редуктор з'єднаний з роторним блоком ланцюговою передачею. Опора, що качається, забезпечує приближення роторного блока до оброблюваної поверхні канавки рейки. Для зміцнення протилежної сторони канавки пристрій заводять на головку рейки з іншого боку.

Вибір джерела живлення для зміцнення поверхонь дією імпульсного електричного розряду.

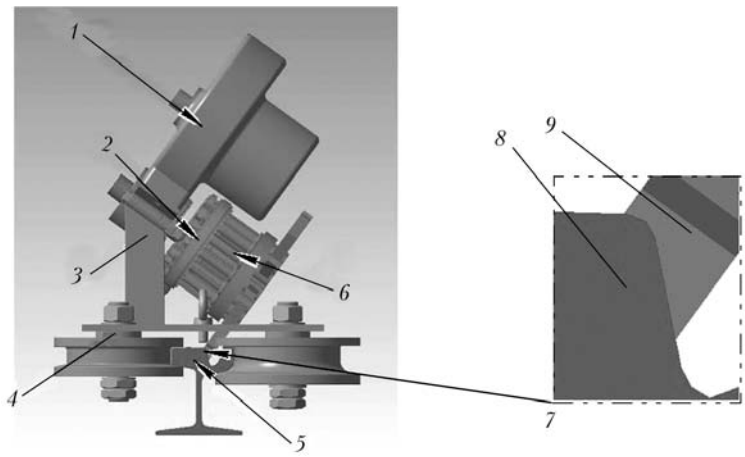


Рис. 3. Електронний макет установки для дискретного зміцнення бокових поверхонь канавки трамвайних рейок Тв 65 (вид установки з торця рейки): *1* — мотор-редуктор; *2* — струмопідвод, що ковзає; *3* — опора, що качається; *4* — візок; *5* — рейка Тв65; *6* — роторний блок з 14 пакетними електродами; *7* — форма контакту пакетів електродів з поверхнею канавки головки рейки; *8* — профіль головки рейки; *9* — пакет електродів

При отриманні дискретної структури на поверхні головки рейки за допомогою електроконтактного загартовування для прецизійної настройки режиму імпульсів струму використовувався однофазний тиристорний регулятор потужності [10]. Застосувати такий спосіб для зміцнення поверхні канавки рейки неможливо при застосуванні електродної головки у вигляді похилої стійки, де використовується вібратор електродів. Тому нами було вибрано шлях експериментального підбору джерел живлення. Для цього було проведено експерименти по визначенню параметрів імпульсів струму за частотою, щільністю і формою при використанні стандартних джерел живлення і елементів силового ланцюга, основними з яких є тривалість короткого замикання та значення струму короткого замикання, тривалість горіння дуги.

При постановці експерименту було обрано схему з індуктивністю та контрольованим струмом і часом короткого замикання. Джерелом живлення з відомим струмом короткого замикання були автомобільні стартерні акумулятори. Напруга на їх клемах не більше 12,5 В, тому для створення імпульсної напруги, необхідної для підтримки горіння дуги, слід застосовувати відповідної величини індуктивність та тривалість короткого замикання, яка забезпечується параметрами роботи вібратора. Дослідним шляхом було знайдено переріз кільцевого залізного сердечника для дроселя (індуктивності): внутрішній діаметр 70 мм; зовнішній діаметр 155 мм; висота 60 мм. Кількість витків на сердечнику складало 11. Електрична схема підключення показана на рис. 4.

Джерелом живлення слугував стартерний акумулятор середнього степеню використання ресурсу. Випробування показали стійкий імпульсний дуговий процес з частотою 25–30 Гц та струмом короткого замикання 350–400 А. Імпульсна дуга розплавляла сталь під поверхню на глибину 0,3–0,5 мм. За допомогою осцилографа було визначено напругу в дуговому імпульсі, яка склала до 35 В при тривалості 12–15 мс. Таким чином, енергія, яка виділяється в імпульсі, $E = UIt = 30 \cdot 50 \cdot 0{,}013 = 19$ Дж. Енергію, яка виділяється в імпульсі дуги, можна розрахувати за напругою і струмом, які забезпечують акумулятор. Повна потужність в ланцюгу акумулятора $N = UI = 12 \text{ В} \cdot 300 \text{ А} = 3600$ Вт. Якщо прийняти, що тільки половина цієї потужності витрачається на імпульсну дугу, то при частоті 35 імп/с енергія в одному імпульсі складе $1800/35 = 51$ Дж, що значно вище розрахованої в попередньому варіанті. При замиканні електрода з виробом в магнітопроводі дроселя збуджується магнітне поле, яке індукує ЕДС в обмотці дроселя при розмиканні електрода з виробом. Дана ЕДС збуджує електричну дугу між електродом та виробом. Часові параметри дугового процесу вкладаються в проміжок часу, що дорівнює різниці між тривалістю періоду в траєкторії руху електрода та тривалістю короткого замикання. Якщо тривалість короткого замикання незначна, магнітне поле в дроселі не досягає максимально можливої величини (до насичення в сердечнику). Якщо тривалість короткого замикання надто велика, протікання стру-

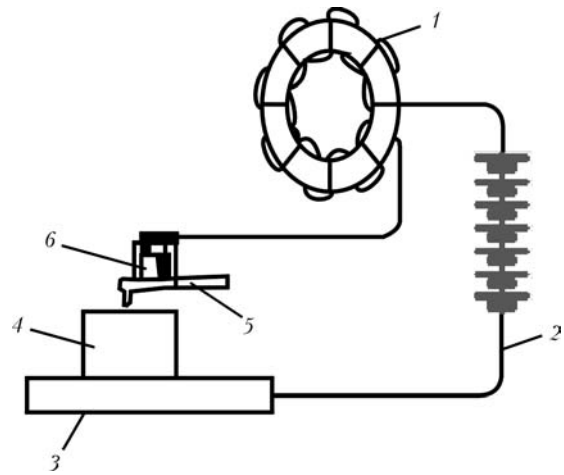


Рис. 4. Схема визначення параметрів для створення імпульсного дугового розряду: *1* — дросель; *2* — стартерний акумулятор; *3* — стіл; *4* — виріб; *5* — вібратор; *6* — електрод

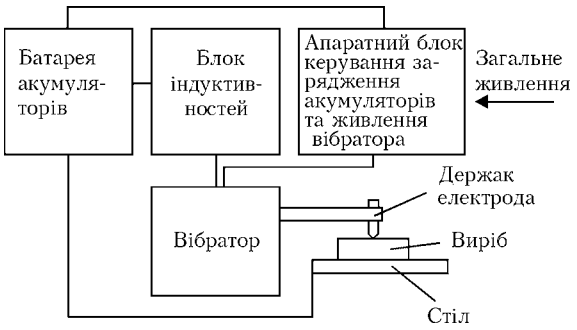


Рис. 5. Блок–схема установки для нанесення дискретних покриттів із застосуванням імпульсно-дугового розряду

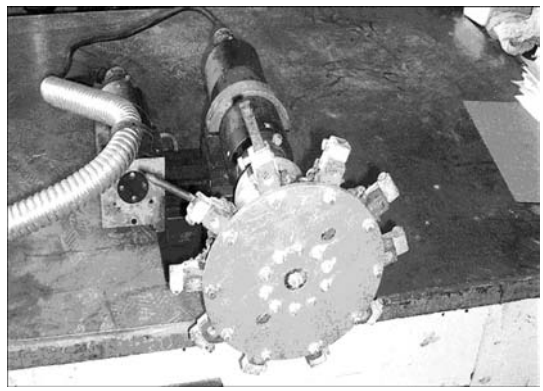


Рис. 6. Блок роторної електродної головки з десятьма гніздами для електродів (вигляд з боку головки)

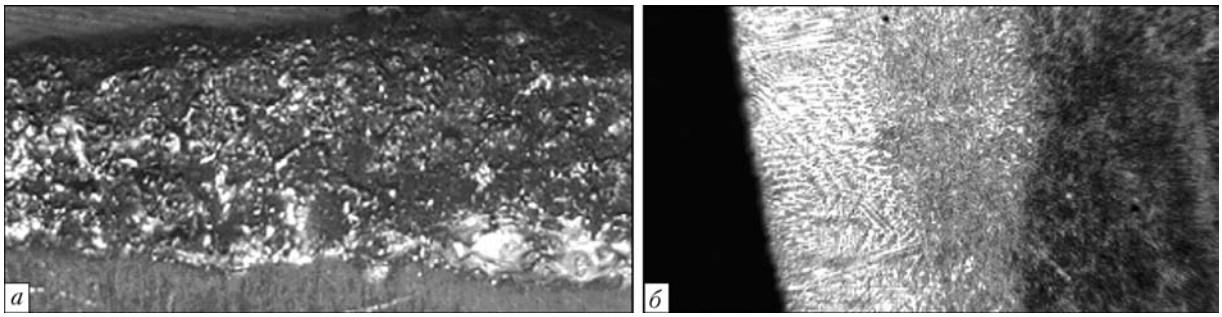


Рис. 7. Загальний вигляд (*а*) та мікроструктура (×1550) (*б*) поверхні рейки Тв65, зміцненої дією імпульсного електричного розряду

му короткого замикання супроводжується тепловими втратами.

Таким чином, отримано вихідні дані для вибору вузлів джерела живлення для забезпечення стійкої імпульсної дуги. На рис. 5 показана принципова схема такого джерела живлення.

Експериментальні випробування розробленого устаткування для поверхневого зміцнення рейок. Для перевірки роботи розробленої електродної головки роторного типу було виготовлено і випробувано її макет (рис. 6). Електродна головка монтувалась на супорті токарного станка 16К20. Рейка встановлювалась на кронштейнах паралельно напрямкам руху супорта, за допомогою якого здійснювалось поздовжнє переміщення електродної головки відносно рейки. Випробування показали можливість регулювання суцільності покриття на поверхні оброблюваної деталі за рахунок узгодженої швидкості взаємного переміщення електродної головки та зміцнюваної деталі.

Загальний вигляд поверхонь, оброблених при використанні різних електродів, наведено на рис. 7, *а*.

Вони свідчать про ефективність роботи запропонованої конструкції електродної головки і схеми нанесення покриттів. Зміцнена поверхня має наступну композицію дискретного характеру. Верхній шар являє собою тонкоплівкові «острівкові» фрагменти, які складаються з матеріалу аноду, модифікованого елементами катоду. Далі від поверхні спостерігається поступова зміна шарів [3], які переходять в структуру основного матеріалу (рис. 7, *б*). Згідно проведених досліджень зміцнені зразки мають такі характеристики: верхній шар товщиною 80 мкм знаходиться в безпористому стані і складається з мартенситу та карбідів, під цим шаром формується пластична перехідна зона за рахунок протікання процесів взаємної дифузії матеріалу електрода і основи товщиною 35–40 мкм. Мікроструктура перехідного шару представлена трооститом з карбідною сіткою. Мікроструктура основи матеріалу складається з фериту, перліту та цементитної сітки. Таким чином, металографічні дослідження зміцнених зразків показують, що дія електричного розряду сприяє формуванню покриття градієнтного типу, яке може впливати на формування напружено-деформованого стану зміцнюваного зразка, що певною мірою визначає рівень його механічних властивостей. Шар сформований термічною дією від енергії, що виділяється при розряді, є трансформованою структурою основного матеріалу зі зміненою щільністю дефектів кристалічної будови і він в основному визначає експлуатаційні властивості зміцненої поверхні.

Висновки

1. На основі аналізу характеру і динаміки зношування поверхонь рейок запропоновано два варіанта конструкції електродної головки стаціонарного устаткування для їх зміцнення. При застосуванні роторної головки подача імпульсного електричного розряду здійснюється генератором імпульсів постійного струму, а при використанні стійки з направляючими стрижньових електродів їх коли-

вання відносно рейки виконується за допомогою вібратора.

2. Досліджено умови отримання імпульсного дугового процесу за допомогою низьковольтного джерела постійного струму та дроселя (штучної індуктивності із сердечником) і здійснено формування, за його допомогою, дискретного зміцнюючого покриття. Показано можливість застосування в даному технологічному процесі акумуляторних батарей.

3. Встановлено, що застосування запропонованої конструкції електродної головки, схеми її живлення та кінематики пари «електрод–головка» забезпечує формування якісного покриття при застосуванні електродів із різних матеріалів.

1. *Волкогон В.М., Карюк Г.Г., Антонюк В.С.* Эффективность и перспективы применения функциональных покрытий в технике // Вісті Академії інженерних наук України. Машинобудування та прогресивні технології. — 2000. — № 4. — С. 4–10.
2. *Особливості* формування зміцнюючих покриттів на рейках та їх характеристик в умовах потужного електричного розряду / В.М. Волкогон, М.С. Дігам, В.С. Антонюк та ін. // Зб. наук. ст. «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» / Під ред. Б.Є. Патона. — Київ: Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 454–457.
3. *Влияние* материала электрода на структуру и свойства поверхностного слоя сталей после воздействия импульсного электрического разряда большой мощности / В.М. Волкогон, С.К. Аврамчук, М.В. Бобер, Т.В. Павличук // Материалы 7-й Междунар. науч.-техн. конф. «Инженерия поверхности и реновация изделий». — Киев: АТМ Украины, 2007. — С. 33–38.
4. *Волкогон В.М., Аврамчук С.К., Стрелец Е.В.* Формирование упрочняющих покрытий под действием мощного электрического разряда // Матер. 5-й Междунар. науч.-техн. конф. «Инженерия поверхности и реновация изделий». — Киев: АТМ Украины, 2005. — С. 48–51.
5. *Оптимизация* плотности упрочняющих покрытий с учетом напряженно-деформированного состояния системы «включение–основа» / В.М. Волкогон, С.К. Аврамчук, В.С. Антонюк, и др. // Матер. Междунар. конф. «Современное материаловедение: достижения и проблемы». — Киев, 2005. — С. 584–585.
6. *Бобер М.В., Аврамчук С.К., Волкогон В.М.* Зносостійкість марганцевої сталі М76 з дискретними покриттями, сформованими дією імпульсного електричного розряду // Матер. 8-й Междунар. науч.-техн. конф. «Инженерия поверхности и реновация изделий». — Киев: АТМ Украины, 2008. — С. 23–28.
7. *Визначення* оптимальної топографії робочих поверхонь фрикційних пар тертя, зміцнених дією імпульсного електричного розряду / В.М. Волкогон, С.К. Аврамчук, Т.В. Павличук та ін. // Зб. «Наукові нотатки». — Луцьк, 2007. — Вип. 20 (2). — С. 23–29.
8. *Особенности* и эффективность упрочнения рельс действием мощного импульсного электрического разряда / В.М. Волкогон, С.К. Аврамчук, Т.В. Павличук, М.В. Бобер // Сб. науч. тр. Междунар. науч. конф. «Актуальные проблемы физики твердого тела». — Минск: Обьед. ин-тут физики твердого тела и полупровод. НАН Беларуси, 2007. — С. 405–408.
9. *Застосування* процесу електродугового зварювання та конструкція пристроїв для зміцнення металевих поверхонь імпульсним електричним розрядом / М.В. Бобер, О.С. Кліманов, В.М. Волкогон, С.К. Аврамчук // Матер. 9-го Междунар. науч.-техн. семинара «Современные проблемы подготовки производства, заготовительного производства, обработки, сборки и ремонта в промышленности и на транспорте». — Киев: АТМ Украины, 2009. — С. 26–31.
10. *Упрочнение* поверхностей деталей машин комбинированными способами / А.Г. Бойцов, В.Н. Машков, В.Н. Смоленцев, Л.А. Хворостухин. — М.: Машиностроение, 1991. — 144 с.

ПРОЕКТ 7.5

Дослідження механізму утворення бездеформаційних пошкоджень металу відповідальних елементів пароводяного тракту енергоблоків ТЕС та розробка заходів зі збільшення ресурсу їх роботи

УДК 621.184.3:620.193.5

МЕХАНІЗМ УТВОРЕННЯ БЕЗДЕФОРМАЦІЙНИХ ПОШКОДЖЕНЬ МЕТАЛУ ТРУБ ПАРОПЕРЕГРІВНИКІВ БЛОЧНИХ КОТЛІВ ТЕС ВИСОКОГО ТА НАДКРИТИЧНОГО ТИСКУ

Академік НАН України **Г.М. ГРИГОРЕНКО**[1], **О.Д. СМІЯН**[1], д-р техн. наук, **О.І. БУТКОВА**[1], **Л.М. КАПІТАНЧУК**[1], інженери, **А.Б. ВАЙНМАН**[2], **Г.М. ГОРДАНЬ**[1], кандидати техн. наук, **Л.І. МАРКАШОВА**[1], д-р техн. наук, **О.М. БЕРДНІКОВА**[1], канд. техн. наук, **Т.Г. СОЛОМІЙЧУК**[1], інж., **В.А. КОСТІН**[1], канд. техн. наук, **Л.Г. НОВГОРОДЦЕВА**[2], **О.В. ЖАБРОВ**[2], **І.І. АЛЕКСЕЄНКО**[1], інженери

([1]Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України,
[2]Держ. наук.-дослід. ін-т теплоенергетики Мінпаливенерго України)

Проведено комплексне дослідження ділянок пошкодження після тривалої експлуатації металу труб пароперегрівників блочних котлів високого та надкритичного тиску, які виконані з аустенітних та перлітних сталей. Виявлено умови та механізм формування початкових сегрегаційних скупчень домішкових та легуючих елементів, з яких під час експлуатації розвиваються дефекти, що спричиняють руйнування металу. Встановлено, що на появу та розвиток цих пошкоджень впливають інтенсивність та амплітуда коливань температури металу стінок труби за різних режимів експлуатації під час розхолодження–розігрівання блоків після планових та аварійних зупинів–пусків, зміна термомеханічних напружень, склад робочого середовища, рівень наводнення металу, дія структурно-деформаційного дефекту та термічної «гри» хімічних елементів, розвиток мікрогальванічних та електрохімічних процесів тощо. Виявлено умови, що сприяють зародженню й росту тріщин в металі та суттєво (в рази) зменшують термін безпечної експлуатації пароперегрівників.

Ключові слова: *метал, труба пароперегрівника, ТЕС, водень, сегрегаційні скупчення, температура, напруження, йонні плазмони, руйнування*

З кожним роком ситуація з технічним станом енергетичного устаткування теплових електростанцій (ТЕС) все більше загострюється у зв'язку з його зношуванням: більше 80 % діючих котлоагрегатів ТЕС вже відпрацювали по два і більше планових ресурсів безпечної експлуатації. Труби пароперегрівників (ПП) є найбільш пошкоджуваним елементом пароводяного тракту як енергоблоків високого (ВТ), так і надкритичного (НКТ) тиску, вони викликають основну кількість відмов у роботі й позапланових простоїв блоків, спричиняють великих ремонтних та експлуатаційних витрат. Вважалося, що основними причинами пошкоджуваності ПП є недоліки їх конструкції та виготовлення, дефекти зварювання, золове зношування, високотемпературна газова корозія, температурна втомлюваність, повзучість, недоліки топкового й водно-хімічного режимів тощо [1]. Проте за останні 10 років характер пошкоджень труб ПП котлів енергоблоків ВТ та НКТ суттєво змінився. Все частіше відбуваються пошкодження пароперегрівників, які викликані процесами корозії з боку внутрішньої поверхні та окрихчуванням металу. Такі пошкодження є нетрадиційними (табл. 1), вони вивчені недостатньо і не регламентуються нормативними документами. Їх особливістю є корозійний, корозійно-втомний або крихкий бездеформаційний ха-

Таблиця 1. Категорії пошкоджень труб ПП блочних котлів ТЕС

Пошкодження	Характер пошкодження	Заходи по запобіганню руйнувань
традиційні	Повзучість Перегрів металу (довго- та короткотривалий) Термічна втома Високотемпературна газова корозія	Профілактика
нетрадиційні	Водневе окрихчення Корозійно-втомне розтріскування Виразкова (піттінгова) корозія Міжкристалічна корозія Корозія під час простою котлоагрегату (стоянкова)	Немає

© Г.М. ГРИГОРЕНКО, О.Д. СМІЯН, О.І. БУТКОВА, Л.М. КАПІТАНЧУК, А.Б. ВАЙНМАН, Г.М. ГОРДАНЬ, Л.І. МАРКАШОВА, О.М. БЕРДНІКОВА, Т.Г. СОЛОМІЙЧУК, В.А. КОСТІН, Л.Г. НОВГОРОДЦЕВА, О.В. ЖАБРОВ, І.І. АЛЕКСЕЄНКО, 2009

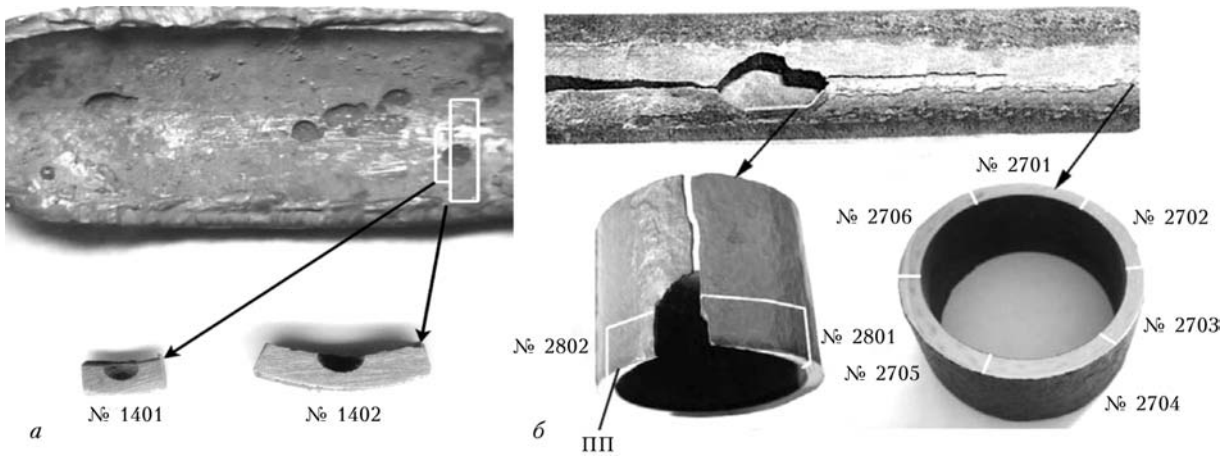


Рис. 1. Зовнішній вигляд пошкоджень труб ПП блоків ВТ (*а*) та НКТ (*б*)

рактер ураження і знижене напрацювання металу до вичерпання його ресурсу. Підвищення ресурсу ПП і забезпечення їх надійної роботи можливо за умов проведення якісної діагностики фактичного стану вказаного обладнання. Протягом 2004–2007 рр. проведено аналіз пошкоджуваності труб ПП котлів енергоблоків вітчизняних ТЕС — 45 ВТ та 41 НКТ:

Енергоблок	ВТ	НКТ
Загальна кількість обстежених блоків	45	41
Від кількості наявних енергоблоків ТЕС в Україні, %	90	83,6
Загальна кількість пошкоджених труб пароперегрівників	289	1099
З них кількість з нетрадиційними пошкодженями	56	454
Від загальної кількості, %	19,4	41,34
Кількість пошкоджених труб ПП з напрацюванням до 100 тис. год	127	470
Від загальної кількості, %	43,9	42,77
З них кількість з нетрадиційними пошкодженнями	53	347
Від загальної кількості пошкоджених труб, %	41,73	73,83

Наведені дані свідчать проте, що згадані пошкодження становлять серйозну проблему, яка потребує ретельного вивчення і вирішення.

Встановлено, що нетрадиційні пошкодження в металі елементів теплоенергетичного устаткування розвиваються переважно від поверхні, яка контактує з робочим середовищем, носять складний корозійний та корозійно-втомлюваний характер (тріщини, каверни, виразки тощо), супроводжуються наводненням та незворотним окрихченням сталі, а стосовно енергоблоків НКТ — ще й надмірним міжзеренним окисленням та взаємодією з домішками органічних кислот, які є в обраті.

Метою роботи є виявлення початкових змін в структурі та хімічному складі металу труб ПП блочних котлів ВТ та НКТ, які можуть привести до формування хімічної та фізичної неоднорідності металу у результаті його тривалої експлуатації, зменшення ресурсу його працездатності та до руйнування.

Для дослідження використовували зразки металу труб ПП, які вирізали із зони руйнування чи дефекту (рис. 1). Під час вивчення цих об'єктів застосовувався комплексний підхід з використанням багатьох методів аналізу: локального масспектрального аналізу (ЛМСА), Оже-електронної спектрометрії (ОЕС), мас-спектрометрії вторинних іонів (МСВІ), мікрорентгеноспектрального аналізу (МРСА), вимірювання мікротвердості, фрактографії, світлової та електронно-растрової мікроскопії (РЕМ) тощо.

Відомо, що для труб ПП в різних ділянках блочного котла використовуються різні сталі, що зумовлено не тільки значенням робочих температур цих елементів пароводяного тракту (ПВТ) та параметрами тиску пароводяної суміші, але й хімічним складом робочої речовини (пара, вода, домішки органічних речовин тощо), характером роботи, водно-хімічним режимом, який використовується під час експлуатації; серед них перлітні сталі типу 15ГС2ФБ, 12Х1МФ, сталь 20, а також аустенітні сталі типу 12Х18Н12Т,12Х18Н10Т та ін.

В результаті проведення комплексних досліджень із залученням дев'яти вищеозначених методів контролю складу та структури металу труб ПП блочних котлів ВТ встановлено негативну роль неметалевих включень (НВ), особливо сульфідів та оксидів, які знаходяться в основному металі (ОМ) та часто мають здебільше неправильну геометричну форму з гострими краями, які є концентраторами напружень, що виникають в результаті коливань температури (рис. 2). В зоні формування таких НВ з'являються мікротріщини. Завдяки цьому під час подальших коливань температури в зоні напружень мігрує водень, який формує на межах зерен плівкові гідриди заліза завдовжки у десятки нанометрів [2]. Питомий обє'м гідридів заліза більше, тому це веде до виникнення додаткових напружень в цих ділянках, завдяки чому в ці зони мігрує кисень, що зумовлює внутрішнє окислення. Метал розрихляється, його щільність порушується (рис. 3). Це фіксується на растрово-



Рис. 2. НВ в ОМ (сталь 20) труби ПП блоків ВТ (×1000)

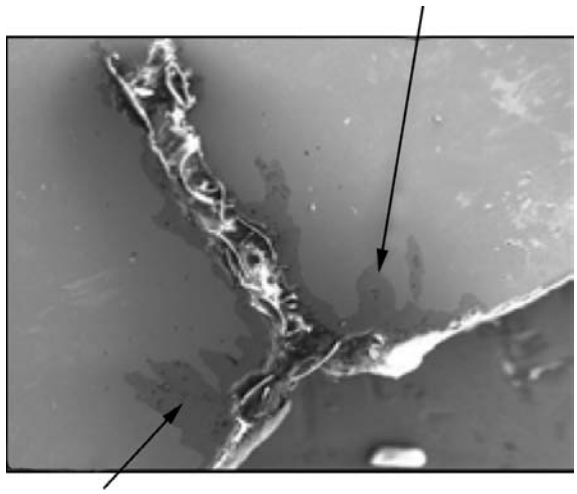


Рис. 3. Різні стадії внутрішнього окислення зерен у ОМ (сталь 20) ПП блоків ВТ; стрілки вказують на ділянки розрихлення (×200)

му електронному мікроскопі «JEOL-840» різним рівнем поглинання електронів цими ділянками зразка. Починається формування поздовжних тріщин, які можуть з часом за певних сприятливих умов перерости у тріщини втоми (за відносно невисоких температур) або повзучості (за підвищених температур). Нами спостерігалась лише початкова частина цього процесу.

Зростання напружень, що були викликані, як коливаннями температури, так і механічною вібрацією труб, веде до перерозподілу домішкових і легуючих елементів [3, 4]. Тріщини, які розкрилися на внутрішній поверхні труби швидко заповнюються продуктами корозії, а це викликає додаткові напруження в оточуючому металі. Спостерігається зневуглецювання металу вздовж берегів тріщин та внутрішньої поверхні труби (рис. 4, *а*), а це викликає локальну пластичну деформацію межуючого з ним металу. В деяких випадках біля внутрішньої поверхні спостерігали впорядковану перлітну структуру, в якій більшість пластин було орієнтовано в напрямку, паралельному внутрішній поверхні (рис. 4, *б*). Методами ОЕС і МСВІ засвідчено, що на цих ділянках спостерігається збільшення концентрації різних хімічних елементів. Це веде до того, що берегами тріщини та в примежових ділянках зерен хімічний склад відрізняється від складу цього ж металу в об'ємі (табл. 2), тому іншими будуть і його локальні механічні властивості [5]. Отже, в металі має спостерігатись не корозійне руйнування, а стрес-корозія, тобто корозія в полі напружень. Саме такими є ті тріщини, які сформувались в металі труб ПП. Аналогічний розподіл домішкових та легуючих елементів спостерігався і берегами розкритих тріщин та в зоні руйнування (рис. 5 та 6).

Найбільш високі значення змін локальної концентрації в згаданих зразках зареєстровано для водню (рис. 7). Наприклад, в зоні, що є прилеглою до поверхні виразки і має напівсферичну форму, локальний вміст водню зростає більш ніж у 60 разів і сягає приблизно $175 \cdot 10^{-4}$ мас. %. Схожа ситуація (але з меншими значеннями) спостерігається і в зоні тріщин. Отже, маємо справу з водневим окрихченням металу, який межує із зоною руйнування.

Як свідчать результати різних методів дослідження, в металі труб ПП досить багато сульфідів. Методом МРСА зафіксовано підвищення локальної концентрації сірки з боку поверхні руйнування (рис. 6). Високу локальну концентрацію сірки (до 6 мас. %) спостерігали і на певній відстані від обох берегів тріщини методами МСВІ (рис. 5) та ОЕС. Сірка в метал могла попасти завдяки дії структурно-деформаційного ефекту [6], за яким в результаті перебігу різного роду циклічних процесів (зміна амплітуди коливань температур, напружень тощо) відбувається руйнування сульфідних НВ

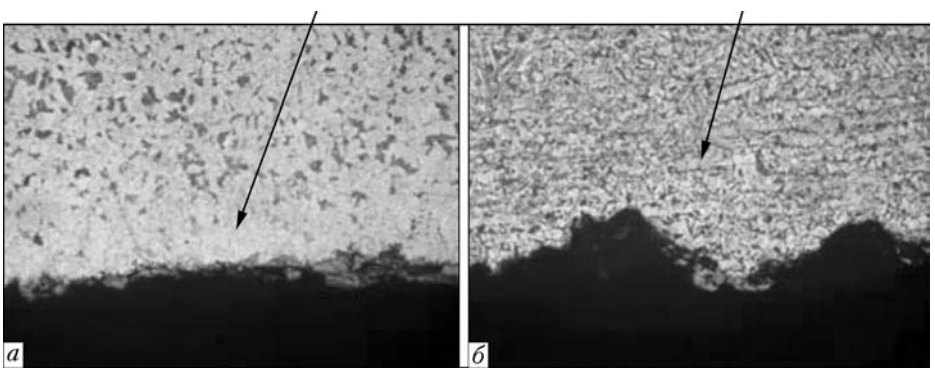


Рис. 4. Мікроструктура (×100) внутрішньої поверхні ОМ (сталь 20) труби ПП блоків ВТ: *а* — шар зневуглецювання (вказано стрілкою); *б* — збережена структура прокату (вказано стрілкою)

Таблиця 2. Розподіл хімічних елементів в сталі Х18Н12Т труб ПП після тривалої (219 тис. год) експлуатації в блочних котлах НКТ

Об'єкт дослідження	Місце аналізу	Вміст хімічних елементів, мас. доля, %							
		Si	Ti	Cr	Mn	Ni	Fe	Cu	C
Вихідна сталь	Центральна частина зерна	0,858	0,414	17,750	1,301	11,77	67,903	–	
Зразки серії № 31	Те ж саме	0,707	0,544	18,626	1,810	11,717	66,878	0,158	0,061
	Межа в зоні тріщини	0,251	46,595	7,052	0,629	4,437	24,043	0,043	16,949
	Тонка межа*	0,762	1,701	16,335	1,786	14,195	62,944	0,179	1,098
	Тонка межа**	2,264	4,970	14,530	1,452	21,789	53,111	0,179	1,703
	Карбід на потрійній межі***	0,142	74,160	1,340	0,122	0,610	3,867	0	19,759
	Карбід в середині зерна****	0,150	60,850	3,921	0,313	2,098	11,916	0	20,752

*Малі за розміром карбіди та дуже тонкі межі зерен, тому зонд частково захоплює примежеву зону зерна, завдяки чому результати вимірів дещо занижені.
**Полігонізаційні межі.
***Таких карбідів в полі шліфа багато.
****Єдиний карбід, який був виявлений в межах шліфа.

дислокаціями невідповідності з переходом сірки до твердого тіла. Аналогічним чином за цих умов ведуть себе й інші НВ: з карбідів в тверде тіло може переходити вуглець, з оксидів — кисень, з силікатів — кремній тощо.

Для ПП зі сталей аустенітного класу для котлів ВТ характерним є те, що наводнювання металу спостерігається перш за все в зоні руйнування та передруйнування одночасно як на внутрішній (паровій), так і зовнішній поверхні труби (відповідно $(7{,}5–11{,}0)\cdot10^{-4}$ та $(7{,}0–15{,}0)\cdot10^{-4}$ мас. %). Максимальних значень вміст водню має поблизу країв руйнування (до $(63–75)\cdot10^{-4}$ мас. %). З віддаленням від місця пошкодження вміст водню різко зменшується. У непошкодженому металі зазвичай вміст водню не перевищує вихідної концентрації металургійного водню. Таке суттєве та специфічне насичення аустенітної сталі воднем, на нашу думку, теж зумовлено дією структурно-деформаційного ефекту [6]. Завдяки цьому механізму спостерігається насичення металу в зоні руйнування такими домішками, як кальцій, натрій, хлор, водень, кисень, фосфор, кремній, тобто атомними складовими всіх сполук, які з тих чи інших причин присутні у теплоносії. Це веде до формування локальної хімічної неоднорідності металу, зміні його локальних механічних властивостей і полегшує розрив міжатомних зв'язків у металі, тобто його руйнування. Корозійні процеси в цьому випадку не є первинною причиною руйнування металу. Вони включаються в цей процес вже на етапі росту тріщини. Міжкристалічне розтріскування труб ПП блоків ВТ з аустенітної сталі з боку пари полегшується завдяки хімічному окисленню металу меж зерен, збіднених хромом [7] і одночасно ослаблених воднем міжатомних зв'язків, що мігрує в зону передруйнування і молізується в кластерах і на поверхнях розподілу фаз.

Термін служби металу труб ПП з аустенітних сталей на блоках НКТ перевищує 200 тис. год. Проте за умови розвитку внутрішньої корозії і водневого окрихчування цей термін зменшується до 40–80 тис. год, а в деяких випадках — навіть до 7–18 тис. год. Врахування рівня розрахункових напружень може виявитись зовсім недостатнім для характеристики процесу руйнування за корозійним механізмом й оцінкою довговічності металу. Це значною мірою пояснюється тим, що процес

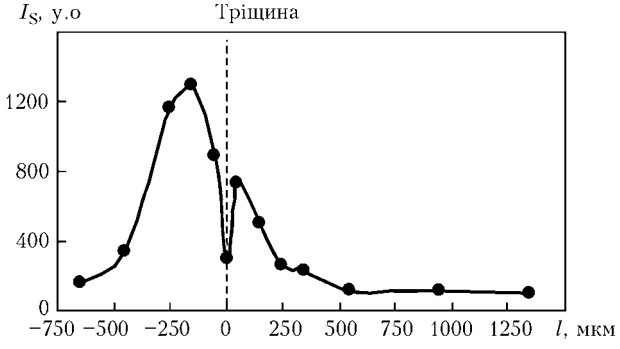


Рис. 5. Розподіл сірки берегами тріщини у трубі ПП блоків ВТ (сталь 12Х1МФ, метод МСВІ): I_S — інтенсивність іонного струму; l — відстань від стінки тріщини, мкм



Рис. 6. Розподіл 5 мас. % Fe в зоні руйнування труби ПП блоків ВТ (сталь 20, метод МРСА): L — відстань від поверхні руйнування, мкм

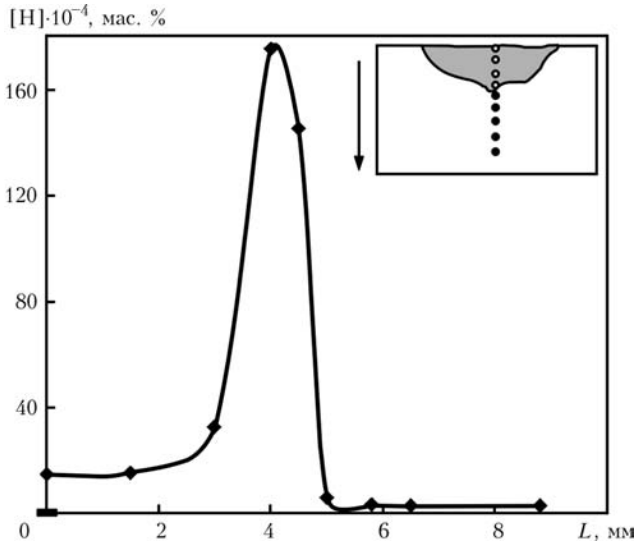


Рис. 7. Розподіл водню в зоні виразки труби ПП блоків ВТ (сталь 12Х1МФ, метод ЛМСА)

руйнування, ініційований корозійним чинником, прискорюється паралельними процесами наводнювання, окислювання й окрихчування сталі.

Схема механізму руйнування труб ПП з аустенітних сталей з урахуванням одночасної дії процесів наводнювання і внутрішнього окислення металу була запропонована в роботі [4] За цією схемою (механізму утворення і росту тріщин) вважалося, що порожнина мікротріщини заповнена переважно оксидами металу. Це підтверджується наявними літературними джерелами інформації з корозії теплоенергетичного устаткування. Комплексне дослідження вмісту порожнин мікротріщин у трубах ПП блоків НКТ показало, що в цих порожнинах на внутрішній поверхні труби ширмового ПП котла ТПП-210 енергоблока потужностю 300 МВт (сталь 1Х18Н12Т) поряд із залізом і киснем присутні вуглець, кальцій, калій, кремній, фосфор (у менших концентраціях — алюміній, сірка, хлор). Має місце спрямована дифузія вказаних домішок робочого середовища енергоблоку у порожнину тріщини, що розвивалася. Зазначені домішки здебільше є продуктами термолізу сірку-, кремній-, фосфор- та хлорвмісних органічних сполук робочого середовища енергоблоків. Отже, поява і ріст тріщин у металі виготовлених з аустенітної сталі труб ПП блоків НКТ зумовлено низкою чинників [4, 7], а руйнування труб ПП при сумісній дії процесів наводнення і внутрішнього окислення сталі багаторазово підсилюється корозійно-активним середовищем.

Проте є ще один дуже дійовий чинник, який часто визначає тривалість безаварійної експлуатації труб ПП — це різкі зміни температури стінки труби, причому вирішальне значення при відсутності в парі органіки має не так званий вибіг температур (перевищення температури стінки труби понад нормоване значення, що загрожує перегрівом металу), тобто не стільки рівень температури металу, скільки швидкість її зміни, частота і амплітуда ΔT її коливання. На ці обставини вперше звернули увагу автори роботи [3] ще в 1999 р. Нами встановлено, що на котлах блоків НКТ при значеннях ΔT у базисному режимі (5±7) °С і середній температурі $T_{сер}$ = 602 °С крихких руйнувань труб ПП в умовах нейтрально кисневих водних режимів не спостерігалось протягом 140 тис. год. В той же час на іншій станції при $T_{сер}$ = 590 °С і $\Delta T \approx$ 50–90 °С спостерігалась значна пошкоджуваність труб конвективних ПП високого та низького тиску зі сталі 12Х18НТ вже після 45–50 тис. год роботи і менше. Найнесприятливішим є поєднання підвищених значень температури, їх амплітуди, частоти, градієнту температур, наявність механічних коливань (вібрація труб) та присутність у парі органіки. В цих випадках пошкодження труб конвективних ПП з аустенітних сталей відзначаються вже через 15 тис. год і менше (за наявністю всіх вказаних вище чинників).

У вихідному стані сталь 12Х18Н12Т має стрічкову структуру прокату вздовж напрямку протяжки труби (рис. 8, *а, б*). Розподіл НВ (а це переважно карбонітриди титану) є рівномірним вздовж напрямку протяжки, вони розташовані як у середині, так і на межах світлих дендритів, а також в темних міжосьових проміжках між ними. Спостерігається рівномірний розподіл всіх легуючих елементів за винятком титану, вуглецю, азоту, які зосереджені переважно у карбонітридах. Полігонізаційних меж не спостерігається. Встановлено, що НВ — це складні карбіди на базі титану, які мають певну кількість хрома та нікеля. Після тривалої (більше ніж 200 тис. год) експлуатації в металі труб ПП, що працювали за T = 545 °С, виявлено розвинуту мережу полігонізаційних меж, які у вихідному металі відсутні (рис. 8, *г, д*). Під час наших досліджень було встановлено, що полігонізаційні межі в зразках металу здебільше збагачені вуглецем, тітаном, а іноді натрієм, кремнієм, і збіднені хромом та нікелем.

З розгляду наведених даних ясно, що в металі ПП у енергоблоці як ВТ, так і НКТ одночасно відбуваються різні процеси: формування на межах зерен оксидної фази, що свідчить про можливість перебігу процесів внутрішнього окислення — необхідного ланцюга для початку розвитку процесу межкристалітної корозії (МКК) (рис. 3 та рис. 8, *з, і*); на межах зерен хром утворює карбіди; на деяких з меж зерен він витискується з карбіду Ті, що сприяє розвитку МКК; в структурі металу в зоні, що межує з внутрішньою поверхнею труби, є ділянки, де межі зерен збагачені Ті, але в них практично відсутній кисень та хром (рис. 8, *е*). Можно припустити, що в металі має відбуватись на фоні вже відомих процесів МКК та водневого окрихчення ще й інший процес, який веде до прискорення руйнування металу.

З'ясувалось, що в процесі експлуатації первісна структура прокату металу труби зазнає змін: з часом з'являються полігонізаційні межі зерен, на яких здебільше фіксується різні за складом пере-

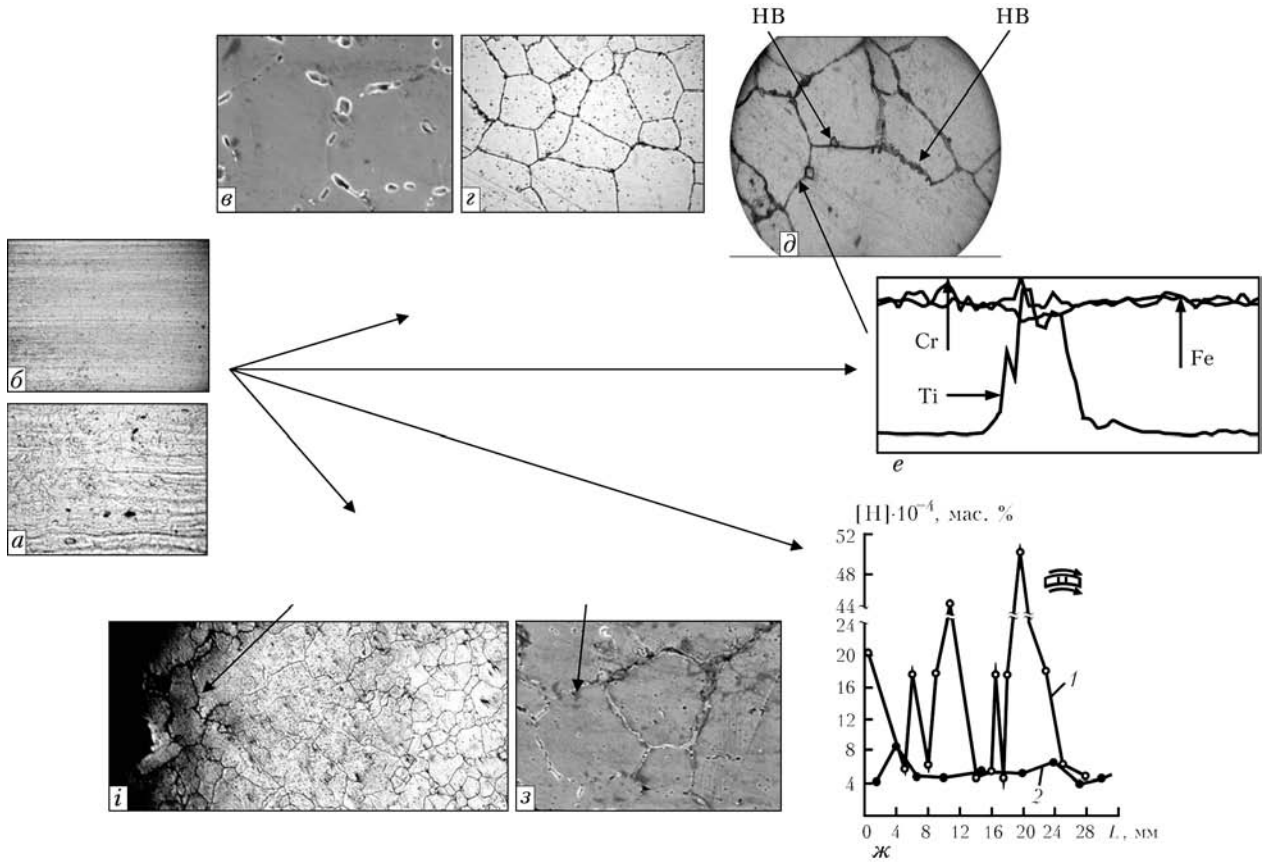


Рис. 8. Механізми руйнування металу труб ПП блоків НКТ в результаті тривалої експлуатації: *а, б* — мікроструктура (×1000) вихідної сталі Х18Н12Т; *в–д* — утворення нових НВ на межах зерен (*в*, ×1500; *г*, ×1000; *д*, ×1350); *е* — розподіл хімічних елементів на межі зерен в сталі Х1812Т; *ж* — водневе окрихчення сталі Х18Н12Т (по стрільці); *з* — внутрішнє міжзеренне окислення (по стрільці) (×1000); *і* — МКК (по стрільці) (×200)

важно комплексні НВ, як первинні, так і вторинні. Формування меж рівноважних зерен зі структури прокату вихідного металу після його стабілізуючої термічної обробки починається з появи скупчень хімічних елементів на межах субблоків мозаїки після рекристалізації. Існуючі в основному металі численні однорідно розподілені НВ з початком експлуатації поступово руйнуються. Розподіл НВ в середині зерен стає неоднорідним: в центральній частині зерна вони зникають (рис. 8, *г, д*), натомість з'являються вторинні, більші за розміром НВ, що можуть утворювати цілі ланцюжки (рис. 8, *в, г*), на яких згодом формуються межі рівноважних зерен. Формування вторинних НВ викликає додаткові напруження на цій ділянці металу і з урахуванням хімічної неоднорідності прилеглого до меж зерна металу і пов'язаної з цим локальної неоднорідності механічних властивостей цього металу провокує зародження майбутніх волосоподібних тріщин. Руйнування труб зі сталі 12Х18Н12Т відбувається полігонізаційними межами зерен. Такі виділення НВ ведуть до формування під тиском цих угрупувань двійників або смуг ковзання в окремих зернах, які знаходяться відносно далеко від зовнішньої поверхні метала (рис. 9, *а*), а ті, що знаходяться ближче до його поверхні, викришуються, тобто витискуються з суцільного металу новоутвореними НВ (9, *б*). Саме тому далеко не завжди зовні схожі на МКК ділянки металу мають в міжзеренних прошарках оксиди — ознаку перебігу МКК. Крім того, межі зерен під час експлуатації збагачуються деякими окрихчуючими елементами (сіркою, кальцієм, нат-

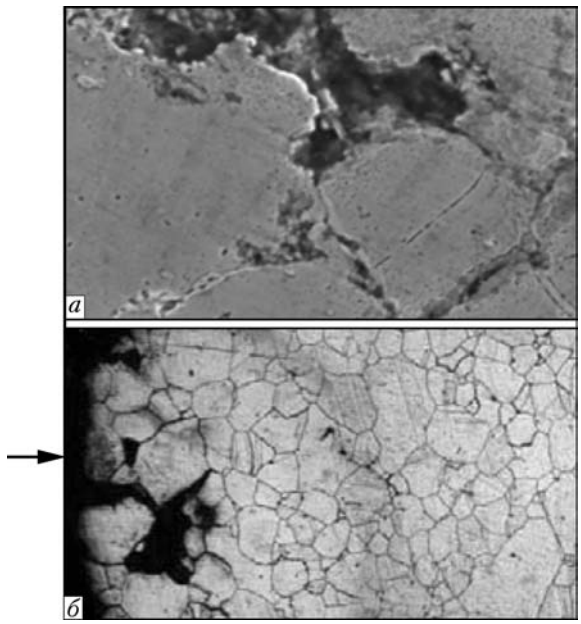


Рис. 9. Викришування аустенитних зерен труб ПП блоків НКТ після 210625 (*а*) та 201686 год (*б*) експлуатації: *а* — ×1800 (SEM-515); *б* — ×400 («Neofot-32») (стрілкою позначено внутрішню поверхню труби)

рієм), про що свідчать наведені вище експериментальні дані.

Таким чином, в результаті тривалої експлуатації відбуваються зміни не тільки в структурі металу, але й у кількості, розмірах та місці розташування НВ, у характері розподілу домішкових та легуючих елементів в межах зерен, локальної неоднорідності механічних властивостей металу. Слід зауважити, що наведений механізм гетерогенного руйнування, який був запропонован О.Д. Сміяном, Г.М. Горданем та Т.Г. Соломійчук, поки ще є гіпотетичним і потребує уточнень перебігу окремих його етапів. Але і в такому вигляді він дозволяє пояснити низку незрозумілих раніше експериментальних даних.

Отже, механізм крихких руйнувань труб ПП котлів енергоблоків ВТ та НКТ зі сталей зумовлений сумісною дією процесів корозії, наводнювання, внутрішнього окислення й окрихчування металу з боку теплоносія. Причиною руйнувань є присутність у робочому середовищі корозійно-активних домішок — продуктів термолізу органічних забруднень, а також режимні чинники, які викликають підвищенні термомеханічні напруження, зміни температури стінок труби, в тому числі й в зоні температури, яка нижча від припустимої для даної марки сталі, що веде, як до пошкоджень захисних оксидних плівок на поверхні металу, так і до розвитку процесів, пов'язаних зі структурно-деформаційним ефектом, перебігом процесів корозії, реакційного водневого окрихчення, внутрішнього окислення та гетерогенного руйнування.

Підсумовуючи сказане вище, можна зазначити такі основні особливості нетрадиційних крихких руйнувань труб ПП котлів енергоблоків НКТ:

1. Процес руйнування переважно розвивається на внутрішній поверхні труб.

2. Спостерігається незначна деформація в зоні руйнування чи її відсутність зі збереженням вихідної товщини стінки діаметра труби.

3. Руйнування має міжзеренний характер.

4. Розвиток тріщин відбувається одночасно за кількома механізмами — корозійним, корозійно-втомним, водневого окрихчення тощо.

5. В зоні руйнування на межах зерен утворюються оксидні прошарки, подвійні межі, виділення другої фази (НВ).

6. Відбувається значне локальне наводнювання металу на ділянках пошкоджень, яке характеризується залишковими концентраціями водню, що перевищують його вихідний вміст на 1–2 порядки.

7. В зоні руйнування на внутрішній поверхні спостерігається високий рівень локальних концентрацій кисню з аналогічним до водню характером його розподілу.

8. Наявність в порожнинах тріщин оксидів заліза, високих концентрацій вуглецю та інших хімічних елементів викликана їх спрямованою міграцією в метал з робочого середовища.

9. Для сталей аустенітного класу характерним є розвиток процесів МКК та водневого, гетерогенного окрихчення, що й спричиняє руйнування.

1. *Вайнман А.Б., Мелехов Р.К., Смиян О.Д.* Водородное охрупчивание элементов котлов высокого давления. — Киев: Наук. думка, 1990. — 272 с.
2. *Смиян О.Д.* Водород, гидриды железа и разрушение стали. Водородная обработка материалов: Материалы 1-й Междунар. конф. ВОМ-95, г. Донецк, 1995 г. — Донецк: ДГТУ, 1995. — Ч. 1. — С. 113–114.
3. *Сміян О.Д., Григоренко Г.М., Вайнман А.Б.* Вплив різних видів циклювання на поведінку водню в металах // Машинознавство. — 1999. — № 5. — С. 4–9.
4. *Вайнман А.Б., Смиян О.Д. Школьникова Б.Э.* Механизм и причины повреждения аустенитных труб пароперегревателей котлов блоков СКД // Энергетика и электрификация. — 1993. — № 4. — С. 1–6.
5. *Химическая* микронеоднородность на границах зерен металла ЗТВ мартенсито-бейнитной стали 14ХГН2МДАФБ / Л.И. Миходуй, О.Д. Смиян, М.Б. Мовчан и др. // Автомат. сварка. — 2001. — № 10. — С. 1–9.
6. *Сміян О.Д.* Атомний механізм взаємодії речовини середовища з металом, що деформується // Фіз. та хімія твердого тіла. — 2002. — № 4. — С. 662–674.
7. *Мелехов Р.К., Василик А.В., Сміян О.Д.* Особливості міжкристалітного руйнування труб парогенераторів зі сталі 12Х18НТ котлів високого тиску // Повышение надежности поверхностей нагрева котлов и других элементов пароводяного тракта блочных электростанций. — Киев: Информэнерго, 1993. — С. 50–52.

ПРОЕКТ 7.7

Розробка технології і обладнання для з'єднання арматури залізобетонних конструкцій пресовим зварюванням та муфтами, що обжимаються вибухом, з метою підвищення ресурсу залізобетонних будівельних споруд

УДК 621.791:614.8

ПІДВИЩЕННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОЇ БЕЗПЕКИ КОНТАКТНОГО ЗВАРЮВАННЯ

О.Г. ЛЕВЧЕНКО, д-р техн. наук, **В.К. ЛЕВЧУК, О.М. ТИМОШЕНКО**, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона НАН України)

Визначено напруженість магнітного поля за допомогою різних способів контактного зварювання. Створено нову методику з використанням сучасних приладів та врахуванням нової нормативної бази, гармонізованої з міжнародними стандартами. Показано, що при контактному зварюванні в залежності від способу зварювання існує небезпека перевищення нормативних рівнів магнітних полів в деяких визначених діапазонах частот. Запропоновано технологічні способи підвищення електромагнітної безпеки операторів контактного зварювання.

Ключові слова: *контактне зварювання, електромагнітні поля, напруженість магнітного поля, гранично допустимі рівні, захист зварників*

Останнім часом об'єктом особливої уваги є питання про шкідливий вплив на організм зварників електромагнітних полів (ЕМП) [1–6].

Широке застосування контактного зварювання в автомобільній, авіаційній, електронній та інших галузях промисловості України сприяло створенню великого парку електрообладнання і зварювальних машин різних типів та призначення потужністю десятки і сотні кіловат·ампер. Під час експлуатації цього обладнання на робочих місцях зварників генеруються магнітні поля (МП) значної напруженості (до 80 кА/м) з частотою 50 Гц. При цьому, як показала практика, гігієнічне значення має тільки магнітна складова електромагнітного поля [7].

Джерелами випромінювань є не повністю екранований зварювальний трансформатор і, як правило, неекранований вторинний контур з деталлю, що зварюється. Результати проведених досліджень свідчать про локальне утворення розсіяних магнітних полів поблизу контактних машин. Зварювальне обладнання може бути розташоване поблизу зварника, а зварювальні кабелі часто перебувають в прямому контакті з його тілом.

Тривала дія зазначеного фактора негативно впливає на стан здоров'я робітників (серцево-судинна система, нервова, ендокринна тощо). Є також дані, які свідчать про канцерогенний ефект ЕМП. У зв'язку з цим виникла необхідність у постійному контролі електромагнітної обстановки на робочих місцях зварників і забезпеченні безпечних умов їх праці.

Останнім часом у зв'язку з введенням в Україні в дію нового нормативного документу ДСН 3.3.6.096–2002 [8], що регламентує умови безпеки праці при роботі з постійними МП; постійними МП, що створюються випрямленим трифазним струмом; змінними МП частотою 50 Гц; ЕМП у діапазоні 1 кГц–300 МГц і імпульсними ЕМП у спектральному діапазоні частот від 0 до 1000 МГц, виникла потреба у вимірюванні й оцінці сигналів МП з урахуванням їх спектрального складу.

Дослідження різних зварювальних процесів контактного та електродугового зварювання методом осцилографування струмів у зварювальній мережі та сигналів МП в робочих зонах показують, що вони мають перервно-імпульсний характер, тобто протягом певного часу відрізняються від нульового значення та стохастично повторюються.

Найбільш повну інформацію про МП з точки зору сучасної медицини містить його амплітудний спектр, регламентований для імпульсних МП ДСН 3.3.6.096–2002.

Метою даної статті є ознайомлення технологів-зварників і конструкторів з загальною магнітною обстановкою, що виникає в безпосередній близькості від зварювального обладнання для контактного зварювання, у відповідності з вимогами ДСН 3.3.6.096–2002.

Загальні принципи гігієнічної оцінки МП при контактному зварюванні наведено в роботі [9]. З точки зору розроблених в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона методик оцінки напруженості МП основні (кондукційні) способи контактного електрозварювання умовно класифікуються на процеси тривалістю менше 1 с та процеси з тривалістю понад 1 с. До першої групи можна віднести такі способи контактного зварювання: точкове, рельєфне, конденсаторне і деякі інші, до другої — шовне, контактне стикове опором, контактне стикове безперервним оплавленням, контактне стикове імпульсним оплавленням, контакт-

© О.Г. ЛЕВЧЕНКО, В.К. ЛЕВЧУК, О.М. ТИМОШЕНКО, 2009

не стикове безперервним оплавленням випрямленим струмом, пресове зварювання з нагріванням дугою (випрямленого струму), керованою магнітним полем тощо.

Наявність у ланцюзі (контурі) зварювального струму змінного параметра (опору «зварювальної точки» при точковому шовному і конденсаторному зварюванні, перехідного опору при контактному стиковому опором і рельєфному зварюванні, рідких перемичок при контактному стиковому зварюванні оплавленням) визначає перетворення зварювального струму (спектра), а форма сигналу МП цілком обумовлюється формою кривої зварювального струму.

Водночас під час зварювання змінним струмом частотою 50 Гц створюються МП, що мають форму радіоімпульсів. В залежності від тривалості процесу зварювання, формування поточного спектра відбувається поступово, тобто спочатку спектр виходить однорідним (суцільним) і лише поступово формуються максимуми на гармонійних частотах, що з часом стають усе більш гострими. Це особливо характерно для процесів першої групи.

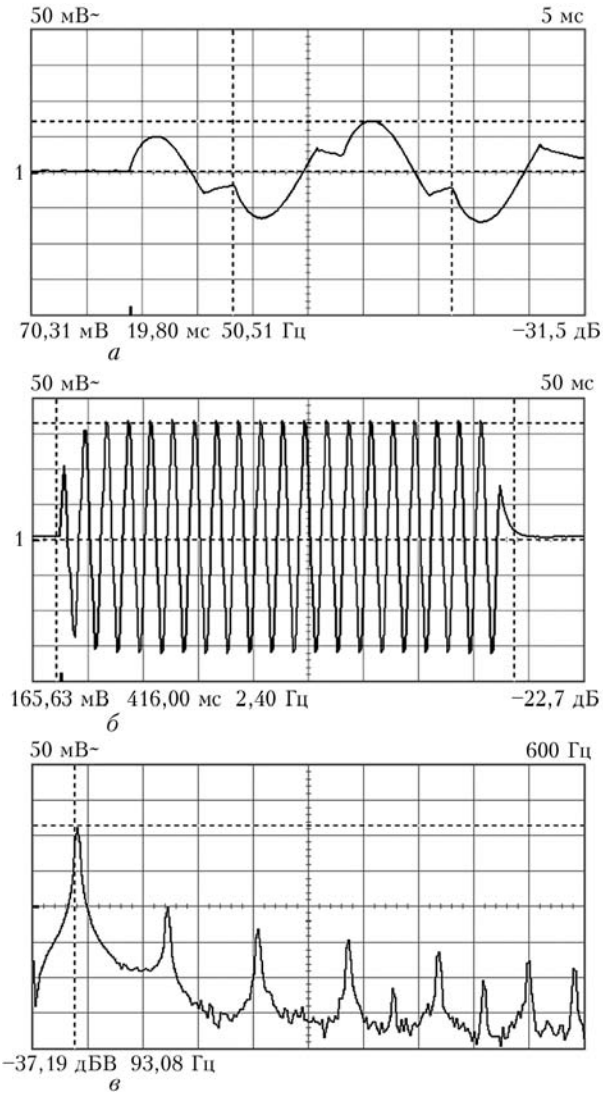


Рис. 1. Осцилограми (*а, б*) та спектрограма (*в*) МП контактного точкового зварювання одним імпульсом зварювального струму з фазовим регулюванням тиристорного контактора ($\alpha \approx 40°$)

Для експериментальних досліджень МП в робочій зоні використовували такі прилади: індукційний датчик магнітного поля ДМП-1; вимірювач індукції магнітного поля ГФИ-1 (датчик Холла); цифровий осцилограф PCS-500 з функцією швидкого перетворювання Фур'є (ШПФ) і ПК «Ezbook-700»; запам'ятовуючий цифровий осцилограф ТДС-1002 з функцією ШПФ. Атестовані датчики та осцилографи забезпечували вимірювання спектральних складових напруженості сигналів змінних та імпульсних МП від 1 до 160000 А/м. Нелінійність амплітудно-частотної характеристики датчика ДМП-1 в діапазоні частот 40–500 Гц не перевищувала ±10 %, а датчика Холла в діапазоні 0,2–2000,0 Гц — ±5 %.

Розглянемо отримані характерні результати для основних способів контактного зварювання. Перед цим відзначимо, що літературні дані [9] і численна статистика вимірів напруженості МП навколо контактних машин свідчить, що найбільші рівні випромінювань зафіксовані в площині зіткнення електродів машин або зварних стиків з тілом зварника на рівні паху, живота, грудей, голови (на висоті 1,0–1,7 м). Дані, наведені в цій статті, відповідають вимірам на рівні зварних з'єднань.

Контактне точкове зварювання. Результати досліджень показали, що для усіх видів контактного точкового зварювання характерні такі закономірності. Форма зварювального струму у вигляді короткої пачки (пачок) синусоїдальних імпульсів — відрізків синусоїди — визначає спектр МП, що має перехідний характер (проміжний між дискретним і суцільним). Від спектральних складових у частотному діапазоні 50–1000 Гц залежать проблеми магнітної безпеки цього способу.

Режими при точковому зварюванні можна вважати досить різноманітними з точки зору отримуваних спектрів МП, що мають значний вплив на його склад, в залежності від кількості імпульсів у пачці і кількості пачок (до трьох — підігрівальний, зварювальний і відпалювальний).

Ще більш значимим фактором, що визначає амплітуди гармонік спектра МП, є рівень зварювального струму, тобто показники потужності режиму, обумовлені «ступенем регулювання» зварювального трансформатора (при цьому дослідження впливу cos φ зварювальних машин на форму зварювального струму і спектра сигналів МП на даному етапі робіт не проводилося).

Фазове регулювання тиристорних контакторів зварювального струму може мати значний вплив на магнітну обстановку в робочій зоні і призводити до її різкого погіршення. У цьому випадку спектр МП зміщується праворуч з основною гармонічною складовою 100 Гц (рис. 1, табл. 1). При цьому гранично допустима тривалість зварювання $\tau_{зв.\ доп} \approx 0{,}3$ год. Модуляція переднього і заднього фронтів імпульсів істотного впливу на спектри

Таблиця 1. Результати гігієнічної оцінки магнітних полів зварювальних процесів*

Зварювальне обладнання, спосіб зварювання	Режим зварювання		Зона вимірювання H_{m_n}	Діапазон частот, Гц	$\sum_n \frac{H^2_{m_n}}{\text{ГДР}^2_n}$; $\tau_{\text{зв. доп}}$, ч
	Тривалість процесу, с; вид імпульсу	Ступінь трансформатора, вид зварювального струму			
Перша група					
МТП-1110, контактна точкова (ручна), змінний струм (приварювання листів оцинкованого металу до каркасу мікроавтобуса)	0,650; 2 імпульси з модуляцією переднього та заднього фронтів імпульсів — один період	1 (мінімальна)	Біля мережного кабеля	5–50 50–1000	<< 1 4,2; $\tau_{\text{зв. доп}}$ = 1,9
»	»	»	Кисті рук (між рукоятками зварювального пістолета на відстані 0,1 м від ферромагнітних частин)	5–50 50–1000	< 1 (0,23) 25,8; $\tau_{\text{зв. доп}}$ = 0,31
»	»	4 (максимальна)	»	5–50 50–1000	6,8; $\tau_{\text{зв. доп}}$ = 1,17 172; $\tau_{\text{зв. доп}}$ = 0,047
МТ-2202 (стаціонарна машина), точкове зварювання листів металу, змінний струм	0,360; 2 імпульси з модуляцією переднього та заднього фронтів імпульсів — 1 період	»	В площині зварювального контура машини на відстані 0,3 м від точки контакту електродів	5–50 50–1000	< 1 3,0; $\tau_{\text{зв. доп}}$ = 2,7
»	0,360; »	»	В площині зварювального контура машини на відстані 0,5 м від точки контакту електродів	5–50 50–1000	<< 1 1,45; $\tau_{\text{зв. доп}}$ = 5,5
»	0,420; 1 імпульс з модуляцією переднього та заднього фронтів імпульсів — 1 період	»	»	5–50 50–1000	<< 1 1,6; $\tau_{\text{зв. доп}}$ = 5,0
»	0,416; 1 імпульс з модуляцією заднього фронту. Кут регулювання тиристорів ~40°	»	В площині зварювального контура машини на відстані 0,3 м від точки контакту електродів	5–50 50–1000	<< 1 23,7; $\tau_{\text{зв. доп}}$ = 0,3
Друга група					
Зварювальна машина МСГУ-500, стикове зварювання безперервним оплавленням, стальні пластини 20×150 мм	120	Змінний, 50 Гц	Площина зварювального стику на рівні грудей. Відстань від зварювальної машини*: 0,5 м 1 м 2 м (робоча зона)	 5–50 50–1000 5–50 50–1000 5–50 50–1000	 < 1 78,0; $\tau_{\text{зв. доп}} \approx 0,1$ << 1 22,1; $\tau_{\text{зв. доп}} \approx 0,364$ << 1 3,3; $\tau_{\text{зв. доп}} \approx 2,42$

Закінчення табл. 1

Зварювальне обладнання, спосіб зварювання	Режим зварювання		Зона вимірювання H_{m_n}	Діапазон частот, Гц	$\sum_n \frac{H_{m_n}^2}{\text{ГДР}_n^2}$; $\tau_{\text{зв. доп}}$, ч
	Тривалість процесу, с; вид імпульсу	Ступінь трансформатора, вид зварювального струму			
Стаціонарна машина для зварювання рейок К-1000, зварювання безперервним оплавленням рейок Р65	180,0	Змінний, 50 Гц	Зварювальний трансформатор розміщений в машині на рівні живота. Відстань від корпуса машини**;		
			0,25 м	5–50	<< 1
				50–1000	1,2; $\tau_{\text{зв. доп}} \approx 6,6$
			0,5 м (робоча зона)	5–50	<< 1
				50–1000	0,08 << 1; $\tau_{\text{зв. доп}} \approx 8,0$
Стаціонарна машина для зварювання рейок К-1000, зварювання пульсівним оплавленням рейок Р65	Тривалість всього циклу 90: 30 — безперервним оплавленням (підігрів); 60 — пульсівне оплавлення (зварювання)	Змінний, 50 Гц (модульований) Змінний, 50 Гц, з амплітудною модуляцією	Район розміщення зварювального трансформатора та пульта керування машиною на рівні живота. Відстань від машини:		
			0,25 м	5–50	< 1
				50–1000	85,0; $\tau_{\text{зв. доп}} \approx 0,1$
			0,5 м (робоча зона)	5–50	< 1
				50–1000	9,23; $\tau_{\text{зв. доп}} \approx 0,85$
			1,0 м (робоча зона)	5–50	<< 1
				50–1000	1,0; $\tau_{\text{зв. доп}} \approx 6,0$
			1,5 м (робоча зона)	5–50	<< 1
				50–1000	< 1,0; $\tau_{\text{зв. доп}} > 8,0$

Примітки. 1. У зв'язку з великим об'ємом даних в таблиці представлений лише кінцевий результат розрахунків балансу енергетичного навантаження у відповідних зонах вимірювань в диапазонах частот. 2. ГДР — гранично допустимі рівні. 3. Зварювальний стик (позначено *) закривався негерметичним металевим екраном 2×500×750 мм. 4. Зварювальний стик (позначено **) ізолювався штатним металевим екраном зварювальної машини.

МП не створює. Ці попередні висновки можна апріорі перенести на способи рельєфного і шовного зварювання.

Відзначимо особливо несприятливі результати, отримані при точковому контактному зварюванні ручним інструментом (кліщі, пістолети тощо). Аналіз отриманих нами результатів вимірювань рівнів напруженості МП показує, що $\tau_{\text{зв. доп}}$ для зварника на цій технологічній операції може складати не більше 0,047 год (табл. 1).

Таблиця 2. Ефективність способів захисту при контактному зварюванні

Спосіб зварювання	Максимальна напруженість МП на робочому місці в діапазонах частот, А/м	Необхідна ефективність захисту, кількість разів
	50–1000 Гц	
Точкове (кліщи)	580	6–8
Точкове (стаціонарне)	290	3–4
Точкове (конденсаторне)	120	2
Дуго-стикове (ручне, без ФР)	80	Немає перевищення
Шовне	Немає	2–3
Рельефне	»	2

Рекомендації щодо захисту зварників для першої групи процесів. Отримані результати вимірів МП дали можливість визначити необхідну ефективність захисту для цих процесів (табл. 2). Під ефективністю захисних пристроїв розуміють відношення напруженості МП (максимальне значення) на робочому місці H_m до гранично припустимого $H_{\text{г. пр}}$: $Э_з = H_{mn}/H_{\text{г. пр}}$.

Найбільш ефективним вирішенням проблем електромагнітної безпеки при цьому контактному зварюванні можуть служити такі технологічні способи: оптимізація режимів контактного точкового, рельєфного і шовного зварювання не тільки з технологічної точки зору, але й електромагнітної безпеки (тривалості, кількості і модуляції імпульсів, складності, кута фазового регулювання тиристорів тощо); обмеження потужності контактних машин, використовуваних поза автоматизованим технологічним циклом (при відсутності оператора в безпо-

середній близькості від зварювальної машини), особливо настільних машин, точкових кліщів і пістолетів.

Розробникам і виробникам нового зварювального обладнання необхідно враховувати умови їх застосування і діючі санітарні норми, оскільки використання цього обладнання в промисловості обмежуватиметься рівнями електромагнітного випромінювання в робочій зоні при випробуваннях на максимальному ступені потужності зварювального трансформатора з різними комбінаціями встановлення регулятора циклу зварювання.

При перевищенні регламентованих ДСН 3.3.6.096–2002 рівнів електромагнітних випромінювань і недостатності технологічних заходів для їх зниження виробники повинні обов'язково застосовувати такі традиційні заходи захисту працюючих, як належна організація робочого місця, що передбачає захист відстанню та часом перебування в небезпечній зоні, екранування зварювального обладнання або працюючого (зокрема за допомогою спеціального екрануючого спецодягу).

Контактне стикове зварювання безперервним і пульсівним оплавленням змінним струмом (50 Гц). В результаті досліджень встановлено, що визначальним санітарно-гігієнічним фактором при контактному стиковому зварюванні безперервним оплавленням є магнітне випромінювання в діапазоні частот 50–1000 Гц (табл. 1, рис. 2). Це відноситься і до процесу стикового зварювання пульсівним оплавленням. Спектри напруженості МП, що формуються під час зварювання пульсівним оплавленням з амплітудною модуляцією зварювального струму, відрізняються від дискретних спектрів МП процесу безперервного оплавлення перехідним характером, більшою інтенсивністю спектральних складових (при однакових відстанях від джерел МП і показниках потужності процесів) та наявністю додаткових «бічних» гармонік модулюючої частоти, розташованих праворуч і ліворуч від основних гармонік спектра (рис. 3).

Під час зварювання рейок амплітуди бокових гармонік приблизно на 6 дБ менші за амплітуди

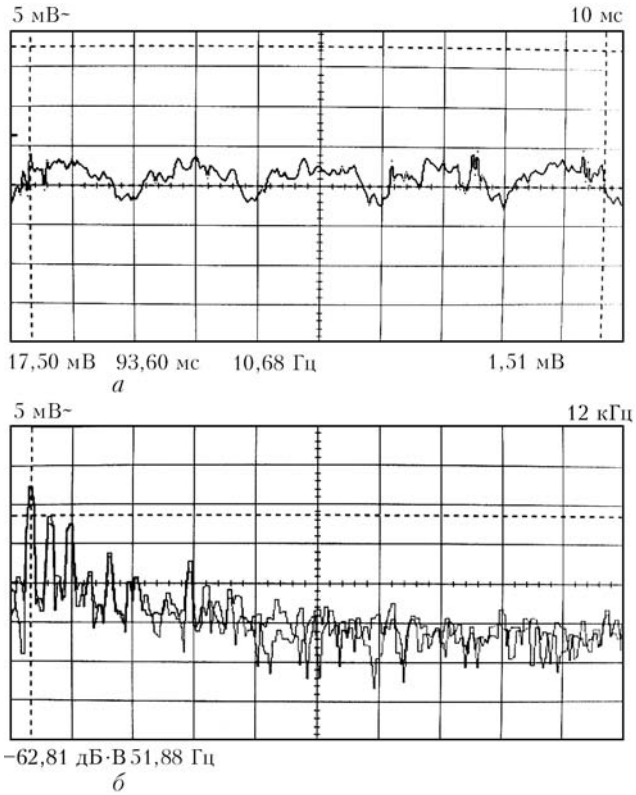


Рис. 2. Осцилограма і спектрограма напруженості МП в робочій зоні зварника при контактному стиковому електрозварюванні безперервним оплавленням стальних пластин 20×150 мм (зварювальна машина МСГУ-500)

основних гармонік, що відповідає 100%-му коефіцієнту модуляції і складає приблизно половину їх значення. Це істотно збільшує нормовані параметри при розрахунку енергетичного балансу спектра МП і погіршує гігієнічні показники процесу. Однак, як було встановлено, при зварюванні пульсівним оплавленням на сучасних машинах типу К-1000 з екранованим зварювальним контуром проникання МП в робочу зону набагато слабкіше, ніж у старих машин для зварювання безперервним оплавленням типу МСГУ-500 (табл. 1) при зварюванні деталей з однаковими площами зварних перетинів.

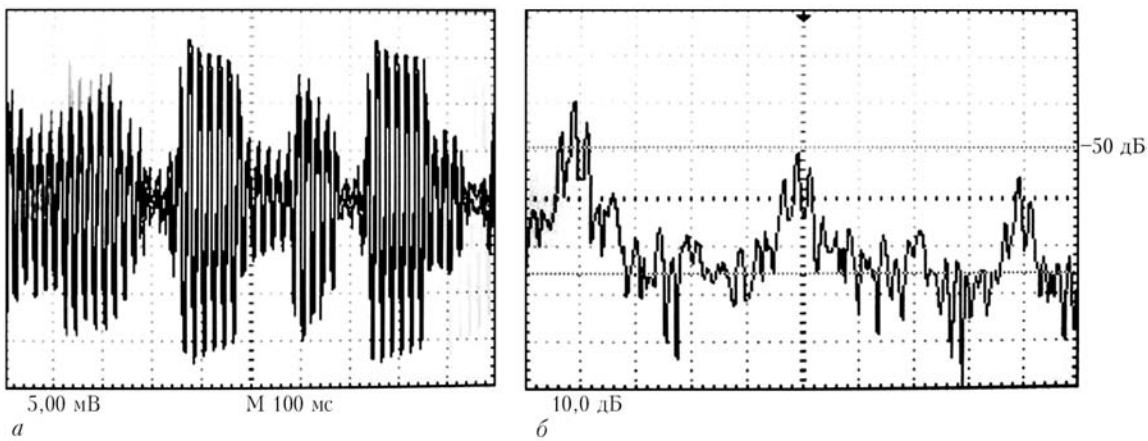


Рис. 3. Осцилограма (*а*) і спектрограма (*б*) напруженості МП в робочій зоні зварника при контактному стиковому зварюванні пульсівним оплавленням рейок Р-65 (зварювальна машина К-1000)

Рекомендації щодо захисту зварників для процесів другої групи. В результаті виконаних досліджень встановлено, що під час контактного стикового зварювання вказаними в табл. 1 способами, в залежності від фізичних особливостей процесів нагрівання і плавлення зварюваних деталей, конструктивних особливостей зварювальних машин і принципів роботи джерел зварювального струму в робочій зоні, створюються МП з порівняно широким (відносно ДСН 3.3.6.096–2002) частотним діапазоном гармонік.

При контактному стиковому зварюванні безперервним і пульсівним оплавленням при недостатньому екрануванні зварювального контуру рівень напруженості МП в робочій зоні може перевищувати діючі санітарні норми, що потребує їх контролю і, принаймні, зменшення часу експозиції (перебування) операторів-зварників у зоні дії цих МП, що у виробничих умовах зробити нескладно з огляду на автоматизацію даних процесів зварювання.

Відзначене повною мірою відноситься і до контактного зварювання опором у частині екранування і дистанційного включення зварювання (з відстані 2–3 м).

У порівнянні зі стиковим зварюванням безперервним оплавленням змінним струмом, під час зварювання випрямленим струмом на зварювальній машині з аналогічною «архітектурою» без екрана, незважаючи на розширення спектра МП, виявлено значне поліпшення магнітної обстановки навколо машини (у відповідності з ДСН 3.3.6.096–2002). Цей факт не виключає магнітного екранування зварювального контуру, тим більше, що робоче місце слід захищати від бризок і іскор розплавленого металу та облаштовувати місцевим відсмоктувачем шкідливих речовин, утворюваних під час зварювання. Фазове регулювання напруги зварювання істотно не впливає на напруженість МП в робочій зоні. Під час пресового зварювання з нагріванням дугою випрямленого струму, керованої магнітним полем, незважаючи на досить широкий частотний спектр (0–600 Гц) перевищення санітарних норм МП не зафіксовано.

Таким чином, у результаті виконаних досліджень встановлено, що осцилограми і спектри МП тих самих процесів стикового зварювання на різних зварювальних машинах можуть істотно відрізнятися. Це пояснюється конструктивними особливостями їх корпусів, зварювальних трансформаторів, розмірами і просторовим розташуванням зварювальних контурів, конфігурацією зварюваних деталей, роботою приводних гідравлічних пристроїв тощо.

Різноманіття створюваної при цьому магнітної обстановки на робочих місцях визначає необхідність оперативного контролю цієї обстановки самим оператором-зварником (незалежно від роботодавця) за допомогою портативного індикатора-сигналізатора небезпечних рівнів МП. У разі встановлення таких рівнів роботодавці повинні приймати заходи щодо нормалізації ситуації.

1. *Weman K.* Health hazards caused by electro — magnetic fields during welding // Svetsaren. — 1994. — **48**, N 1. — 2 p.
2. *IIW Doc. VIII-G100–95.* A review of arc welding and electromagnetic compatibility. — 5 p.
3. *IIW Doc. VIII-C108–95.* Electromagnetic fields: how big a problem in Europe? — 6 p.
4. *IIW Doc. VIII–99.* Notes on magnetic fields in welding. — 24 p.
5. *Stefaniszyn K.* Zagrozenia electromagnetyczne w spawalnictwie // Biuletyn Institutu Spawalnictwa. — 2003. — N 2. — S. 39–44.
6. *IIW Doc. VIII-1858–98.* Health hazards from exposure to electro-magnetic fields in welding. — 1 p.
7. *Левченко О.Г., Левчук В.К.* Гігієнічна оцінка магнітних полів на робочих місцях при застосуванні дугового зварювання металоконструкцій // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. наук. ст. за результатами, отриманими в 2004–2006 рр. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАНУ, 2006. — С. 390–395.
8. *ДСН 3.3.6. 096–2002.* При роботі з джерелами електромагнітних полів. — Київ: МОЗ, 2002. — 16 с.
9. *Левченко О.Г., Левчук В.К.* Безопасный уровень напряженности электромагнитного поля при контактной сварке // Автомат. сварка. — 2008. — № 5. — С. 46–55.

ПРОЕКТ 7.7

Розробка технології і устаткування для з'єднання арматури залізобетонних конструкцій пресовим зварюванням та муфтами, що обжимаються вибухом, з метою підвищення ресурсу залізобетонних будівельних споруд

УДК 621.791.052.4+762

КОНТАКТНЕ СТИКОВЕ ЗВАРЮВАННЯ СТЕРЖНЬОВОЇ АРМАТУРИ КЛАСІВ А400–А600 ПРИ БУДІВНИЦТВІ КОНСТРУКЦІЙ ІЗ МОНОЛІТНОГО ЗАЛІЗОБЕТОНУ

П.М. ЧВЕРТКО, канд. техн. наук (Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Розглянуто питання застосування контактного стикового зварювання стержньової арматури у будівельній індустрії в монтажних і напівстаціонарних умовах при будівництві монолітних залізобетонних конструкцій. Цей спосіб зварювання арматури вигідно відрізняється від багатьох інших способів зварювання високою стабільністю показників якості та відсутністю допоміжних матеріалів. Визначено основні технологічні параметри процесу зварювання, розроблено базові технології. Використання розроблених технологій з'єднання арматури дозволить отримувати практично рівноміцні з основним металом стикові з'єднання в монтажних і напівстаціонарних умова, підвищити стійкість зварних з'єднань до циклічних навантажень, збільшити строк експлуатації залізобетонних конструкцій, підвищити їх надійність і гарантувати високий експлуатаційний ресурс.

Ключові слова: *контактне стикове зварювання, високоміцна і термічно зміцнена арматура залізобетону, монтажні умови, монолітний залізобетон*

При будівництві і ремонті залізобетонних споруд та конструкцій широко застосовуються різноманітні способи зварювання арматури, здебільшого дугові. Зокрема, найбільше розповсюдження серед цих способів знайшли ручне та механізоване електродугове зварювання, ванно-дугове зварювання тощо. Слід зазначити, що на заводах і комбінатах, які виготовляють конструкції збірного залізобетону, окрім зазначених способів, широко застосовується контактне стикове зварювання безперервним оплавленням. Цей спосіб зварювання сьогодні є одним з провідних для виготовлення стикових з'єднань арматури в заводських умовах. Контактне стикове зварювання відрізняє висока стабільна якість зварних з'єднань, які практично рівноміцні з основним металом, що дозволяє суттєво підвищити надійність та експлуатаційний ресурс залізобетонних конструкцій і забезпечує високу продуктивність виробництва. Процесс зварювання відбувається в автоматичному режимі і поєднує в єдиному циклі складальні і зварювальні операції та не потребує застосування допоміжних витратних матеріалів (електродів, зварювальних дротів, флюсів, газів тощо), при цьому не висуваються спеціальні вимоги до кваліфікації зварника. В монтажних умовах цей спосіб зварювання сьогодні не використовується і перш за все у зв'язку з відсутністю спеціальних технологій і устаткування.

Наявний досвід розробки технологій і спеціалізованого устаткування контактного стикового зварювання в польових умовах залізничних рейок і труб дозволяє застосовувати цей процес для з'єднання стержньової арматури залізобетону в монтажних та напівстаціонарних умовах. Для цього необхідно визначити технологічні особливості цього процесу і вимоги до спеціалізованого устаткування.

Вимоги до устаткування головним чином визначають умови його експлуатації. Воно повинно бути мобільним, компактним, мати мінімально можливу електричну потужність і максимальний захист від впливу зовнішнього середовища.

Як правило, стержньову арматуру залізобетону діаметром до 22 мм з'єднують контактним стиковим зварюванням безперервним оплавленням, а більші діаметри — оплавленням з попереднім підігрівом опором. Останній характеризується широкою та нестабільною зоною термічного впливу. Контактне стикове зварювання пульсуючим оплавленням дозволяє з'єднувати весь сортамент арматури і поєднує в собі переваги наведених вище способів.

При будівництві монолітних залізобетонних конструкцій за рекомендаціями [1] здебільшого використовують арматуру класів А400С–А600С із сталей СтЗГпс, 25Г2С і 35ГС в гарячекатаному або термічно зміцненому стані, на яких було проведено технологічні дослідження і розробку базової тех-

Таблиця 1. Механічні властивості стержньової арматури

Сталь	Границя текучості $\sigma_{0,2}$, МПа	Границя міцності $\sigma_в$, МПа	Відносне видовження δ, %
35ГС	370–500	610–670	18–30
25Г2С	380–400	590–620	23–31
ВСтЗГпс	235	370–490	25

© П.М. ЧВЕРТКО, 2009

Таблиця 2. Хімічний склад (мас. %) арматурних сталей

Марка сталі	C	Mn	Si	Cr	Ni	S	P	Cu
25Г2С	0,20–0,29	1,2–1,6	0,60–0,90	<0,3	<0,3	<0,045	<0,04	<0,3
35ГС	0,30–0,37	0,8–1,2	0,60–0,90	<0,3	<0,3	<0,045	<0,04	<0,3
ВСт3Гпс	0,14–0,22	0,8–1,1	<0,15	<0,3	<0,3	<0,050	<0,04	<0,3

Таблиця 3. Параметри режимів зварювання гарячекатаної арматури залізобетону

Клас арматури	Діаметр, мм	Вторинна напруга $U_{2x.x}$, В	Припуски (мм) на		Час зварювання, с
			оплавлення	осадку	
А240С–А500С	12–18	5,5–6,0	10–12	3	8–10
	20–28	5,5–6,0	11–15	4–5	15–20
	32–40	6,0–6,5	13–17	5–6	До 30

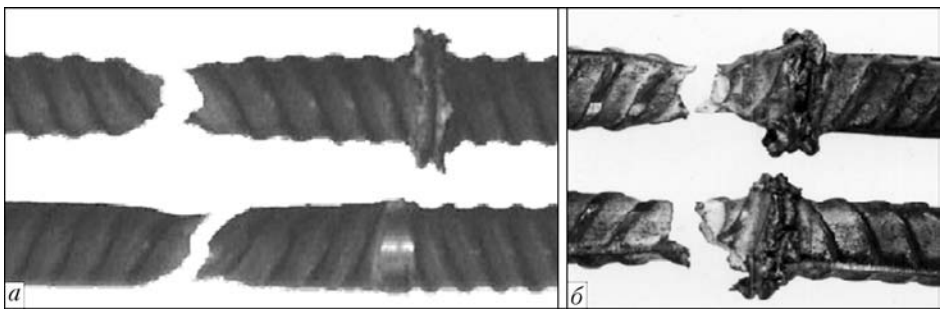


Рис. 1. Зварні зразки гарячекатаної (*а*) і термічно зміцненої (*б*) арматури залізобетону після випробувань на розтяг

нології. Механічні властивості цих сталей в гарячекатаному стані наведено в табл. 1, а їх хімічний склад — в табл. 2.

Проведені технологічні дослідження зварювання гарячекатаної арматури дозволили визначити значення основних параметрів режимів зварювання: установочної довжини $L_{уст}$; припусків на оплавлення $L_{опл}$ і осадку $L_{ос}$; вторинної напруги холостого ходу $U_{2x.x}$; швидкостей оплавлення $v_{опл}$ та осадки $v_{ос}$; часу зварювання $t_{зв}$ і часу осадки під струмом $t_{ос\,I}$. Припуски визначались експериментально з врахуванням необхідної товщини зони розігріву для проведення подальшої деформації металу при осадці, а також косини кромок зварюваних деталей. Встановлено, що швидкість оплавлення на початку процесу дорівнює 0,4–0,5 мм/с,

Таблиця 4. Результати механічних випробувань зварних з'єднань гарячекатаної арматури класу А400С із сталі 35ГС

Діаметр арматури, мм	$\sigma_т$, МПа	$\sigma_в$, МПа
16	432,7–472,4 / 457,9	721,2–731,1 / 726,1
18	361,4–402,6 / 387,9	628,8–660,2 / 647,6
20	394,7–451,2 / 418,0	652,5–719,4 / 699,4
22	356,6–394,4 / 372,2	639,3–684,0 / 657,7
25	399,2–482,8 / 432,9	652,5–754,4 / 678,7
28	455,1–513,0 / 490,0	674,8–754,4 / 724,8
32	456,2–565,8 / 505,9	684,4–719,4 / 697,1
36	469,4–517,3 / 498,1	646,2–757,6 / 708,8

Таблиця 5. Параметри режимів зварювання і результати механічних випробувань арматури класу А600С із сталі 25Г2С

$L_{уст}$, мм	$L_{опл}$, мм	$t_{ос\,I}$, с	Механічні характеристики		Характер руйнування
			$\sigma_в$, МПа	Коефіцієнт міцності $\sigma_{зв}/\sigma_{о.м}$, %	
25	11	0,10	830–850 / 847	96,1–98,2 / 97,3	ЗТВ Пластично
11	4	0,10	800–825 / 816	93,7–96,6 / 95,5	По стику
7	4	0,10	870–875 / 873	93,7–102,0 / 97,9	»
12	8	0,04	825–835 / 831	95,5–96,7 / 96,3	2 зразки по стику
15	10	0,04	835–845 / 836	96,1–97,0 / 96,4	»
17	12	0,04	820–850 / 838	95,0–98,2 / 96,7	2 зразки по основному металу

Примітка. $\sigma_{зв}$ — границя міцності зварного з'єднання; $\sigma_{о.м}$ — границя міцності основного металу.

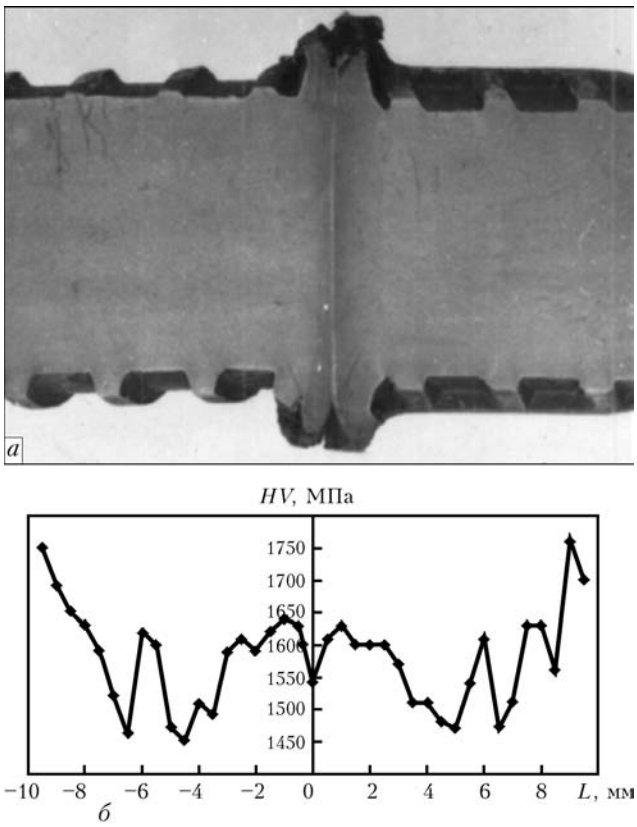


Рис. 2. Макрошліф (*а*) і розподіл твердості (*б*) в зоні зварного з'єднанні арматури із сталі СтЗГпс

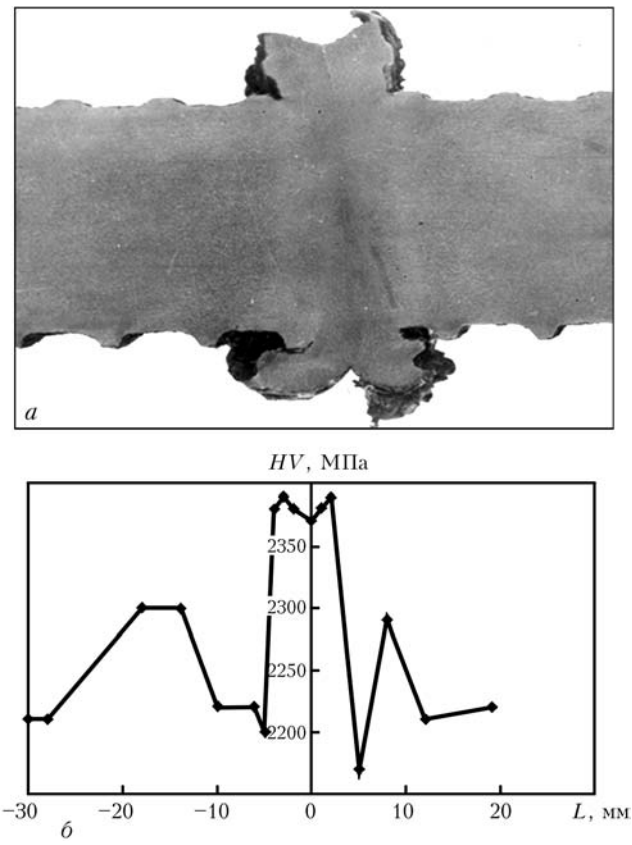


Рис. 4 . Макрошліф (*а*) і розподіл твердості (*б*) в зоні зварного з'єднання термічно зміцненої арматури із сталі 25Г2С

а безпосередньо перед осадкою підвищується до 2,0–2,5 мм/с. Вторинна напруга холостого ходу, яка забезпечує стабільне протікання процессу нагрівання при оплавленні, повинна бути мінімально можливою [2]. В результаті проведених робіт визначено основні параметри процесу зварювання стержньової арматури (табл. 3).

Механічні випробування натурних зразків з'єднань гарячекатаної арматури із сталі 35ГС, які зварені безперервним оплавленням на оптимальних режимах, проводились відповідно вимогам [3]. Їх результати наведено в табл. 4. Руйнування усіх зразків відбувалось по основному металу на значній відстані від зварного з'єднання і зони термічного впливу (ЗТВ) (рис. 1, *а*).

Аналогічні результати отримано і на сталях СтЗГпс і 25Г2С в гарячекатаному стані. Макрошліф з'єднання і результати замірів твердості показано на рис. 2, мікроструктура зони з'єднання і основного металу — на рис. 3.

Попереднє термічне зміцнення арматурної сталі суттєво підвищує вимоги до вибору режиму нагрівання при зварюванні, що забезпечує рівноміцність зварного з'єднання з основним металом. При зварюванні термічно зміцненої арматури безперервним оплавленням на м'яких режимах або оплавленням з попереднім підігрівом опором у ЗТВ спостерігається зниження границі міцності до рівня границі міцності сталі, що не пройшла попередню термічну обробку. Основні змінювані параметри режиму зварювання обрані такі: установочна довжина $L_{уст}$; припуск на оплавлення $L_{опл}$; час осадки під струмом $t_{ос\ I}$.

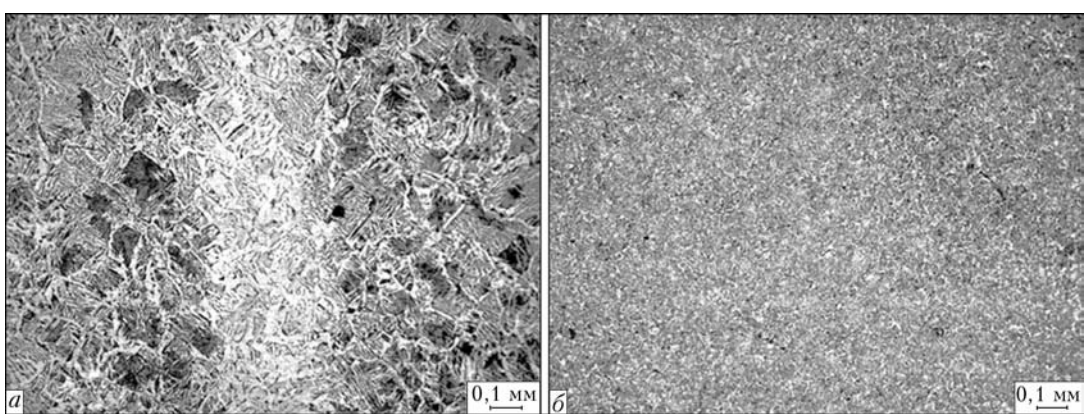


Рис. 3. Мікрошліфи зварного з'єднання (*а*) і основного металу (*б*) арматури із сталі СтЗГпс

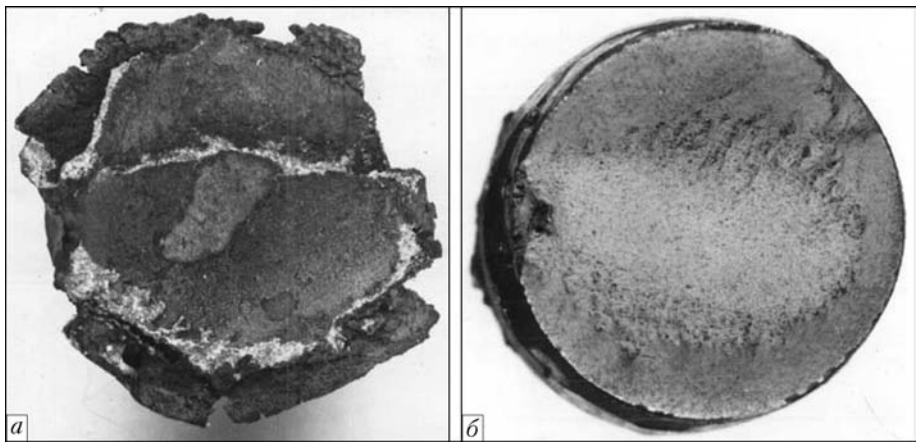


Рис. 5. Дефекти зварного з'єднання (*а*) і бокової поверхні арматури (*б*)

В ході досліджень і розробки технології зварювання термічно зміцненої арматури із сталі 25Г2С визначено, що оптимальна установочна довжина знаходиться в границях (1,7–2,0) D. Таким чином, її значення практично не відрізняються від наведених в табл. 3. Припуск на оплавлення також мало відрізняється і його можна прийняти рівним відповідному припуску, який визначений для гарячекатаної арматури.

Підвищена чутливість термічно зміцненої арматури висуває додаткові вимоги до термічних циклів нагрівання при зварюванні. Оскільки процеси зварювання гарячекатаної і термічно зміцненої арматури виконуються на режимах з близькими значеннями основних параметрів, найбільший вплив на механічні характеристики з'єднань має час осадки під струмом, тобто зневіцнення значно залежить від додаткового нагрівання під час осадки.

В ході досліджень час осадки під струмом змінювався від 0,10 до 0,01 с. Отримані результати наведено в табл. 5.

Перші п'ять зварних зразків при механічнних випробуваннях руйнувались пластично у ЗТВ із знеміцненням не більш ніж 2–4 % (див. рис. 1, *б*). При застосуванні режимів, що мають нижчі припуски на оплавлення, відбувається крихке руйнування, обумовлене інтенсивним відводом тепла в електроди зварювальної машини, що охолоджуються. Збільшення зони нагрівання при оплавленні з одночасним скорченням часу осадки під струмом дозволило отримувати зварні з'єднання практично рівноміцні з основним металом. Знеміцнення не перевищувало 2 %. При цьому руйнування більшості зразків (близько 90 %) відбувалось по основному металу поза ЗТВ. Макрошліф такого з'єднання і розподіл твердості наведено на рис. 4.

Для запобігання виникнення різноманітних дефектів зварювання необхідно суворо дотримуватись рекомендованих режимів особливо при роботі з термічно зміцненою арматурою. Вище показано, що у випадку недостатнього нагріву зварюваних деталей значно знижуються пластичні властивості арматури. При механічних випробуваннях відбувається крихке руйнування безпосередньо по стику або ЗТВ. Перегрів з'єднання призводить до зниження характеристик міцності в ЗТВ. При подальшому збільшенні циклу нагрівання до 30–40 с відбувається характерне руйнування з наявністю гарячих тріщин в площині з'єднання (рис. 5, *а*). Границя міцності при цьому не перевищує 100–140 МПа.

Окрім того у ряді випадків спостерігалось руйнування зразків по «підпалам» (рис. 5, *б*). Зазвичай, виникнення таких дефектів відбувається при недостатньому зусиллі затискання зварюваних деталей або сильному забрудненні струмопідводячих губок. В місці нещільного прилягання деталі до електроду збільшується перехідний електричний опір до значення, що перевищує опір іскрового зазору і починається процес локального оплавлення деталь–електрод. Як зазначено вище, виникаючі при цьому «підпали» у вигляді кратерів суттєво знижують механічні властивості зварних з'єднань. Виникненню «підпалів» також сприяє підвищений електричний опір між профільною боковою поверхнею арматури і електродом. Виходячи з цього зусилля затискання обирається щонайменше у два рази більше ніж зусилля стиснення при осадці.

Зменшення вірогідності виникнення і кількості «підпалів» досягається правильним вибором питомого зусилля затискання і регулярним зачищенням струмопідводів (електродів) через кожні 5–10 зварювань і зниженням вторинної напруги $U_{2x.x}$.

Застосування технологій з'єднання гарячекатаної і термічно зміцненої арматури дозволить отримувати практично рівноміцні з основним металом стикові з'єднання в монтажних і напівстаціонарних умовах, підвищити стійкість зварних з'єднань до циклічних навантажен, збільшити строк експлуатації залізобетонних конструкцій, підвищити їх надійність і гарантувати високий експлуатаційний ресурс.

Висновки

1. При застосуванні дугових способів зварювання стержньової арматури якість зварних з'єднань в значній мірі залежить від кваліфікації зварника і умов зберігання допоміжних зварювальних матеріалів. Продуктивність процесу невелика, час зва-

рювання одного з'єднання становить близько 30 хв.

2. Контактне стикове зварювання виконується в автоматичному режимі і не потребує застосування допоміжних зварювальних матеріалів. При цьому кваліфікація зварника не впливає на якість зварних з'єднань. Продуктивність процесу велика, час зварювання одного з'єднання не перевищує 1 хв.

3. При наявності великої кількості зварних з'єднань (наприклад на одному мостовому переході кількість з'єднань становить від сотень тисяч до мільйонів) застосування контактного стикового зварювання в монтажних умовах забезпечить високу економічну ефективність, підвищить продуктивність будівництва і значно знизить кількість бракованих з'єднань.

4. Розподіл температури приконтактної ділянки при зварюванні безперервним оплавленням на жорстких режимах і особливо пульсуючим оплавленням створює найбільш сприятливі умови для пластичної деформації під час осадки.

5. Застосування способа контактного стикового зварювання пульсуючим оплавленням забезпечує стабільну якість зварних з'єднань із високоміцних і термічно зміцнених арматурних сталей. При цьому значення знеміцнення не перевищує 2–4 %.

6. Підвищення густини струму при пульсуючому оплавленні у порівнянні з безперервним створює підвищену загрозу утворення «підпалів», що негативно впливає на якість зварних з'єднань.

1. *ДСТУ 3760–2006*. Прокат арматурний для залізобетонних конструкцій. Загальні технічні умови. — Чинний з 10.01.2002. — К.: Держспоживстандарт України, 2007. — 21 с.
2. *Кучук-Яценко С.И*. Контактная стыковая сварка оплавлением. — Киев: Наук. думка, 1992. — 234 с.
3. *ГОСТ 10922–90*. Арматурные и закладные изделия сварные, соединения сварные арматуры и закладных изделий железобетонных конструкций. Общие технические условия. — Введ. 01.01.91. — М.: Изд-во стандартов, 1990. — 30 с.

ПРОЕКТ 7.8

Розробка технології й устаткування відновлення й зміцнення робочих поверхонь мідних кристаллізаторів безперевного розливу сталі методом НТП з метою подовження ресурсу роботи в 1,5–2,0 рази

УДК 621.791.92

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ПЛИТ МЕДНЫХ КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ СТАЛИ СПОСОБОМ НАПЛАВКИ ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ (НТП)

И.В. ДОЦЕНКО, инж., **В.И. ЗЕЛЕНИН**, канд. техн. наук, **П.М. КАВУНЕНКО, В.В. ТИСЕНКОВ, В.М. ТЕПЛЮК, М.А. ПОЛЕЩУК, И.М. ПОПОВИЧ**, инженеры (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Разработана технология и инструмент восстановления наплавкой методом НТП в твердой фазе медных плит кристаллизаторов непрерывной разливки стали. Технология наплавки меди осуществляется путем выполнения прорезных швов с перекрытием.

Ключевые слова: *сварка и наплавка трением с перемешиванием, сварка и наплавка в твердой фазе, твердые сплавы, медь, плиты кристаллизаторов непрерывной разливки стали*

Процесс сварка трением с перемешиванием (СТП) и сварки в твердой фазе (TWI), разработанный Британским институтом сварки в 1991 г., имеют преимущества и особенности, которые не присущи традиционным способам сварки. К настоящему времени СТП достаточно глубоко исследована и области ее применения постоянно расширяются. Только в Японии ведутся разработки технологий СТП для таких отраслей, как вагоно-, автомобиле-, судо- и авиастроение, где длина выполненных соединений в сумме достигает 500 км [1].

В Украине технология СТП активно разрабатывается в ИЭС им. Е.О. Патона для сварки алюминия, меди и титана [2].

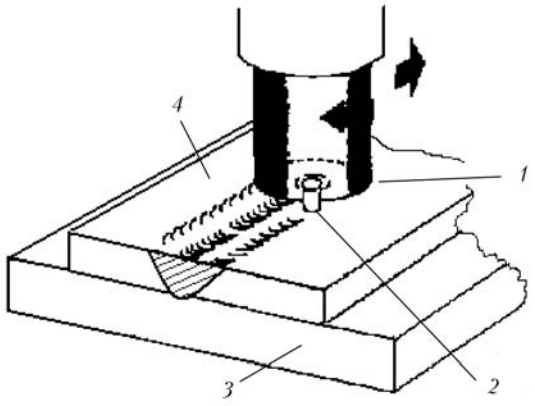


Рис. 1. Схема наплавки медных кристаллизаторов способом НТП: *1* — заплечик; *2* — штырь со специальным профилем; *3* — медная заготовка; *4* — присадка

Кроме того, новый процесс сварки в твердой фазе может применяться и для наплавки трением с перемешиванием (НТП), в частности, для восстановления медных кристаллизаторов непрерывной разливки стали.

В сталеплавильном производстве при непрерывной разливке стали используются кристаллизаторы из меди, имеющей высокую теплопроводность и обеспечивающие быстрое образование корки металла на поверхности слитка. При движении слитка через кристаллизатор в зоне взаимодействия его поверхности со стенкой из меди происходит значительный абразивный износ меди, что приводит к нарушению начальной геометрии кристаллизатора, выходу его из строя и значительным материальным потерям, в связи с чем возникает необходимость в частой его замене или восстановлении. Однако обычными методами сварки и наплавки плавлением восстановить кристаллизаторы затруднительно вследствие ухудшения их теплопроводности и коробления.

Применение для этих целей НТП позволяет восстанавливать медные плиты кристаллизаторов без изменений их теплофизических свойств.

Сущность процесса заключается в следующем: для наплавки, как и для сварки, используют вращающийся инструмент в форме стержня, состоящий из двух основных частей — заплечика *1* и выступающего из него штыря *2* (рис. 1), который вводится в наплавляемый лист таким образом, чтобы штырь *2* внедрился в накладываемую сверху присадку *4* на глубину чуть больше толщины наплавляемого материала и захватил основной металл, а заплечик *1* сверху коснулся наплавляемого материала. После этого инструмент перемещается

© И.В. ДОЦЕНКО, В.И. ЗЕЛЕНИН, П.М. КАВУНЕНКО, В.В. ТИСЕНКОВ, В.М. ТЕПЛЮК, М.А. ПОЛЕЩУК, И.М. ПОПОВИЧ, 2009

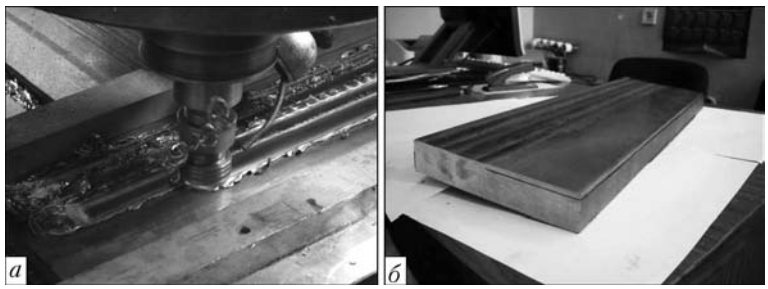


Рис. 2. Внешний вид плиты М1 кристаллизатора в процессе наплавки (*а*) и после частичной наплавки и порезки (*б*)

со скоростью сварки. В результате трения происходит нагрев металла вплоть до пластичного состояния и перемешивание инструментом металла основы с наплавляемым материалом. Объем, в котором формируется наплавляемый шов, ограничивается заплечиками инструмента [2].

Для полного отсутствия дефектов, а также для обеспечения всех необходимых свойств, надежности и технологичности следует выбирать режимы, которые оптимально подходят для определенного вида продукции.

Большинство исследователей указывают на следующие преимущества СТП и НТП по сравнению с другими способами получения неразъемных соединений: сохранение в значительной мере свойств основного металла в зоне сварки по сравнению со способами сварки плавления; отсутствие вредных испарений и ультрафиолетового излучения в процессе сварки; возможность получения бездефектных швов на сплавах, которые при сварке плавлением склонны к образованию горячих трещин и пористости в металле швов; отсутствие необходимости применения присадочного материала и защитного газа, удаления поверхностных оксидов на кромках перед сваркой, а также отсутствие шлака и брызг после сварки и потерь легирующих элементов в металле шва.

Сравнение затрат в производстве при использовании НТП и наплавки плавящимся электродом (НПЭ) показало, что начальные капиталовложения при НТП более высокие, но с увеличением объема производства применение этого процесса становится экономически выгоднее, чем другого. В некоторых случаях процесс НТП не имеет альтернативы, как например, при наплавке меди.

Главной проблемой СТП является стойкость вращающегося инструмента, который подвергается воздействию значительных нагрузок и высоких температур.

В процессе трения инструмента о наплавляемый материал температура используемого инструмента может на 100–200 °С превышать температуру рекристаллизации свариваемого металла. Опытным путем было установлено, что при сварке меди эта температура находится на уровне 800–900 °С. Поэтому главной проблемой в процессе НТП является стойкость вращающегося инструмента, который, кроме высоких температурных воздействий, подвергается значительным механическим нагрузкам и должен иметь высокую термостойкость, теплопроводность и коррозионную стойкость.

Наиболее приемлемыми оказались сплавы типа ВК. Такие композиции содержат карбиды вольфрама, связанные кобальтом. В кобальтовой матрице присутствует растворенный вольфрам, который ее упрочняет. При высокой твердости (около 1000 МПа) при температуре приблизительно 800 °С и максимальной прочности на изгиб (около 1200 МПа) с помощью этого способа достигались необходимые для НТП свойства инструмента [3].

Небольшие образцы можно сваривать и наплавлять этим способом на специально приспособленных фрезерных станках.

В качестве промышленного оборудования для восстановления кристаллизаторов непрерывной разливки стали следует использовать специально сконструированную установку УНТП-02 для наплавки медных плит способом НТП с применением портального вертикально-фрезерного станка. Ее технические характеристики представлены ниже:

Мощность головного привода, кВт	30
Толщина наплавляемого слоя меди, мм	10
Частота вращения инструмента, min^{-1}	500–3500
Усилие, воспринимаемое шпинделем, кН:	
осевое	50
радиальное	20
Скорость перемещения инструмента при наплавке 5 мм листа, мм/мин	200
Широта захвата при наплавке 5 мм листа, мм	10
Производительность наплавляемого металла, кг	5–10

На рис. 2 показана наплавка способом НТП на медную плиту М1 размером 800×200×25 медного листа М-1 толщиной 4 мм. На площади, составляющей 2/3 площади плиты, наплавку выполнили за 30 мин, при этом при внешнем осмотре и экспресс-исследовании дефекты выявлены не были.

Механические испытания наплавленного металла показали, что после наплавки он имеет мелкокристаллическую структуру и его прочностные характеристики соответствуют характеристикам холоднодеформированной меди.

1. *Фудзии Х.* Сварка трением с перемешиванием сталей // Жур. Япон. свароч. о-ва. — 2008. — **77**, № 8. — С. 19–32.
2. *Сварка* и наплавка трением с перемешиванием меди и ее сплавов / М.Л. Жадкевич, Н.Г. Третяк, П.М. Кавуненко и др. // Автомат. сварка. — 2007. — № 11. — С. 28–31.
3. *Металловедение* и термическая обработка. Справ. — М.: Металлургиздат, 1962. — Т. 2. — С. 1502–1506.

УДК 621.791:629.44

ТЕХНОЛОГИЯ ПО ВОССТАНОВЛЕНИЮ ШЕЕК ОСЕЙ КОЛЕСНЫХ ПАР ТЕЛЕЖЕК ГРУЗОВЫХ ВАГОНОВ

И.В. ДОЦЕНКО, инж., **В.И. ЗЕЛЕНИН**, канд. техн. наук, **П.М. КАВУНЕНКО, В.В. ТИСЕНКОВ, В.М. ТЕПЛЮК, М.А. ПОЛЕЩУК**, инженеры (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Разработана технология плазменно-дугового напыления покрытий на оси железнодорожного транспорта с целью их восстановления и защиты от износа. Для нанесения покрытий различного назначения использовали аргоновый плазмотрон с выносным анодом из напыляемых проволок. Опытная партия восстановленных осей для железнодорожных вагонов поставлена на испытание.

Ключевые слова: *плазменно-дуговая металлизация, плазмотрон, катод, анод, восстановление, ось колесной пары*

На железнодорожном транспорте имеется несколько десятков тысяч колесных пар, изготовленных из углеродистой стали с содержанием углерода 0,38–0,47 %, оси которых отбракованы из-за наличия дефектов шеек и подступичных частей осей. Их восстановление даст возможность повторного использования, что может принести значительный экономический эффект [1, 2].

В ИЭС им. Е.О.Патона и ПКТБ ЦВ УЗ разработана новая технология плазменной металлизации в инертной среде. Для напыления покрытий применяли аргонодуговой плазмотрон с вольфрамовым катодом и воздушным охлаждением. Поджиг осуществляли на промежуточный анод. Далее потенциал перебрасывали на распыляемую проволоку. Использование проволоки в качестве распыляемого анода повышало КПД процесса, поскольку энергия плазмы идет в основном на распыление проволоки и создание покрытий. При этом катод охлаждается аргоном.



Общий вид установки для восстановления шейки и подступичной части оси колесной пары способом плазменно-дуговой металлизации КТ-088

Подбирали режим обдувающего потока воздуха таким образом, чтобы давление в плазменном потоке было равным давлению обдувающего воздуха.

В связи со значительной разницей температур потока плазмы и аксиально-исходящего воздушного потока смешивания потоков не зафиксировано. Предположительно, из-за высокой скорости истекаемого потока зона с максимальным содержанием аргона распространяется на значительную длину (до 150–200 мм), что позволяет вести в ней напыление без окисления.

В качестве материала для покрытий использовали проволоки из стали 65Г, 70, 20Х, 30 ХДС и порошковые проволоки [3].

Предложенная технология позволяет снизить пористость в покрытиях до 2–5 %, а также исключить оксиды и увеличить сцепление получаемого покрытия с подложкой до 40–60 МПа. Твердость получаемых покрытий составляла *HRC* 30–35, что соответствует нормативной документации на твердость металла осей колесных пар.

Получаемые покрытия по механическим свойствам и химическому составу приближаются к осевой стали марки ОСВ (ГОСТ 4728–96).

На рисунке представлен общий вид установки КТ-088 для восстановления шеек и подступичной части осей колесных пар, разработанной и изготовленной в ИЭС им. Е.О. Патона и ПКТБ ЦВ УЗ.

Установка представляет собой плазмотрон с источником тока, шумопоглощающую камеру с вращателем и закрепленной на нем осью. Напыление производят плазмотроном с воздушным охлаждением мощностью 14–16 кВ в аргоне. Срок непрерывной службы сопла плазмотрона, как правило, достигает более 100 ч.

© И.В. ДОЦЕНКО, В.И. ЗЕЛЕНИН, П.М. КАВУНЕНКО, В.В. ТИСЕНКОВ, В.М. ТЕПЛЮК, М.А. ПОЛЕЩУК, 2009

На ось наносят покрытия толщиной более 2 мм. Затем ее подают на механическую обработку, где шлифуют до альбомных размеров.

Значения твердости после напыления проволокой из стали марки 65Г шеек осей типа РУ1, РУ1Ш составляли от 3120 до 3870 МПа (установлены по 5 точкам на каждой полуоси при помощи твердомера ТДМ-1).

Внешний осмотр и металлографические исследования контрольных образцов подтвердили удовлетворительное состояние покрытий на шейках осей.

Напрессовку и распрессовку колес на подступичную часть указанных осей производили на Дарницком ВРЗ по стандартной технологии. Усилие запрессовки, согласно диаграмме, составляло от 630 до 800 кН в зависимости от натяга. Распрессовку проводили через неделю. Внешний осмотр подступичной части оси показал удовлетворительное состояние ее поверхности. Она не имела рисок, сколов и трещин. Дальнейшее испытание осей предприятием ДП «УкрНІІВ» на Крюковском вагоностроительном заводе подтвердило полученные результаты.

В настоящий момент, партия восстановленных осей проходит эксплутационные испытания на замкнутом маршруте Роковата–Ужгород–Кошица.

1. *Казьмин В.П., Пурехов А.Н.* Восстановление шеек осей вагонных колесных пар электродуговой металлизацией напылением // Вестн. ВНИИЖТ. — 2002. — № 1. — С. 46
2. *Технологическая* инструкция ИЗ2-ВНИИЖТ0501/6-95. — М.: ВНИИЖТ, 1995. — С. 7–10.
3. *Восстановление* осей колесных пар железнодорожного транспорта плазменно-дуговой металлизацией / М.Л. Жадкевич, В.И. Зеленин, В.М. Теплюк и др. — Междунар. конф. по ж/д транспорту стран СНГ: Сб. докл. (Днепропетровск, 19–21 мая 2009 г.). — Днепропетровск: ВНИИЖТ, 2009. — С. 20–26.

ПРОЕКТ 7.10.2

Оптимізація складу нових жароміцних матеріалів на мідній основі для виготовлення електродів контактних машин і мундштуків зварювальної апаратури та вивчення їх експлуатаційних властивостей

ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА ЭЛЕКТРОДОВ КОНТАКТНЫХ МАШИН ПРИ СВАРКЕ ОЦИНКОВАННОЙ СТАЛИ

В.А. АНОШИН, инж., **В.М. ИЛЮШЕНКО**, канд. техн. наук, **Р.В. МИНАКОВА, Н.И. ГРЕЧАНЮК**, д-р техн. наук
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Проведены анализ существующих способов изготовления жаропрочных медных сплавов и оценка эксплуатационной стойкости различных электродных материалов при точечной сварке оцинкованных сталей. Изучено влияние состава электродных материалов на их твердость при повышенной температуре.

Ключевые слова: *материалы электродов, контактные машины, точечная сварка, оцинкованная сталь, эксплуатационная стойкость, структура, твердость*

В современном машиностроении, особенно в автомобильной промышленности, вагоностроении, а также в других отраслях промышленности все шире применяются стали с антикоррозионным покрытием, в частности, оцинкованные. Для соединения этих материалов основным технологическим процессом является контактная точечная сварка. Ресурс работы электродов контактных машин при сварке оцинкованных сталей в 10–20 раз ниже (в зависимости от материала электродов, темпа сварки и др.) по сравнению со сваркой сталей без покрытия. Поэтому является актуальной разработка новых жаропрочных материалов на медной основе с повышенной температурой разупрочнения и минимальной адгезией материала электрода к расплавленному цинку.

В настоящее время основными источником изготовления жаропрочных медных сплавов являются металлургическое производство, порошковая металлургия, электронно-лучевое испарение.

Возможно также использование процессов сварочного производства — дуговой наплавки.

Традиционное металлургическое производство в основном изготавливает сплавы типа хромовой и хромоциркониевой бронзы, которые нашли наиболее широкое применение в различных странах для электродов контактных машин [1, 2]. В последнее время вместо дисперсионно-твердеющих хромовых и хромоциркониевых бронз, полученных литейным способом, все большее применение находят дисперсно-упрочненные композиционные материалы (ДУКМ) на основе меди (с добавками тугоплавких соединений), которые получают способом порошковой металлургии. Отличаясь комплексом уникальных свойств (высокая твердость, прочность, электропроводность), которые сохраняются и при высокой температуре, они существенно повышают эксплуатационную стойкость сварочного инструмента [3].

Наиболее эффективным способом введения оксидов в металлическую матрицу является внутреннее окисление [4]. Этот способ был реализован компанией «OMG Americas» (США) при разработке дисперсно-упрочненных композиционных материалов Cu + Al_2O_3 торговой марки GlidCop [5]. Однако использование в мировой практике электродов из материала GlidCop Al-60 сдерживается в связи с достаточно высокой стоимостью этого материала, что обусловлено сложностью технологии его изготовления.

В последнее время ООО «ЦНИИМТ «ДИСКОМ» (РФ) разработал нанокомпозиционный материал С16.102 ДИСКОМ, который благодаря использованию его в технологии реакционного механического легирования в высокоэнергетических и быстроходных аттритторах, процессов гранульной металлургии и горячего прессования (экструзии), имеет гетерогенную дисперсно-упрочненную структуру и характеризуется высокими температурой рекристаллизации, жаропрочностью, электропроводностью и эксплуатационной стойкостью [6].

Представляет также интерес выпускаемые отечественной промышленностью конденсированные дисперсно-упрочненные материалы (КДУМ) на основе меди и молибдена, которые также имеют высокую твердость и электропроводность [7]. Их главным достоинством является высокая термическая стабильность — температура рекристаллизации достигает 1000 °С [8]. Они могут изготавливаться как с объемным распределением молибдена (КДУМ), так и микрослойным, когда слои меди и молибдена чередуются (КМСМ).

В последние годы в ИЭС им. Е.О. Патона создавали технологии изготовления биметаллических электродов для контактной точечной сварки методом дуговой наплавки неплавящимся электродом

© В.А. АНОШИН, В.М. ИЛЮШЕНКО, Р.В. МИНАКОВА, Н.И. ГРЕЧАНЮК, 2009

Физические свойства жаропрочных материалов на медной основе, изготовленных различными способами [1–9]

Наименование материала	Твердость, *HRB*	Электропроводность меди, %	Температура рекристаллизации, °С
Хромовая бронза БрХ	55–65	80–85	475
Хромоциркониевая бронза Cu–Cr–Zr	70–83	75–85	550
КДУМ на основе меди с содержанием молибдена — 2,5–12,0 мас. %	50–87	82–64	> 850
Дисперсно-упрочненная медь, полученная способом внутреннего окисления GlidCop Al-60 (США)	78	78	860
ДУКМ на основе меди, полученный механическим легированием	97–112	45–48	> 700
ДИСКОМ, полученный реакционным механическим легированием	89	80	850
Наплавленный специальной присадочной проволокой № 30 (ИЭС)	66–69	70–75	–

в среде защитного газа с использованием присадочной порошковой проволоки [9].

Для оценки эксплуатационной стойкости существующих электродных материалов, изготовленных различными способами, при контактной точечной сварке оцинкованной стали выбраны материалы, физические свойства которых представленые в таблице. Из указанных материалов были изготовлены электроды «колпачкового» типа. Электрод с рабочей частью из КДУМ и КМСМ, получали приваркой пластин из этих материалов к медной заготовке ударной сваркой в вакууме. Была разработана методика ускоренных испытаний эксплуатационной стойкости электродных материалов при контактной точечной сварке оцинкованной стали, позволяющая сократить расход свариваемой стали. Она заключается в следующем. Выполняется точечная сварка низкоуглеродистой стали с антикоррозионным покрытием, нанесенным способом горячего цинкования, в этом случае толщина цинкового покрытия в 2–3 раза больше покрытия, нанесенного электрохимическим методом. Как известно из [10], чем больше толщина цинкового покрытия, тем меньше стойкость электрода. Кроме того, медный «хвостовик», на который надевается «колпачок», изготавливают без охлаждающего канала, что также снижает его стойкость при точечной сварке оцинкованной стали. Испытания проводили на машине для контактной точечной сварки марки МТ-22. Перед сваркой и после окончания испытаний измеряли диаметр отпечатка рабочей части поверхности электрода по отпечатку на белой бумаге через копирку (показателем стойкости является количество точек, сваренных до увеличения начального диаметра рабочей поверхности на 20 %). После сварки каждых 20 точек измеряли диаметр литого ядра путем сварки контрольной точки на образцах из той же оцинкованной стали шириной 40 мм и отрыва одной пластины относительно другой в одном направлении способом кручения в параллельной плоскости. После завершения испытаний для каждого электродного материала строили графики изменения литого ядра в зависимости от количества сваренных точек. Измерение диаметра литого ядра, на наш взгляд, является более объективным критерием по сравнению с измерением диаметра рабочей поверхности электрода.

На рис. 1 представлены результаты сравнительных испытаний различных электродных материалов для точечной сварки горячеоцинкованной стали толщиной 0,5 мм (толщина покрытия 20–30 мкм) на режиме: $I_{св}$ = 4,5–5,0 кА; $t_{св}$ = 5–6 цикл; усилие сжатия 200 МПа; скорость сварки 35 точек/мин. Уменьшение параметров режимов сварки по сравнению с обычными связано с отсутствием охлаждающего канала в «хвостовике». Как видно из рис. 1, стойкость электродов из хромоциркониевой бронзы (Cu–Cr–Zr) производства Южной Кореи и Германии одинаковая и выше, чем у электродов из БрХЦр производства завода «Красный Выборжец» (РФ). На наш взгляд, это связано с более высоким содержанием в нем циркония (около 0,1 мас. %) по сравнению с БрХЦр (0,06 мас. % Zr). Наибольшую стойкость показали биметаллические (наплавленные) электроды. Стойкость электродов из нанокомпозиционного мате-

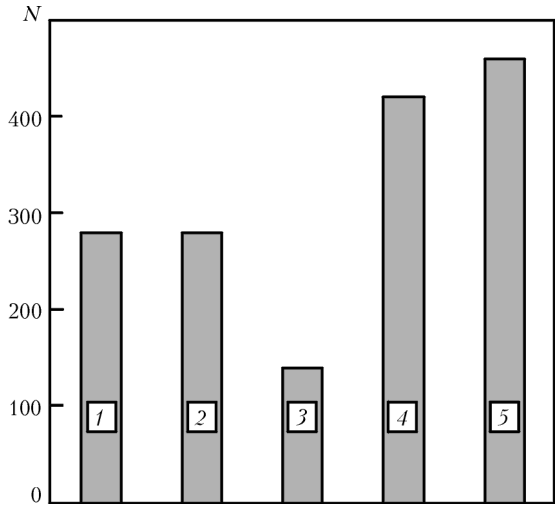


Рис. 1. Стойкость различных электродов (до первой переточки) при контактной точечной сварке горячеоцинкованной стали толщиной 0,5 мм (без охлаждающего канала в электроде): *1* — Cu–Cr–Zr (Германия); *2* — Cu–Cr–Zr (Южная Корея); *3* — БрХЦр («Красный Выборжец», РФ); *4* — нанокомпозиционный материал С.16.102 ДИСКОМ; *5* — биметаллический электрод № 30 (ИЭС); *N* — количество сваренных точек

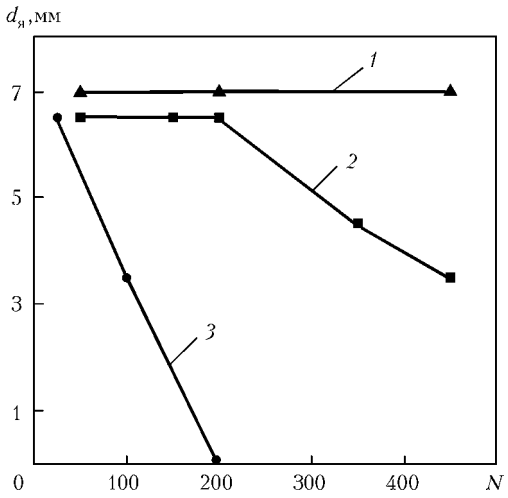


Рис. 2. Изменение диаметра $d_я$ ядра сварной точки в зависимости от количества сваренных точек N при контактной точечной сварке горячеоцинкованной стали толщиной 0,8 мм: *1, 2* — биметаллический электрод с рабочей частью соответственно из КДУМ и КМСМ; *3* — электрод из хромовой бронзы БрХ

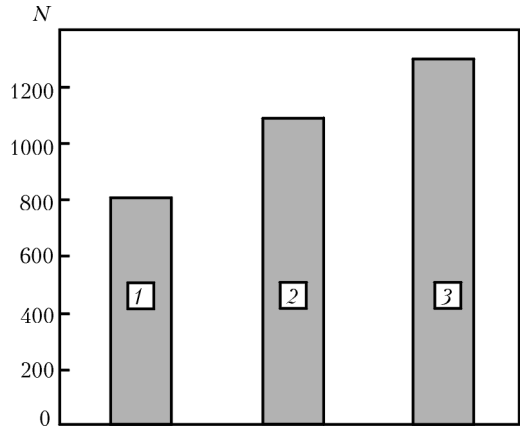


Рис. 4. Стойкость различных электродов (до первой переточки) при контактной точечной сварке холоднооцинкованной стали толщиной 0,8 мм (с охлаждающим каналом в электроде): *1* — Cu–Cr–Zr (Германия); *2, 3* — биметаллический электрод соответственно № 30 и № 057 (ИЭС)

риала С16.102 ДИСКОМ незначительно уступает наплавленным электродам.

В результате предварительных испытаний электродов из ДУКМ (механическое легирование) установлено, что при сварке наблюдается значительный перенос электродного металла на оцинкованную сталь, что, по-видимому, и объясняет их невысокую стойкость (100 точек).

Ранее была проведена оценка эксплуатационной стойкости биметаллических электродов, рабочая часть которых изготовлена из конденсированных дисперсно-упрочненных материалов — КДУМ и КМСМ. На рис. 2 представлены результаты испытаний, полученные при контактной точечной сварке горячеоцинкованной стали толщиной 0,8 мм с использованием неохлаждаемого электрода. Определено, что стойкость электрода с рабочей частью из КДУМ выше, чем из КМСМ.

На рис. 3 представлена ячеистая субструктура зерен, границы которых декорированы упрочняющей фазой.

Результаты проведенных испытаний показали, что структура электродного материала может существенно влиять на его эксплуатационную стойкость. Свое мнение о преимуществе литой структуры по сравнению с деформированным металлом высказывал А.А. Богвар в работе [11].

Необходимо отметить, что испытания биметаллических (наплавленных) электродов в условиях охлаждаемого электрода при контактной точечной сварке холоднооцинкованной стали толщиной 0,8 мм (толщина покрытия 30–60 мкм) показали более высокую их эксплуатационную стойкость (диаметр литого ядра определяем после сварки каждых 100 точек) (рис. 4). Сварку выполняла на режиме: $I_{св}$ = = 8,8–9,5 кА; $t_{св}$ = 8–9 цикл; усилие сжатия 280–300 МПа; скорость сварки 35 точек/мин.

Учитывая более высокую эксплуатационную стойкость биметаллических (наплавленных) электродов были проведены эксперименты по выбору оптимальной системы легирования и состава наплавленного металла, отвечающего следующим требованиям: высокая твердость при повышенной температуре; требуемая электропроводность биметаллического электрода; ячеистая субструктура

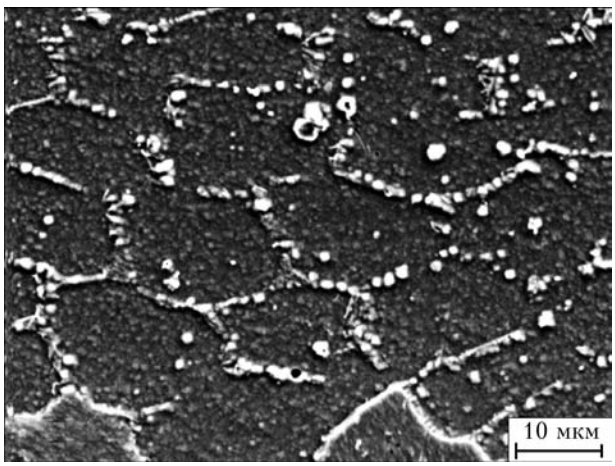


Рис. 3. Ячеистая субструктура зерен, границы которых декорированы упрочняющей фазой (растровый электронный микроскоп)

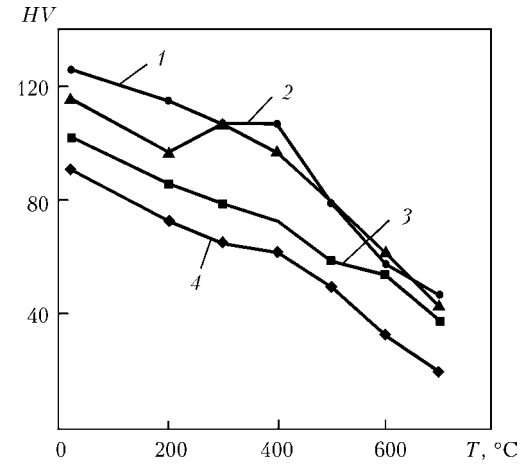


Рис. 5. Измененные твердости опытных наплавленных электродов в зависимости от температуры испытаний: *1* — № 66; *2* — № 72; *3* — № 30; *4* — № 03

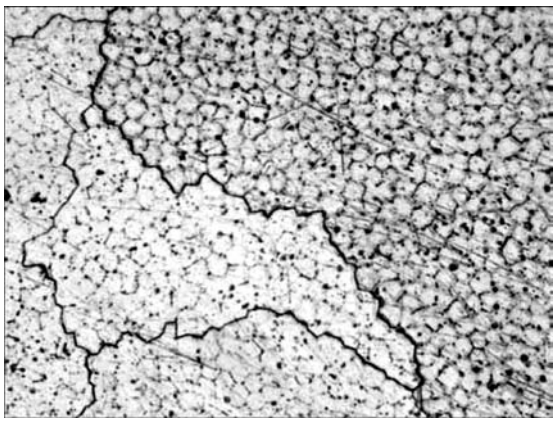


Рис. 6. Микроструктура (×200) электрода, наплавленного проволокой № 66

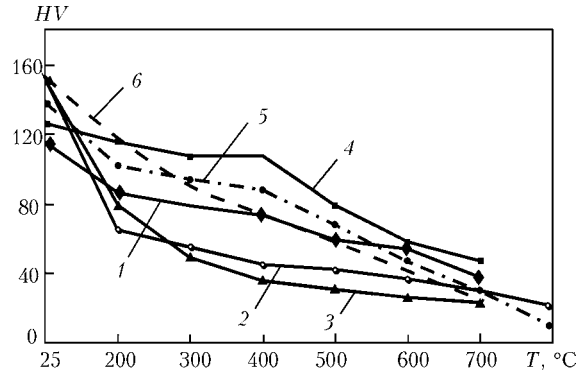


Рис. 7. Твердость электродов из различных материалов в зависимости от температуры испытаний: *1* — биметаллический (наплавленный) № 30 (ИЭС); *2* — GlidCop Al-60 (USA); *3* — нанокомпозиционный материал С.16.102 ДИСКОМ; *4* — биметаллический (наплавленный) № 66 (ИЭС); *5* — Cu–Cr–Zr (Германия); *6* — БрХЦр («Красный Выборжец», РФ)

наплавленного металла; хорошие сварочно-технологические свойства наплавочной проволоки.

Изготовлены опытные порошковые проволоки с различной системой легирования, выбранные на основании теоретического анализа физических свойств элементов. С их использованием наплавлены медные заготовки с последующей их термообработкой. После чего изготавливали образцы для металлографических исследований и измерения твердости при повышенной температуре на микротвердомере Лозинского.

На рис. 5 представлены результаты измерения твердости наплавленных электродов, содержащих различные микролегирующие добавки, а на рис. 6 показана ячеистая субструктура электрода, наплавленного проволокой № 66.

На рис. 7 видно изменение твердости различных материалов на медной основе при повышенной температуре. Биметаллические (наплавленные) электроды имеют более высокую твердость при повышенных температурах. Наблюдается корреляция между твердостью электродов при повышенной температуре и их эксплуатационной стойкостью (см. рис. 1 и 7).

Для обеспечения производительности и стабильности качества биметаллических (наплавленных) электродов целесообразно применение автоматической наплавки проволокой сплошного сечения. Перспективным также является совершенствование состава нанокомпозиционного материала с целью увеличения твердости при повышенной температуре. Такая работа в настоящее время ведется совместно с ООО «ЦНИИМТ «ДИСКОМ» (г. Чебоксары, РФ).

Выводы

1. Выполнен анализ существующих способов изготовления жаропрочных медных сплавов.

2. Разработана методика ускоренной оценки эксплуатационной стойкости электродов и проведены сравнительные испытания электродных материалов, изготовленных различными способами.

3. Изучено влияние состава биметаллических (наплавленных) электродов и существующих электродных материалов на их твердость при повышенных температурах.

4. Установлено, что наибольшей эксплуатационной стойкостью отличаются электроды, изготовленные дуговой наплавкой и из нанокомпозиционного материала.

1. *Николаев А.К., Розенберг В.М.* Сплавы для электродов контактной сварки. — М.: Металлургия, 1978. — 95 с.
2. *Николаев А.К., Новиков А.Н., Розенберг В.М.* Хромовые бронзы. — М.: Металлургия, 1983. — 177 с.
3. *Липатов Я.М.* Изделия сварочной техники из новых дисперсноупрочненных композитных материалов // Монтаж. и спец. работы в стр-ве. — 1975. — № 4. — С. 11.
4. *Данелия Е.П., Розенберг В.М.* Внутреннеокисленные сплавы. — М.: Металлургия, 1979. — 231 с.
5. *Шалунов Е.П., Равицки Г., Берент В.Я.* Высокоресурсные электроды контактной сварки из медных дисперсноупрочненных композиционных материалов: разработка, производство, применение: Междунар. конф. «Электрические контакты и электроды», пос. Кацивели, Крым, 15–21 сент. 2003 г. — Киев: ИПМ, 2003. — С. 89–92.
6. *Шалунов Е.П., Давыденков В.А.* Высокоресурсные электроды для контактной сварки из медных композиционных материалов // Электрические контакты и электроды: Тр. ИПМ им. И.Н. Францевича НАН Украины. — Киев: ИПМ, 2004. — С. 190–201.
7. *ТУ У 20113410.001–98.* Материалы дисперсно-упрочненные для электрических контактов. Технические условия. — Введ. с 02.06.98.
8. *Структура*, механические свойства и термическая стабильность конденсированных дисперсно-упрочненных материалов Cu–Y–Mo. Сообщ. 1 / Б.А. Мовчан, В.А. Осокин, Н.Н. Гречанок, Т.А. Молодкина // Пробл. спец. электрометаллургии. — 1991. — № 4. — С. 27–32.
9. *Биметаллические* электроды для контактной точечной сварки сталей с антикоррозионным покрытием / В.А. Аношин, В.М. Илюшенко, Н.В. Подола, А.И. Игнатенко // Современные проблемы сварки и ресурса покрытий: Сб. тез. стенд. докл. Международ. конф., г. Киев, 24–27 нояб. 2003 г. — Киев: ИЭС им. Е.О. Патона, 2003. — С. 6–7.
10. *Яворский Ю.Д., Зельманович В.Я.* Точечная и роликовая сварка малоуглеродистых сталей с защитными покрытиями //Автомат. сварка. — 1966. — № 6. — С. 59–63.
11. *Богвар А.А.* Металловедение. — М.: Металлургиздат, 1956. — 494 с.

ПРОЕКТ 7.11

Розробка оснащення інструментів та технології зварювання тертям з перемішуванням для підвищення експлуатаційних і ресурсних характеристик типових з'єднань в конструкціях із тонколистових алюмінієвих сплавів

УДК 621.791.14.03

СВАРКА ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ — ЭФФЕКТИВНЫЙ СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ И РЕСУРСНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНСТРУКЦИЙ

А.Г. ПОКЛЯЦКИЙ, канд. техн. наук, чл.-кор. НАН Украины **А.Я. ИЩЕНКО, А.А. ЧАЙКА**, инж.
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Показаны основные преимущества формирования швов в твердой фазе за счет пластической деформации металла при сварке алюминиевых сплавов трением с перемешиванием. Приведены примеры использования этого процесса в промышленно развитых странах для изготовления сварных конструкций в различных отраслях машиностроения и достигнутая за счет этого экономия ресурсов в США. Проанализированы структура, степень разупрочнения, прочность, показатели сопротивления при внецентренном растяжении образцов и уровни остаточных напряжений и деформаций в сварных соединениях высокопрочных алюминиевых сплавов, полученных трением с перемешиванием и аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом.

Ключевые слова: *высокопрочные алюминиевые сплавы, сварка трением с перемешиванием, аргонодуговая сварка неплавящимся электродом, микроструктура, твердость, прочность, внецентренное растяжение.*

Главное предназначение любой промышленной конструкции — обеспечивать необходимые характеристики при заданных условиях эксплуатации на протяжении определенного срока. Часто для достижения поставленной цели при изготовлении конструкций приходится применять новые материалы, уникальные технологии производства и различные методы соединения отдельных элементов и узлов. Каждая из этих составляющих существенно влияет на стоимость готовых изделий и в значительной степени определяет их потенциальные ресурсные и эксплуатационные характеристики.

Довольно широко в качестве конструкционных материалов применяются деформируемые и термически упрочняемые алюминиевые сплавы. Благодаря высокой удельной прочности, хорошей коррозионной стойкости, надежному сопротивлению повторным нагрузкам и малой скорости развития трещин усталости эти материалы используются при создании авиационной техники, космических аппаратов, водного и наземного транспорта [1–3]. Для получения неразъемных соединений при изготовлении конструкций из алюминиевых сплавов применяются различные способы сварки. Однако в большинстве случаев формирование шва происходит за счет расплавления некоторого объема свариваемого металла и подающейся в зону сварки проволоки с последующей их кристаллизацией в инертной защитной среде. Нагревание металла до температуры плавления приводит к существенным фазовым и структурным превращениям, вызывает значительную пластическую деформацию соединений и способствует возникновению в них больших остаточных напряжений. В зоне сварки основной металл разупрочняется, а шов имеет литую крупнокристаллическую структуру, что приводит к резкому снижению предела прочности сварного соединения. Кроме того, в процессе кристаллизации расплава по местам выделения вторичных легкоплавких фаз может происходить межкристаллитное разрушение швов [4]. Следовательно, если осуществлять процесс сварки без разогрева металла до температуры плавления, можно избежать многих перечисленных выше недостатков.

Одним из перспективных способов получения неразъемных соединений в твердой фазе является сварка трением с перемешиванием (СТП). Принцип образования шва при этом основан на нагревании небольшого объема металла до пластического состояния за счет трения, перемешивании его по всей толщине свариваемых кромок и деформировании в замкнутом пространстве [5]. Поэтому процесс СТП имеет ряд существенных преимуществ по сравнению со сваркой плавлением [6, 7]:

- формирование шва в твердой фазе позволяет избежать образования горячих трещин, макровключений оксидной плены, пор и т. п. дефектов, обусловленных расплавлением и кристаллизацией металла при сварке плавлением;

© А.Г. ПОКЛЯЦКИЙ, А.Я. ИЩЕНКО, А.А. ЧАЙКА, 2009

• нагревание металла в зоне сварки за счет трения исключает ультрафиолетовое излучение дуги, выделение дыма и паров металла и снижает уровень шума;

• формирование неразъемного соединения без расплавления металла можно осуществлять без применения защитного газа и выполнять сварку в любом пространственном положении;

• отсутствие дугового разряда и расплавленного металла исключает потерю легирующих элементов в шве и необходимость повышения их содержания в нем за счет применения присадочных материалов;

• перемешивание пластифицированного металла при избыточном давлении в ограниченном объеме приводит к дроблению макрочастиц оксидных включений, снижая требования к предварительной подготовке поверхностей свариваемых кромок;

• проникновение наконечника инструмента на всю глубину стыка позволяет сваривать металл различной толщины без специальной разделки кромок;

• протекание процесса сварки при более низких температурах приводит к уменьшению степени разупрочнения материала и уровня остаточных деформаций в конструкциях;

• повышение эффективности использования энергии при СТП и уменьшение температуры нагревания металла в зоне сварки снижают энергоемкость процесса по сравнению со сваркой плавлением;

• процесс сварки можно легко автоматизировать и обеспечивать стабильное качество швов без высокой квалификации оператора.

Благодаря таким преимуществам процесс СТП открывает более широкие технологические возможности для:

• изготовления сварных конструкций из сплавов, соединить которые сваркой плавлением невозможно из-за образования горячих трещин в швах;

• обеспечения более высокого уровня прочности сварных соединений термически упрочняемых и нагартованных алюминиевых сплавов;

• соединения метастабильных сплавов, полученных быстрой кристаллизацией металла из расплава, композитов и наноматериалов;

• получения сварных узлов, которые нецелесообразно экономически или невозможно практически прессовать или отливать целиком, из серийно изготавливаемых отдельных профилей;

• изготовления практически без деформаций крупных легковесных панелей судов, самолетов, железнодорожных платформ и т. д.

Благодаря своим преимуществам процесс СТП находит все большее применение во многих промышленно развитых странах мира. В судостроении и при изготовлении железнодорожного транспорта используются крупногабаритные интегрированные панели, сваренные трением с перемешиванием из отдельных экструдированных или прессованных профилей [8, 9]. В автомобильной промышленности этот процесс применяют для производства пространственных рам автомобилей, мотоциклов и велосипедов, кузовов грузовиков, корпусов и напольных покрытий автобусов, фургонов и прицепов, элементов шасси, дисков колес и т. п. [10]. Применение сварки СТП компанией «Boeing» при изготовлении топливных баков ракет «Delta» позволило сократить время их изготовления и уменьшить на порядок количество дефектов в швах по сравнению со сваркой плавлением. Авиакомпания «Eclipse Aviation» успешно использует этот способ сварки для соединения узлов фюзеляжа и кабины пятиместного самолета бизнес-класса Eclipse 500, а компания «Airbus» исследует возможности процесса с целью применения его при изготовлении фюзеляжа, вертикальных стабилизаторов и крыльев самолетов «A3xx Airbus» [11]. На предприятиях космического агентства США (NASA) трением с перемешиванием сваривают около полумили швов на внешнем баке ракеты-носителя космического челнока «Shuttle» [12].

Об эффективности использования этого ресурсосберегающего процесса свидетельствуют полученные в США результаты статистических исследований. Выполнение около 10 % всего объема сварочных операций трением с перемешиванием в 2005 г. позволило сэкономить $1{,}35 \cdot 10^{16}$ Дж энергозатрат и 20000 т защитного газа, а общая экономия составила свыше 4,9 млрд долл. Хотя главным достоинством процесса СТП в NASA по праву считают улучшение условий труда сварщиков и персонала, непосредственно занятого в производстве сварных конструкций [11, 12].

Целью работы являлась оценка эксплуатационных и ресурсных характеристик сварных соединений алюминиевых сплавов, полученных трением с перемешиванием.

Для проведения исследований использовали листы толщиной 1,8 мм из высокопрочных алюминиевых сплавов АМг6, 1201, 1420 и 1460. СТП стыковых соединений осуществляли на сконструированной в ИЭС им. Е.О. Патона лабораторной установке, используя специальный инструмент с диаметром бурта 12 мм и коническим наконечником. Скорость вращения инструмента составляла 1420 об/мин, а линейного перемещения его вдоль стыка 8–14 м/ч. Для сравнения такие же образцы сваривали автоматической аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом (АДСНЭ) в аргоне со скоростью 20 м/ч от установки MW-450 («Fronius», Австрия) на токе 130–145 А с присадочными проволоками диаметром 1,6 мм. Из полученных сварных соединений изготавливали образцы для измерения твердости, исследования структуры, определения их прочности при одноосном растяжении и оценки показателей сопротивления разрушению при внецентренном нагружении. Твердость металла на сварных соединениях измеряли со стороны лицевой поверхности

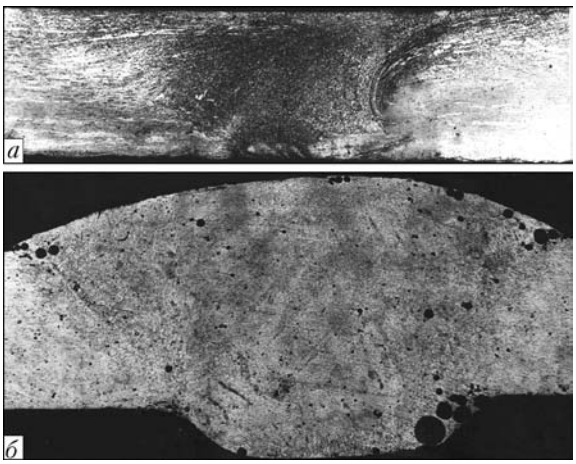


Рис. 1. Поперечные макрошлифы (×12) сварных соединений алюминиевого сплава 1460, полученных СТП (*а*) и АДСНЭ с присадкой Св1201 (*б*)

швов, предварительно зачистив усиление и проплав заподлицо с основным металлом. При этом ширина швов, сваренных плавлением, составляла в среднем 6,5 мм, а трением с перемешиванием — 3,5 мм (при ширине зоны термомеханического воздействия (ЗТМВ) 11 мм). Степень разупрочнения металла в зоне сварки оценивали по результатам измерения его твердости на приборе ROSKWELL при нагрузке 600 Н и диаметре шарика 1/16''. Для исследования микроструктуры полученных соединений использовали оптический микроскоп МИМ-8М. Уровень остаточных напряжений и пластических деформаций, возникающих в продольном направлении стыка, определяли по изменению базового расстояния (25 мм) после сварки и разрезания образцов.

Проведенные экспериментальные исследования позволили оценить особенности соединений, полученных в твердой фазе и сваркой плавлением. По внешнему виду макрошлифов швов сплава 1460, приведенных на рис. 1, видно, что СТП является ресурсосберегающей технологией. Формирование неразъемного соединения при СТП осуществляется только за счет основного металла и присадочного материала при этом не требуется. Кроме того, следует учитывать, что зону сварки не нужно защищать инертным газом. А поскольку процесс сварки осуществляется в твердой фазе без расплавления металла, то при этом снижаются энергетические затраты.

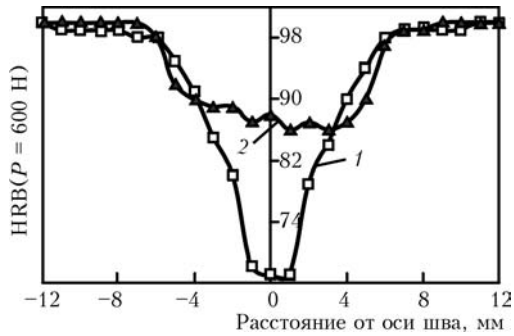


Рис. 3. Твердость металла в сварных соединениях сплава 1201, полученных АДСНЭ с присадкой Св1201 (*1*) и СТП (*2*)

Термомеханические условия, при которых происходит формирование соединений при СТП, способствуют образованию специфической мелкокристаллической структуры швов и прилегающих к нему участков (рис. 2). В отличие от литой структуры швов, образующихся при сварке плавлением, швы, полученные трением с перемешиванием, имеют деформированную структуру. Центральная часть (ядро) шва формируется вокруг наконечника инструмента при высоком давлении и повышенной температуре, вследствие чего происходит динамическая рекристаллизация зерен и образование мелких равноосных кристаллов. В непосредственно примыкающей к ядру ЗТМВ, где металл подвергался значительным пластическим деформациям и нагреву, формируются достаточно крупные, вытянутые вдоль траектории его перемещения, и мелкие рекристаллизованные зерна. За ней располагается зона термического влияния (ЗТВ), в которой металл не деформировался, а изменения в структуре происходили только под воздействием нагрева.

Благодаря формированию деформированной мелкокристаллической структуры швов и меньшему нагреву металла в зоне сварки степень разупрочнения соединений алюминиевых сплавов ниже, а предел прочности выше, чем при их сварке плавлением. Так, минимальная твердость металла шва сплава 1201, полученного неплавящимся электродом с присадкой Св1201, составляет всего *HRB* 67, а сваренного трением с перемешиванием

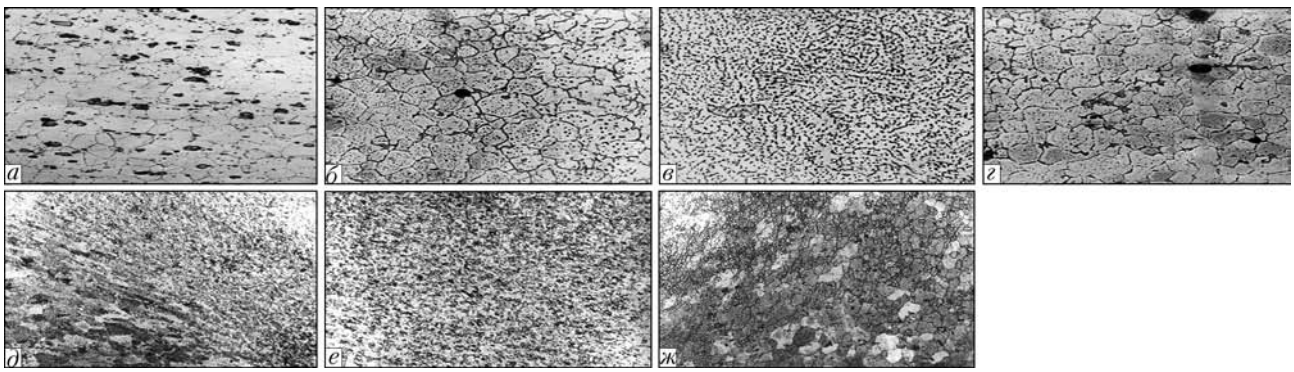


Рис. 2. Микроструктура (×400) основного металла (*а*) и сварных соединений сплава 1201, полученных АДСНЭ с присадкой Св1201 (*б, г* — зоны сплавления шва с основным металлом; *в* — шов) и СТП (*д* — ЗТМВ со стороны набегания инструмента; *е* — ядро шва; *ж* — ЗТМВ со стороны отхода инструмента)

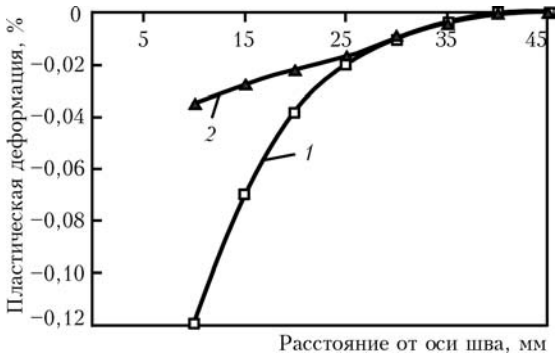


Рис. 4. Пластические деформации в сварных соединениях сплава 1420, полученных АДСНЭ с присадкой СвАМг63 (*1*) и СТП (*2*)

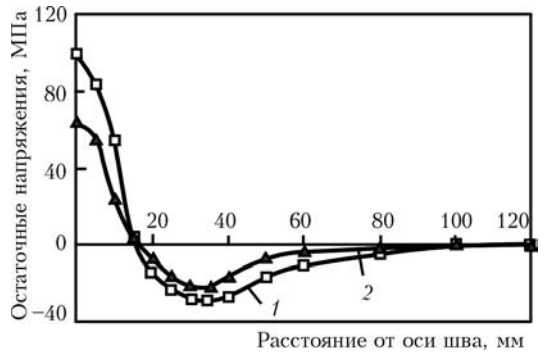


Рис. 5. Остаточные напряжения в сварных соединениях сплава 1420, полученных АДСНЭ с присадкой СвАМг63 (*1*) и СТП (*2*)

— *HRB* 82 (рис. 3). Металл шва сплава АМг6, сваренного плавлением с присадкой СвАМг6, имеет минимальную твердость *HRB* 82, а полученный в твердой фазе *HRB* 87. Для сплава 1460 эти показатели составляют *HRB* 71 (с присадкой Св1201) и *HRB* 82 соответственно. Твердость металла шва сплава 1420, полученного АДСНЭ с присадкой СвАМг63, находится на уровне *HRB* 82, а сваренного трением с перемешиванием *HRB* 86.

Предел прочности образцов без усиления шва, полученных при АДСНЭ сплава АМг6 с присадкой СвАМг6, составляет 324 МПа, а сваренных трением с перемешиванием 332 МПа (табл. 1). При этом разрушение образцов, полученных сваркой в твердой фазе, происходит по ЗТМВ, а не по металлу шва. Сварные образцы сплава 1420 хотя и разрушаются в обоих случаях по шву, но имеют более высокий предел прочности (342 МПа) при использовании СТП. Еще большая разница в прочности достигается при сварке медьсодержащих термически упрочняемых алюминиевых сплавов. Так, сваренные трением с перемешиванием образцы сплавов 1201 и 1460 имеют предел прочности на уровне 310 МПа, тогда как для образцов без усиления, полученных при АДСНЭ сплавов 1201 и 1460 с присадкой Св1201, этот показатель составляет всего 239 и 257 МПа соответственно.

Снижение теплового воздействия на металл при СТП способствует уменьшению уровня остаточных пластических деформаций, возникающих в околошовной зоне сварных соединений под воздействием напряжений, превышающих условный предел текучести материала. Так, максимальная пластическая деформация укорочения металла на расстоянии 10 мм от оси шва в соединениях сплава 1420, полученных АДСНЭ, составляет 0,12 %, а трением с перемешиванием — менее 0,04 % (рис. 4). Поэтому применение сварки в твердой фазе способствует меньшему короблению сварных конструкций, а следовательно, позволяет снизить затраты, связанные с последующим его устранением.

Наличие остаточных пластических деформаций укорочения приводит на стадии охлаждения шва к возникновению остаточных растягивающих напряжений в средней части сварного соединения. Поэтому применение СТП обеспечивает меньший уровень остаточных напряжений. Например, максимальная величина остаточных растягивающих напряжений в сварных соединениях сплава 1420, полученных АДСНЭ, находится на уровне 99 МПа, а СТП — 64 МПа (рис. 5), т. е. такие соединения меньше склонны к распространению в них эксплуатационных трещин и имеют повышенную стойкость к разрушению.

Более высокий уровень ресурсных характеристик сварных соединений, полученных в твердой

Таблица 1. Прочность сварных соединений алюминиевых сплавов, полученных СТП и АДСНЭ

№ п/п	Свариваемые сплавы	Способ сварки	Присадка	Предел прочности образцов без усиления шва $\sigma_в^{св}$, МПа	Коэффициент прочности $\sigma_в^{св}/\sigma_в^{о.м}$	Место разрушения	Предел прочности образцов с усилением шва $\sigma_в$, МПа	Место разрушения
1	АМг6	СТП	–	332	0,92	ЗТМВ	–	–
		АДСНЭ	СвАМг6	324	0,90	Шов	345	ЗС
2	1420	СТП	–	342	0,75	ЗС	–	–
		АДСНЭ	СвАМг63	320	0,70	Шов	373	ЗС
3	1201	СТП	–	310	0,73	ЗС	–	–
		АДСНЭ	Св1201	239	0,57	Шов	296	ЗС
4	1460	СТП	–	309	0,55	ЗТМВ	–	–
		АДСНЭ	Св1201	257	0,45	Шов	311	ЗС

Примечание. Приведены средние значения показателей по результатам испытания трех–пяти образцов.

Таблица 2. Показатели сопротивления разрушению при внецентренном нагружении образцов сварных соединений алюминиевых сплавов, полученных СТП и АДСНЭ

№ п/п	Свариваемые сплавы	Способ сварки	Присадка	Предел прочности при внецентренном растяжении $\sigma_р$, МПа	Коэффициент интенсивности напряжений K_c, МПа$\sqrt{м}$	Энергетический показатель зарождения трещины J_c, Дж/см^2	Удельная работа распространения трещины УРРТ, Дж/см^2
1	АМг6	–	–	402	31	7,8	6,3
		СТП	–	436	42	6,9	10,6
		АДСНЭ	СвАМг6	360	24	6,2	4,7
2	1420	–	–	450	15	6,5	2,7
		СТП	–	388	22	4,4	5,2
		АДСНЭ	СвАМг63	399	29	5,2	5,7
3	1201	–	–	486	15	6,1	2,7
		СТП	–	449	20	7,4	3,8
		АДСНЭ	Св1201	333	16	3,7	2,9
4	1460	–	–	580	38	6,1	8,5
		СТП	–	410	23	4,6	4,5
		АДСНЭ	Св1201	365	15	4,1	2,7

фазе, подтверждают результаты испытаний образцов при их внецентренном нагружении. Так, образцы с концентратором в виде острого (R = = 0,1 мм) надреза, сваренные трением с перемешиванием, в основном имеют более высокие показатели сопротивления разрушению, чем полученные неплавящимся электродом, а иногда и превышающие соответствующие значения для основного металла (табл. 2).

Проведенный комплекс исследований позволил разработать технологические рекомендации по СТП тонколистовых алюминиевых сплавов. Преимущества такого процесса получения неразъемных соединений будут реализованы при изготовлении теплообменной аппаратуры и аэрокосмической техники.

Выводы

Поскольку в процессе сварки СТП шов и прилегающие к нему участки нагреваются ниже температуры плавления свариваемого металла, исключается возможность образования кристаллизационных трещин на алюминиевых сплавах.

Интенсивное перемешивание пластифицированного металла при избыточном давлении в ограниченном пространстве при СТП способствует формированию в ядре шва ультрадисперсной структуры, а в прилегающих ЗТМВ — длинных, вытянутых вдоль траектории перемещения пластифицированного металла и мелких рекристаллизованных зерен.

Деформационное упрочнение металла, измельчение зерен, увеличение объемной доли их границ и дробление интерметаллидных фаз в шве и на граничащих с ним участках при СТП обеспечивают более высокий уровень твердости металла в зоне сварки и предел прочности соединений, чем при сварке плавлением.

Снижение теплового воздействия на металл при СТП способствует уменьшению уровня остаточных пластических деформаций укорочения и растягивающих напряжений в соединениях, что вызывает меньшее коробление сварных конструкций и повышает их стойкость к разрушению.

Сварные соединения, полученные трением с перемешиванием, имеют более высокие показатели сопротивления разрушению при внецентренном растяжении образцов, чем полученные неплавящимся электродом, а иногда и превышающие соответствующие значения для основного металла.

Применение ресурсосберегающей технологии получения неразъемных соединений в твердой фазе трением с перемешиванием при изготовлении сварных конструкций из алюминиевых сплавов позволит повысить их эксплуатационные и ресурсные характеристики.

1. *Фридляндер И.Н.* Алюминиевые сплавы в летательных аппаратах в периоды 1970–2000 и 2001–2015 гг. // Технология легких сплавов. — 2002. — № 4. — С. 12–17.
2. *Рязанцев В.И., Федосеев В.А.* Сварка конструкций орбитального самолета «Буран» // Сварочн. про-во. — 1997. — № 4. — С. 31–36.
3. *Металловедческие* концепции создания деформируемых алюминиевых сплавов для быстроходных морских судов / И.В. Горынин, Ю.С. Золотаревский, В.В. Рыбин, В.В. Чижиков // Вопросы металловедения. — 1999. — № 3. — С. 197–209.
4. *Ищенко А.Я.* Характер горячих трещин, образующихся при сварке плавлением высокопрочных алюминиевых сплавов // Актуальные проблемы сварки цветных металлов. — Киев: Наук. думка, 1985. — С. 34–36.
5. *Dawes C.J.* An introduction to friction stir welding and its development // Weld. and Metal Fabr. — 1995. — N 1. — P. 13–16.
6. *Dawes C.J., Thomas W.M.* Friction stir process welds aluminum alloys // Welding J. — 1996. — N 3. — P. 41–45.
7. *Defalco J.* Friction stir welding vs. fusion welding // Ibid. — 2006. — N 3. — P. 42–44.
8. *Lahti K.* FSW — possibilities in shipbuilding // Svetsaren. — 2003. — N 1. — P. 6–8.
9. *Kallee S.W., Davenport J., Nicholas E.D.* Railway manufacturers implement friction stir welding // Welding J. — 2002. — N 10. — P. 47–50.
10. *Challenges* of welding aluminium alloys for automotive structures / J.F. Hinrichs, J.S. Norik, W.M. McDonald, R.J. Heideman // Svetsaren. — 2001. — N 12. — P. 281–287.
11. *Arbegast W.J.* Friction stir welding after a decade of development // Welding J. — 2006. — N 3. — P. 28–35.
12. *Friction* stir welding flies high at NASA / Ding J., Carter R., Lawless K. et al. // Ibid. — 2006. — N 3. — P. 54–59.

ПРОЕКТ 7.12

Дослідження та оптимізація сучасних зварювальних технологій та матеріалів для відновлення та подовження експлуатаційного ресурсу діючих мостів

УДК 621.791:624.1

ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ СУЧАСНИХ ЗВАРЮВАЛЬНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ТА МАТЕРІАЛІВ ЩОДО ВІДНОВЛЕННЯ ТА ПОДОВЖЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОГО РЕСУРСУ ДІЮЧИХ МОСТІВ

Академік НАН України **Л.М. ЛОБАНОВ, О.Г. СИНЄОК, А.М. ГЕРАСИМЕНКО, К.Ю. КОРЗІН, К.В. РЯБЦЕВ**, інженери, **В.Д. ПОЗНЯКОВ**, канд. техн. наук, **О.І. ГОНЧАРЕНКО**, інж.
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

На основі вивчення технічного стану зварних металевих конструкцій діючих мостів проведено дослідження та оптимізацію основних матеріалів та зварювальних технологій щодо використання їх при відновленні та подовженні експлуатаційного ресурсу.

Ключові слова: *технічний стан металевих конструкцій, подовження експлуатаційного ресурсу, службові характеристики основного матеріалу, оптимізація зварювальних матеріалів та технологій, рекомендації*

Внаслідок дії багатьох чинників строк надійної експлуатації мостів скорочується. З'являються різні пошкодження (тріщини, деформації, активна корозія), які ставлять під загрозу безпечну експлуатацію об'єкта та призводять до його аварійного стану.

В умовах обмежених засобів, що виділяються на підтримку транспортних об'єктів в робочому стані, важлива роль відводиться організації дієвих заходів по відновленню і продовженню ресурсу несучих металоконструкцій прогонових будов мостів.

Аналіз фактичного стану металевих мостових конструкцій, нормативної документації та умов експлуатації дають підставу для перегляду вимог до проектування, вибору матеріалів, конструктивних рішень, технологій виготовлення та монтажу при створенні нових споруд, а також для досліджень та розробки ефективних рішень відносно збільшення ресурсу металоконструкцій, що експлуатуються.

Завданням першого етапу даного проекту програми «Ресурс» було виконання досліджень службових характеристик основного матеріалу та зварних з'єднань металоконструкцій, які експлуатуються на протязі значного періоду часу та підлягають реконструкції з урахуванням нових навантажень відповідно до ДБН В.2.3-14–2006.

Одним з таких об'єктів є металоконструкції великого міського мосту. Вперше з моменту введення в дію (понад 50 років тому) з металевих конструкцій мосту — верхніх поясів верхових та низових головних балок (ГБ) прогонових будов — відібрано зразки та проведено дослідження службових характеристик матеріалу металоконструкцій. Визначено хімічний склад, механічні характеристики та ударну в'язкість металу, проведено металографічні дослідження матеріалу металоконструкцій.

При оцінці службових властивостей сталі та визначенні ступеню їх відповідності умовам роботи конструкції необхідно враховувати дані хімічного аналізу проб, за якими може бути ідентифікована марка сталі.

Для виготовлення металоконструкцій прогонових споруд мосту використана низьковуглецева сталь марки М16С, яка відповідає сталі 16Д (ГОСТ 6713–91) за зварюваністю та іншими фізико-механічними характеристиками. Однак корозійна стійкість цієї сталі нижча внаслідок відсутності в її складі міді [1]. Результати дослідження хімічного складу металу металоконструкцій мосту наведені в табл. 1.

Характеристики міцності та пластичні властивості сталі М16С знаходяться на рівні вимог ГОСТ 6713–91 для сталі 16Д (табл. 2).

ГОСТ 6713–91 для сталі марки 16Д нормує при температурі випробування –20 °С ударну в'язкість на зразках з надрізом Менаже не нижче за 34 Дж/см^2. Ударна в'язкість досліджених проб сталі М16С при температурі –20 °С має нерівномірні значення (табл. 2). Кількість значень нижчих за вимоги вказаного нормативного документу значна й досягає 40–50 %. При температурі 0 і 20 °С сталь має достатньо високі значення ударної

© Л.М. ЛОБАНОВ, О.Г. СИНЄОК, А.М. ГЕРАСИМЕНКО, К.Ю. КОРЗІН, К.В. РЯБЦЕВ, В.Д. ПОЗНЯКОВ, О.І. ГОНЧАРЕНКО, 2009

Таблиця 1. Хімічний склад (мас. %) металу проб, взятих з верхових та низових поясів ГБ мосту

Марка сталі	Місце відбору проби	Товщина прокату, мм	C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Cu
М16С	Верхній пояс:									
	низової ГБ	30	0,193	0,134	0,48	0,012	0,019	0,06	0,05	0,05
	верхової ГБ	30	0,205	0,145	0,47	0,010	0,020	0,06	0,06	0,05
16Д	ГОСТ 6713–91	21–40	0,10–0,18	0,12–0,25	0,40–0,70	Не більше 0,040	Не більше 0,035	До 0,30	До 0,30	0,20–0,35

Таблиця 2. Службові властивості металу проб, які відібрані з верхових та низових поясів ГБ мосту

Марка сталі	Місце відбору проби	Товщина прокату, мм	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т$, МПа	δ_5, %	ψ, %	*KCU* при *T*= –20 °C
М16С	Верхній пояс						
	низової ГБ (опора 6)	30	435,8 453,4 455,3	230,7 248,2 260,2	36,5 39,3 38,5	65,0 66,5 67,1	9,7 11,0 18,9 13,3 70,0 14,5 75,6 88,9 90,5
	верхової ГБ (опора 6)	30	441,9 444,9 443,7	233,1 234,9 235,2	35,3 31,7 32,3	65,9 67,8 65,9	20,3 23,4 61,4 82,8 80,4 66,5 9,6 12,0 69,3 109,2 87,1 87,1
16Д	ГОСТ 6713–91	21–40	375–510	225	26	–	35

в'язкості, Дж/см^2: KCU_0 = 87–151; KCU_{20} = = 103–177.

До сталі, яка призначена для виготовлення мостових металоконструкцій, пред'являються підвищені вимоги. Однією з основних вимог є те, що сталь повинна бути не схильною до старіння, тобто до зміни міцності та пластичних характеристик від



Рис. 1. Мікроструктура (×100) зразків сталі М16С

наклепу під дією термічного циклу зварювання та з часом. В зварних конструкціях наявна сукупність усіх факторів, які сприяють процесу старіння, тому для виготовлення прогонових будов мостів слід застосовувати сталь не схильну до старіння. Старіння металу пов'язано з пересиченням азотом або вуглецем твердого розчину в α-залізі. Під впливом часу або наклепу відбувається розпад твердого розчину. Продукти розпаду виділяються по границям зерен та у середині зерен по площинам ковзання. Старіння сталі призводить до зміцнення сталі та зниження її пластичності та в'язкості [2]. У даному випадку результати дослідження металу конструкцій мосту після довгострокового експлуатаційного періоду показали зниження ударної в'язкості металу.

Для металографічних досліджень, метою яких було визначення причин зниження значень ударної в'язкості при температурі випробування –20 °С, були відібрані зразки та виготовлені мікрошліфи. Структура зразків сталі М16С була феритно-пер-



Рис. 2. Виділення надлишкових фаз по границях зерен у структурі зразків сталі М16С (×500)

літна. Твердість перліту становить *HV* 005 232–244, фериту *HV* 005 161–183. Бал зерна у відповідності до ГОСТ 5639–82 складає 8, присутні зерна балу 7 і 9 (рис. 1). Текстура прокату виражена слабо — за ГОСТ 5640–68 відповідає балу 1. Аналіз неметалічних включень показав наявність сульфідів у відповідності з ГОСТ 1778–70 за шкалою Б 3-го та 4-го балів.

Дослідження структури зразків сталі М16С при збільшенні ×500, ×800 виявило виділення надлишкової фази по границях зерен (рис. 2).

З метою ідентифікації цієї фази проводили спеціальне травлення в лужному розчині пікрату натрію. В результаті травлення надлишкова фаза



Рис. 3. Втомні зміни в структурі сталі М16С: *а* — зразок № 1, ×400; *б* — зразок № 2, ×320

по границях зерен була забарвлена в чорний колір, що характерно для третичного цементиту.

Таблиця 3. Хімічний склад (мас. %) прокату 06ГБД С390

№ плавки (товщина, мм)	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu
0791 (10)	0,074	1,24	0,199	0,007	0,004	0,09	0,10	0,23
0619 (12)	0,052	1,29	0,200	0,008	0,003	0,07	0,07	0,20
0648 (14)	0,080	1,26	0,208	0,013	0,003	0,10	0,10	0,23
0641 (20)	0,065	1,27	0,201	0,013	0,006	0,07	0,07	0,21
0620 (32)	0,066	1,25	0,166	0,012	0,007	0,18	0,04	0,20
0630 (40)	0,062	1,22	0,156	0,015	0,008	0,18	0,07	0,20
ТУ У 27.1-05416923-085–2006	0,040–0,08	1,10–1,40	0,150–0,350	Не більше 0,020	Не більше 0,010	Не більше 0,20	Не більше 0,35	0,15–0,30

Закінчення табл. 3

№ плавки (товщина, мм)	Al	Nb	V	Mo	Ti	Ca	$C^*_{екв}$
0791 (10)	0,045	0,020	0,02	0,13	0,010		0,35
0619 (12)	0,026	0,016	0,02	0,12	0,008		0,327
0648 (14)	0,026	0,015	0,02	0,12	0,009		0,359
0641 (20)	0,032	0,016	0,02	0,11	0,008		0,332
0620 (32)	0,037	0,018	0,02	0,10	0,010		0,351
0630 (40)	0,026	0,019	0,03	0,12	0,005		0,346
ТУ У 27.1-05416923-085–2006	0,020–0,050	0,010–0,030	До 0,07	0,01–0,05	Не більше 0,02	Не менше 0,001	Не більше 0,41

*Вуглецевий еквівалент визначали за формулою Міжнародного інституту зварювання, %: $C_{екв} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + Nb}{5} + \frac{Ni + Cu}{15}$.

Відомо, що при старінні низьковуглецевих сталей може відбуватися розпад твердого розчину з виділенням третичного цементиту (ε-карбіда) у вигляді дисперсних часточок.

Результати металографічних досліджень підтверджені методом локального мікрорентгеноспектрального аналізу на растровому електронному мікроскопі-мікроаналізаторі моделі SX-50 фірми КАМЕКА (Франція). Проведено дослідження та лінійний запис розподілу вуглецю, марганцю, міді по структурним складовим сталі (ферит, перліт, третичний цементит) на зразках, де методом металографічного дослідження їх структури було виявлено надлишкову фазу — третичний цементит по границях феритних зерен.

При проходженні електронного (діаметром 1 мкм) через границю, де відбулося виділення третичного цементиту, внаслідок процесів старіння даної сталі відмічається підвищений вміст вуглецю. Визначено вміст вуглецю на границях зерен фериту, що складає 3,0–3,5 мас. %.

Крім того, металографічному аналізу були піддані зразки, які пройшли випробування на ударний вигин при температурі +20 °С та –20 °С.

Таблиця 4. Службові характеристики та холодостійкость прокату сталі 06ГБД С390

№ плавки, (товщина, мм)	Розташування зразка	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т$, МПа	δ_5, %	ψ, %
0791 (10)	уподовж	586, 585, 583	384, 380, 455	29, 31, 25	81, 81, 81
	поперек	593, 580, 588	388,390,358	29, 33, 27	84, 84, 84
0619 (12)	уподовж	534, 544, 538	406, 391, 384	33, 33, 37	84, 84, 87
	поперек	537, 534, 534	339, 398, 408	30, 38, 27	83, 86, 84
0648 (14)	уподовж	559, 548, 551	416, 430, 384	30, 31, 33	87, 86, 87
	поперек	562, 552, 573	393, 426, 419	31, 31, 35	84, 84,84
0641 (20)	уподовж	591, 587, 587	384, 352, 363	31, 32, 32	84, 84, 84
	поперек	580, 581, 572	405, 398, 398	31, 31, 29	84, 84, 84
0620 (32)	уподовж	524, 534, 514	384, 394, 419	35, 35, 33	84, 84, 84
	поперек	531, 533, 541	398, 419, 391	33, 35, 32	84, 84, 84
0630 (40)	уподовж	520, 517, 513	384, 388, 374	34, 35, 36	84, 84, 84
	поперек	523, 527, 520	385, 380, 391	34, 35, 34	84, 84, 84
	по товщині	524, 517, 517	391, 391, 391	29, 30, 29	81, 78, 78
ТУ У 27.1-05416223-085–2006		490	390	22	55 (ψ_Z-25)

Закінчення табл. 4

№ плавки, (толщина, мм)	Розташування зразка	*KCU*, Дж/см^2		*KCV*, Дж/см^2		$\sigma_т/\sigma_в$	*HV*
		+20 °С	–40 °С	+20 °С	–40 °С		
0791 (10)	уподовж	224, 212, 242	252, 291, 250	169, 173, 190	175, 209, 210	0,69	174, 174, 180
	поперек	283, 203, 296	348, 350, 339	283, 263, 269	312, 322, 282	0,64	
0619 (12)	уподовж	349, 348, 349	349, 348, 348	349, 347, 348	349, 348, 349	0,73	174, 174, 174
	поперек	344, 347, 331	348, 348, 349	259, 266, 262	292, 326, 285	0,71	
0648 (14)	уподовж	347, 350, 346	344, 346, 348	352, 351, 351	348, 349, 349	0,74	174, 174, 176
	поперек	345, 351, 349	347, 347, 347	349, 347, 348	348, 347, 348	0,73	
0641 (20)	уподовж	350, 346, 350	351, 347, 345	347, 346, 344	346, 346, 348	0,62	162, 171
	поперек	347, 348, 348	347, 348, 348	347, 350, 351	348, 346, 256	0,63	
0620 (32)	уподовж	348, 346, 347	343, 342, 344	347, 347, 349	346, 343, 347	0,74	162, 166, 166
	поперек	342, 345, 346	328, 346, 337	320, 310, 321	311, 344, 342	0,75	
0630 (40)	уподовж	346, 347, 346	340, 341, 344	350, 347, 347	338, 342, 340	0,74	156, 156, 159
	поперек	297, 321, 282	271, 328, 312	239, 271, 243	196, 261, 209	0,74	
	по товщині	–	–	–	–	0,75	–
ТУ У 27.1-05416923-085–2006		–	–	–	98	0,79	

Примітки. 1. Випробувано на розтяження (ГОСТ 1497–84) підлягали по 3 зразка уподовж та поперек прокату. 2. Випробувано на ударний вигин (ГОСТ 9454–78) підлягали по 3 зразка на кожну температуру. 3. ψ_z — відносне звуження в напрямку товщини.

В поверхневих шарах досліджених зразків виявлено втомні зміни (пошкодження) — інтрузії та екструзії, а також лінії та полоси ковзання.

У внутрішніх зернах спостерігаються втомні зміни структури сталі, як в зернах фериту, так і в перлітних колоніях. Ці зміни носять локальний характер. Ступінь втомних змін для різних зразків різна.

Виявлено залежність значень ударної в'язкості від ступеню втомних змін у структурі зразків (рис. 3). Так, в зразках № 1 та 2, що випробувані при температурі −20 °С, значення ударної в'язкості складають 109,2 та 12,0 Дж/см^2, при цьому спостерігається різка відмінність у структурі. Як видно з рис. 3, *б*, у структурі зразка № 2 виявлено високу ступінь втомних змін, тоді як для першого зразка характерна надто низька ступінь таких змін (рис. 3, *а*). Напевно, це і є основною причиною різниці в значеннях ударної в'язкості.

Результати проведених в ІЕЗ ім Є.О. Патона досліджень дають можливість розробити ефективні рішення відносно збільшення ресурсу металоконструкцій мосту з урахуванням фактичного їх стану.

На другому етапі роботи виконано аналіз широко застосовуваних вітчизняних сталей та сталей нового покоління стосовно використання їх під час ремонтно-відновлювальних робіт та спорудженні нових металевих конструкцій та мостів. Проведено дослідження службових та технологічних характеристик сталевого прокату класів міцності С355–С390.

Дослідження та аналіз властивостей сучасних сталей, зварювальних матеріалів та технологій в порівнянні з результатами оцінки стану діючих металевих конструкцій дозволили розробити рекомендації з ефективного їх використання з метою забезпечення надійної експлуатації мостів.

Виконані дослідження службових властивостей (характеристики міцності, пластичні властивості, холодостійкість) прокату сталей марок 06ГБД, 06Г2БД, 06Г2БДП, розроблених з участю ІЕЗ ім. Є.О. Патона.

Дослідження прокату 06ГБД, 06Г2БД (ТУ У 27.1-05416923-085–2006), атмосферостійкої сталі (06Г2БДП ТУ У 27.1-05416923-078–2006) та порівняльний аналіз з широковідомими сталями 09Г2СД-12 (ГОСТ 19281–89), 10ХСНД, 15ХСНД (ГОСТ 6713–91) показали, що оптимальні службові характеристики, в тому числі зварюваність, має прокат 06ГБД, 06Г2БД.

Таблиця 5. Сталевий прокат для несучих елементів мостів

Марка сталі	Нормативний документ	Товщина прокату, мм	Характеристики міцності, МПа	
			$\sigma_т$	$\sigma_в$
15ХСНД-2	ГОСТ 6713–91	8–32	345	490
		33–40	335	470
10ХСНД-2	ГОСТ 6713–91	8–15	390	530
		16–32	390	530
		33–50	390	510
09Г2СД-12	ГОСТ 19281–89	≤ 10	345	480
		11–20	325	450
		21–32	295	430
06ГБД-355	ТУ У 27.1-05416923-085–2006	8–50	355	450
06ГБД-390		8–50	390	490
06Г2БД-440		8–50	440	540
06Г2БД-490		8–50	490	590

Сталі 06ГБД, 06Г2БД мають високі характеристики міцності і пластичні властивості, практично однакові в подовжньому та поперечному напрямі прокату. Звертає увагу істотне перевищення нормативних показників (відносного подовження δ_5, відносного звуження ψ, відносного звуження в напрямку товщини ψ_z та ударної в'язкості на зразках з гострим надрізом типу Шарпі *KCV*). Ударна в'язкість при температурі випробування −40 °С на зразках з гострим надрізом в поперечному напрямі прокату значно вище за вимоги технічних умов. Значения відносного звуження у напрямі товщини ψ_z = 70 % визначає високу опірність прокату утворенню шаруватих тріщин [3, 4]. Результати дослідження прокату 06ГБД класу міцності С390, який було застосовано при будівництві мосту через вхід в Гавань Подільського мостового переходу, наведені в табл. 3, 4.

Таблиця 6. Зварювальні матеріали для автоматичного дугового зварювання стикових з'єднань

Марка сталі (клас міцності)	Нормативні документи	Марки зварювальних матеріалів (дріт + флюс)
15ХСНД 15ХСНД-2 15ХСНД-12 09Г2СД-12 06ГБД-355 (С295–355)	ГОСТ 6713–91 ГОСТ 6713–91 ГОСТ 19281–89 ГОСТ 19281–89 ТУ У 27.1-05416923-085–2006	Св-10ГА + АН-47 Св-10Г2 + АН-47 Св-08ГА + ОК Flux 10.71 Св-10НМА + АН-47
10ХСНД-2 10ХСНД-12 06ГБД-390 06Г2БД-440 06Г2БД-490 (С390–490)	ГОСТ 6713–91 ГОСТ 19281–89 ТУ У 27.1-05416923-085–2006 ТУ У 27.1-05416923-085–2006 ТУ У 27.1-05416923-085–2006	Св-08ГА + ОК Flux 10.71 Св-10НМА + АН-47 Св-10НМА + ОК Flux 10.62 Св-07Г1НМА + АН-67Б

Таблиця 7. Марки зварювальних матеріалів для механізованого та ручного дугового зварювання стикових з'єднань

Марки сталі (клас міцності)	Нормативні документи	Спосіб зварювання		
		механізоване в активних захисних газах та їх сумішах з інертними газами і застосуванням дроту		ручне дугове покритими електродами (діаметр, мм)
		суцільного перерізу (діаметр, мм)	металопорошкового	
15ХСНД 15ХСНД-2 15ХСНД-12 09Г2СД-12 06ГБД-355 (С295–355)	ГОСТ 6713–91 ГОСТ 6713–91 ГОСТ 19281–89 ГОСТ 19281–89 ТУ У 27.1-05416923-085–2006	Св-08Г2С* (1,2) Св-08Г2С** (1,2–1,6) ОК Autrod 12-64* (1,2) ОК Autrod 12-64** (1,2–1,6)	ПП Megafil-710 М** ПП Megafil-710 М*	Э50 УОНИ 13/55 (3–4) FOX EV 47 (3,2–4,0)
10ХСНД-2 10ХСНД-12 06ГБД-390 06Г2БД-440 06Г2БД-490 (С390–490)	ГОСТ 6713–91 ГОСТ 19281–89 ТУ У 27.1-05416923-085–2006	Св-08Г2С* (1,2) Св-08Г2С** (1,2–1,6) Св-08ГСМТ** (1,2–1,6) ОК Autrod 12-64** (1,2–1,6)	ПП Megafil-710 М* ПП Megafil-713 R** ПП Megafil-821 R* ПП Megafil-821 R**	Э50 УОНИ 13/55 (3–4) FOX EV 50 (3,2–4,0)

Примітка. Захисний газ: * — CO_2, ** — 78–82 % Ar + 18–22 % CO_2.

Комплекс механічних властивостей ($\sigma_т$, $\sigma_в$, δ_5, *KCV*) металу зони термічного впливу сталі класу міцності С390 повною мірою забезпечується на рівні вимог ТУ У 27.1-05416923-085–2006 при швидкості охолодження зварних з'єднань $w_{6/5}$ не нижче 10 °С/с без спеціальних технологічних прийомів. Ці значення швидкості охолодження узгоджуються з традиційними режимами ведення зварювальних робіт при ручному і механізованому в захисних газах зварюванні, а також для автоматичного зварювання під шаром флюсу при використанні дроту діаметром не більше 4 мм.

Листовий прокат 09Г2СД-12 (ГОСТ 19281–89) має достатньо високі характеристики міцності, а за характеристиками роботи удару, ударної в'язкості після механічного старіння фактичні результати перевищують нормативний рівень. Зварювання сталі 09Г2СД може виконуватися усіма традиційними способами.

Характер ринку металопродукції в Україні свідчить про те, що сталь 09Г2СД має найбільш прийнятну ціну. Враховуючи позитивні результати досліджень фізико-механічних і службових властивостей, а також широкий досвід практичного застосування у відповідальних зварних металоконструкціях, фахівці ІЕЗ ім. Е.О. Патона вважають можливим використання сталі 09Г2СД-12 для ремонтно-відновлювальних робіт металоконструкцій, що дозволить суттєво здешевити відновлювальні роботи.

З метою розробки рекомендацій по застосуванню зварювальних матеріалів та технологій зварювання при ремонтно-відновлювальних роботах та будівництві нових металоконструкцій мостів проведено оптимізацію технологій зварювання вищезгаданих сталей (табл. 5). Результати дослідження зварних з'єднань сталей на оптимізованих режимах дозволили внести доповнення до діючих Державних будівельних норм ДБН В.2.3-14–2006 [5]. В табл. 6, 7 наведені рекомендації щодо марок та поєднання зварювальних матеріалів для автоматичного, механізованого та ручного дугового зварювання сталей 09Г2СД, 10ХСНД, 15ХСНД, 06ГБД, 06Г2БД в залежності від класу міцності прокату.

Такий підхід щодо вивчення деградації властивостей прокату, використаного для несучих металоконструкцій великого міського мосту, на наш погляд, є оптимальним при вирішенні питань відновлення та реконструкції транспортних споруд, що експлуатуються тривалий час. Дослідження та аналіз властивостей сталевого прокату, зварювальних матеріалів та технологій в порівнянні з результатами дослідження стану діючих металевих конструкцій дають можливість ефективно вирішувати проблему подовження експлуатаційного ресурсу мостів.

1. *Характерные* повреждения сварных металлических конструкций мостов / В.А. Ковтуненко, А.М. Герасименко, А.Г. Синеок, В.А. Задорожный // Автомат. сварка. — 2005. — № 10. — С. 29–35.
2. *Островская С.А., Мандельберг С.Я.* Сварка пролетных строений мостов. — Киев: Изд-во Академии наук УССР, 1955. — 217 с.
3. *Ковтуненко В.А., Герасименко А.М., Синеок А.Г.* Высокопрочная экономнолегированная сталь 06Г2Б с $\sigma_т$ > > 440 МПа для мостостроения // Автомобільні дороги і дорожнє буд-во. — 2004 — № 69 — С. 106–113.
4. *Ковтуненко В.А., Герасименко А.М., Гоцуляк А.А.* Выбор стали для ответственных сварных строительных конструкций / // Автомат. сварка. — 2006. — № 11. — С. 32–37.
5. *ДБН В.2.3-14–2006*. Державні будівельні норми України. Мости та труби. Правила проектування. — Чинні з 01.02.2007.

ПРОЕКТ 7.13

Розробка та дослідження дослідного зразка лазерно-телевізійного детектора форми рейок залізничних колій

УДК 681.518.5

ОПЫТНЫЙ ОБРАЗЕЦ СИСТЕМЫ БЕСКОНТАКТНОГО КОНТРОЛЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ РЕЛЬСОВ

Е.В. ШАПОВАЛОВ, канд. техн. наук, **В.А. КОЛЯДА, Н.Ф. ЛУЦЕНКО, Е.С. МЕЛЬНИК, Д.А. ХАЧАТРЯН**, инженеры
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Разработан опытный образец системы бесконтактного контроля геометрических параметров железнодорожных рельсов. Система позволяет в масштабе реального времени определять параметры износа каждого рельса, подуклонки и ширину колеи. Предусмотрено автоматическое формирование протоколов по результатам контроля геометрических параметров рельсов.

Ключевые слова: *бесконтактный контроль, геометрические параметры, железнодорожные рельсы, оптический блок, сигнальный процессор, протокол контроля*

Проблемы безопасности движения, максимального использования имеющихся ресурсов, минимизации эксплуатационных затрат требуют скорейшего внедрения на железнодорожном транспорте систем контроля и диагностики технического состояния рельсового пути. Наравне с задачей быстрого оснащения новыми техническими средствами более актуальным становится повышение качества, расширение параметров контроля, точности измерения, автоматизация обработки и расшифровки данных, развитие технологий и комплексного использования новых средств, сокращение ручного труда, снижение периодичности контроля и эксплуатационных расходов на контроль.

В ИЭС им. Е.О. Патона разработан опытный образец системы бесконтактного контроля геометрических параметров железнодорожных рельсов, структурная схема которой представлена на рис. 1.

Система состоит из трех основных компонентов: двух одинаковых оптических блоков и контроллера верхнего уровня. В свою очередь оптические блоки содержат по два оптических канала: левый (л) и правый (п). Оптические каналы организованы с помощью лазерных генераторов световой плоскости (ЛГСП) и цифровых видеокамер. ЛГСП (л) и ЛГСП (п) совместно формируют на поверхности рельса световой след. Видеокамеры регистрируют соответствующие сегменты светового следа, преобразуют оптическое излучение в цифровой код и передают полученные цифровые

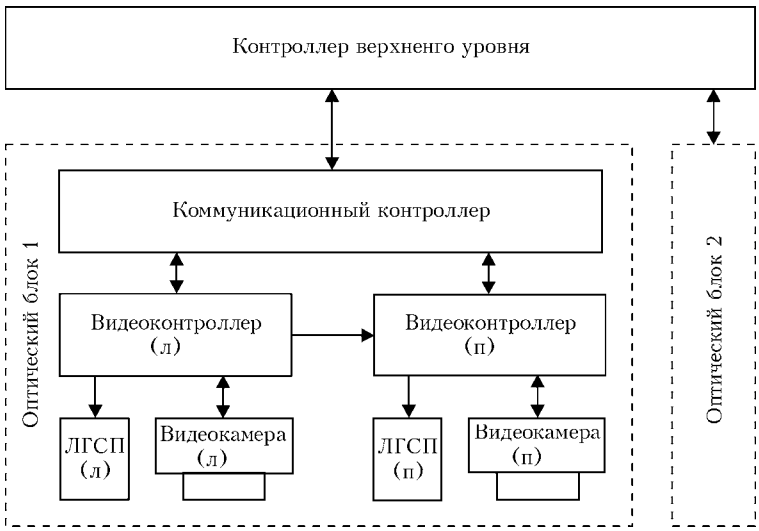


Рис. 1. Структурная схема системы бесконтактного контроля геометрических параметров железнодорожных рельсов

© Е.В. ШАПОВАЛОВ, В.А. КОЛЯДА, Н.Ф. ЛУЦЕНКО, Е.С. МЕЛЬНИК, Д.А. ХАЧАТРЯН, 2009

изображения видеоконтроллерам. Видеокамеры снабжены блоками светофильтров, предназначенных для подавления паразитных оптических помех, которые по длине волны отличаются от излучения ЛГСП. Каждый видеоконтроллер выполняет следующие функции: взаимодействие с матрицей фотоприемника видеокамеры; обнаружение контура светового следа на цифровых изображениях; статистическая обработка найденного контура; преобразование координат точек контура и обмен командами/данными с коммуникационным контроллером.

Видеоконтроллеры корректируют режимы работы матриц фотоприемников в зависимости от условий внешнего освещения и выполняют взаимную синхронизацию видеокамер с помощью синхроимпульсов, которые по отдельному каналу связи передаются от видеоконтроллера (л) к видеоконтроллеру (п). Для обнаружения контура светового следа используется согласованная фильтрация цифровых изображений с применением адаптивной пороговой функции, параметры которой подстраиваются в зависимости от характеристик светового следа на изображениях. Применение адаптивной пороговой функции совместно с автоматической коррекцией режима работы матрицы фотоприемника позволило существенно повысить помехозащищенность каждого оптического канала. При статистической обработке контура светового следа из него исключаются «ложные» сегменты, которые не принадлежат профилю рельса. Появление «ложных» сегментов связано с тем, что на практике в область зрения видеокамер попадают не только сами рельсы, но и элементы шпал, креплений, насыпи и т. д. При преобразовании координат точек контура осуществляется переход от системы координат изображения в опорную метрическую систему координат, т. е. координаты каждой точки контура, выраженные в пикселях изображения, преобразуются в миллиметры. Преобразование координат осуществляется с помощью специальных калибровочных матриц, которые хранятся в энергонезависимой памяти каждого видеоконтроллера. Калибровка оптических блоков выполняется на этапе настройки системы по методике, подробно описанной в работе [1]. Полученный массив точек контура, описывающий участок профиля рельса в метрических единицах, передается коммуникационному контроллеру по последовательному каналу связи. Структурно видеоконтроллеры построены на базе высокопроизводительного двухядерного цифрового процессора, что позволило реализовать обработку видеоданных в масштабе реального времени.

Для обеспечения взаимодействия между видеоконтроллерами оптического блока и контроллером верхнего уровня служит коммуникационный контроллер. Основные функции коммуникационного контроллера следующие: прием от видеоконтроллеров массивов точек контура и их объединение; сравнение полученного профиля рельса с эталоном; расчет геометрических параметров рельсов; взаимодействие с контроллером верхнего уровня. Сравнение полученного (измеренного) профиля рельса с эталоном является довольно сложной операцией. На практике исходный измеренный профиль рельса чаще всего не совпадает с эталоном, поскольку практически невозможно обеспечить фиксированную взаимную ориентацию оптических блоков и рельсов в процессе движения путеизмерительного вагона или тележки. В качестве эталона используется массив дискретных точек, сформированный на основании чертежа поперечного сечения рельса определенного типа. Измеренный профиль может иметь как линейные, так и угловые отклонения относительно эталона. Таким образом, решение задачи сравнения результатов измерения с эталоном сводится к поиску таких значений угловых и линейных параметров, при которых достигается наилучшее совмещение измеренного и эталонного профилей рельса. Для решения задачи совмещения измеренного профиля рельса с эталоном для коммуникационного контроллера разработано математическое обеспечение, реализующее алгоритм итерационного приближения дискретных кривых с использованием метода многомерной нелинейной оптимизации. Подробное описание алгоритма представлено в работе [2]. Поскольку многомерная нелинейная оптимизация представляет собой довольно ресурсоемкую процедуру, то в качестве вычислительного ядра коммуникационного контроллера применен специализированный цифровой сигнальный процессор с интегрированным аппаратным блоком выполнения арифметических и логических операций для чисел с плавающей точкой. Расчет геометрических параметров рельса выполняется после операции совмещения. Определяются следующие параметры, характеризующие износ головки рельса:

- вертикальный износ головки рельса $h_в$ (мм), измеряемый по оси симметрии рельса;
- боковой износ головки рельса $h_б$ (мм), измеряемый на высоте 13 мм ниже верха его головки;
- боковой износ головки рельса h_{645} (мм), измеряемый под углом 45° к оси симметрии рельса в точке, проходящей через середину боковой рабочей выкружки;
- приведенный износ относительно $h_б$: $h_{пр(б)} = 0{,}5h_в h_б$ (мм);
- приведенный износ относительно h_{645}: $h_{пр(б)} = 0{,}5h_в h_{645}$ (мм);
- площадь износа головки рельса S, %.

Также определяется значение подуклонки рельса P и смещение рельса по горизонтали относительно начала опорной системы координат t_x (мм). Подуклонка рельса P выражается в безразмерных единицах, поскольку определяется как тангенс угла наклона рельса к вертикальной оси опорной системы координат. Значение t_x в дальнейшем используется для вычисления ширины ко-

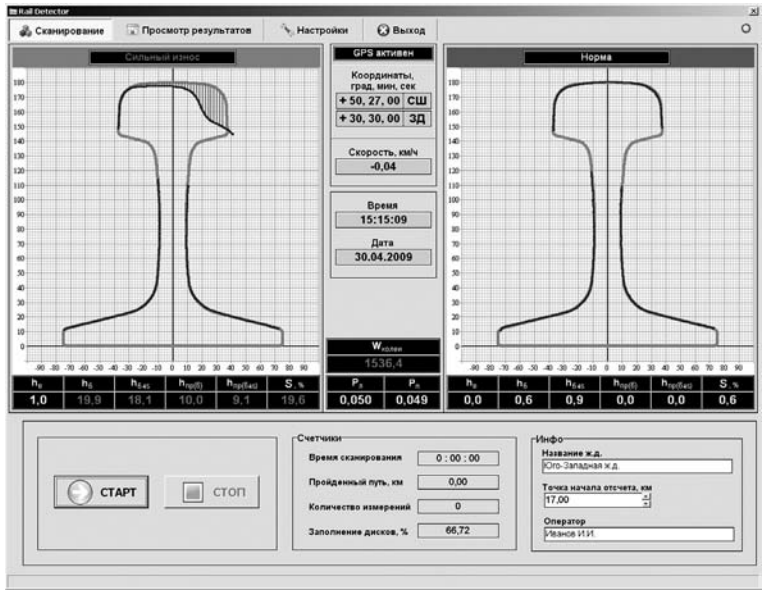


Рис. 2. Главное диалоговое окно математического обеспечения контроллера верхнего уровня

леи. Вычисленные геометрические параметры рельса и его профиль по последовательному каналу передаются контроллеру верхнего уровня. Основные функции контроллера верхнего уровня: прием данных о геометрических параметрах рельсов от оптических блоков; оценка состояния рельсов по полученным данным; визуализация, архивация и паспортизация результатов контроля. В качестве контроллера верхнего уровня может использоваться промышленный компьютер, ноутбук или компактный одноплатный компьютер с низким энергопотреблением типа Intel Atom. Для определения местоположения к компьютеру подключается устройство определения глобальных координат (GPS-приемник). Для визуального сопровождения работы системы используется графический дисплей. Также контроллер обеспечивает мониторинг состояния всех узлов распределенной вычислительной подсистемы оптических блоков и позволяет выполнять параметризацию всех устройств. Для контроллера верхнего уровня разработано специальное приложение RailDetector, которое обеспечивает два основных режима работы системы: режим сканирования геометрических параметров рельсов и режим просмотра полученных результатов. В режиме сканирования на главном диалоговом окне приложения RailDetector отображаются результаты совмещения измеренных профилей рельсов с эталоном, значения параметров, характеризующих износ головки для каждого рельса ($h_в$, $h_б$, h_{645}, $h_{пр(б)}$, $h_{пр(645)}$, S), значения подуклонок правого и левого рельсов ($P_л$ и $P_п$), значение ширины колеи ($W_{колеи}$) и индикаторы состояния головок рельсов (рис. 2). Также отображаются данные, получаемые от GPS-приемника, текущее время, дата и другая служебная информация. Для индикации состояния головки рельса служат текстовые сообщения и выделение цветом. При анализе полученных значений геометрических параметров рельсов используется предварительно заданный массив допустимых значений. Значение каждого параметра сравнивается с соответствующим допуском. Каждый допуск на значение параметра характеризуется тремя зонами: «зеленой» (в пределах допуска), «желтой» (на границе допуска) и «красной» (за пределами допуска). В данной реализации приложения наибольший приоритет имеет «красная» зона, наименьший — «зеленая». Если значение хотя бы одного параметра попадает в «красную» зону, то общее состояние рельса определяется как негативное (за пределами допуска) и т. д. В процессе сканирования все геометрические параметры рельсов и их профили записываются в файл на жестком диске. Имя файла содержит дату и время начала операции сканирования.

При переходе в режим просмотра результатов автоматически загружается файл, содержащий последние результаты сканирования. В режиме просмотра результатов оператору предоставляются следующие возможности: произвольный доступ к файлам, которые содержат результаты сканирования; навигация по записям результатов сканирования, изменение масштаба отображения результатов, построение графиков геометрических параметров рельсов и автоматическое формирование протоколов контроля. Протоколы формируются в виде отдельных файлов с расширением *.rtf, которые поддерживаются большинством существующих текстовых редакторов. Предоставляются возможности формирования трех типов документов: общий протокол сканирования геометрических параметров железнодорожных рельсов; приложение к протоколу, содержащее графики изменения геометрических параметров рельсов на участке пути и приложение к протоколу, содержащее результаты сканирования в отдельной точке. При формировании общего протокола весь участок пути разбивается на заданное количество сегментов, для каждого сегмента формируется отдельная таб-

0904301713-17.00-17.10-12345678-1 1

ПРОТОКОЛ № 0904301713-17.00-17.10-12345678-1
лазерно-телевизионного сканирования геометрических параметров железнодорожных рельсов на участке пути

Название ж.д.: Юго-Западная ж.д.

	Глобальные координаты	Относительные координаты, км	Время	Дата
Начальная точка	+50, 27, 00 СШ +30, 30, 00 ЗД	17.00	17:13:26	30.04.2009
Конечная точка	+50, 27, 12 СШ +30, 30, 12 ЗД	17.10	17:14:27	30.04.2009

Общая длина участка пути, км	Общее время контроля	Общее количество измерений	Средняя скорость движения, км/ч
0.10	0:01:00	3587	5.76

Оператор: Иванов И.И.

Расшифровка оценок: 0 – не определена; 1 – в пределах допуска; 2 – на границе допуска; 3 – за пределами допуска.
Общая оценка определяется по параметрам 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8. Количество сегментов – 1.

Сегмент 1	Начальная точка:	(+ 50, 27, 00 СШ) – (+ 30, 30, 00 ЗД), 17.00 км						Длина, км	
	Конечная точка:	(+ 50, 27, 12 СШ) – (+ 30, 30, 12 ЗД), 17.10 км						0.097	
Параметр / Рельс	1	2	3	4	5	6	7	8	
	$h_в$ мин. макс. средн. оценка	$h_б$ мин. макс. средн. оценка	$h_{б45}$ мин. макс. средн. оценка	$h_{пр(б)}$ мин. макс. средн. оценка	$h_{пр(б45)}$ мин. макс. средн. оценка	S, % мин. макс. средн. оценка	P мин. макс. средн. оценка	W мин. макс. средн. оценка	Общая оценка
Левый	1.01 1.11 1.07 **1**	19.82 20.03 19.89 **3**	17.93 18.11 18.05 **3**	9.90 11.00 10.91 **3**	8.95 9.95 9.91 **3**	19.61 19.84 19.68 **3**	0.049 0.050 0.050 **1**	1521.58 1522.48 1522.36 **1**	**3**
Правый	0.00 0.00 0.00 **1**	0.46 0.63 0.54 **1**	0.89 0.95 0.92 **1**	0.00 0.00 0.00 **1**	0.00 0.00 0.00 **1**	0.59 0.73 0.68 **1**	0.048 0.049 0.049 **1**		**1**

Рис. 3. Пример протокола контроля геометрических параметров рельсов

лица, в которую заносятся минимальные, максимальные, средние значения параметров, оценки состояния по каждому параметру и общая оценка по сегменту в целом. На рис. 3 представлен пример протокола, где весь участок пути рассматривается как один сегмент.

Основные характеристики системы бесконтактного контроля геометрических параметров железнодорожных рельсов:

количество измерений в секунду, не менее 60
точность измерения:
параметров износа головки рельсов, мм, не хуже ... ±0.3
подуклонки рельсов, не хуже 0.003
ширины колеи, мм, не хуже ..... ±0.5
номинальное расстояние от оптического блока до головки рельса, мм 200
рабочая зона оптического блока по горизонтали, мм .... ±60
рабочая зона оптического блока по вертикали, мм ..... ±50
потребляемая мощность (без контроллера верхнего уровня), Вт, не более 30

В ходе экспериментальных исследований опытного образца системы установлено, что значения параметров износа головки рельсов, подуклонки и ширина колеи, полученные с помощью данной системы, соответствуют результатам измерений, выполненным с помощью ручного путеизмерительного инструмента. Также в ходе экспериментов установлено, что разработанная система бесконтактного контроля геометрических параметров железнодорожных рельсов характеризуется высокой помехозащищенностью.

Использование разработанной системы совместно с бесплатформенной инерциальной навигационной системой (БИНС) позволит существенно расширить список измеряемых параметров, которые необходимы для комплексной оценки состояния железнодорожного пути.

Внедрение системы бесконтактного контроля геометрических параметров железнодорожных рельсов в качестве единицы путеизмерительного оборудования передвижных лабораторий позволит существенно повысить качество и скорость контроля геометрии пути.

1. *Киселевский Ф.Н., Коляда В.А.* Калибровка триангуляционных оптических сенсоров. // Автомат. сварка. — 2005. — № 5. — С. 57–58.
2. *Zhang Z.* On local matching of free-form curves // Proceedings of the British Machine Vision Conference. — Leeds, UK. — Sept., 1992. — P. 347–356.

ПРОЕКТ 7.14

Створення та впровадження технології і обладнання для оцінки технічного стану елементів авіаційних конструкцій тривалої експлуатації методами лазерної інтерферометрії

УДК 621.791:629.78

СТВОРЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ І ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ОЦІНКИ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ЕЛЕМЕНТІВ АВІАЦІЙНИХ КОНСТРУКЦІЙ МЕТОДАМИ ЛАЗЕРНОЇ ІНТЕРФЕРОМЕТРІЇ

Академік НАН України **Л.М. ЛОБАНОВ**[1], **С.А. БИЧКОВ**[2], д-р техн. наук, **В.А. ПІВТОРАК**[1], **П.Д. КРОТЕНКО**[1], кандидати фіз.-мат. наук, **В.Я. ДЕРЕЧА**[2], **В.О. КУДЕРСЬКИЙ**[2], інж., **В.В. САВИЦЬКИЙ**[1], **О.М. САВИЦЬКА**[1], кандидати техн. наук, **Г.І. ТКАЧУК**[1], інж.
([1]Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України,
[2]АНТК «Антонов»)

В роботі представлена розроблена технологія неруйнівного контролю якості елементів авіаційних конструкцій, виготовлених із композиційних матеріалів, з використанням електронної ширографії, яка дає можливість оперативно виявляти дефекти різних типів. Як подальший розвиток методу електронної ширографії представлена нова розрахункова методика оцінки глибини залягання дефектів, що мають кругову форму. Також в роботі подано новий підхід при дослідженні градієнту напружень із застосуванням електронної спекл-інтерферометрії у поєднанні із свердленням отворів малого діаметра.

Ключові слова: *неруйнівний контроль, електронна ширографія, авіаційні конструкції, композиційні матеріали, дефекти, розшарування, глибина залягання дефекту, залишкові напруження, електронна спекл-інтерферометрія, свердлення отворів, пружне розвантаження, градієнт напружень.*

Діагностика елементів авіаційних конструкцій методом електронної ширографії. Розвиток сучасної авіаційної промисловості ставить все нові задачі, які спрямовані на підвищення надійності та забезпечення необхідного ресурсу роботи авіаційних конструкцій. Для їх вирішення необхідно впроваджувати сучасні методи та засоби неруйнівного контролю (НК), ефективність яких визначається, насамперед, достовірністю отриманих результатів та продуктивністю. Одним із таких методів є електронна ширографія (ЕШ), яка використовується для контролю якості матеріалів, конструкцій та дозволяє вимірювати деформацію поверхні контрольованого об'єкта в умовах його навантаження. Цим обумовлена нечутливість електронної ширографії до жорсткого зміщення досліджуваного об'єкта, яке викликане впливом навколишнього середовища, що і визначає її універсальність та ефективність застосування в промисловості [1–3].

Важливою перевагою електронної ширографії для НК якості є те, що на відміну від традиційних методів, які тільки фіксують наявність або відсутність дефектів, вона дозволяє виявити концентрацію напружень, яка пов'язана з присутністю дефектів або з конструкційними особливостями об'єкта, що контролюється.

Інститутом електрозварювання ім. Є.О. Патона разом із АНТК «Антонов» був виконаний комплекс досліджень з визначення ефективності виявлення дефектів в елементах авіаційних конструкцій методом електронної ширографії. Для проведення експериментів були розроблені та виготовлені зразки з внесеними дефектами плоскої п'ятишарової склопластикової панелі, вуглепластикового елементу рульового відсіку та вуглепластикової панелі з ребрами жорсткості.

При НК якості склопластикової панелі розмірами 500×500×25 мм (рис. 1, *а*) для її навантаження використовувалось обдування упродовж 30 с поверхні теплим повітрям, нагрітим до температури ~ 50 °С з відстані ~ 60 мм від поверхні панелі. У відповідності до розробленої технології ширографічного контролю якості, до пам'яті комп'ютера записувалась світлова хвиля, відбита від поверхні контрольованої ділянки панелі в її початковому стані (без обдування теплим повітрям). Після обдування ділянки панелі теплим повітрям відбиту світлову хвилю також записували до пам'яті комп'ютера і виконували комп'ютерне опрацювання двох записаних світлових хвиль до отримання картини інтерференційних смуг на моніторі (рис. 1, *б*). Проведений аналіз показав, що на фоні рівномірної деформації контрольованої

© Л.М. ЛОБАНОВ, С.А. БИЧКОВ, В.А. ПІВТОРАК, П.Д. КРОТЕНКО, В.Я. ДЕРЕЧА, В.О. КУДЕРСЬКИЙ, В.В. САВИЦЬКИЙ, О.М. САВИЦЬКА, Г.І. ТКАЧУК, 2009

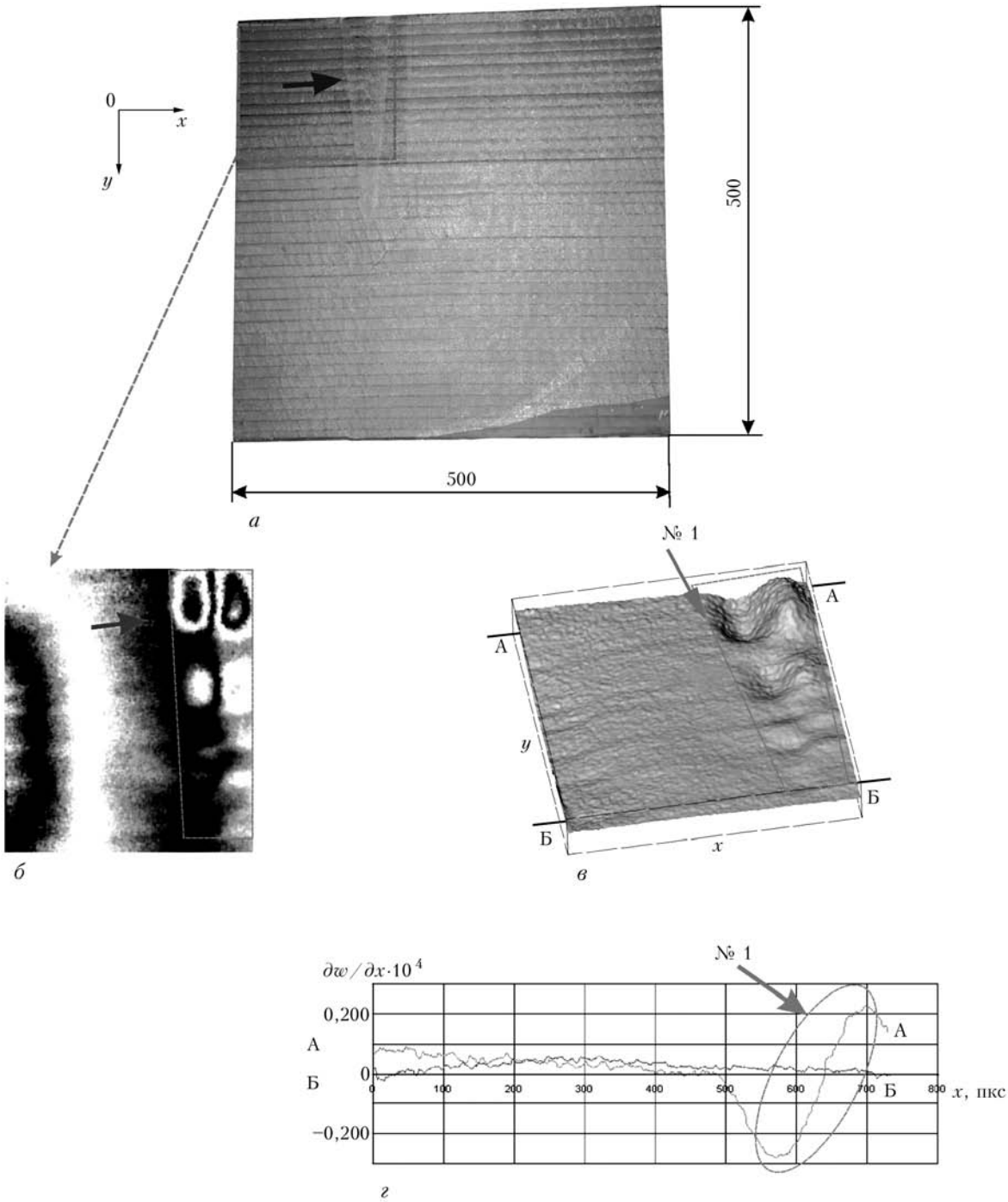


Рис. 1. Неруйнівний контроль якості методом електронної ширографії панелі з двома шарами трубчастого наповнювача із застосуванням в якості навантаження обдуву теплим повітрям (T = 50 °С; t = 30 с): *а* — досліджувана панель; *б* — картина інтерференційних смуг на контрольованій ділянці; в-тривимірна картина деформування контрольованої ділянки; *г* — криві розподілу похідних уздовж обраних перерізів *А–А* і *Б–Б*: *А* — переріз з дефектом (розшарування у верхньому шарі); *Б* — бездефектна ділянка (зона дефекту №1 позначена стрілкою)

поверхні панелі виявляється ділянка з відсутністю склеювання обшивки (рис. 1, *в*, дефект вказано стрілкою). Тривимірна картина деформування контрольованої ділянки поверхні панелі і крива розподілу похідної $\partial w/\partial x$ уздовж перерізу *А–А* визначають дефектну ділянку (рис. 1, *г*).

Під час контролю якості елементу рульового відсіку враховувалась складність його конструкції, що представляє собою клеєний вуглепластиковий лист, зігнутий посередині як клин з кутом при вершині 20°. Між зігнутим листом розташовувались три ребра жорсткості, що були приклеєні до верхнього і нижнього вуглепластикового листа (рис. 2, *а*). Попередні дослідження показали, що для такої конструкції рульового відсіку оптимальним є використання теплового навантаження.

Ділянка поверхні елементу рульового відсіку, що контролювалась, обдувалась теплим повітрям протягом 15 с до температури ~ 60 °С з відстані 100 мм від поверхні. Потім до пам'яті комп'ютера

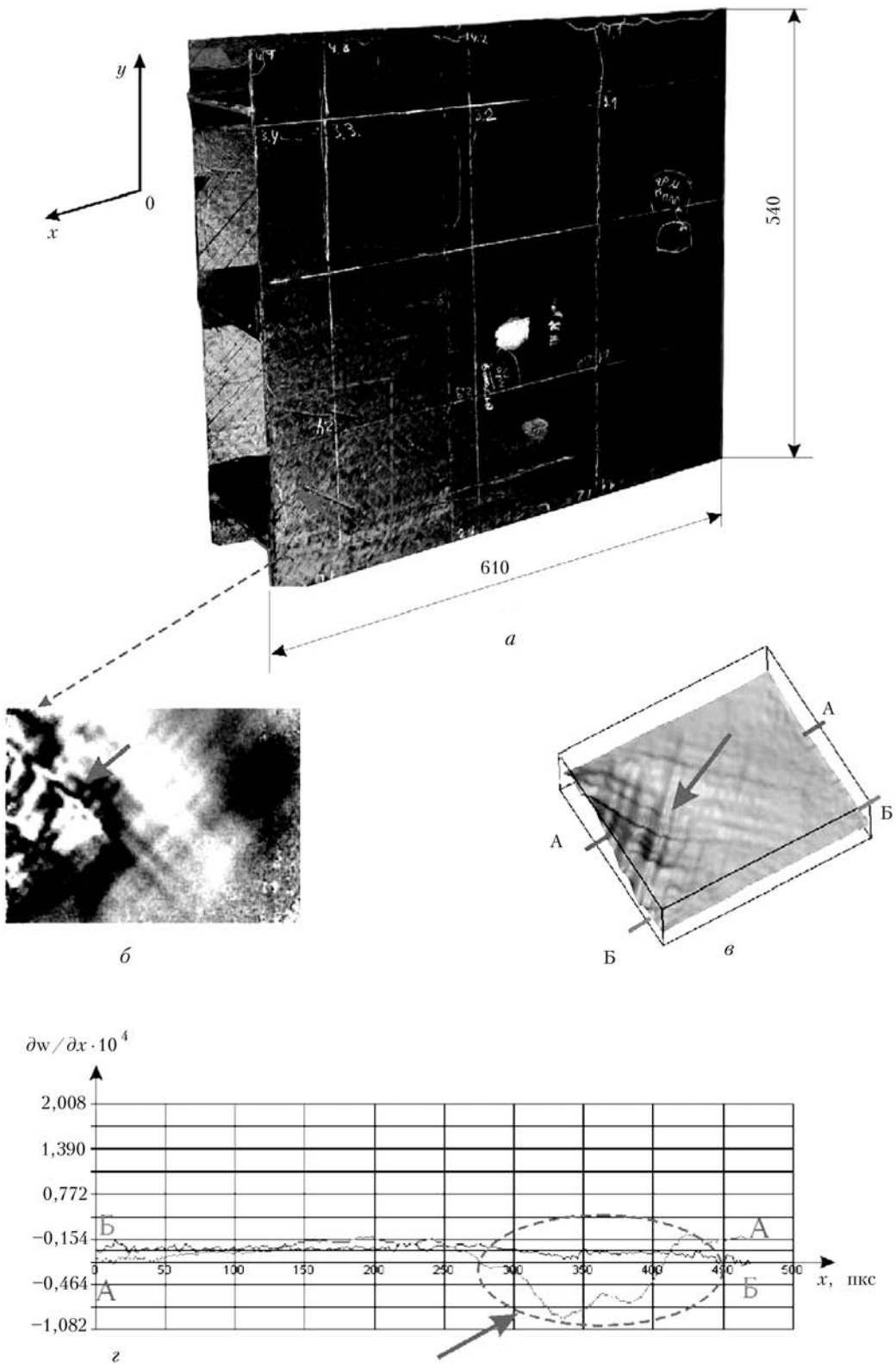


Рис. 2. Контроль якості вуглепластикового елементу рульового відсіку розміром 610×540×1 мм: *а* — елемент, що досліджувався; *б* — картина інтерференційних смуг (ділянка контролю виділена пунктирною лінією); *в* — тривимірна картина деформування тієї ж ділянки (дефект вказаний стрілкою); *г* — криві розподілу похідних уздовж обраних перерізів (*А–А* — ділянка з дефектом, *Б–Б* — ділянка без дефекту)

записувалась світлова хвиля, що характеризує початковий стан ділянки дослідження. На стадії охолодження до пам'яті комп'ютера записувалась друга світлова хвиля, що характеризує деформований стан ділянки дослідження. На рис. 2, *б–г* наведені результати ширографічного контролю елементу рульового відсіку, які підтверджують наявність дефекту в основному листі.

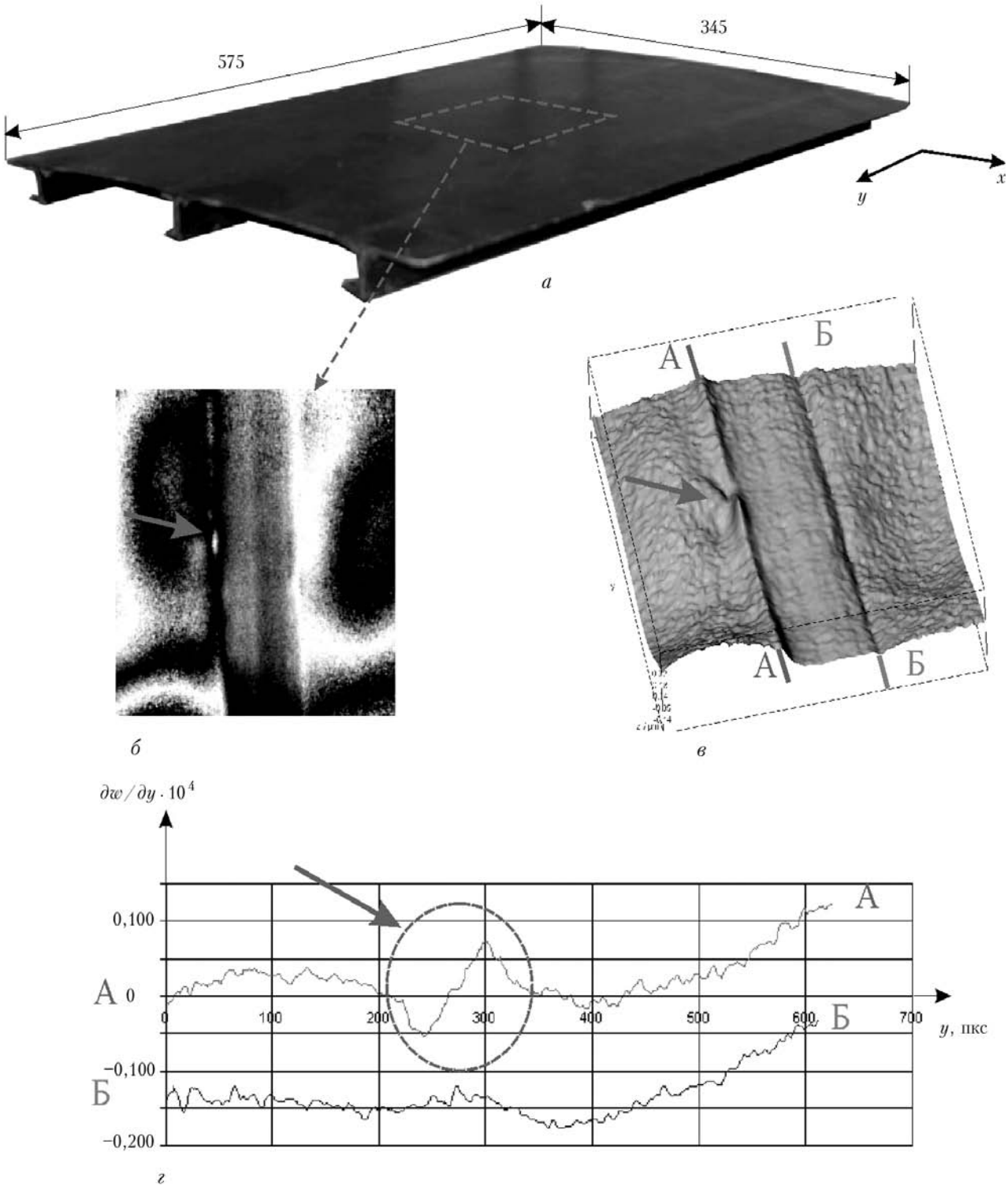


Рис. 3. Контроль якості вуглепластикової панелі із ребрами жорсткості розміром 575×345×1,5 мм: *а* — панель, що досліджувалась; *б* — картина інтерференційних смуг (ділянка контролю виділена пунктирною лінією); *в* — тривимірна картина деформування тієї ж ділянки (дефект вказаний стрілкою); *г* — криві зміни похідних уздовж обраних перерізів (*А–А* — ділянка з дефектом, *Б–Б* — ділянка без дефекту)

При проведенні НК якості вуглепластикової панелі розмірами 575×345×1,5 мм з ребрами жорсткості у відповідності із створеною технологією контролю, панель навантажували за допомогою обдування повітрям, нагрітим до температури ~ 60 °С з відстані ~ 100 мм від поверхні упродовж 15 с (рис. 3, *а*). Картина інтерференційних смуг, яка виникла внаслідок теплового навантаження, наведена на рис. 3, *б*, тривимірна картина деформування ділянки контролю та криві розподілу похідних $\partial w/\partial y$ бездефектної ділянки в перерізі *Б–Б* та дефектної ділянки у перерізі *А–А* відповідно наведені на рис. 3, *в, г*. Розподіл похідної $\partial w/\partial y$ на ділянці з дефектом розмірами

12×1×0,5 мм відзначається різкою зміною кривої (рис. 3, *г*), що дозволяє оперативно визначити ділянку розташування дефекту на поверхні контрольованого елемента.

Таким чином, на основі проведених досліджень можна зробити висновок, що розроблена технологія НК якості елементів авіаційних конструкцій методом електронної ширографії надає нові можливості для оперативного виявлення дефектів різних типів, які при відповідному навантаженні викликають локальну концентрацію напружень. Застосування створеної технології у деяких випадках є єдино можливим варіантом для отримання достовірної інформації про дефектність елементів авіаційних конструкцій із композиційних матеріалів.

Актуальним є дослідження можливості застосування електронної ширографії для визначення глибини залягання дефектів в елементах авіаційних конструкцій. З цією метою для проведення експериментів був виготовлений тестовий зразок із алюмінієвого сплаву АМг6 з розмірами 650× ×500×14 мм, в якому були закладені дефекти у вигляді кругової виборки різного діаметра.

Для виявлення дефектів використовувалось рівномірне навантаження тестового зразка тиском, який створювався внаслідок вакууму над дефектною ділянкою за допомогою спеціальної вакуумної камери, що являє собою резиновий каркас прямокутної форми, який герметично закривається зверху оптичним склом. При створенні вакууму, завдяки різниці тиску, камера прикріплюється з того боку пластини, де відсутні кругові виборки. В місцях закладених дефектів деформування поверхні моделюється наступним чином. Область кругових виборок розглядається як пластина, що жорстко защемлена по контуру і навантажена рівномірно розподіленим по поверхні тиском (рис. 4).

Для дослідження методом електронної ширографії деформованого стану тестового зразка, що містить кругові виборки (дефекти), використовувалась оптична схема освітлення та спостереження досліджуваної ділянки поверхні, що є близькими до нормального. Така схема, в залежності від напрямку широзсуву, надає можливості отримувати похідну від нормальних переміщень поверхні $\partial w/\partial x$ або $\partial w/\partial y$. Якщо широзсув δy заданий у напрямку осі OY, то похідна $\partial w/\partial y$ запишеться наступним чином [4]:

$$\frac{\partial w}{\partial y}\,\delta y = \frac{\lambda\varphi}{4\pi}, \qquad (1)$$

де λ — довжина лазерної хвилі; φ — величина фази.

Внаслідок навантаження рівномірно розподіленим тиском по поверхні контрольованої ділянки нормальні переміщення w, що виникають при деформуванні ділянки кругової виборки, знаходять завдяки використанню формул теорії пластин. Вираз для переміщень, що при цьому виникають, має такий вигляд [5]:

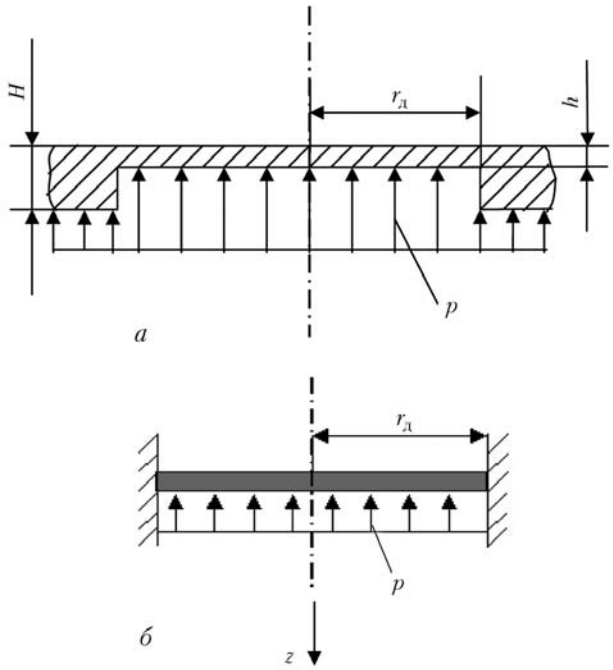


Рис. 4. Схема навантаження тестового зразка: *а* — ділянки поверхні з дефектом; *б* — еквівалентна пластина, що моделює дефектну ділянку

$$w = w_0\left(1 - \frac{r^2}{r_\partial^2}\right)^2, \qquad (2)$$

де $w_0 = \dfrac{pr_\partial^4}{64D}$ — максимальний прогин пластини у центрі; p — прикладений рівномірно розподілений тиск; $r = \sqrt{x^2 + y^2}$ — поточний радіус; r_∂ — радіус пластини (кругової виборки); $D = \dfrac{E h^3}{12(1 - \nu^2)}$ — жорсткість пластини при згинанні.

Щоб отримати співвідношення для визначення товщини стоншення (виборки), як буде показано нижче, потрібно знайти другу похідну $\dfrac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ в точці $x = y = 0$, використовуючи вираз (2).

Для розробки методики визначення значення другої похідної $\dfrac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ у точці $x = y = 0$ на основі розрахункових даних про розподіл похідної $\dfrac{\partial w}{\partial y}$ уздовж обраного напрямку сканування, розглянемо вираз (2) і отримаємо першу похідну $\dfrac{\partial w}{\partial y}$ при $x = 0$:

$$\frac{\partial w}{\partial y} = -\frac{4w_0 y}{r_\partial^2} + 4w_0\frac{y^3}{r_\partial^4}. \qquad (3)$$

У співвідношенні (3) можливо виділити лінійну частину, позначивши її як $f(y)$, тобто

$$f(y) = -\frac{4w_0 y}{r_\partial^2}. \qquad (4)$$

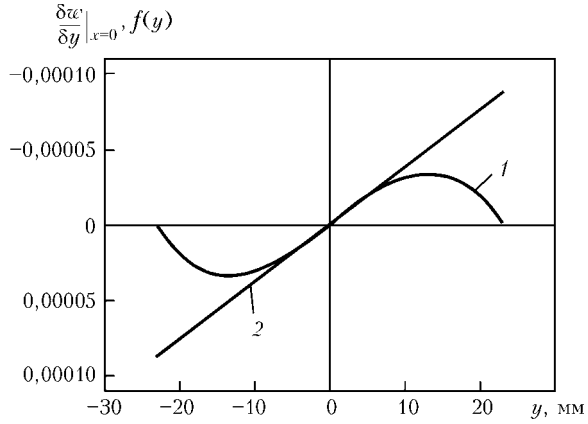


Рис. 5. Графічне представлення зміни похідної $\partial w/\partial y$ (*1*) при $x = 0$, $-23 \le y \le 23$ мм, а також її лінійної частини (*2*) для жорсткого защемлення круглої пластини радіусом $a = 23$ мм і товщиною $h = 1{,}1$ мм при навантаженні рівномірно розподіленим тиском

Графіком функції $f(y)$ є пряма лінія з кутовим коефіцієнтом, який отримано за допомогою розрахунку

$$K^{(p)} = -\frac{4w_0}{r_\partial^2}. \qquad (5)$$

Знайдемо вираз для другої похідної $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ в точці $x = y = 0$

$$\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} = -\frac{4w_0}{r_\partial^2} = -\frac{3(1-\nu^2)p r_\partial^2}{4Eh^3}. \qquad (6)$$

Аналіз рівнянь (5) та (6) показав, що розрахунковий кутовий коефіцієнт лінійної частини похідної $\frac{\partial w}{\partial y}$ дорівнює значенню другої похідної $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ у точці $x = y = 0$. Для наочності отриманих результатів рівняння (3) та (4) подамо графічно (рис. 5). З наведених графіків бачимо, що лінійна частина кривої зміни похідної $\frac{\partial w}{\partial y}$ і пряма, яка подається рівнянням (4), співпадають в околі початку координат. Отримані результати дозволяють визначити другу похідну від прогину $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ у точці $x = y = 0$, використовуючи розрахункову криву розподілу похідної $\frac{\partial w}{\partial y}$ уздовж обраного напрямку сканування. Початкові дані для розрахунку є такими: $r_\partial = 23$ мм, $h = 1{,}1$ мм. Модуль пружності та коефіцієнт Пуасона відповідно дорівнюють $E = 71000$ МПа і $\nu = 0{,}3$, величина прикладеного тиску $P = -10$ Мбар.

На лінійній ділянці розрахункової кривої $\frac{\partial w}{\partial y}$ (рис. 5) обирають шість реперних точок з кроком 2 мм. Застосувавши стандартну процедуру наближення лінійної частини розрахункової кривої розподілу похідної $\frac{\partial w}{\partial y}$ методом найменших квадратів з використанням поліному першого порядку, отримаємо рівняння прямої з відповідним кутовим коефіцієнтом:

$$f_1(y) = -3{,}8\cdot 10^{-6} y. \qquad (7)$$

Рівняння (7) дозволяє визначити кутовий коефіцієнт, тобто отримати наближене значення другої похідної $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ у точці $x = y = 0$. Друга похідна $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$, що розрахована по формулі (6), має значення $-3{,}821\cdot 10^{-6}$ мм$^{-1}$. Похибка визначення похідної $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ з рівняння (7) відповідно до значення похідної, розрахованої за формулою (6), складає 0,6 %.

Таким чином, наближаючи лінійну частину розрахункової кривої розподілу похідної $\frac{\partial w}{\partial y}$ за допомогою прямої, отримаємо значення кутового коефіцієнта нахилу прямої, яке є близьким до величини похідної $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ у точці $x = y = 0$.

Розроблена методика розрахунку величини похідної $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$ може бути використана для визначення глибини залягання таких дефектів, як розшарування круглої форми в елементах конструкцій.

Для закладеного в тестовому зразку дефекту круглої форми діаметром 46 мм і глибиною залягання $h = 1{,}1$ мм, фазова картина, обумовлена навантаженням тестового зразка, наведена на рис. 6. В результаті сканування фазової картини уздовж обраного напрямку осі $A{-}A'$ (рис. 6), отримаємо із експерименту криву розподілу похідної $\frac{\partial w}{\partial y}\delta y$ (рис. 7, *а*). Величина широзсуву δy вимірюється перед проведенням експерименту ($\delta y = 8$ мм).

Для визначення $\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$, виходячи з експериментальних даних, отримаємо співвідношення

$$K^{\text{екс}} = K^{(p)}\delta y = \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\Big|_{x=y=0}\delta y, \qquad (8)$$

$$\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\Big|_{x=y=0} = \frac{K^{\text{екс}}}{\delta y}, \qquad (9)$$

де $K^{\text{екс}}$ — кутовий коефіцієнт, що характеризує нахил лінійної частини кривої розподілу похідної

$\frac{\partial w}{\partial y}$, отриманий на основі експериментальних даних електронної ширографії.

При визначенні кутового коефіцієнта використовується методика, яка приведена вище. Початок координат обирається у точці перетину лінійної ділянки експериментально отриманої кривої розподілу похідної $\frac{\partial w}{\partial y}\,\delta y$ з віссю абсцис. На лінійній частині вибираються п'ять реперних точок (рис. 7, *б*). Завдяки наближенню лінійної ділянки поліномом першого порядку, будемо мати наступне рівняння:

$$\frac{\partial w}{\partial y}\,\delta y = -0{,}03304y + A, \qquad (10)$$

де $A = -0{,}01669$ мм.

З виразу (10) бачимо, що для розглянутого дефекту діаметром 46 мм, $K^{\text{екс}} = -0{,}03304$. Добав-

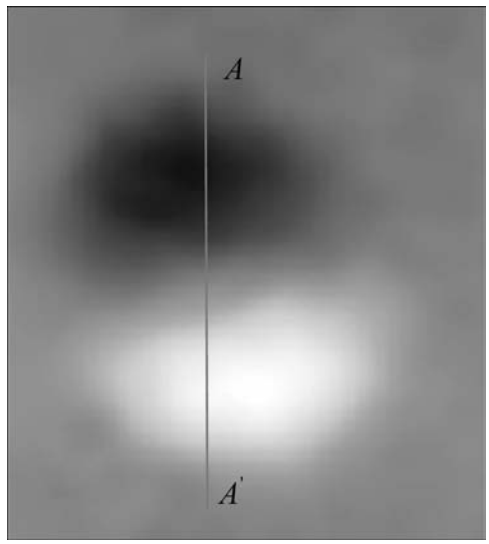


Рис. 6. Фазова картина, що характеризує деформований стан кругової виборки діаметром 46 мм (*AA′* — лінія сканування)

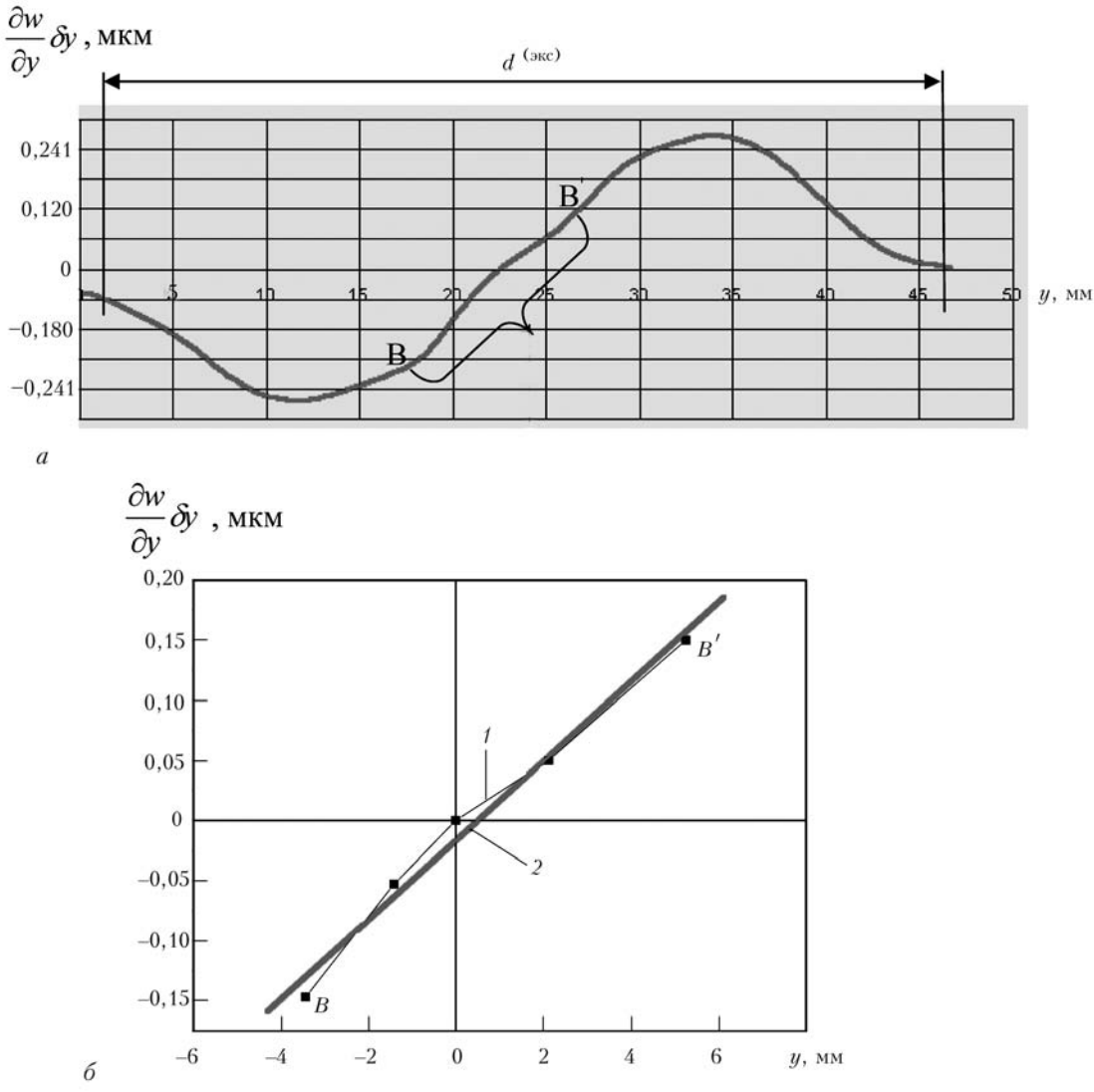


Рис. 7. Графічне представлення розподілу величини $\frac{\partial w}{\partial y}\,\delta y$: *а* — з виділеною лінійною ділянкою *BB′*, що отримана в результаті сканування фазової картини уздовж лінії *AA′* (рис. 6); *б* — первинне наближення ломаної ділянки *BB′* (*1*) і лінійна апроксимація виділеної ділянки кривої *BB′* (*2*)

ка −0,01669 мм пов'язана з тим, що лінія, яка описується рівнянням (10), не проходить через початок координат. З розміру області збурення $d^{екс}$, визначається діаметр дефекту, радіус якого a =23,940 мм.

На основі формул (6) та (9) співвідношення для визначення глибини залягання дефекту запишеться так:

$$h = \sqrt[3]{\frac{-3(1-\nu^2)\delta y p r_д^2}{4E|K^{екс}|}}. \qquad (11)$$

Після підстановки визначених параметрів у (11), отримуємо глибину залягання дефекту h = = 1,142. Похибка визначення глибини залягання дефекту, визначена на основі експериментальних даних, становить 3,9 %.

Розроблена методика визначення глибини залягання дефектів з використанням електронної ширографії представляє нові можливості для виявлення геометричних параметрів зон корозійних пошкоджень на внутрішніх поверхнях виробів, а також корозійного підповерхневого розшарування.

Технологія визначення залишкових напружень за даними методу електронної спекл-інтерферометрії. Залишкові напруження, які виникають в елементах авіаційних конструкцій під час їх виготовлення, є одними із важливих факторів, що визначають їх міцність, надійність та довговічність. У зв'язку з цим актуальним є розробка та удосконалення ефективних методів і засобів дослідження залишкових напружень.

Відомо, що застосування електронної спекл-інтерферометрії для визначення залишкових напружень дозволяє отримати значно більше інформації про напружений стан об'єкта порівняно із даними, що отримують, наприклад, при використанні тензорезисторів, це досягається завдяки значно більшій кількості вихідних даних про переміщення, які виникають після висвердлювання отвору. Електронна спекл-інтерферометрія використовується для вимірів переміщень у заданих точках навколо висвердленого отвору. Завдяки отриманим даним визначаються залишкові напруження.

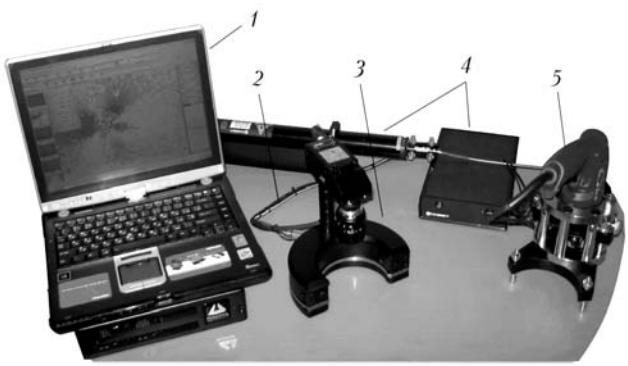


Рис. 8. Спекл-інтерферометрична система для визначення залишкових напружень: *1* — комп'ютер з платою введення зображень; *2* — світлопровід; *3* — спекл-інтерферометр; *4* — лазер із блоком живлення; *5* — пристрій для висвердлювання отворів

В ІЕЗ ім. Є.О. Патона розроблено технологію та компактний прилад (рис. 8) на базі використання спекл-інтерферометрії у сполученні з методом отворів, які дозволяють оперативно та з високою точністю (6 % межі плинності матеріалу, що досліджується) отримати дані щодо напруженого стану у вузлах та елементах конструкцій [6]. В даній роботі проведені дослідження та експерименти з удосконалення технології визначення залишкових напружень з використанням електронної спекл-інтерферометрії та висвердлюванням отворів діаметром 1,0–2,0 мм та глибиною 0,4–2,0 мм. Розроблено методику визначення градієнту напружень уздовж діаметра висвердленого отвору. Визначення залишкових напружень методом електронної спекл-інтерферометрії полягає у наступному. За допомогою спекл-інтерферометру у комп'ютер записується спекл-структура початкового стану контрольованої ділянки поверхні об'єкта, потім висвердлюється отвір діаметром 1,0–2,0 мм глибиною 0,4–2,0 мм і в комп'ютер також записується спекл-структура поверхні після пружного розвантаження напружень за допомогою висвердлювання отвору. Опрацювання двох спекл-структур (до та після висвердлювання отвору) дозволяє отримати інтерференційні смуги навколо отвору, які відповідають лініям однакових переміщень, і характеризують напружений стан у точці висвердлювання. Визначення значень переміщень у точках, розташованих на колі радіусом $2{,}5r_0$ із центром у точці свердління за різних кутів θ, дозволяє методом найменших квадратів визначити напруження σ_{xx}, σ_{yy} та τ_{xy} [6].

Схема типового розподілу залишкових напружень в області зварного шва подано на рис. 9. Розподіл напружень характеризується їх значним градієнтом у зоні біля шва в залежності від типу матеріалу та способу зварювання. Якщо висвердлюється отвір з центром у точці y_{II}, то напруження $\sigma_{xx,\,I}$ на лівій кромці отвору (координата y_I) будуть вищими за напруження $\sigma_{xx,\,II}$ у центральному перерізі та на правій кромці $\sigma_{xx,III}$ (координата y_{III}).

Якщо напруження на базі виміру є постійними, то спостерігається симетрична інтерференційна картина смуг і використання поданої вище методики дозволяє отримати результат з високою точністю [6]. Якщо на базі вимірів напруження змінюються, то це призводить до того, що інтерференційна картина перестає бути симетричною. Метод електронної спекл-інтерферометрії надає можливості оцінити градієнт напружень уздовж діаметра висвердленого отвору, а також визначити значення напружень у точці в центрі отвору. При визначенні напружень методом отворів використовуються дані про переміщення, виміряні в точках уздовж кола *2* (рис. 10), розташованих на визначеній відстані $(2{,}5r_0)$ від центру висвердленого отвору *I* (радіусом r_0). Якщо результати визначення напружень, отримані на основі даних про пе-

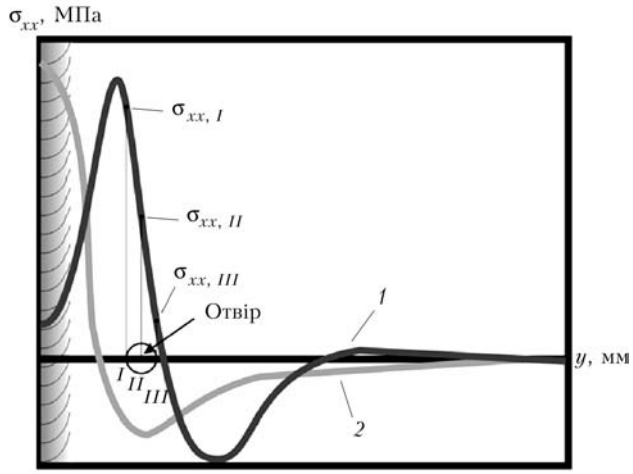


Рис. 9. Схема розподілу залишкових напружень (*1, 2*) в області зварного шву та навколошовної зони

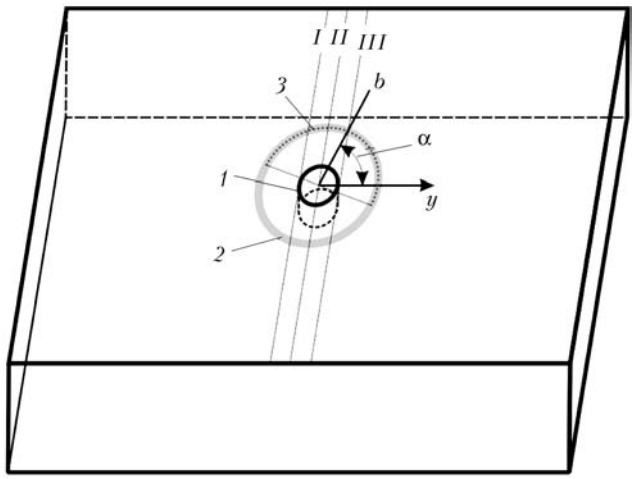


Рис. 10. Схема розташування кола *2* і сектора *3*, уздовж яких вимірюються переміщення (*1* — контур висвердленого отвору)

реміщення у різних секторах кола *2* відрізняються один від одного, то це свідчить про те, що існує залежність розрахованих напружень від кута α. Аби оцінити градієнт напружень в околі отвору, будується крива розподілу напружень $\sigma_{xx,\,3}$ уздовж кола на основі даних про переміщення у точках сектору *3* в залежності від кута α (точки сектору *3* мають полярні координати у діапазоні від $\alpha - \pi/2$ до $\alpha + \pi/2$) (рис. 10).

По відхиленню кривої напружень $\sigma_{xx,3}$ (рис. 11) від кривої опосередкованих значень напружень $\sigma_{xx,avr}$ можливо зробити висновок щодо градієнту напружень. У цьому випадку спостерігається зміщення кривої ліворуч, побудованої за даними $\sigma_{xx,\,3}$, що свідчить про наявність градієнту напружень.

Важливим при застосуванні методики оцінки градієнту напружень є можливість отримання більшої кількості інформації про напруження у матеріалах із крупнозернистою структурою.

На рис. 12, *а, б* приведена інтерференційна картина смуг, отримана під час визначення напружень у литому елементі зі сталі Х18Н9Т, та крива розподілу напружень. Опосередковані значення напружень $\sigma_{xx,\,avr}$ (отримані уздовж кола *2*) дорівнюють: $\sigma_{xx,\,avr}$ = 320 МПа, $\sigma_{yy,\,avr}$ = 327 МПа. За даними кривої розподілу напружень $\sigma_{xx,\,3}$ видно, що значення напружень $\sigma_{xx,\,3}$ змінюються у діапазоні від 90 до 510 МПа, а $\sigma_{yy,\,avr}$ — від 100 до 515 МПа.

Висока чутливість методу електронної спекл-інтерферометрії дозволила запропонувати методику визначення залишкових напружень при використанні отворів малої глибини (від 0,25 мм). Проведене математичне моделювання, яке описує напружено-деформований стан поверхневого шару напруженого матеріалу після висвердлювання отвору, дозволило встановити залежності коефіцієнтів *A, B* та *C* від співвідношення h/D (рис. 13), що використовуються при визначенні залишкових напружень.

Проведено експериментальну оцінку методики визначення напружень у тестовому зразку для визначення коректності запропонованої методики. Для оцінки точності визначення напружень розглядали задачу щодо вигину балки рівного опору, яка має аналітичне рішення. Балка виготовлена із алюмінієвого сплаву АМг6 завдовжки 270 мм, товщиною 8,5 мм та максимальною висотою 40 мм, яка жорстко фіксувалась за допомогою спеціального механічного пристрою. До вільного кінця балки прикладалося навантаження, величина якого контролювалася за допомогою динамометра.

На рис. 14 подано графік оцінки точності визначення напружень при використанні отворів різної глибини. Заданий напружений стан: σ_{xx} = = 80 МПа, σ_{yy} = 0 та τ_{xy} = 0. Результати досліджень довели гарну збіжність теоретичних та експериментальних значень напружень при висвердлюванні отворів на глибину від 0,25 до 2,0 мм.

На основі результатів проведених досліджень та експериментів можливо зробити наступні висновки:

• розроблено методику визначення залишкових напружень при використанні для релаксації на-

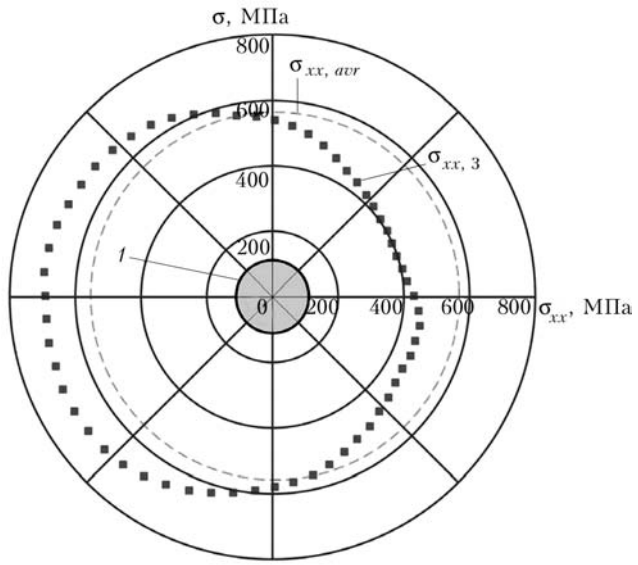


Рис. 11. Крива розподілу напружень $\sigma_{xx,3}$ (■), $\sigma_{xx,\,avr}$ (штрихова) (*1* — контур висвердленого отвору)

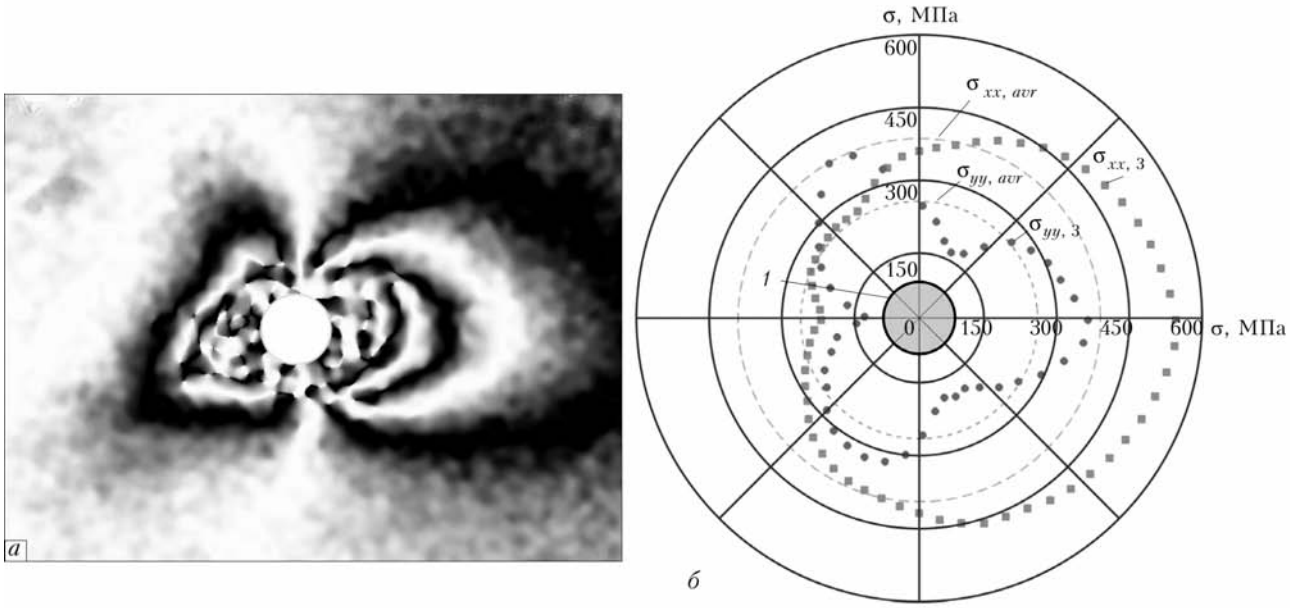


Рис. 12. Інтерференційна картина смуг, яка отримана в результаті визначення залишкових напружень в литому елементі зі сталі Х18Н9Т (діаметр отвору 1,0 мм) (*а*) та криві розподілу напружень $\sigma_{xx,\ avr}$, $\sigma_{yy,\ avr}$, $\sigma_{xx,\ 3}$ і $\sigma_{yy,\ 3}$, які визначені на основі даних досліджень в елементі із крупнозернистою структурою (*1* — контур висвердленого отвору (*б*))

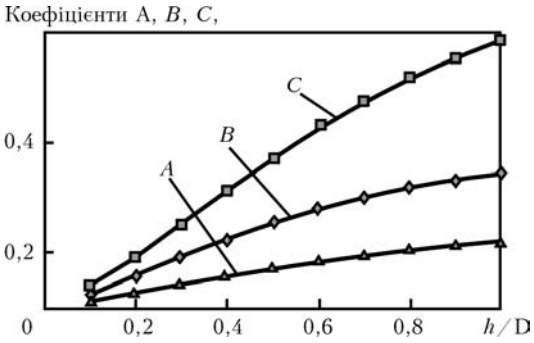


Рис. 13. Інтерполяційні залежності коефіцієнтів *A*, *B* і *C* від параметра h/D (h — глибина, D — діаметр отвору)

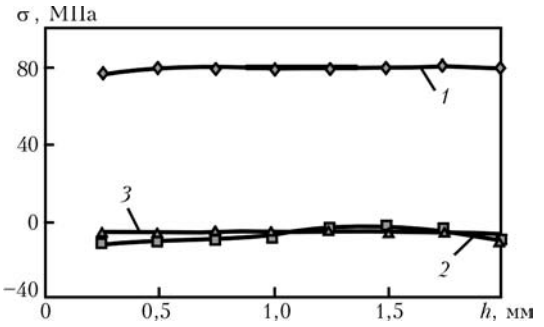


Рис. 14. Результати визначення напружень σ_{xx} (*1*), σ_{yy} (*2*) та τ_{xy} (*3*)в балці рівного опору при використанні отворів глибиною від 0,25 до 2,0 мм (задане напруження σ_{xx} = +80 МПа)

пружень отворів діаметром 1,0 мм і глибиною ≥ 0,25 мм;

• розроблено методику визначення градієнту залишкових напружень уздовж діаметра висвердленого отвору, що підвищило точність їх визначення.

Отримані результати дозволяють використати удосконалений метод електронної спекл-інтерферометрії для визначення залишкових напружень в елементах натурних конструкцій.

1. *Диагностика* элементов и узлов конструкций с применением методов электронной ширографии / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, Е.М. Савицкая, И.В. Киянец // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2008. — № 4. — С. 7–13.
2. Применение ширографии для контроля деталей в аэрокосмической промышленности / Й. Коллреп, Р. Крупка, Т. Зиберт // В мире неразруш.контроля. — 2007. — № 2. — С. 28–31.
3. *Nondestructive* assessment of thinning of plates using digital shearography/ R.S. Sirohi, C.J. Tay, H.M. Shang, W.P. Boo//Opt. Eng. — 1999. — **38**, N 9. — P. 1582–1585.
4. *Методика*, технология и аппаратура ширографического неразрушающего контроля материалов и элементов конструкций/ Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, Е.М. Олейник, И.В. Киянец// Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2004. — № 3. — С. 25–28.
5. *Тимошенко С.П.* Курс теории упругости. — Киев: Наук. думка, 1972. — 497 с.
6. *Методика* определения остаточных напряжений в сварных соединениях и элементах конструкций с использованием электронной спекл-интерферометрии / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, В.В. Савицкий, Г.И. Ткачук // Автомат. сварка. — 2006. — № 1. — С. 28–32.

ПРОЕКТ 7.15

Підвищення надійності та подовження ресурсу мостів, будівельних, промислових і транспортних конструкцій.

УДК 621. 791. 753.03-52: 621. 643

РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЇ ТА ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ОРБІТАЛЬНОГО ЗВАРЮВАННЯ ТРУБОПРОВОДІВ НА КОСМІЧНИХ ПІЛОТОВАНИХ ОБ'ЄКТАХ З ВИКОРИСТАННЯМ ВИСОКОКОНЦЕНТРОВАНИХ ДЖЕРЕЛ НАГРІВАННЯ

Є.Г. ТЕРНОВИЙ, О.Р. БУЛАЦЕВ, В.Ф. ШУЛИМ, В.А. КРЮКОВ, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона НАН України)

Відпрацьовано попередню технологію і виготовлено лабораторне обладнання для орбітального зварювання та ремонту трубопроводів з нержавіючих сталей і титанових сплавів способами аргонодугового та електронно-променевого зварювання в космічних умовах. Розроблено режими зварювання (зварювальний струм, напруга на дузі та прискорювальна напруга, швидкість зварювання), досліджено характеристики властивостей одержаних зварних з'єднань, їх хімічний склад, досліджено структуру і твердість з'єднань.

Ключові слова: *космічні станції, трубопроводи, неповоротні стики, аргонодугове зварювання, електронно-променеве зварювання, нержавіючі сталі, титанові сплави, трубчасті з'єднання, режими зварювання, механічні властивості, мікроструктури, мікротвердість, мікрокамера, електронно-променевий нагрівач*

На пілотованих космічних станціях використовують велику кількість трубопроводів діаметрами 8–20 мм з товщиною стінки 0,5–1,5 мм, виготовлених із різних корозійно-стійких матеріалів (нержавіюча сталь, титанові сплави тощо). Вони розташовані як усередині станції, так і за її бортом. В процесі тривалої експлуатації станцій трубопроводи з різних причин (корозія, механічні пошкодження тощо) можуть виходити з ладу і потребують ремонту в умовах космосу. Надійним і перспективним технологічним процесом у таких випадках є зварювання.

Багаторічними дослідженнями, проведеними в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, встановлено, що найкращими способами ремонту трубопроводів, розташованих усередині космічного модуля, є зварювання в накидних камерах з контрольованою захисною атмосферою аргону або гелію [1, 2], а для ремонту трубопроводів, розташованих зовні станції, — електронно-променеве зварювання [3–5].

Незважаючи на наявність обладнання досить широкої номенклатури для орбітального зварювання в земних умовах [6–11] безпосередньо в умовах космосу воно практично відсутнє.

© Є.Г. ТЕРНОВИЙ, О.Р. БУЛАЦЕВ, В.Ф. ШУЛИМ, В.А. КРЮКОВ, 2009

Метою даної роботи є використання технологій зварювання та спеціалізованого обладнання для ремонту трубопроводів усередині та зовні функціонуючих космічних станцій.

В процесі проведення експериментів з аргонодугового зварювання застосували інверторне джерело живлення «GUSMI-160». Для електронно-променевого зварювання створено спеціалізований лабораторний енергокомплекс з електронно-променевим нагрівачем, який має можливість обертатися навколо неповоротної труби. За зразки використовували трубки із сталей 12Х18Н10Т, 304SS та титанових сплавів ВТ1-0, ПТ-3В діаметрами 10,0; 12,8; 16,3 мм і товщиною стінки 1,0–1,5 мм, які зварювали встик без присадкових матеріалів.

Орбітальне аргонодугове зварювання зразків із сталі 12Х18Н10Т і титанового сплаву ВТ1-0 виконували за допомогою лабораторної установки. При цьому зварювали з'єднання одним та багатопрохідними швами. Для електронно-променевого зварювання застосовували одно- та двопрохідне орбітальне зварювання зразків із сталі 304SS та титанового сплаву ПТ-3В. Для вказаних способів визначали оптимальні режими одно- та багатопрохідного зварювання, властивості та структурні особливості зварних з'єднань.

Оцінку якості одержаних стикових з'єднань контролювали зовнішнім оглядом, а також по макромікрошліфах. Хімічну неоднорідність основного металу і металу швів визначали мікрорентгеноспектральним аналізом на мікроаналізаторі SX-50 фірми «Cameca». Часовий опір розриву

Таблиця 1. Режими зварювання стикових трубчастих зразків, одержаних аргонодуговим способом з наскрізним першим проходом та трьома повторними проходами

№ зразка	Діаметр×товщина, мм	Матеріал	I, А		U, В	$v_{зв}$, м/год
			$I_{д1}$	$I_{д2\text{-}4}$		
10	10,0×1,0	12Х18Н10Т	26	15–18	10	15
13	12,8×1,2	12Х18Н10Т	30	15–18	11	15
20	16,3×1,5	12Х18Н10Т	30	20–18	11	15
40	10,0×1,0	ВТ1-0	31	18–17	11	8

трубчастих з'єднань, одержаних способом аргонодугового зварювання, визначали шляхом механічних випробувань зразків на розривній машині ЦДМ-10 при температурі 20 °С, а для з'єднань, виконаних електронно-променевим зварюванням, — і при температурі −196 °С через те, що трубопроводи зовні космічної станції у відкритому космічному просторі охолоджуються до кріогенних температур. Металографічні дослідження і фотоз'йомку геометрії і структури металу як всього з'єднання, так і його окремих ділянок виконували на оптичному мікроскопі «Neofot 32». Бал зерен вимірювали шляхом візуального порівняння з еталонами шкал, відповідно до ГОСТ 5639–82.

Мікротвердість (HV1,0, МПа) з'єднань визначали на поздовжніх мікрошліфах-зрізах мікротвердоміром М-400 фірми «LECO» з кроком 0,3 мм. Структурні складові виявляли електрохімічним травленням в 20%-му водяному розчині хромової кислоти при напрузі 10 В протягом 5 с, а також хімічним травленням (для ВТ1-0) у розчині HF (1 об'ємна частка), HNO_3 (3 об'ємні частки), H_2O (6 об'ємних часток).

Дослідження виконували в два етапи. На першому проводили експерименти з орбітального аргонодугового зварювання. Для визначення попередніх режимів спочатку одержували проплави суцільних трубчастих зразків, а після цього зварювали неповоротні стикові з'єднання одно- та багатопроходними швами. При першому проході зварювання виконували з наскрізним проплавленням, а повторні проходи по першому шву — без них.

Внаслідок проведених робіт визначали параметри наскрізних і повторних проплавів на суцільних трубках, а також режими зварювання неповоротних стикових з'єднань із сталі 12Х18Н10Т і сплаву ВТ1-0. Режими аргонодугового зварювання стикових трубчастих з'єднань наведено в табл. 1.

Перший етап завершено експериментами по відпрацьовуванню попередньої технології орбітального аргонодугового зварювання стиків труб для ремонту трубопроводів в космічних умовах. Для цього виготовили дослідний зразок мікрокамери для орбітального аргонодугового зварювання стиків труб (рис. 1, *а*). На пристрої відпрацьовано принципову технологію орбітального аргонодугового зварювання неповоротних стиків труб із сталі 12Х18Н10Т і сплаву ВТ1-0 діаметром 10 мм з товщиною стінки 1 мм. Стикові з'єднання одержували за два проходи: один основний прохід з посиленим коренем шва, а другий опресувальний — з виводом кратера для одержання підсилення верхньої частини валика.

На другому етапі виконували орбітальне електронно-променеве зварювання розробленим прямонакальним нагрівачем (рис. 1, *б*). При цьому для проведення експериментів використовували зразки труб діаметром 12,8 мм із нержавіючої сталі 304SS та титанового сплаву ПТ-3В. В ході відпрацьовування технології виконували проплави на суцільних зразках, а потім стикові з'єднання труб.

В результаті проведених експериментів розроблено попередню технологію електронно-променевого орбітального зварювання трубчастих з'єднань із сталі 304SS та титанового сплаву ПТ-3В при потужності пучка до 400 Вт і прискорювальній

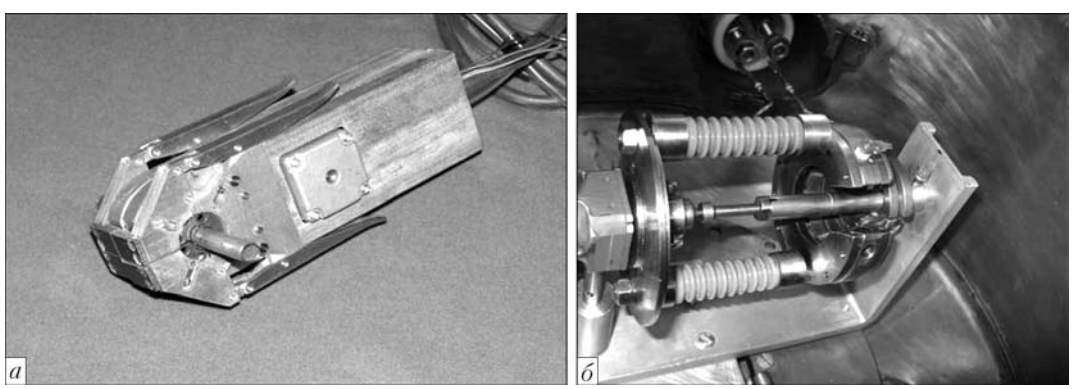


Рис. 1. Дослідний зразок мікрокамери для орбітального аргонодугового зварювання трубопроводів, розташованих усередині космічної станції (*а*), та електронно-променевий нагрівач для орбітального зварювання труб зовні космічної станції (*б*)

Таблиця 2. Режими зварювання стикових трубчастих з'єднань, одержаних шляхом орбітального електронно-променевого зварювання труб ∅12,8×1,0 мм за два проходи

№ зразка	Матеріал	$I_{пуч}$, мА	U, кВ	$v_{зв}$, м/год	t_1, с	t_2, с	t_3, с
19	304SS	35,0	9,2	22	0,5	14	3,0
22	ПТ-3В	32,5	9,5	36	1,5	8	3,5
Примітка. Тут — t_1, t_2, t_3 — проміжки часу зварювального циклу.							

Таблиця 3. Значення часового опору на розрив при температурі випробувань −196 °С трубчастих з'єднань, одержаних електронно-променевим зварюванням

№ зразка	Матеріал	Часовий опір, МПа	Примітка
Основний метал	304SS	923	–
20	»	912	Розрив по основному металу
23	»	915	»
27	»	915	»
Основний метал	ПТ-3В	670	–
32	»	662	Розрив по основному металу
33	»	615	Розрив по шву
38	»	675	Розрив по основному металу

напрузі 10 кВ. Режими зварювання наведено в табл. 2.

Проведені випробування механічних властивостей зварних трубчастих з'єднань при температурі +20 °С показані на гісторамах рис. 2, а при температурах −196 °С — в табл. 3.

В результаті випробувань на часовий опір розриву стикових трубчастих з'єднань ∅10×1 мм із сталі 12Х18Н10Т і титанового сплаву ВТ1-0 в умовах температури 20 °С, виконаних аргонодуговим зварюванням за два проходи, встановлено, що він дорівнює $0,80–0,84\sigma_в$ основного металлу, а зразків із сталі 304SS та титанового сплаву ПТ-3В, одержаних електронно-променевим зварюванням також за два проходи, — $0,87–0,90\sigma_в$ основного металу. Дані випробувань при температурах −196 °С трубчастих зразків із сталі 304SS та сплаву ПТ-3В, одержаних електронно-променевим зварюванням, показали коефіцієнт міцності $0,95–1,025\sigma_в$ основного металу.

Проведено випробування на сплющення трубчастих з'єднань (рис. 3). Руйнування зразка основного металу (у вигляді тріщини) відбулося по

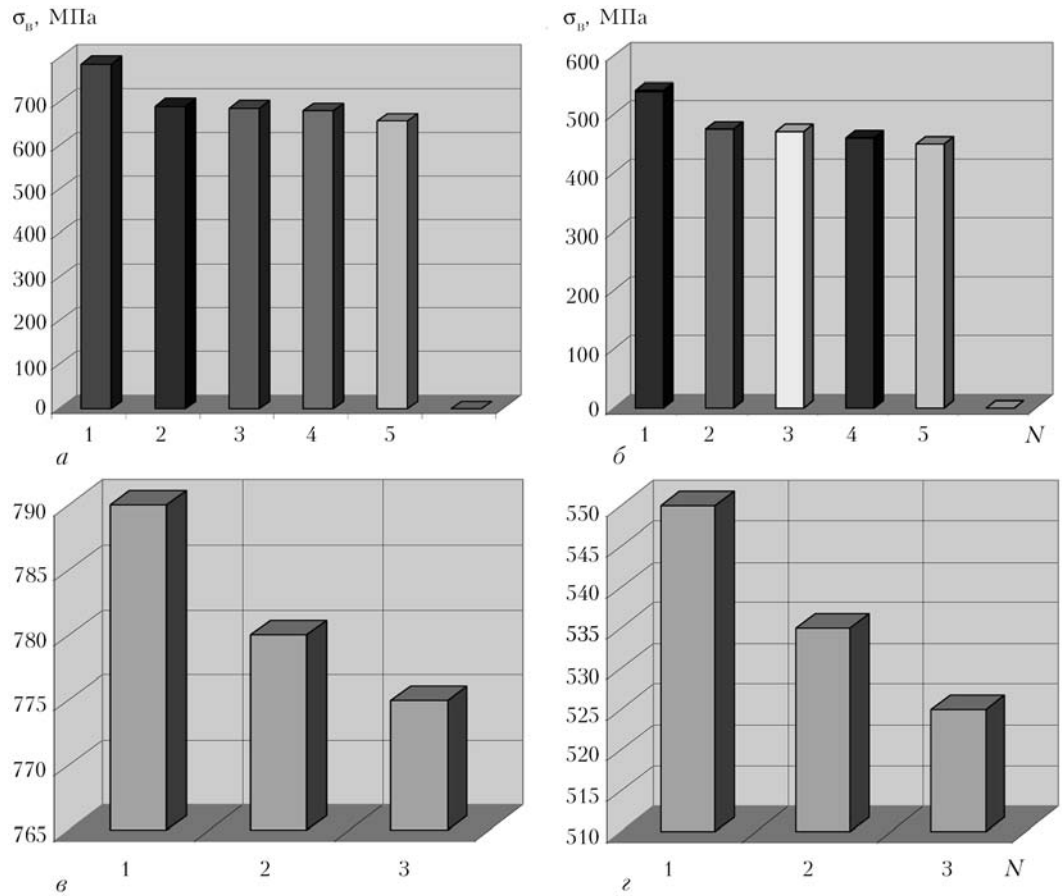


Рис. 2. Значення часового опору для зварних трубчастих з'єднань із сталі 12Х18Н10Т (*а*), титанового сплаву ВТ1-0 (*б*), сталі 304SS (*в*) та титанового сплаву ПТ-3В (*г*), одержаних при температурі +20 °С способами аргонодугового (*а, б*) та електронно-променевого (*в, г*) зварювання; *1* — основний метал; *2* — перший; *3* — другий; *4* — третій; *5* — четвертий прохід; *N* — кількість проходів

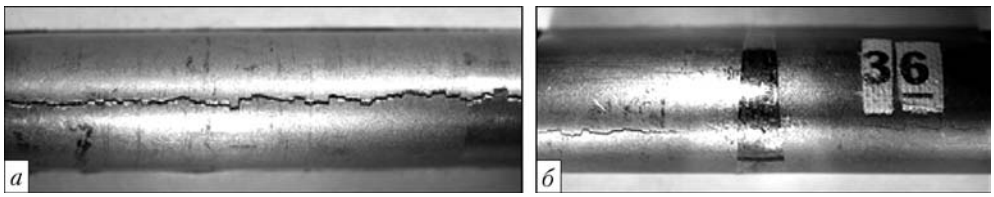


Рис. 3. Зразки зварних трубчастих з'єднань із титанового сплаву після випробувань на сплющення: *а* — основний метал; *б* — електронно-променеве зварювання двома проходами і з наскрізним проваром по всьому внутрішньому периметру

всій довжині його твірної. А на зварних зразках тріщини зародилися з двох боків по його торцях, дійшли до зони термічного впливу і далі припинили своє поширення. Шов і зона термічного впливу по обидва боки виявилися настільки пластичними, що спрацювали як гасники тріщин. Це можна пояснити тим, що зона термічного впливу при зварюванні вказаним способом більш пластична, порівняно з основним металом труби, яка не зазнавала термічного впливу.

Дослідження хімічної неоднорідності за допомогою мікрорентгеноспектрального аналізу показало рівномірний розподіл легуючих елементів у зварному з'єднанні.

Вивчено мікроструктури з'єднань, одержаних способами аргонодугового та електронно-променевого зварювання (рис. 4, 5).

Аналіз і результати металографічних досліджень корелюються з результатами випробувань на часовий опір розривом. Шви, виконані способами аргонодугового і електронно-променевого зварювання за два проходи, більш щільні та якісні, порівняно з однопрохідними, та мають менше неметалевих включень.

Для аргонодугового зварювання стикових з'єднань із сталі 12Х18Н10Т бал зерна в металі шва становить 6, в навколошовній зоні — 4, 5, в центрі зони термічного впливу біля зони рекристалізації — 5, 6, а на кордоні з основним металом — 4, 5.

У випадку електронно-променевого зварювання з'єднань з сталі 304SS показники більш якісні, ніж сталі 12Х18Н10Т: в центрі шва бал зерна сягає 6, 7, в зоні термічного впливу біля лінії сплавлення — 6, на ділянці дрібного зерна — 7, 8. Лита мікроструктура шва (рис. 6, *а*) має двофазну систему (аустеніт та δ-ферит). Склад δ-фериту в металі шва дорівнює 1,0–1,5 %. Мікроструктура зони термічного впливу однакова з обох боків шва, що свідчить про рівномірний нагрів цієї зони при зварюванні.

На рис. 6, *б* наведено мікроструктуру загального виду стикового з'єднання із титанового сплаву ПТ-3В, одержаного електронно-променевим зварюванням за два проходи. Структура металу шва також лита, однорідна, дрібнодисперсна і має голчасто-пластинчасту α′-фазу. В металі шва не виявлено структуру двійників, на відміну від швів, виконаних з одним проходом. Структура складається із великих зерен α′-фази (бал зерна 1, рис. 5, *г*), дефектів у швах не зафіксовано. Зона термічного впливу має зерна α′-фази різного розміру: на ділянці великого зерна — бал 3, на ділянці дрібного зерна — бал 6 (рис. 5, *д*), на ділянці неповної перекристалізації — бал 7 (рис. 5, *е*).

Значення мікротвердості з'єднань із сталі 12Х18Н10Т, одержаних аргонодуговим зварюванням, для металу шва і зони термічного впливу різні, в залежності від кількості зварювальних проходів. Шов з одним проходом має максимальну твердість в центрі — до 2750, а мінімальну в зоні термічного впливу — до 1850 МПа. Після другого проходу характер розподілу твердості більш рівномірний, але значення твердості дещо

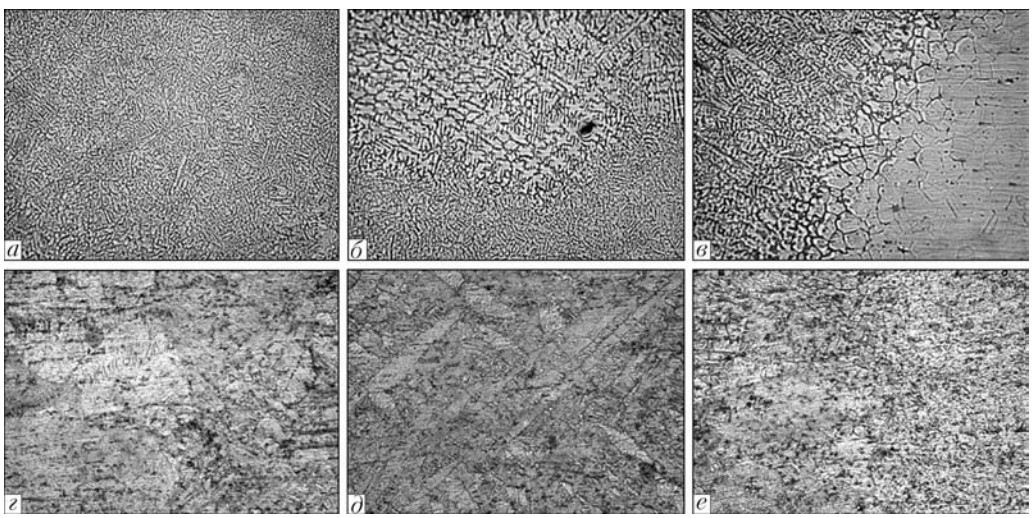


Рис. 4. Мікроструктури трубчастих стикових з'єднань із сталі 12Х18Н10Т(*а–в*) та сплаву ВТ1-0 (*г–е*), одержаних аргонодуговим зварюванням: *а*, *г* — центральні ділянки металу шва; *б*, *д* — ділянки швів другого проходу; *в* — ділянка кордону лінії сплавлення та зони термічного впливу; *е* — ділянка зони термічного впливу і основного металу; ×320

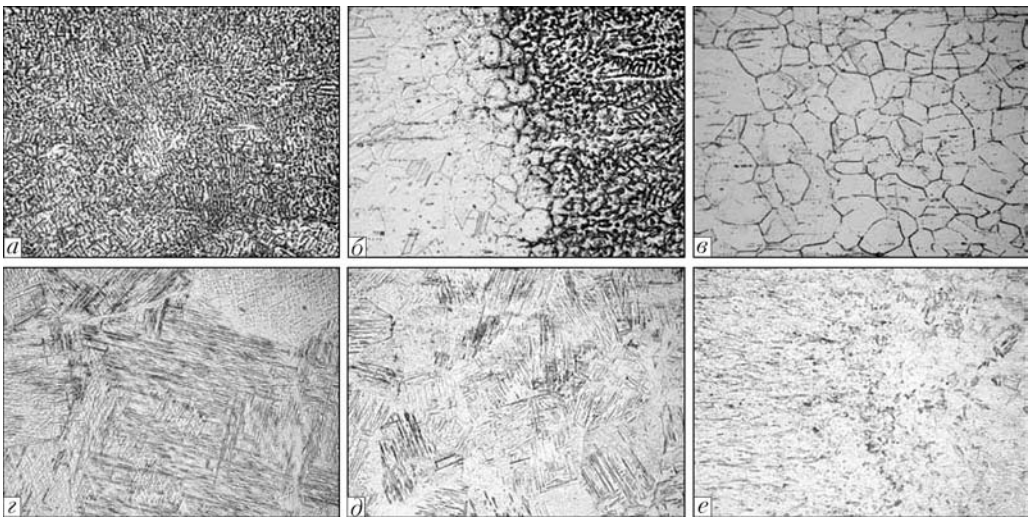


Рис 5. Мікроструктури трубчастих стикових з'єднань із сталі 304SS(*а–в*) та сплаву ПТ-3В (*г–е*), одержаних електронно-променевим зварюванням: *а, г* — центральні ділянки металу шва; *б, д* — ділянки кордону лінії сплавлення і зони термічного впливу; *в, е* — ділянки кордону зони термічного впливу і основного металу; ×320

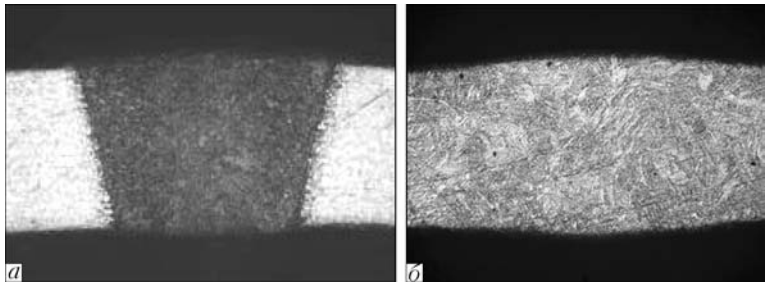


Рис. 6. Мікроструктури поперечного перетину з'єднань, одержаних електронно-променевим зварюванням труб за два проходи із сталі 304SS (*а*) та титанового сплаву ПТ-3В (*б*); ×50

нижчі. В центрі шва максимальна твердість сягає 2600, а мінімальна в зоні рекристалізації — 1750 МПа.

Після третього та четвертого проходів твердість стає більш стабільною, але ще нижчою, і по всьому перетину шва вона становить 2500 МПа. Значення твердості в з'єднаннях сплаву ВТ1-0, одержаних аргонодуговим зварюванням, залежно від кількості проходів, також різні. Відносно стабільними і достатньо високими значення твердості стають після другого проходу.

Розподіл мікротвердості з'єднань, одержаних електронно-променевим зварюванням, визначали за тією ж методикою, що і з'єднань, виконаних аргонодуговим зварюванням. Дані щодо мікротвердості для металу шва і зони термічного впливу сталі 304SS мають також різні характер і показники, в залежності від кількості зварювальних проходів.

Шов з одним проходом має максимальну твердість в центрі шва до 2350 МПа (2750 МПа для аргоно-дугового зварювання), а мінімальну — в зоні рекристалізації — до 2320 МПа (1850 МПа для аргонодугового зварювання) при твердості основного металу 3060 МПа. Після другого проходу характер розподілу твердості дещо стабілізувався, але значення твердості знизилися. Для титанового сплаву ПТ-3В ці показники мають такі ж тенденції, при цьому зона термічного впливу і шов виявилися настільки пластичними, що затримали поширення тріщин при випробуваннях на сплющення.

Висновки

1. Вперше розроблено дослідні зразки обладнання та принципової технології для орбітального аргонодугового і електронно-променевого зварювання усередині та зовні функціонуючої пілотованої космічної станції.

2. Досліджено особливості орбітального аргонодугового та електронно-променевого зварювання тонкостінних трубчастих з'єднань із нержавіючих та титанових сплавів.

3. Встановлено, що в дослідженому діапазоні параметрів оптимальні режими зварювання відповідають такій швидкості, при якій на вибраній потужності стабільно формується як кореневий валик підсилення, так і верхній валик. З огляду на геометрію зварних швів такі режими дозволяють одержати якісні зварні з'єднання.

4. Одержані результати випробувань на часовий опір розриву стикових трубчастих з'єднань нержавіючих та титанових сплавів при температурах випробувань +20 та −196 °С показали, що зварювання аргонодуговим та електронно-променевим способами дозволяє одержати шви, близькі за міцністю до основного металу.

5. Розроблено проектно-конструкторську документацію та виготовлено дослідний зразок мікрокамери для орбітального аргонодугового зварювання неплавким вольфрамовим електродом у контрольованій атмосфері інертних газів.

6. Виготовлено дослідний зразок нагрівача для орбітального електронно-променевого зварювання труб малих діаметрів.

7. Одержані результати необхідно враховувати при розробці та виготовленні бортового комплексу обладнання для ремонту трубопроводів при продовженні робіт в наступному проекті.

1. *Некоторые* принципы конструирования оборудования для технологических работ в космосе / Б.Е. Патон, В.Ф. Лапчинский, В.В. Стесин и др. // Технология в космосе. — М., 1977. — С. 16–23.
2. *Применение* сварки для ремонта космических объектов / Б.Е. Патон, Д.А. Дудко, В.Н. Бернадский и др. // Космические исследования в Украине. — Киев: Наук. думка, 1976. — Вып. 9. — С. 3–5.
3. *Патон Б.Е.* Космические технологии на рубеже третьего тысячелетия // Автомат. сварка. — 2000. — № 4. — С. 3–5.
4. *Патон Б.Е., Лапчинский В.Ф.* Сварка и родственные технологии в космосе. — Киев: Наук. думка, 1998. — 184 с.
5. *Космос*: технологии, материаловедение, конструкции // Сб. науч. тр. / Под ред. академика Б.Е. Патона. — Киев: ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ, 2000. — 528 с.
6. *Гриненко В.И., Белкин С.А., Астафурова Н.И.* Сварка неповоротных стыков труб из стали 1Х18Н9Т методом автоопрессовки // Свароч. пр-во. — 1963. — № 10. — С. 27–29.
7. *Монтаж* и сварка трубопроводов из коррозионно-стойких сталей в атомной промышленности / Ю.Ф. Юрченко, В.В. Гумма, В.В. Рощин и др. — М.: Атомиздат, 1966. — 250 с.
8. *Букаров В.А., Ищенко Ю.С.* Технология автоматической дуговой сварки трубных соединений и перспективы ее совершенствования // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Сварка в ядерной технике. Вып. 1. — М.: ЦНИИАтом «Информ», 1985. — С. 52–63.
9. *Боровик В.М., Шубин Ф.В., Фролов О.В.* ЭЛС неповоротных стыков трубчатых изделий // Прогрессивные процессы сварки в машиностроении: Тез. докл. всесоюз. науч. техн. конф. (Красноярск, 25–30 мая 1991 г.). — Красноярск, 1991. — С. 123–124.
10. *Ильинский А.М.* Особенности разработки оборудования для сварки полым термоэмиссионным катодом в невесомости // Ракетно-космические технологии: Избран. тр. — М.: Техномаш, 2003. — С. 17–23.
11. *А.с. SU 1299375 А1, МКИ 6Н01J 1/20.* Электронный кольцевой нагреватель / А.И. Коновалов, А.В. Никонов. — Опубл. 10. 11. 95; Бюл. № 31.

ПРОЕКТ 7.16

Розробка технологічних схем імпульсної металообробки для ремонту і підвищення ресурсу металоконструкцій та створення еластичних вибухозахисних камер на основі гетерогенних та волокнистих шаруватокомбінованих матеріалів для їхнього застосування на об'єктах ПЕК

УДК 621.791.76.03:621.7.044.2

ЭЛАСТИЧНЫЕ ВЗРЫВОЗАЩИТНЫЕ КАМЕРЫ ДЛЯ МЕТАЛЛООБРАБОТКИ ВЗРЫВОМ

Б.И. ПАЛАМАРЧУК, д-р физ.-мат. наук, **В.А. КУЛЕШОВ, А.Н. МАНЧЕНКО, А.В. ЧЕРКАШИН, А.Т. МАЛАХОВ**, инженеры (Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины), **Л.Р. ВИШНЯКОВ**, д-р техн. наук, **Л.Г. ВИШНЕВСКИЙ**, инж., **В.П. МОРОЗ, Б.М. СИНАЙСКИЙ**, кандидаты техн. наук, **Н.М. ХОХЛОВА, С.С. ПЕРЕДЕРИ**, инженеры (Ин-т проблем материаловедения им. И.М. Францевича НАН Украины)

Представлены результаты исследования защитных свойств эластичных взрывозащитных камер, предназначенных для локализации поражающих факторов действия взрыва при взрывной металлообработке. Приведены данные об основных свойствах тканей из высокопрочных волокон, входящих в состав элементов гетерогенных материалов и конструкционных элементов эластичных камер.

Ключевые слова: *эластичная взрывозащитная камера, ударная волна, осколки, высокопрочные волокна, гетерогенные материалы, металлообработка взрывом*

Поиск эффективных и надежных материалов для силовых элементов конструкций, которые обеспечивают локализацию в своем объеме поражающих факторов взрыва, является актуальной проблемой во взрывозащитных технологиях [1]. Целью исследований была разработка эластичных защитных камер для эффективной локализации действия взрыва при взрывной металлообработке. Современные эластичные камеры должны обеспечивать техническую и экологическую безопасность при использовании взрывных технологий на объектах топливно-энергетического комплекса, в частности, при проведении ремонтных работ и ликвидации последствий чрезвычайных ситуаций.

Традиционные взрывозащитные камеры для процессов металлообработки взрывом имеют соотношение массы камеры к массе взрывчатого вещества (ВВ) в тротиловом эквиваленте подрываемого заряда на уровне $K_м$ = 1000. Использование защитных жестких оболочек из композитных волокнистых материалов с металлическими каркасными элементами при создании взрывозащитных камер позволяет снизить значение $K_м$ до 235.

Разработанные методы локализации действия взрыва гетерогенными средами [2, 3] имеют свои преимущества и недостатки, связанные с термодинамической неустойчивостью структурированных газожидкостных сред и необходимостью использования специального оборудования для их создания на месте выполнения взрывных работ. Вместе с тем, преимущества, связанные с мобильностью таких средств защиты и простотой их применения, в ряде случаев делают их незаменимыми при проведении технологических взрывных работ, когда невозможно использование традиционных взрывных камер или полигонов. Именно поэтому разработка новых гетерогенных материалов, характеризующихся термодинамической устойчивостью, и взрывозащитных камер на их основе, лишенных перечисленных выше недостатков, является актуальной проблемой, как при металлообработке взрывом, так и при создании специальных средств для антитеррористических операций. Отметим, что отечественные разработки такого типа в настоящее время отсутствуют.

Поиск эффективных гетерогенных материалов для элементов конструкций взрывозащитных камер, обеспечивающих локализацию в своем объеме поражающих факторов взрыва, является актуальной проблемой во взрывозащитных технологиях. Сложность проблемы состоит в том, что гетерогенные материалы, которые традиционно используются для гашения ударных волн, такие, как водовоздушные пены, не решают проблемы перехвата осколков, а взрывозащитные материалы, используемые с этой целью, малоэффективны для гашения взрывных волн. Основная цель проекта состояла в том, чтобы на основе разработанных гетерогенных локализаторов действия взрыва системы Max [4, 5], использующих гетерогенные материалы в качестве поглотителей энергии взрыва и для торможения осколков, а также высокопрочных тканевых материалов в качестве упругой газопроницаемой оболочки, создать эластичную взрывозащитную камеру для металлообработки взрывом по ха-

© Б.И. ПАЛАМАРЧУК, В.А. КУЛЕШОВ, А.Н. МАНЧЕНКО, А.В. ЧЕРКАШИН, А.Т. МАЛАХОВ, Л.Р. ВИШНЯКОВ, Л.Г. ВИШНЕВСКИЙ, В.П. МОРОЗ, Б.М. СИНАЙСКИЙ, Н.М. ХОХЛОВА, С.С. ПЕРЕДЕРИ, 2009

рактеристикам локализации поражающих факторов не уступающей традиционным взрывным металлическим камерам, но имеющей массу в 5–7 раз меньшую и «прозрачную» для основных методов контроля (рентгеновского, электромагнитного) [6].

Эффективная диссипация энергии взрыва гетерогенными средами и сглаживание профиля волны давления позволяет значительно снизить импульсную нагрузку на оболочки, в которых заключена гетерогенная среда. В случае использования в качестве оболочек эластичных газопроницаемых материалов, как и при использовании противоосколочных экранов, это дает возможность повысить эффективность снижения параметров ударных волн (УВ).

При использовании гетерогенных материалов для локализации действия взрыва необходимо четкое понимание механизмов перераспределения энергии взрыва в них в зависимости от термодинамических свойств среды и газосодержания. Остановимся на этих вопросах подробнее.

Основным физическим механизмом, обеспечивающим снижение параметров ударных волн при взрыве в гетерогенных средах (ГС), является контактный теплообмен между газом и конденсированной фазой (КФ). В пенах с закрытыми порами эти процессы можно интенсифицировать путем замены воздуха в ячейках пены на гелий или водород. Однако для ГС (типа пузырьковой среды) такая замена газа уже не является определяющей для снижения параметров УВ. Детальный анализ влияния процессов испарения путем численного моделирования показывает, что испарение КФ не дает дополнительного эффекта снижения параметров УВ, поскольку перевод КФ в газ вносит дополнительный вклад в давление УВ. В диапазоне массовой концентрации КФ, соответствующей газожидкостным пенам, имеют место максимальные тепловые потери, определяющие их высокую эффективность для снижения параметров УВ. Детальный анализ влияния процессов испарения, выполненный путем численного моделирования, показал, что испарение жидкости не дает дополнительного эффекта снижения параметров УВ, поскольку перевод КФ в газ, вносит дополнительный вклад в давление УВ. Поэтому основным фактором, увеличивающим диссипативные потери при взрыве в ГС, является высокая сжимаемость их в УВ, которая обеспечивается теплообменом между жидкостью и газом. В диапазоне массовой концентрации КФ, соответствующей гетерогенным пенам, происходят максимальные тепловые потери, определяющие высокую эффективность для снижения параметров УВ. Для оценок снижения давления в ударных волнах при выходе взрывной волны из гетерогенной среды в воздух использовались результаты, изложенные в [7].

На основе анализа теоретических и экспериментальных данных о создании многофункциональных средств локализации действия взрыва, а также анализа структуры и параметров УВ от используемых гетерогенных поглотителей энергии взрыва системы Мах ИЭС им. Е.О. Патона разработаны требования к материалам для создания эластичных элементов взрывных камер и проведены их комплексные испытания по перехвату осколков и демпфированию взрывных волн.

С учетом имеющегося опыта ИПМ НАН Украины по изготовлению и внедрению высокопрочных тканей и конструкций из современных волокнистых баллистических материалов для средств индивидуальной и коллективной защиты [8, 9]. В табл. 1 приведены свойства некоторых высокомодульных волокон и нитей, которые могут представлять интерес для изготовления эластичных камер.

Путем регулирования структуры и последовательности расположения текстильных слоев с применением объемных каркасов и благодаря использованию определенных переплетений нитей были изготовлены несколько видов образцов слоисто-волокнистых материалов. Текстильные способы получения этих материалов с использованием сшивки отдельных слоев высокопрочными нитями позволяют создавать разные формы оболочек и лент,

Таблица 1. Основные свойства высокомодульных волокон и нитей

Волокно	Свойства					
	ρ, г/см^3	E, ГПа	σ, ГПа	ε, %	Работа разрушения, Н·м	Влагоемкость, %
Полиэтиленовое (спектра, дайнима, текмилон)	0,97	70–160	1,5–4,0	3,0–6,0	138	0
Параарамидное высокопрочное (терлон, кевлар-29, тварон)	1,39–1,44	60–90	3,0–3,3	3,5–5,0	52–81	2–3
Высокомодульное (терлон, кевлар-49, тварон НМ)	1,44–1,46	130–160	3,0–3,6	2,5–3,5	52–70	2–3
Параарамидное:						
с гетероциклами в цепи (СВМ, русар)	1,43–1,44	120–150	3,8–4,5	3,0–3,5	54	3,5–5,0
с гетероциклами в цепи (армос)	1,43–1,44	145–160	4,5–5,2	2,5–3,5	49–89	3,5–5,0
полиэфирные (вектран, эканол)	1,39–1,40	60–120	3,1–4,0	2,4–5,0	74	0,3–0,5

Таблица 2. Характеристика образцов слоисто-комбинированных трикотажных структур для лент

Состав лент	Поверхностная плотность, г/м^2	Количество слоев трикотажного полотна в ленте	Параметры лент, мм		
			Длина	Ширина	Толщина
Полиамидные (п/а) нити (1п/а нить 93,5 текс; 2 п/а нити 29 текс). Между двумя слоями трикотажа размещена путанка из нитей кевлар	785	2	950	250	70
Арамидные и п/а нити (1 нить СВМ 58,8 текс; 1 п/а нить 29 текс). Между двумя слоями трикотажа размещена путанка из нитей кевлар	516	2	950	250	70
Углеродные нити и вольфрамовая проволока (3 нити углеродные марки УН-2, 140 текс; 8 проволок вольфрамовых диаметром 60 мкм)	2736	1	950	250	3,8
П/а нити и вольфрамовая проволока (4 п/а нити 93,5 текс; 5 проволок вольфрамовых диаметром 45 мкм)	2200	1	950	250	3,5
Примечание. Тип переплетения — ластик 1 + 1.					

в том числе с размещенной внутри тканых слоев путанкой из параамидных нитей (кевлар), которые применялись в качестве конструктивных элементов взрывозащитных камер.

Образцы исследованных взрывозащитных оболочек изготавливались из параарамидных тканей СВМ, кевлар, а также из трикотажных комбинированных полотен. Из использованных материалов наиболее технологичным является трикотаж благодаря объемному строению и возможности применения в полотне разных по природе волокон. Это важно при разработке организованных структур с заданной анизотропией свойств.

При изготовлении образцов слоисто-комбинированных структур в ходе эксперимента была разработана опытная технология получения трикотажа из полиамидных, параарамидных, углеродных и вольфрамовых нитей с использованием плосковязальных машинах типа ПВК различных классов. Характеристики изготовленных образцов слоисто-комбинированных трикотажных структур в виде лент приведены в табл. 2, а показатели механических характеристик лент и оболочек — в табл. 3.

На рис. 1, *а, б* приведены структуры трикотажных полотен, разработанных для лент и оболочек, которые изготовлены из арамидных и полиамидных нитей, а на рис. 1, *в* — структура ткани из полиамидных нитей.

С помощью разработанных методик измерения параметров ударных и квазиакустических волн, а также видеосъемки определена эффективность локализации действия взрыва разработанными комбинированными гетерогенными материалами.

Испытания эффективности локализации побочного действия взрыва и систем взрывозащитных камер были проведены на трубах диаметром 273–325 мм с использованием высокобризантных кумулятивных зарядов в медной оболочке (радиус разлета осколков до 150 м) и детонирующих шнуров с массой зарядов 120 г тротилового эквивалента. Результаты испытаний опытных образцов разра-

Таблица 3. Механические свойства трикотажных структур и тканей для эластичных взрывных камер

Состав	Заправка вязания (поверхностная плотность, г/м^2)	Разрывная нагрузка полоски, Н	Относительное удлинение полоски, %
Трикотажное полотно из п/а нитей. Вдоль петельного столбика полотна (по длине)	1 нить п/а 93,5 текс; 2 нити п/а 29 текс (785)	4145	350
Трикотажное полотно из п/а и арамидных нитей СВМ. Вдоль петельного столбика полотна (по длине)	1 нить п/а 29,5 текс; 1 нить СВМ 58,8 текс (516)	4540	228
Трикотажное полотно из п/а и арамидных нитей СВМ. Вдоль петельного столбика полотна (по длине); вдоль петельного ряда полотна (по ширине)	3 нити п/а 29 текс 1 нить СВМ 58,8 текс (672)	3822 1554	225 412
Ткань кевлар Вдоль основы ткани (по длине); вдоль утка ткани (по ширине)	(220)	6600 5680	68 140
Примечания. 1. Пробная полоска шириной 50 мм с длиной рабочей части 100 мм. 2. Среднее значение подсчитано по результатам испытаний 5 образцов.			

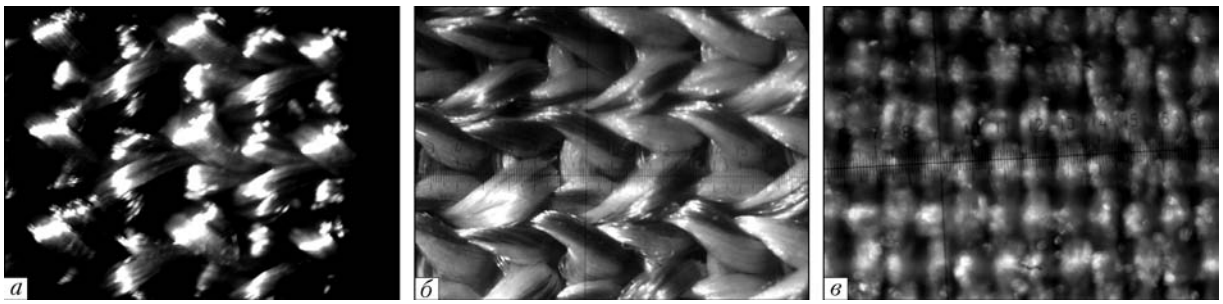


Рис. 1. Структура трикотажных полотен из полиамидных (*а*) и арамидных нитей (*б*), а также ткани из полиамидных нитей (*в*)

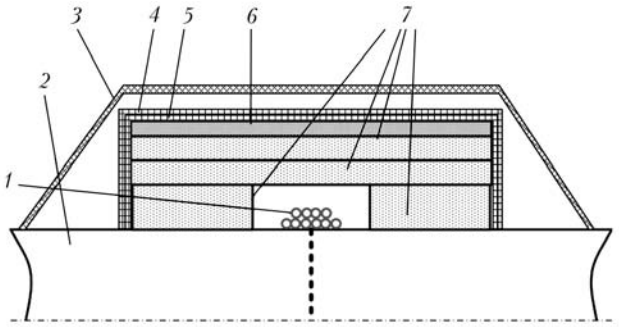


Рис. 2. Схема эластичной взрывозащитной камеры: *1* — заряд ВВ; *2* — обрабатываемая труба; *3* — внешняя оболочка камеры; *4, 5* — 1-й и 2-й слои внутренней оболочки камеры; *6* — противоосколочный экран; *7* — гетерогенный наполнитель

ботанных элементов взрывозащитных камер подтвердили возможность успешного применения трикотажных материалов, изготовленных по технологии ИПМ НАН Украины.

На основе проведенных испытаний показано, что разрабатываемая взрывозащитная камера для проведения резки взрывом с использованием гетерогенных композиционных материалов имеет соотношение массы камеры к массе ВВ на уровне лучших существующих образцов ($K_м$ = 100–200) и в отличие от последних обеспечивает прозрачность оболочки для магнитных, рентгеновских и других видов контроля.

На рис. 2 представлена схема эластичной взрывозащитной камеры для резки и обработки взрывом трубных конструкций. В качестве ВВ использовали детонирующий шнур и кумулятивные заряды с общей навеской до 120 г тротилового эквивалента.

На рис. 3 приведены кадры видеонаблюдения и осцилограммы профилей ударных волн при резке трубы диаметром 159 мм с толщиной стенки 8 мм (3, *а*) и с использованием взрывозащитной камеры (3, *б*).

На рис. 3, *а* представлен детонирующий шнур на трубе диаметром 159 мм без защиты, расстояние от края заряда до датчика h = 400 мм, максимальное давление P = 1100 кПа, импульс положительной фазы I_+ = 76,6 Па·с, произведение давления на импульс $D_n = 4{,}93 \cdot 10^7$ Па^2·с.

На рис. 3, *б* показан детонирующий шнур на трубе того же диаметра с защитой, расстояние от края защитного устройства до датчика h = 330 мм; P = 5 кПа, I_+ = 11,25 Па·с, $D_n = 3{,}92 \cdot 10^4$ Па^2·с.

На рис. 4 приведена фотография осколков, представляющих собой фрагменты детонаторов и кумулятивных зарядов (в данном случае УКЗ-13),

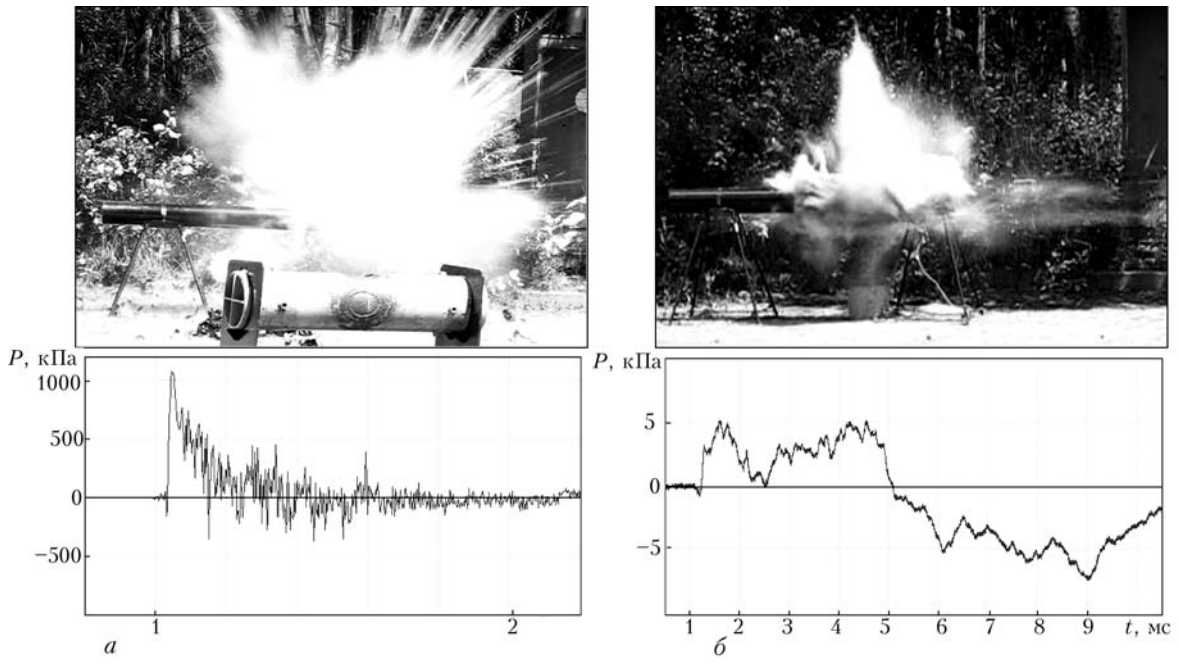


Рис. 3. Результаты комплексного исследования параметров ударных волн при взрывной обработке сварных соединений без защиты (*а*) и с использованием взрывозащитной камеры (*б*)

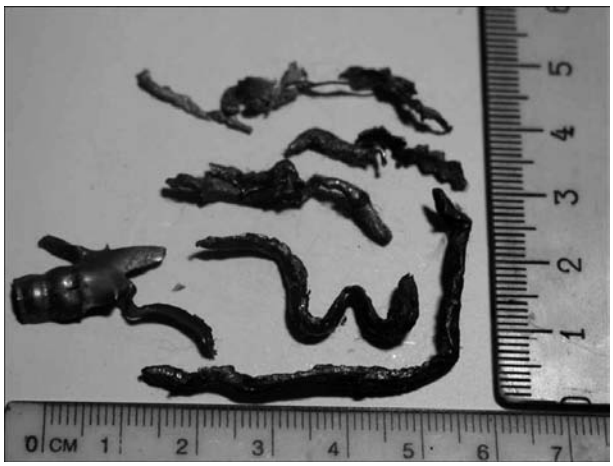


Рис. 4. Осколки, образующиеся при взрыве кумулятивного заряда УКЗ-13 с защитным устройством

задержанных противоосколочными экранами взрывозащитной камеры. Начальная скорость разлета таких осколков составляет около 2 км/с.

Результаты проведенных исследований показали, что разработанные образцы эластичных взрывозащитных камер на основе гетерогенных материалов и высокопрочных тканей обеспечивают экологическую чистоту и пожаро- и взрывобезопасность технологий металлообработки взрывом, преобразуют УВ в волну сжатия, характерную для бытовых пиротехнических устройств и традиционных импульсных установок, работающих на сжатом газе, при этом обеспечивается допустимый уровень звукового давления в воздушной УВ по нормативным документам для пиротехнических устройств в 140 Дб на расстояниях 3–4 м от заряда ВВ; полностью перехватывают осколки серийных кумулятивных зарядов УКЗ-6–УКЗ-13 с металлической оболочкой; позволяют проводить взрывные работы во взрывоопасной среде, исключая возгорание окружающих объектов и термобарические поражения; обеспечивают эффективное пылеподавление в месте проведения взрывных работ; дают возможность быстрой установки защитного устройства на горизонтальных, вертикальных и криволинейных поверхностях без нарушения технологических схем и операций; обеспечивают «прозрачность» для рентгеновского и электромагнитного контроля.

Выводы

Таким образом, с использованием локализаторов действия взрыва системы Мах на основе гетерогенных сред, способствующих эффективному подавлению поражающих факторов взрыва, и оболочек из высокопрочных текстильных полотен созданы образцы эластичных взрывозащитных камер, обеспечивающих техническую и экологическую безопасность операций металлообработки взрывом. Намечены пути оптимизации материалов и создания модульных взрывозащитных камер для разделения ответственных конструкций на объектах топливно-энергетического комплекса зарядами до 4 кг тротилового эквивалента.

1. *Федоренко А.Г., Сырунин М.А., Иванов А.Г.* Критерии выбора композиционных материалов для оболочек конструкций, локализующих взрывы (Обзор)//Физ. горения и взрыва. — 2005. — **41**, № 5. — С. 3–13.
2. *Об эффективности* снижения параметров воздушных взрывных волн с помощью двухфазных газосодержащих сред / Б.И. Паламарчук, А.В. Постнов, А.Т. Малахов, А.В. Черкашин // High energy rate fubrication: Proc. of X Intern. conf., Sept. 18–22, 1989, Ljubljana, Yugoslavia. — Ljubljana, 1989. — P. 449–456.
3. *Воздействие* ударных волн на окружающую среду при ведении взрывных работ / Б.И. Паламарчук, В.А. Вахненко, А.В. Черкашин, А.Т. Малахов // Использование энергии взрыва для производства металлических материалов с новыми свойствами: Тр. VII Междунар. симп., окт. 1988 г., г. Готтвальдов (ЧССР). — Готтвальдов, 1988. — С. 529–534.
4. *Palamarchuk B.I.* Attenuation of blast waves in a heterogeneous medium // 18th Intern. shock interaction symp., July 15–18, 2008, Rouen, France. — Rouen, 2008. — P. 187–189.
5. *Multifunctional* protective devices for localizing the blast impact when conducting the ground and underwater operations of explosion cutting / B.I. Palamarchuk, A.T. Malakhov, A.N. Manchenko et al. // Proc. ISSW 26. — Goettingen, 2007. — P. 135–141
6. *Technicke* prostriedky rezania vybuchom pri opravarenskych a demontaznych pracach na objektoch palivovo-energetickeho a obranneho komplexu / B.I. Palamarcuk, A.T. Malachov, A.N. Mancenko et al. // Zvarač. — 2008. — N 4. — S. 15–18.
7. *Паламарчук Б.И.* Некоторые аспекты экологической безопасности технологий, использующих энергию взрыва // High energy rate fubrication: Proc. of X Intern. conf., Sept. 18–22, 1989, Ljubliana, Yugoslavia. — Ljubliana, 1989. — P. 891–898
8. *Вплив* конструктивно-технологічних факторів на ефективність бронеелементів на основі керамики / Л.Р. Вишняков, О.В. Мазна, О.В. Нешпор и др. // Пробл. прочности. — 2004. — № 6. — С. 128–138.
9. *Пат. України № 72152, МПК*[7] *F 41 H 1/02.* Броньова панель / Л.Р. Вишняков, О.В. Нешпор, О.М. Олексюк та ін. — Опубл. 25.03.2008.

ПРОЕКТ 7.17.2

Розробка технології та апаратури для регулювання напружених станів зварних з'єднань на основі застосування високощільного імпульсу струму

УДК 621.791.03-59:681.31

РЕГУЛИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНОГО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ТОНКОЛИСТОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

Академик НАН Украины **Л.М. ЛОБАНОВ, Н.А. ПАЩИН**, канд. техн. наук, **В.П. ЛОГИНОВ, Г.И. ТКАЧУК**, инженеры, **В.В. САВИЦКИЙ**, канд. техн. наук, **П.В. ГОНЧАРОВ**, инж.
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

На основании разработанной методики исследовали механизм релаксации остаточных сварочных напряжений при электродинамической обработке (ЭДО) стыковых соединений из стали Ст3 и алюминиевого сплава АМг6. При ЭДО в натурных образцах сварных соединений начальное напряженное состояние снизилось на 50–60 %. Контроль напряженного состояния осуществляли методом спекл-интерферометрии. Разработаны технологические рекомендации по ЭДО судовых сварных корпусов, на основании которых выполнили обработку сварных швов маломерных судов из сплава АМг6, что позволило продлить их эксплуатационный ресурс на порядок.

Ключевые слова: *остаточные напряжения, стыковые соединения, импульс электрического тока, алюминиевые сплавы, низкоуглеродистые стали, судокорпусные сварные конструкции, электродинамическая обработка, технологические рекомендации, продление эксплуатационного ресурса*

Прогресс в развитии современной техники обусловлен применением сварных конструкций с высокими заданными технологическими и эксплуатационными характеристиками. Одной из причин снижения работоспособности сварных металлоконструкций являются сварочные остаточные напряжения (ОН) сварных соединений, негативно влияющие на сопротивление усталости, коррозионную стойкость и пр. В связи с этим исследовали способы регулирования напряженного состояния сварных соединений, одним из которых является обработка импульсами электрического тока.

Известно, что воздействие токовых импульсов на металлы и сплавы, предварительно деформированные до уровня пластичности, приводит к релаксации их напряженного состояния [1]. Установлено, что такой эффект наблюдается и при упругом растяжении образцов из алюминиевых сплавов и низкоуглеродистой стали [2, 3]. Поскольку в сварном соединении имеют место упругие растягивающие напряжения, близкие к пределу текучести материала, обработка шва импульсами тока может способствовать снижению уровня ОН в шве и околошовной зоне.

Одним из способов токового воздействия на металлы является электродинамическая обработка (ЭДО), которая основана на инициировании в материале электродинамических сил, возникающих при переходных процессах, сопровождающих прохождение в материале разряда тока. В момент времени действия разряда происходит суммирование электродинамических сил с ОН в обрабатываемом сварном соединении, что вызывает формирование локальных полей пластических деформаций в зоне ЭДО, приводящих к снижению общего уровня напряженного состояния конструкции [4].

До настоящего времени изучению механизмов эволюции полей ОН при воздействии на них импульсов электрического тока должного внимания не уделялось. Следует отметить, что применение нетрадиционных для металлообработки способов энергетического воздействия таких, как импульсы электрического тока, не обеспечено достаточным массивом знаний о механизмах формирования полей ОН.

Целью настоящей работы являлось исследование механизма влияния импульсов тока при ЭДО на напряженное состояние сварных соединений из алюминиевых сплавов и низкоуглеродистой стали. При этом были решены следующие задачи: разработка экспериментальной методики оценки влияния ЭДО на изменение напряженного состояния сварных соединений; исследование технологичес-

© Л.М. ЛОБАНОВ, Н.А. ПАЩИН, В.П. ЛОГИНОВ, Г.И. ТКАЧУК, В.В. САВИЦКИЙ, П.В. ГОНЧАРОВ, 2009

ких особенностей ЭДО при обработке образцов стыковых сварных соединений из сплава АМг6 и стали Ст3; разработка технологических рекомендаций по ЭДО сварных соединений тонкостенных корпусов маломерных судов.

Для оценки влияния ЭДО на уровень ОН в сварных соединениях провели предварительный анализ эффективности процесса на плоских образцах типа «лопатка», изготовленных из основного металла, а также в стыковых сварных соединений алюминиевого сплава АМг6 и стали Ст3. Выбор сплава АМг6 для базовых экспериментов основан на сравнительных результатах работ [2, 3], которые показали более высокую эффективность процесса ЭДО на алюминиево-магниевых сплавах по сравнению с низкоуглеродистыми сталями.

Образцы с размером рабочей площадки 120×
×40×4 мм вырезали из предварительно отожженных листов сплава АМг6 и стали Ст3 вдоль направления прокатки способом механического фрезерования.

Для предварительного нагружения образцов использовали схему одноосного растяжения в разрывной машине ЦДМ-10 (максимальное усилие растяжения — 100 кН) «жесткого типа», где растяжение осуществляется посредством винтовой пары. Выбор разрывной машины такого типа обусловлен ее конструктивными особенностями, допускающими некомпенсированное падение усилия растяжения образца, вызванное внешними возмущающими воздействиями, к которым относится ЭДО. Она позволяет с высокой степенью достоверности оценить снижение уровня ОН от разряда электрического тока, определяемое как падение усилия растяжения в обрабатываемом образце.

Следует отметить, что при одноосном растяжении в металле образца создаются напряжения, равномерно распределенные по его длине. В сварном шве реальной конструкции имеют место сварочные ОН растяжения, монотонно переходящие в сжатие. Принимая во внимание данные Зибеля и Помпа по растяжению–сжатию образцов алюминия, обработанные Надаи [5], можно заключить, что механические характеристики материала, полученные для упругих напряжений сжатия, по абсолютным значениям совпадают с данными, соответствующими напряжениям растяжения. При этом схема нагрузки для создания напряжений одного знака, равномерно распределенных по длине образца, значительно проще. Для обработки образцов основного металла и сварных соединений использовали лабораторную установку на базе конденсаторной машины [6].

Схема ЭДО плоских образцов показана на рис. 1. Растяжение образцов производили со скоростью 0,1 мм/с с остановкой и фиксацией заданного уровня нагрузки. ЭДО выполняли рабочим инструментом — медным электродом цилиндрической формы со сферической контактной поверхностью. После фиксации растягивающего усилия электрод и клемму подвода тока закрепляли на

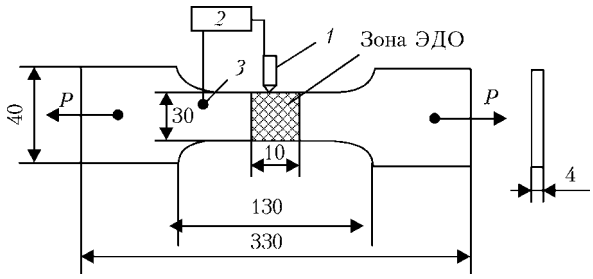


Рис. 1. Схема ЭДО плоских образцов из сплава АМг6 и стали Ст3: *1* — рабочий инструмент (электрод); *2* — конденсаторная машина; *3* — клемма контактного провода

обрабатываемом участке поверхности образца. На рабочий инструмент подавали разряд батареи конденсаторов и контролировали падение растягивающего усилия в материале образца. Затем электрод переносили в новую точку на поверхности рабочей площадки образца и процесс повторяли. Выполняли серию из пяти импульсов тока на следующем режиме: напряжение U = 450 В; I = 3500 А. Энергоемкость импульса тока регулировали зарядом батареи конденсаторов E, которую варьировали от 1400 до 2800 мкФ для сплава АМг6 и принимали равной 4400 мкФ для стали Ст3 в представленной серии экспериментов. Обрабатывали образцы основного металла и сварного соединения.

Значения предварительных напряжений образцов соответствовали максимальным значениям продольных ОН растяжения в сварных соединениях сплава АМг6 и составляли 100–120 МПа. Характер изменения уровня растяжения под воздействием импульсов тока на режиме, обеспечивающем энергоемкость разряда до 300 Дж, показан на рис. 2, *а, б*, из которого видно, что при обработке образцов сериями из пяти импульсов достигается относительное снижение уровня предварительного растяжения (ПР) до 50 %. Следует отметить, что энергоемкость разряда в пределах 150 Дж не позволяет получить снижение ПР более чем на 30 %.

Дальнейшее увеличение энергоемкости импульса за счет числа конденсаторных батарей признано нецелесообразным, поскольку приводит к увеличению массы и габаритов прибора. Это лишает ЭДО главного преимущества перед другими способами обработки — компактности и возможности локально воздействовать на материал в заданном месте сварной конструкции. В описанных экспериментах представлены результаты исследований влияния разрядов тока на алюминиевый сплав АМг6 без учета сварных швов. В то же время наличие литой структуры и зоны пластичности, характерных для сварных соединений, может влиять на эффективность процесса ЭДО. Для сопоставления эффективности процесса ЭДО в основном металле и сварных соединениях провели обработку серии образцов со сварным швом в центре рабочей площадки. Образцы обрабатывали по линии сплавления серий из пяти импульсов, энергия импульса составляла до 300 Дж. Сравнивали эффективность процессов ЭДО основного металла и сварного соединения при ПР = 100–117

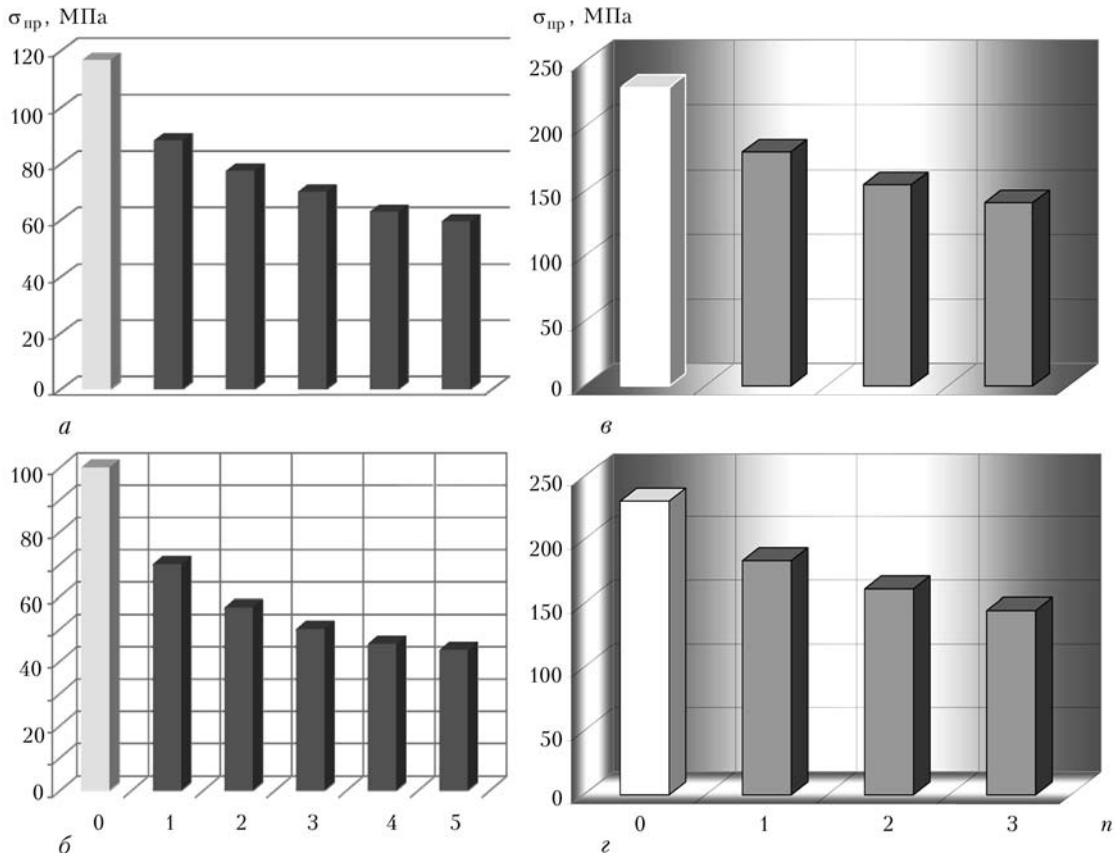


Рис. 2. Снижение уровня предварительного напряжения $\sigma_{пр}$ в результате ЭДО в сплаве АМг6 (*а, б*) и стали Ст3 (*в, г*): *а, в* — основной металл; *б, г* — сварное соединение; *n* — номер разряда

МПа. Суммарное относительное падения ПР в сварном соединении составляет до 60 %, что несколько больше, чем у основного металла. При этом максимальный эффект при обработке сварного шва достигается под воздействием первого импульса тока (–30 %), у основного металла он составляет –25 %. После второго и третьего импульсов относительное снижение ПР в сварном шве (основном металле) равно 13 (9) и 6 (6) %. Из анализа приведенных данных видно, что металл шва при первых импульсах ЭДО более чувствителен к такому виду обработки по сравнению с основным металлом. Это можно объяснить более высокой пластичностью металла шва по сравнению с основным металлом, что характерно для свариваемых алюминиевых сплавов.

Образцы основного металла и сварных соединений из стали Ст3 обрабатывали при напряжении 480 В и токе импульса 3200 А, что обеспечивало энергоемкость единичного разряда не менее 500 Дж. Предварительное растяжение металла достигало 230 МПа, что примерно соответствует максимальным значениям продольных ОН в сварных соединениях стали Ст3. Характер изменения усилия растяжения при ЭДО стали Ст3 и ее сварных соединений представлен на рис. 2, *в, г*. Как и для сплава АМг6, максимальный эффект наблюдали при первом разряде, когда относительное снижение растягивающей нагрузки в сварном шва (основном металле) достигало 22 (20) %. При втором и третьем разрядах падение усилия составляло соответственно 11 (10) и 6 (9) %, а суммарное падение нагрузки в основном металле и сварном соединении не превышало 40 % в отличие от более пластичного сплава АМг6, где подобный эффект составил 50–60 %.

В целом результаты предварительных экспериментов по оценке эффективности импульсных воздействий на релаксацию упругих напряжений растяжения в сплаве АМг6 и стали Ст3 показали, что у ЭДО есть перспективы для применения на полноразмерных образцах сварных соединений. При этом эффект по снятию ОН при ЭДО может быть значительным.

После предварительной оценки влияния ЭДО на напряженное состояние плоских образцов типа «лопатка» при их одноосном растяжении проводили обработку полноразмерных фрагментов стыковых сварных соединений из сплава АМг6 и стали Ст3. Рассматривали образцы продольного и кольцевого стыковых швов. Образцы стыкового соединения имели размер 450×400×4 мм с центральным продольным швом. Образцы сплава АМг6 выполняли сваркой неплавящимся электродом автоматической головкой АСТВ-2М со скоростью 3,33 мм/с на токе 200 А. Листы стали Ст3 сваривали ручной дуговой сваркой покрытым электродом со скоростью 1,4 мм/с на токе 160 А. Образцы кольцевого соединения встык собирались из двух цилиндрических заготовок сплава АМг6,

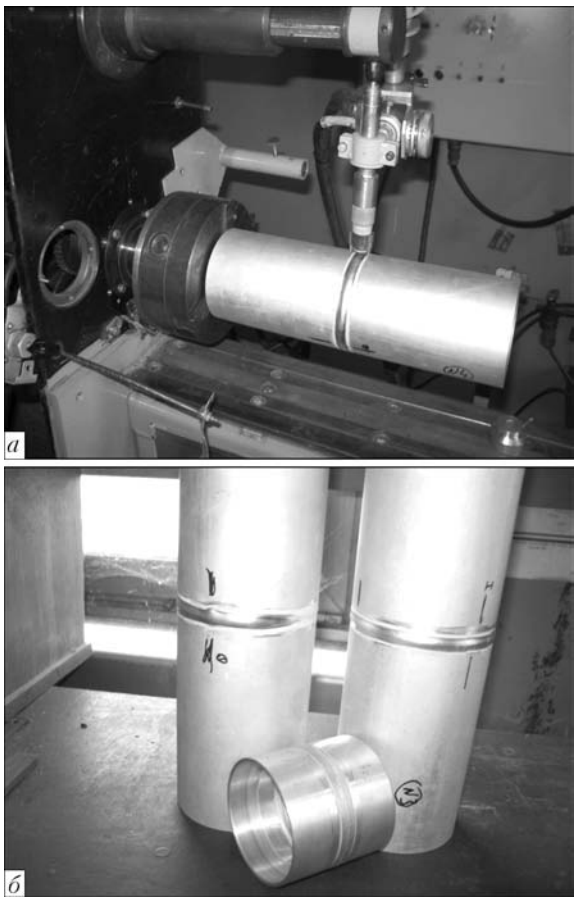


Рис. 3. АДС образцов кольцевых стыков из сплава АМг6: *а* — установка для АДС; *б* — образцы кольцевых стыков

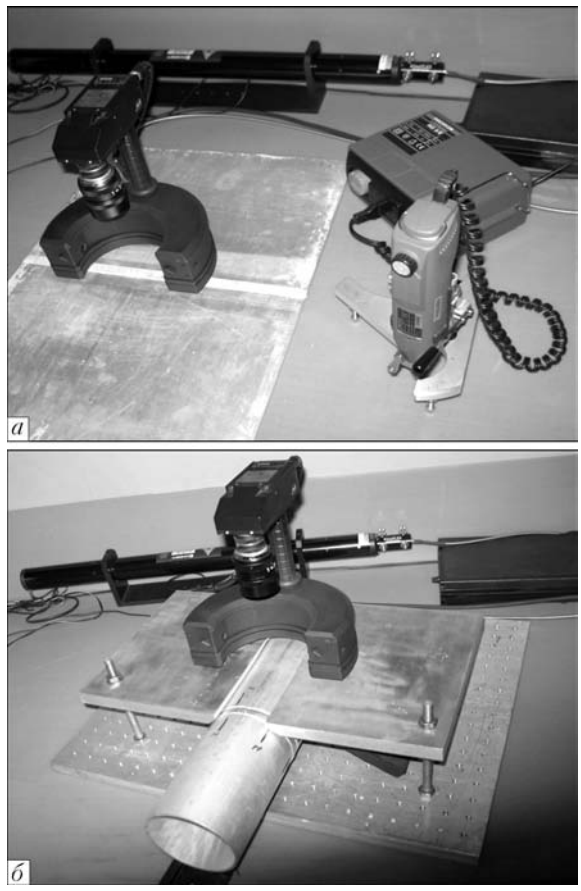


Рис. 4. Прибор и специализированная оснастка для измерения ОН сварных стыковых соединений методом спекл-интерферометрии на продольных стыковых швах (*а*) и кольцевых стыках (*б*)

имеющих диаметр 100 мм, высоту 150 мм и толщину стенки цилиндра 3 мм. Автоматическую аргоно-дуговую сварку (АДС) кольцевых стыков выполняли неплавящимся электродом в среде аргона с использованием источника питания «MAGIC VAWE-3000» (рис. 3) при положении горелки углом назад с углом наклона к горизонтали — 60° на скорости 5,4 мм/с (сварочный ток составлял 165 А; напряжение на дуге — 18 В).

Начальное напряженное состояние образцов продольных и кольцевых сварных соединений измеряли бесконтактным методом электронной спекл-интерферометрии. Использовали метод, основанный на измерении деформаций при упругой разгрузке объема металла в исследуемых точках на поверхности образца, вызванной сверлением несквозных отверстий диаметром 1 мм [7]. Выбор такого метода обусловлен необходимостью сохранить целостность образца после регистрации его начального напряженного состояния. Образцы с известным уровнем начальных напряжений подвергали импульсной обработке после чего повторно измеряли результирующие значения ОН. Сопоставляя параметры напряженного состояния до и после импульсной обработки на конкретном образце сварного соединения, можно судить об эффективности процесса ЭДО. Применение разрушающих способов определения ОН таких, как метод «разрезки» с использованием механического тензометра, не позволяет оценивать относительное изменение уровня напряжений в конкретном образце.

Для определения относительного изменения уровня напряженного состояния стыковых сварных соединений спекл-методом использовали малогабаритный интерферометр (рис. 4), который устанавливали непосредственно на поверхность исследуемого образца. В состав прибор входили следующие основные компоненты: спекл-интерферометр, CD-камера, световод, основание прибора с тремя конусными опорами. При измерении ОН в продольных соединениях прибор устанавливали непосредственно на плоский образец (рис. 4, *а*). В случае цилиндрической поверхности кольцевого шва для качественной установки прибора на образце разработали специализированную оснастку (рис. 4, *б*).

Измерение ОН выполняли в следующей последовательности. Малогабаритный интерферометр устанавливали на поверхности образца. Отраженную световую волну, характеризующую начальное напряженное состояние металла, вводили в память компьютера. Затем в заданной точке поверхности сварного соединения специализированным инструментом выполняли сверление несквозного отверстия диаметром 1 мм и глубиной 1 мм. После упругой разгрузки напряжений, вызванной сверле-

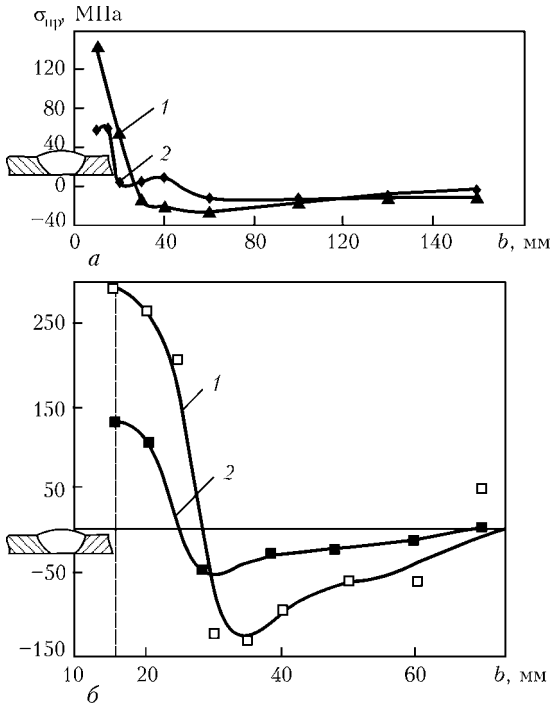


Рис. 5. Распределение продольных напряжений $\sigma_{пр}$ (МПа) в образцах стыковых сварных соединениях сплава АМг6 (*а*) и стали Ст3 (*б*) до (*1*) и после (*2*) ЭДО: *b* — ширина шва

нием, отраженная световая волна вводилась в память компьютера. После компьютерной обработки световых волн, полученных до и после локальной упругой разгрузки ОН, средствами визуализации получали интерференционную картину полос в окрестности отверстия, содержащую информацию о напряженном состоянии в контролируемой точке на поверхности образца. Обработка металла сварного соединения импульсами тока вызывала в нем изменение напряженного состояния, параметры которого определялись в следующем цикле измерений. Цикл включал в себя запись параметров отраженной световой волны до и после сверления, получение интерференционной картины полос, содержащих информацию о напряженном состоянии. Разность в значениях ОН, получаемых при первом и втором циклах измерений, является показателем эффективности процесса ЭДО применительно к сварным соединениям сплава АМг6.

Обработку продольных швов стыковых соединений выполняли на режимах, соответствующих по энергоемкости разрядам, применяемым для образцов «лопаточного» типа, используя по четыре импульса вдоль оси соединения. Рабочий электрод к сварному соединению прикладывали в направлении от середины к краям с шагом 65–70 мм. Распределение ОН до и после ЭДО в образцах стыковых сварных соединений АМг6 и Ст3 показано на рис. 5. Из рисунка видно, что после ЭДО максимальные значения продольных напряжений в сплаве АМг6 снижаются на 60–65 % (рис. 5, *а*), а в стали Ст3 — на 45–50 %. Сопоставляя распределение напряжений в соединениях сплава АМг6 (рис. 5, *а*) до и после ЭДО, следует отметить нехарактерную «двухволновую» форму эпюры ОН после обработки пластины. При этом, если в эпюре начального напряженного состояния на расстоянии 50 мм от центра шва наблюдали максимальные значения сжимающих напряжений, то после обработки в данной зоне имело место изменение знака напряжений от растяжения к сжатию.

Распределение остаточных напряжений в сварных пластинах из стали Ст3 представлено на рис. 5, *б*, что, подтверждает ранее полученные на образцах типа «лопатка» данные о том, что эффективность ЭДО для низкоуглеродистых сталей не превышает 50 %. При этом энергоемкость одиночного импульса для ЭДО низкоуглеродистой стали выше, чем алюминиевого сплава (соответственно 500 и 300 Дж).

На кольцевых стыках сплава АМг6 после обработки зафиксировано понижение максимальных значений ОН, аналогичное полученному на продольных швах.

Анализируя эпюры на рис. 5, можно заключить, что импульсная обработка стыкового соединения понижает максимальные значения ОН. При этом их уровень в обработанном соединении составляет менее 50 % условного предела текучести сплава АМг6. Такой уровень ОН не оказывает существенного влияния на сопротивление усталости сварных соединений, что играет положительную роль в продлении эксплуатационного ресурса тонколистовых конструкций из алюминиевых сплавов. Таким образом, предварительные исследования, проведенные на образцах полноразмерных сварных соединений, показали целесообразность обработки сварных соединений корпусов маломерных судов из сплава АМг6.

Сварные катера, на которых отрабатывали технологию ЭДО сварных швов, изготавливали из сплава АМг6. Производили обработку корпусов трех типов длиной от 5,6 до 7,7 и шириной от 2,15 до 2,63 м при высоте борта от 0,7 до 1,2 м (рис. 6). Минимизация массовых характеристик корпусов привела к снижению толщины листов, применяемых для изготовления обшивки и силового набора, за счет усиления жесткости продольно-поперечных связей, что позволило уменьшить массу корпуса на 20–30 %. Привальный брус *1*, скуловой пояс *2* и киль *3* (рис. 7) усилены алюминиевым профилем трубчатого сечения, что повышает продольную жесткость конструкции и задает ее форму. Поперечная жесткость носовой части в районе таранной переборки задается вертикальной сварной стойкой эллипсоидного сечения *4*, которая расположена между палубным усилением носовой лебедки и форштевнем. Поперечная жесткость кормовой части корпуса обеспечивается двумя наклонными под углом 45° сварными стойками трубчатого сечения *5*, соединяющими транцевую доску с палубным настилом в зоне кокпита. Стрингерный набор днищевых и бортовых поясов соединяется с транцем посредством книц *6*, что дополнительно увеличивает жесткость конструкции. При-

веденные конструктивные особенности корпуса, вызванные минимизацией толщины свариваемых элементов, привели к повышенному уровню ОН и остаточного коробления, что проявилось в значительных деформациях «корсетности» и «бухтиноватости» шпации на днищевых и бортовых поясах, а также палубного настила.

Малая толщина обшивки и нерациональная последовательность выполнения сборочных операций и сварных швов явились причинами формирования высокого уровня ОН в элементах корпуса. Так, в носовой части напряженным элементом конструкции является стойка *4* в зоне кольцевых швов № *2* и *3*. В кормовой части аналогичным нагрузкам подвержены кольцевые швы наклонных стоек *5* и стыковые швы № *1* усиления под двигатель на транцевой доске. Усиления под двигатель выполнены из листов толщиной от 4 до 6 мм при толщине основного металла транца 3–4 мм.

При эксплуатация серии корпусов длиной 5,60, 6,45 и 7,70 м в течение сезона весна–осень 2007 г. выявлены характерные разрушения сварных швов в виде холодных трещин, несовместимые с дальнейшим использованием судов. Наиболее часто дефекты наблюдали в области прямоугольных участков швов № *1* и по диаметру кольцевых швов № *2* и *3* у подкрепления форштевня. Трещины у шва № *1* протяженностью до 50–70 мм начинались от вершины прямого угла и были ориентированы под углом 40–50° к горизонтальной линии шва. При этом в 80 % случаев разрушения трещины имели протяженность до 70 мм. Трещины в швах № *2* и *3* были ориентированы по линии сплавления и достигали 2/3 длины кольцевого шва. Анализ условий эксплуатации судна позволил заключить, что причиной разрушений послужили вибрационные и ударные нагрузки, возникающие при движении корпуса в скоростном режиме и приложенные к зонам концентраторов остаточных сварочных напряжений в области швов № *1–3*. При этом концентраторы шва № *1* располагались в вершинах прямых углов и определялись нерациональной геометрией соединения. Нерациональное взаимное расположение швов № *2* и *3*, расстояние между которыми не превышает на отдельных участках 40 мм, определяет взаимное негативное воздействие полей растягивающих напряжений этих соединений на работоспособность сварного элемента форштевня с подкреплением при ударных и вибрационных нагрузках, характерных для движения судна в скоростном режиме.

При использовании стандартных технологий ремонта, заключавшихся в механической разделке трещин с последующей их заваркой неплавящимся электродом уровень ОН значительно возрастал, что приводило к разрушению соединений в 50 % случаев непосредственно при остывании, в остальных — на первых 100 км эксплуатации. Повторная ремонтная сварка способствовала к перегреву металла, сопровождавшемуся потерей механических свойств швов № 1, а также местной потере устойчивости швов № 2 и 3.

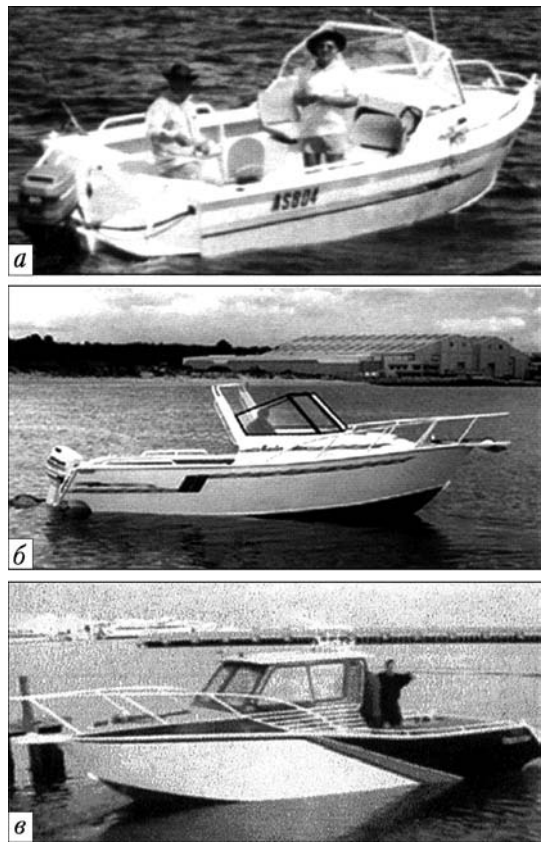


Рис. 6. Внешний вид катеров трейлерного типа из сплава АМг6 длиной 5,60 (*а*), 6,45 (*б*) и 7,70 м (*в*)

Принимая во внимание описанные выше трудности в технологии устранения дефектов следует предусмотреть мероприятия по снятию ОН в отремонтированных элементах корпуса с учетом особенностей его конструкции. К таким особенностям можно отнести использование сплавов алюминия, наличие значительного количества тонкостенных сварных элементов и отсеков с ограниченным доступом. К готовой конструкции предъявляют высокие требования в отношении точности изготовления и культуре производства, а также в плане наличия больших площадей внутреннего покрытия и использования дорогостоящих отделочных материалов. Эти особенности вносят ограничения при выборе методов регулирования ОН в рассматриваемой конструкции.

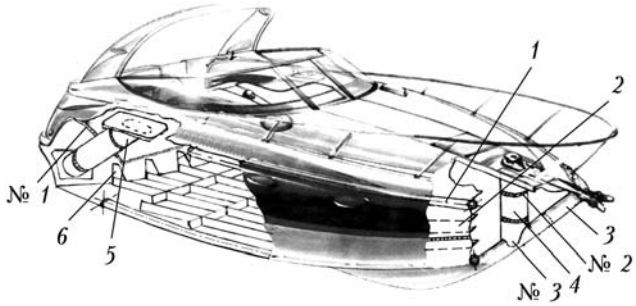


Рис. 7. Сварная конструкция корпуса катера трейлерного типа из сплава АМг6 (см. пояснения в тексте)

Применение локальной термообработки сварных соединений с целью снятия ОН в условиях стесненных отсеков корпуса судна (с учетом высокой теплопроводности сплава АМг6) признано неэффективным, а кроме того, требует значительных энергетических затрат и габаритного оборудования. При этом могут быть повреждены элементы декоративного покрытия и значительная площадь грунтованной и окрашенной поверхности судна. Использование методов ультразвуковой и ударной вибрационной обработки довольно трудоемко, что может привести к разрушению тонкостенных элементов изделия и требует специального оборудования и оснастки.

С учетом конструктивных особенностей корпуса необходимо использовать метод регулирования ОН, характеризующийся высокой эффективностью процесса обработки, низким уровнем энергопотребления, исключающий любой нагрев и повреждаемость обрабатываемой поверхности, отличающийся малыми габаритами оборудования и исполнительного инструмента, что обеспечивает доступ к сварным швам в ограниченных объемах отсеков судна.

Всем перечисленным требования соответствует способ ЭДО сварных соединений. С учетом результатов проведенных экспериментов разработаны технологические рекомендации по ЭДО сварных элементов корпусов маломерных судов, на основе которых проводили обработку семи корпусов скоростных судов из сплава АМг6. Выполняли ЭДО фрагментов стыковых швов в носовом и кормовом отсеках, а также отдельных участков силового набора, в которых были обнаружены разрушения, восстановленные ремонтной сваркой. Проводили сравнительные ходовые испытания корпусов, прошедших ЭДО после ремонта и не обработанных после восстановления разрушенных конструктивных элементов. Результаты испытаний показали, что отремонтированные корпуса, не прошедшие импульсную обработку, выходили из строя через 20–25 км пробега в результате разрушения швов, подверженных повторной сварке. В то же время корпуса, обработанные импульсами тока, прошли без повреждений от 120 до 300 км пробега в скоростном режиме за период навигации 2009 г.

Таким образом, применение ЭДО позволило на порядок увеличить эксплуатационный ресурс корпусов в 3–5 раза.

На основании проведенных исследований можно заключить, что локальная импульсная обработка разрядами тока является эффективным методом продления эксплуатационного ресурса тонкостенных сварных корпусных конструкций, выполненных из алюминиевых сплавов и подвергаемых ремонтной сварке.

Выводы

1. ЭДО является перспективным методом продления эксплуатационного ресурса тонкостенных сварных конструкций из низкоуглеродистой стали и алюминиевых сплавов, основанном на снижении уровня ОН сварных соединений.

2. При ЭДО стыковых соединений сплава АМг6 относительное снижение уровня начальных сварочных напряжений составляет 60 %, а стали Ст3 — не более 50 %.

3. Натурные испытания сварных судовых корпусов из сплава АМг6 показали, что ЭДО сварных соединений увеличивает эксплуатационный ресурс конструкции более чем в 10 раз.

1. *Исследование* влияния импульсной обработки на повышение ресурса металлических конструкций/Л.М. Лобанов, Н.А. Пащин, В.П. Логинов и др.//Автомат. сварка. — 2005. — № 11. — С. 28–32.
2. *Влияние* электродинамической обработки на напряженно-деформированное состояние сварных соединений алюминиевого сплава АМг6/Л.М. Лобанов, Н.А. Пащин, В.П. Логинов и др. // Там же. — 2007. — № 6. — С. 11–13.
3. *Влияние* электродинамической обработки на напряженное состояние сварных соединений стали Ст3 /Л.М. Лобанов, Н.А. Пащин, В.П. Логинов и др. // Там же. — № 7. — С. 10–12.
4. *Особенности* формирования пластических деформаций при электродинамической обработке сварных соединений стали Ст3 /Л.М. Лобанов, В.И. Махненко, Н.А. Пащин и др. // Там же. — 2007. — № 10. — С. 10–16.
5. *Белл Дж.Ф.* Экспериментальные основы механики деформируемых твердых тел. Ч. 2: Конечные деформации / Под ред. А.Филина. — М.: Наука, 1984. — 432 с.
6. *Влияние* электродинамической обработки на напряженно-деформированное состояние теплоустойчивых сталей / Л.М. Лобанов, Н.А. Пащин, В.П. Скульский и др. // Автомат. сварка. — 2006. — № 5. — С. 28–32.
7. *Методика* определения остаточных напряжений в сварных соединениях и элементах конструкций с использованием электронной спекл-интерферометрии / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, В.В. Савицкий, Г.И. Ткачук // Там же. — № 1. — С. 10–13.
8. *Кныш В.В.* Определение циклической долговечности элементов конструкций при торможении усталостных трещин // Там же. — 2000. — № 9/10. — С. 73–75.

ПРОЕКТ 7.18

Підвищення експлуатаційного ресурсу трубопроводів шляхом застосування лазерних і комбінованих технологій зварювання трубних сталей

УДК 669.791.72.03-52:621.3.75.826

ПІДВИЩЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОГО РЕСУРСУ ТРУБОПРОВОДІВ ШЛЯХОМ ЗАСТОСУВАННЯ ЛАЗЕРНИХ І ГІБРИДНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ЗВАРЮВАННЯ ТРУБНИХ СТАЛЕЙ

В.Д. ШЕЛЯГІН, В.Ю. ХАСКІН, канд. техн. наук, **А.В. БЕРНАЦЬКИЙ, О.В. СІОРА**, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Описано експерименти з розробки прийомів багатопрохідного лазерного й лазерно-дугового зварювання трубних сталей. Досліджено одержувані структури, ударну в'язкість і корозійну стійкість з'єднань. Показано доцільність подальших розробок відповідних технологічних процесів з метою застосування вказаних способів зварювання для підвищення ресурсу експлуатації трубопровідного транспорту.

Ключові слова: *багатопрохідне лазерне і лазерно-дугове зварювання, ударна в'язкість, корозійна стійкість*

До основних сучасних завдань зварювання магістральних трубопроводів, як і багатьох трубних конструкцій взагалі, належать такі [1, 2]:

- підвищення ресурсу експлуатації зварних з'єднань (наприклад, за рахунок зменшення зернистості металу шва й ЗТВ, що сприяє зниженню темпів міжкристалітної корозії);
- проектування й будівництво великих трубопровідних систем (у тому числі міжконтинентальних та транснаціональних) високого тиску (приблизно 10–15 для сухопутних і 20–25 МПа для морських трубопроводів);
- використання для будівництва трубопроводів нових високоміцних сталей (Х70, Х80 і Х100);
- підвищення продуктивності праці та автоматизація процесу зварювання;
- виконання зварювальних ремонтних робіт на сучасному рівні, який відповідає сформульованим вище завданням.

Одним із способів вирішення вказаних завдань є застосування лазерного випромінювання [3]. Завдяки малим розмірам зварювальної ванни й кута сходження сфокусованого лазерного випромінювання зварювання надає можливість значно зменшити кут розробки зварювальних крайок. Порівняно невеликі значення погонної енергії, пов'язані з високими швидкостями лазерного зварювання, дозволяють мінімізувати тепловий вплив на зварювані деталі, а отже, зменшити розмір ЗТВ і залишкові деформації. Дрібнозернисті структури литого металу шва й ЗТВ сприятливо позначаються на підвищенні корозійної стійкості зварних з'єднань.

© В.Д. ШЕЛЯГІН, В.Ю. ХАСКІН, А.В. БЕРНАЦЬКИЙ, О.В. СІОРА, 2009

В останнє десятиліття проведено низку наукових досліджень, у результаті яких з'явилися технічні рішення, які дозволяють використовувати лазерне або гібридне лазерно-дугове зварювання для монтажу магістральних трубопроводів [4, 5]. Так, німецька фірма «VITS» разом з науково-дослідним інститутом «BIAS» (м. Бремен) розробила спосіб однопрохідного лазерного зварювання неповоротних стиків магістральних трубопроводів з товщиною стінки $\delta \leq 20$ мм шляхом випромінювання потужного (близько 20 кВт) волоконного лазера.

В Інституті зварювання в Галлі (Німеччина) створено й успішно випробувано машину для двопрохідного гібридного лазерно-дугового зварювання неповоротних стиків магістральних труб. Причому другий прохід здійснюється дуговим способом, тобто лазерне випромінювання використовується лише при формуванні кореневого шва.

Фірмою «Фроніус» (Австрія) запропоновано гібридний тандемний спосіб зварювання сталей, при якому дводуговий тандем з плавкими електродами сполучали з розташованим попереду по ходу зварювання лазерним випромінюванням [6].

Дослідження з лазерного й лазерно-дугового зварювання трубних сталей проводяться також і в ІЕЗ ім. Є.О. Патона. Для експериментів по гібридному зварюванню прийнято технологічну схему, показану на рис. 1 [7]. Із цієї схеми видно, що лазерне випромінювання розташовувалося попереду по ходу зварювання, а дуга плавкого електрода — позаду. При цьому основним завданням лазерного випромінювання було забезпечення необхідної глибини провару, а дуги — формування верхнього підсилення й така зміна термічного циклу зварювання, при якій не відбувалося б ут-

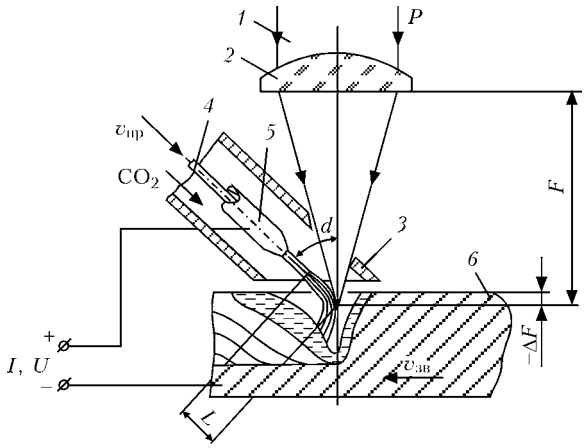


Рис. 1. Схема зварювання гібридом лазерного випромінювання й дуги плавкого електрода із захистом вуглекислим газом [7]: *1* — лазерне випромінювання потужністю P, кВт; *2* — фокусівний об'єктив з фокусною відстанню F, мм; *3* — захисне сопло; *4* — присаджувальний дріт; *5* — мідний мундштук для підведення струму; *6* — зразок; $v_{зв}$ — швидкість зварювання, м/год; $v_{пр}$ — швидкість подачі присаджувального дроту, м/год; ΔF — заглиблення горловини каустики випромінювання щодо поверхні зразка, мм; α — кут нахилу електрода до осі лазерного пучка, град; L — довжина дуги, мм; I — струм дуги, А; U — напруга на дузі, В

ворення небажаних бейнітних і мартенситних структур.

Дослідження, проведені за схемою рис.1, показали, що при однопрохідному зварюванні сталей товщиною понад $\delta = 5$ мм 1 кВт дугової потужності може замінити 0,5 кВт потужності лазерного випромінювання. Це означає, що гібридне зварювання дозволяє знизити собівартість застосовуваного обладнання на 1 пог. м зварного шва.

Однак з'ясувалося, що при фіксованій потужності лазерного випромінювання максимальна глибина провару є фіксованим параметром, тобто при зменшенні швидкості зварювання в певний момент цей параметр перестає збільшуватися (зростає ширина шва). У нашому випадку при потужності випромінювання CO_2-лазера до 3 кВт і близькій дуговій потужності глибина провару сягала 10 мм при 30 м/год.

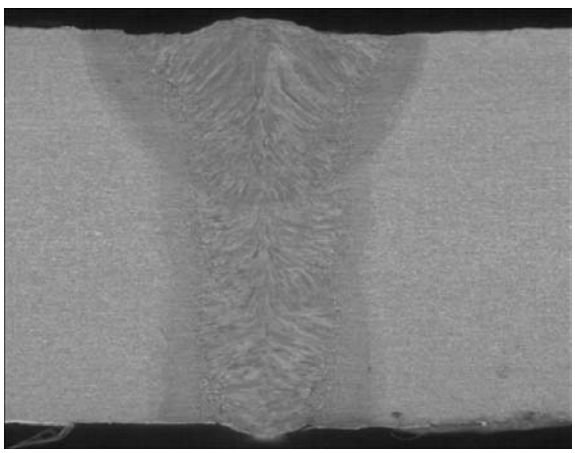


Рис. 2. Макроструктура стикового з'єднання зі сталі Х70 (δ = = 19 мм), звареного лазерно-дуговим способом за чотири проходи: P = 2,7 кВт; $v_{зв}$ = 25 м/год; $v_{пр}$ = 400 м/год (∅ 1,2 мм); I = 200 А; U = 25 В; захист — CO_2 з витратою Q = 20 л/хв

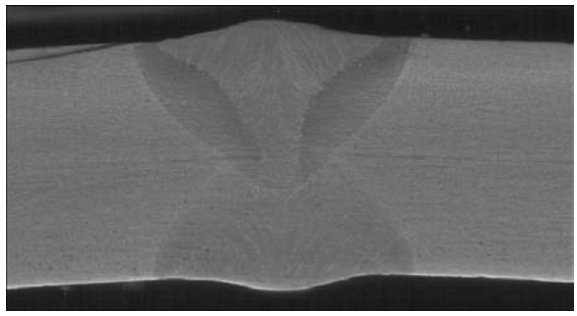


Рис. 3. Стикове з'єднання сталі 13Г1СУ (δ = 14 мм, розробка кромок Х-подібна, 30°, із притупленням 5 мм), зварене за два проходи в гібриді з дугою плавкого електрода Св-08Г2С (∅1,2 мм) випромінюванням Nd:YAG-лазера в захисті сумішшю 82 % Ar + 18 % CO_2 (Q = 14 л/хв): P = 4 кВт; I = 260 А; U = = 27 В, $v_{зв}$ = 30 м/год; $v_{пр}$ = 510 м/год

Отже, для зварювання трубних сталей більших товщин можна застосувати два підходи: або підвищувати потужність лазерного випромінювання, або перейти до багатопрохідного зварювання. Обидва ці підходи мають свої недоліки: перший потребує значних економічних витрат і призводить до зниження тривалості термічного циклу зварювання (а відповідно, й до утворення небажаних гартівних структур), другий — призводить до зниження продуктивності.

Нами проведено дослідження багатопрохідного лазерно-дугового зварювання трубних сталей товщиною до 20 мм у вузьку розробку. Приклади структур зразків, отриманих у ході експериментів, представлені на рис. 2 і 3. Окрім вибору параметрів технологічного режиму, досліджували металографічні особливості отриманих зразків, їх корозійну стійкість і ударну в'язкість.

Крім зварювання стиків, вивчали також можливості лазерного й гібридного зварювання кореневого шва. Встановлено, що для одержання якісного валика зворотного підсилення при зварюванні такого шва, виконаного з боку розробки кромок, остання має бути U-подібною або прямокутною (рис. 4). У випадку Y-подібної розробки відбувається утягування металу шва, що є дефектом формування з'єднання. Завдання значно спрощується при зварюванні з боку притуплення (з боку, протилежного розробці).

У зв'язку із цим нами запропоновано технологічний прийом одержання якісного зворотного підсилення, що являє собою лазерне зварювання, яке проводиться за схемою рис. 5. За цією схемою притуплення розміром 5–7 мм зварюється випромінюванням CO_2-лазера потужністю до 5 кВт без використання присаджувального дроту.

Такий технологічний прийом дозволяє одержувати підсилення висотою приблизно 0,5–1,0 мм за рахунок збільшення об'єму переплавленого металу. При цьому структура металу шва й ЗТВ є дрібнозернистою і має підвищену стійкість проти корозії. Це важливий момент, оскільки такий шов слід виконувати усередині труби, тобто в місці контакту з агресивним середовищем. При використанні запропонованого технологічного прийому

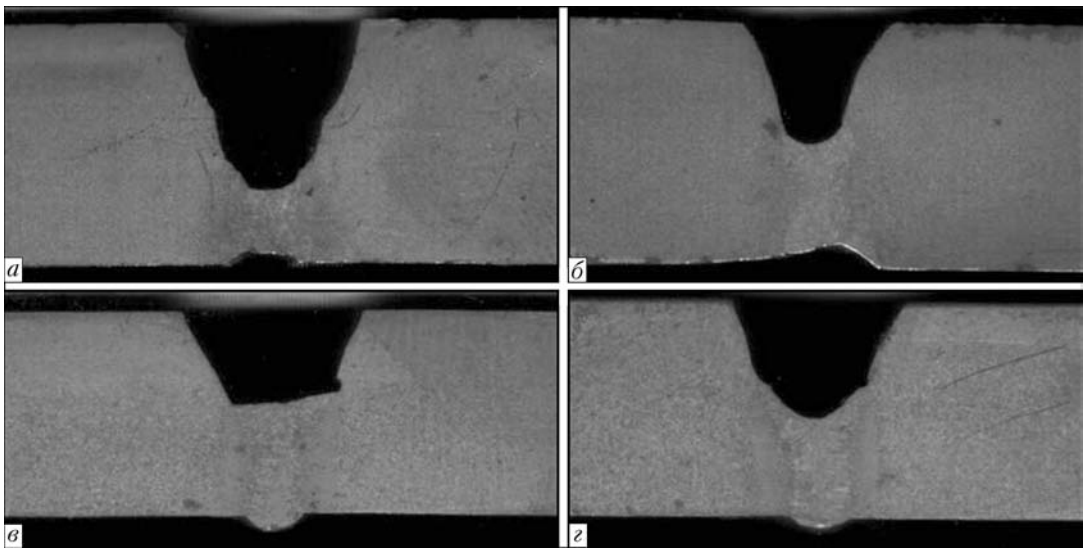


Рис. 4. Лазерне зварювання кореневого шва на сталі 13Г1СУ (δ = 14 мм): *а, б* — з Y-подібною розробкою; *в, г* — з U-подібною розробкою; *а, г* — без присаджувального дроту; *б, в* — з дротом Св-08Г2С ∅1,2 мм (P = 4,4 кВт, $v_{зв}$ = 16 м/год)

припустимий зазор між зварювальними кромками повинен становити 0,1–0,3 мм.

Корозійні випробування отриманих за 3–5 проходів способами лазерного, лазерно-дугового і дугового зварювання зразків із сталі 13Г1СУ (δ = = 14 мм) проводили шляхом холодного хімічного травлення в 6%-му розчині азотної кислоти. При цьому оцінювали час витравлювання міжкристалічних ділянок швів і ЗТВ до певної глибини. У результаті встановлено, що найкращу стійкість проти розтравлювання мають з'єднання, виконані лазерним зварюванням, а найгіршу — дуговим. Гібридне зварювання займає проміжне положення.

Проведені за методом Шарпі (на зразках з гострим надрізом при −20 °С) виміри ударної в'язкості KCV (Дж/см^2) показали таке (рис. 6). У випадку двопрохідного лазерно-дугового зварювання метал шва має значно більшу ударну в'язкість, порівняно з основним металом, ніж при чотирипрохідному зварюванні. В'язкість металу ЗТВ при чотирипрохідному зварюванні, навпаки, дещо більша, ніж при двопрохідному (порівняно з основним металом). Це можна пояснити тим, що при чотирипрохідному зварюванні кожний наступний прохід термічно впливає на попередній, а при виконанні із двох боків зразка двопрохідного, такий вплив майже виключається. Таким чином, при чотирипрохідному зварюванні відбувається перекристалізація металу шва й нормалізація металу ЗТВ, а при двопрохідному — переважно зберігаються ті структури, які первинно утворилися при зварюванні.

Це підтверджують і металографічні дослідження. Так, у металі шва й ЗТВ чотирипрохідного зразка (рис. 2) переважають ферито-перлітні структури. Подібні структури зафіксовані у металі шва двопрохідного зразка (рис. 3). Однак у ЗТВ останнього є ділянки верхнього бейніту й мартенситу, що сприяє підвищенню твердості в цих областях понад граничні значення HB 2600–2800 МПа (умовно показані на рис. 7 товстою горизонтальною лінією).

Відзначимо, що найбільшу твердість виявлено в місці переходу зони великого зерна (ЗВЗ) до зони дрібного (ЗДЗ) (рис. 7). Це місце варто вважати найбільш критичним до ударних і циклічних

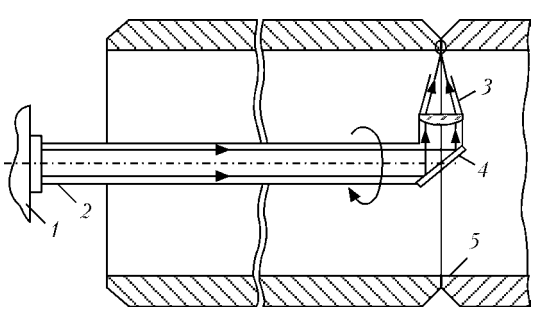


Рис. 5. Схема орбітального зварювання кореневого шва для монтажу трубних стиків: *1* — CO_2-лазер; *2* — обертальний променепровід; *3* — лазерна зварювальна головка; *4* — поворотне дзеркало; *5* — неповоротний трубний стик

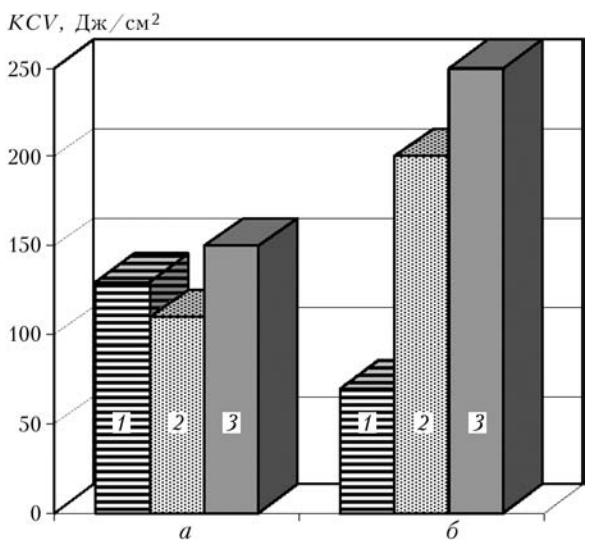


Рис. 6. Результати виміру ударної в'язкості KCV (Дж/см^2) при −20 °С у швах і ЗТВ зразків, зварених гібридним способом: *а* — із сталі 13Г1СУ (δ = 14 мм) за два проходи; *б* — із сталі Х70 (δ = 19 мм) за чотири проходи: *1* — шов; *2* — ЗТВ; *3* — ОМ

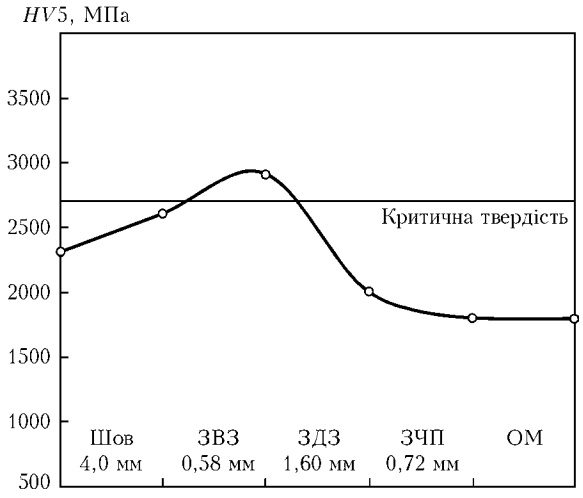


Рис. 7. Розподіл твердості *HV*5 у литому металі шва та у ЗТВ при двопрохідному зварюванні сталі 13Г1СУ (δ = 14 мм): ЗЧП — зона часткової перекристалізації; ОМ — основний метал

навантажень. Саме тому зразки для вимірювання ударної в'язкості, значення якої наведені на рис. 6, намагалися виконувати таким чином, щоб гострий надріз опинився в цій зоні. Отримані нами результати свідчать про те, що незважаючи на досить високі значення ударної в'язкості потрібні подальші розробки, спрямовані на зниження твердості металу ЗТВ при лазерно-дуговому зварюванні.

При лазерному зварюванні існує небезпека утворення гартівних структур як у ЗТВ, так і в литому металі шва. Питання, пов'язані з припустимістю таких структур (у зв'язку з їх дрібнодисперсністю й пластичністю) або їх усуненням (за рахунок подальшої термообробки або використання додаткових технологічних прийомів), перебувають на стадії досліджень.

Висновки

1. Дослідження структур, одержаних у зварних з'єднаннях трубних сталей способами багатопрохідного лазерного і лазерно-дугового зварювання, а також їх ударної в'язкості й корозійної стійкості дозволяють вважати перспективним використання зазначених способів зварювання для підвищення ресурсу експлуатації трубопровідного транспорту.

2. Показано, що гібридне лазерно-дугове зварювання трубних сталей дозволяє зменшити потужність лазерного випромінювання, частково замінивши його більш дешевою потужністю електричної дуги з розрахунку 1 кВт на дузі, замість 0,5 кВт лазерного випромінювання для δ > 5 мм.

2. Встановлено, що при потужностях лазерного випромінювання до 3 кВт застосування гібридного процесу зварювання сталей доцільно до товщини стінки δ = 10 мм, понад яку глибина проплавлення не зростала, незалежно від зниження швидкості зварювання. Для зварювання більших товщин слід використовувати випромінювання з більшими потужностями. У цих же цілях можливе застосування багатопрохідного лазерного або гібридного зварювання.

3. Визначено, що при гібридному зварюванні ширина шва й ЗТВ збільшується, порівняно з лазерним. Підвищення швидкостей зварювання й вмісту вуглецю в основному металі призводить до утворення в ЗТВ небажаних мартенситних структур. Для усунення цього недоліку дворазового перевищення дугової потужності, порівняно з лазерною, недостатньо.

4. Показано, що хоча додатковий тепловий вплив електричної дуги й дозволяє управляти термічним циклом процесу для одержання необхідних структур металу шва й ЗТВ, однак цей момент потрібно вивчати додатково.

1. *Оценка* состояния металла сварных труб длительно эксплуатируемых газопроводов / С.Е. Семенов, А.А. Рыбаков, Л.В. Гончаренко и др. // Автомат. сварка. — 2003. — № 4. — С. 3–7.
2. *Рибаков А.О., Семенов С.Є., Гончаренко Л.В.* Оцінка стану та прояв деформаційного старіння металу газопроводів при використанні сталі контрольованої прокатки // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. наук. ст. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона. — 2006. — С. 324–327.
3. *Разработка* технологии двухлучевой лазерной сварки и натурные испытания газонефтепроводных труб / А.Г. Григорьянц, Н.В. Грезев, И.А. Романцов и др. // Свароч. пр-во. — 2006. — № 5. — С. 3–37, 63, 64.
4. *Moore P.L., Howse D.S., Wallach E.R.* Microstructures and properties of laser/arc hybrid welds and autogenous laser welds in pipeline steels // Science and Technology of Welding and Joining. — 2004. — **9**, N 4. — P. 314–322.
5. *Saldatura* circonferenziale di tubi per gasdotti mediante tecnologia ibrida con trasporto del fascio laser in fibra / M. Fersini, G. Demofonti, S. Sorrentino et al. // Rivista Italiana della Saldatura. — 2007. — N 5. — P. 627–635.
6. Staufer H., Rührnöβl M. Für groβe Blechdicken und hohe Schweiβgeschwindigkeiten: Laserhybrid- + Tandemschweiβen // Der Praktiker. — 2006. — N 10. — S. 300–302.
7. *Гибридная* сварка излучением CO_2-лазера и дугой плавящегося электрода в углекислом газе / В.Д. Шелягин, В.Ю. Хаскин, В.П. Гаращук и др. // Автомат. сварка. — 2002. — № 10. — С. 38–41.

ПРОЕКТ 7.19

Разработка и организация производства покрытых электродов для сварки и ремонта строительных, транспортных и промышленных конструкций, которые обеспечивают повышение надежности их работы и продление ресурса эксплуатации

УДК 621.791.75.042

НИЗКОВОДОРОДНЫЕ ЭЛЕКТРОДЫ ДЛЯ СВАРКИ И РЕМОНТА МОСТОВЫХ И ТРАНСПОРТНЫХ КОНСТРУКЦИЙ (ОБОСНОВАНИЕ СИСТЕМЫ РАСКИСЛЕНИЯ И МИКРОЛЕГИРОВАНИЯ НАПЛАВЛЕННОГО МЕТАЛЛА)

Академик НАН Украины **И.К. ПОХОДНЯ, А.Е. МАРЧЕНКО, И.Р. ЯВДОЩИН, Н.В. СКОРИНА**, кандидаты техн. наук, **О.И. ФОЛЬБОРТ**, инж. (Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Экспериментально обоснована система раскисления и микролегирования металла шва, выполненного электродами, предназначенными для сварки и ремонта мостовых и транспортных конструкций, и изложены основные характеристики электродов, разработанных с использованием этой системы

Ключевые слова: *сварочные электроды, сварка и ремонт конструкций, система микролегирования*

Вторая общеевропейская конференция по вопросам транспорта в 1994 г. приняла программу развития континентальной транспортной сети, в соответствии с которой создается девять основных трансконтинентальных направлений грузоперевозок, получивших наименование «кипрские коридоры». Четыре из них пройдут по территории Украины. Занимая на этом пути центральное место в Европе, т. е. имея самый высокий фактор транзитности среди соседних европейских стран, Украина должна стать своеобразным мостом между Европой и Азией, благодаря которому существенно сократятся издержки на перевозки и время доставки продукции в системе международного обмена товарами. Утверждена программа создания и функционирования национальной сети международных транспортных коридоров в Украине [1].

Для осуществления этой программы предстоит модернизировать железные дороги с тем, чтобы вывести их на уровень современных требований по скорости, длине и массе пропускаемых поездов, построить новые автомагистрали международного класса, соорудить множество мостов, тоннелей, транспортных переходов, а также 26 уникальных транспортно-складских терминалов.

Решение транспортных задач необходимо также в связи с проведением в Украине Европейского чемпионата по футболу в 2012 г. В Киеве и других городах Украины реконструируются городские и окружные автомагистрали, строятся мосты через Днепр, путепроводы и развязки на пересечениях наиболее интенсивных транспортных потоков. С этой целью будут задействованы заводы металлоконструкций, транспортного машиностроения, а также строительно-монтажные организации, интенсивно использующие сварочные технологии. В заводских условиях — это преимущественно механизированные процессы сварки. Однако часть работ, как правило, связанных со сваркой наиболее ответственных узлов конструкций и исправлением дефектов швов, в заводских условиях традиционно выполняется покрытыми электродами. В монтажных условиях для сварки большей части пространственных швов, которые по техническим причинам механизированными способами не могут быть сварены, обычно используют ручную дуговую сварку покрытыми электродами.

Эксплуатация мостовых и транспортных конструкций, сооруженных в прежние времена, сопровождается текущими и капитальными ремонтами с целью поддержания их в надлежащем состоянии. После ликвидации единого народнохозяйственного комплекса СССР состояние основных фондов ключевых отраслей производства и межотраслевой производственной инфраструктуры в Украине и других странах СНД постоянно ухудшается.

С целью предупреждения возможных техногенных кризисов надзорные органы и созданный по инициативе правительства Украины общественный комитет «2005» в течение ряда лет осуществляют тщательный мониторинг безопасности конструкций, сооружений и машин, имеющих к ним непос-

© И.К. ПОХОДНЯ, А.Е. МАРЧЕНКО, И.Р. ЯВДОЩИН, Н.В. СКОРИНА, О.И. ФОЛЬБОРТ, 2009

редственное отношение. В поле зрения указанного мониторинга, находятся железнодорожные и автотранспортные мосты, объекты морского и трубопроводного транспорта, транспортная инфраструктура в виде интер- и мультимодальных, а также терминальных систем, которые ни при каких обстоятельствах не должны стать узкими местами «кипрских коридоров», и др. Все перечисленные объекты создаются, поддерживаются в работоспособном состоянии и ремонтируются с применением сварочных технологий.

Сталь для мостовых и транспортных конструкций. Эволюция химического состава и свойств проката из конструкционных сталей приведена на рис. 1 [2, 3]. Для сооружения и ремонта мостовых и транспортных конструкций используются низколегированные кремнемарганцевые стали марок 09Г2С (класс С345) и 12Г2С (класс С375) по ГОСТ 19281–89, низколегированные (с хромом и никелем) стали марок 10ХСНД и 12ХСНД (класс С390) по ГОСТ 6713–91, среднелегированные (с молибденом) стали марок 14Г2АФ (класс С390), 16Г2АФ (класс С440) и 12ГН2МФАЮ (класс С590) по ГОСТ 19281–89.

Из сталей, требования к которым регламентируются межгосударственными стандартами, металлургическая промышленность производит сейчас только марки 09Г2С и 12Г2С по ГОСТ 19281–89. Производство сталей, относящихся к классам С390, С440, С590, фактически прекращено, поскольку ГОСТ 19281–89 допускал высокое содержание в них вредных примесей, что делало их склонными к хрупкому разрушению.

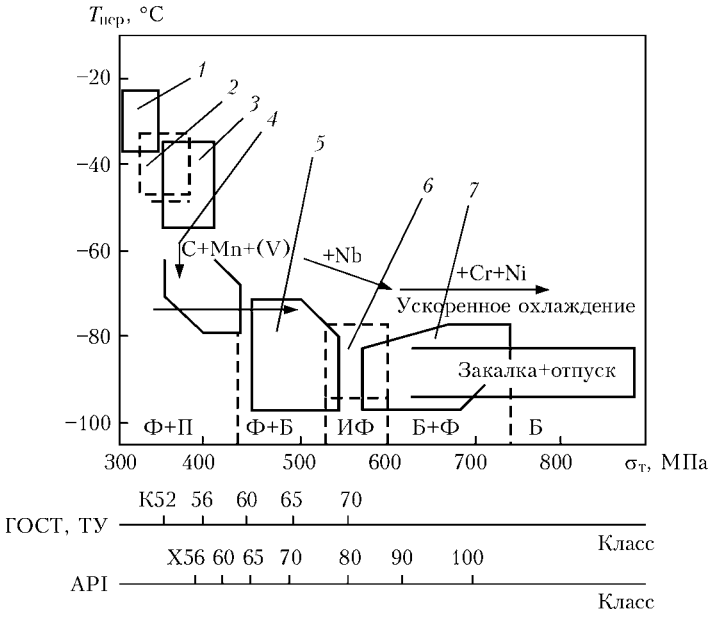


Рис. 1. Эволюция свойств проката из конструкционных сталей в зависимости от химического состава и технологии его производства [3]: *1* — сталь Ст3 (1950-е гг.); *2* — сталь Ст3 + Ti (1960-е гг.); 3 — сталь 09Г2 (1960-е гг.); *4* — сталь 13Г1 + (Si, Ti) (1965–1970 гг.); *5* — сталь 10Г2 + (V, Nb, Ti) (1970-е гг.); *6* — сталь 09Г2 + (Nb, Ti, B) (1980-е гг.); *7* — сталь 09Г2 + (Cr, Ni, V, Nb); Ф — феррит; Б — бейнит; ИФ — игольчатый феррит

Стали 15ХСНД и 10ХСНД оказались слишком дорогими. К тому же выяснилось, что по чистоте, эксплуатационным свойствам и свариваемости они уже не соответствуют современным требованиям мостостроителей. В связи с этим потребление сталей этих марок к началу 1990-х годов резко сократилось, прокат из них в Украине производится сейчас в ограниченном объеме. В РФ их продолжают использовать в мостостроении. Конструкции, ранее сооруженные из указанных сталей, эксплуатируются по-прежнему и с этим следует считаться при выборе сварочных материалов для их ремонта.

Заводы Юга Украины наладили производство других марок сталей этого класса по своим техническим условиям. Мариупольский институт конструкционных материалов «Прометей» разработал ниобийсодержащие стали марок 06ГБ и 06Г2Б, которые соответствуют требованиям классов прочности С355–С490. Их производят в соответствии с ТУУ 14-16-150–99 и поставляют в виде листов толщиной от 8 до 50 мм. При этом разные режимы термообработки проката обеспечивают четыре уровня его прочности ($\sigma_в \geq$ 450, 490, 540 и 590 МПа, соответственно $\sigma_т \geq$ 355, 440, 440 и 490 МПа) при практически одинаковых показателях пластичности и ударной вязкости. Гарантируются также требуемые Z-свойства и сплошность на уровне класса 0.

Сталь марки 09Г2СЮч поставляется согласно ТУУ 322-16-127–97 в листах толщиной от 8 до 40 мм, ее механические свойства в зависимости от толщины листа и способов термообработки обеспечиваются в следующих пределах: $\sigma_т$ = 325–450 МПа; $\sigma_в$ = 480–570 МПа; δ_5 = 19 %; $KCU \geq 29$ Дж/см^2 и $KCV \geq 29$ Дж/см^2 при температуре −40…−70 °С.

Указанные марки стали отличаются разной свариваемостью. Наименьшее значение углеродного эквивалента, рассчитанного по формуле МИСа, имеет сталь 06Г2Б, а наибольшее — стали 09Г2СЮч и 10ХСНД. При использовании последней для производства сварных конструкций действительно возникают технологические проблемы, что отмечают авторы работы [4]. При сварке стали 06Г2Б можно ожидать проблемы со свариваемостью, связанные с наличием в ней ниобия. Изложенные соображения подтверждают результаты исследований свариваемости сталей 10ХСНД и 09Г2СЮч в сравнении с молибденсодержащей сталью марки 06Г2Б [5]. Установлено, что наиболее высокой сопротивляемостью замедленному разрушению отличается сталь марки 06Г2Б. В остальных двух марках сталей нужный показатель сопротивляемости замедленному разрушению обеспечивается только при концентрации водорода в наплавленном металле, не превышающем 7 мл/100 г.

На повышение концентрации водорода сильнее реагирует сталь 10ХСНД. На основании результатов проведенных исследований сталь марки 09Г2Б рекомендована для применения в мостостроении [6].

Изготовление транспортных конструкций традиционно ориентируется на использование проката из низколегированных сталей марок 09Г2С толщиной не более 20 мм.

Сварочные электроды. Мостовые и транспортные сварные конструкции работают в весьма неблагоприятных эксплуатационных (ударные, динамические и вибрационные нагрузки, атмосферная коррозия) и климатических условиях (отрицательные температуры в зимнее время достигают в Украине −40 °С, а за ее пределами — еще ниже). Их аварийный выход из строя может привести к весьма существенным техническим, экономическим и экологическим издержкам. Следовательно, качество швов и надежность сварных соединений должны соответствовать достаточно высоким требованиям.

В соответствии с нормативной документацией для сооружения и ремонта мостовых и транспортных конструкций рекомендуется электроды низководородного класса типа Э42А и Э50А (ГОСТ 9467−75). Во избежание технологических дефектов сварка должна выполняться электродами, имеющими высокие сварочно-технологические свойства.

В российских нормативных документах предусматривается применение электродов УОНИ 13/45 и УОНИ 13/55, а также электродов марок МТГ, первоначально разработанных для строительства трубопроводов. Их производство по лицензиям европейских фирм освоено Сычевским электродным заводом (РФ). Типы и марки электродов приведен в табл. 1.

В отечественной практике для сварки мостовых и транспортных конструкций из углеродистых и низколегированных сталей применяются главным образом электроды УОНИ 13/45 и УОНИ 13/55, которые разработаны 70 лет тому назад и уже не отвечают современным требованиям. Основные недостатки электродов типа УОНИ 13:

- нестабильность механических свойств металла шва, главным образом ударной вязкости при низких температурах. Порог хладноломкости металла швов, выполненных этими электродами составляет от −30 до −40 °С;
- невысокие сварочно-технологические свойства (швы формируются с усилением, плохая отделимость шлаковой корки, повышенное разбрызгивание, возможность выполнения сварки только на постоянном токе);
- низкая технологичность при изготовлении, проявляющаяся в склонности обмазочной массы к затвердению и неравномерному истечению из головки электродообмазочного пресса при нанесении покрытия на стержень;
- повышенная гигроскопичность покрытия.

Таблица 1. Сварочные материалы для ручной дуговой сварки мостовых конструкций [7]

Марка стали (класс прочности)	Тип и марка электродов для ручной дуговой сварки
Тавровые, угловые и нахлесточные соединения	
15ХСНД 15ХСНДА 09Г2СД 12Г2СБД (345)	Э46А — УОНИИ 13/45 Э50А — УОНИИ 13/55 Э50А — МТГ-02
10ХСНД 10ХСНДА (390)	Э46А — УОНИИ 13/45 Э50А — УОНИИ 13/55 Э50А — МТГ-02
Стыковые соединения	
15ХСНД 15ХСНДА 09Г2СД (345)	Э50А УОНИИ 13/55 МТГ-01К МТГ-02 МТГ-03
10ХСНД 10ХСНДА (390)	Э50А УОНИИ 13/55 МТГ-01К МТГ-02 МТГ-03

При разработке новых электродов для сварки мостовых и транспортных конструкций была поставлена задача исключить недостатки, свойственные электродам типа УОНИ 13. Одна из главных задач — обеспечение высокой ударной вязкости металла швов при отрицательных температурах, вплоть до −60 °С.

Выбор и экспериментальное обоснование системы раскисления металла шва. В покрытиях большинства марок низководородных электродов используется газо- шлакообразующя система $CaCO_3$–CaF_2–SiO_2–TiO_2, в которой сварочно-технологические свойства электродов и эффективность защиты расплавленного металла регулируется соотношением $CaCO_3/CaF_2$ и толщиной покрытия.

Отечественные разработки низководородных электродов типа Э42А и Э50А по ГОСТ 9467−75 традиционно ориентированы на комплексную систему раскисления металла шва марганцем, кремнием, титаном и алюминием, который содержится в виде сопутствующего элемента в ферротитане (до 8 %). Титан и частично алюминий, отличающиеся большим сродством к кислороду, в комбинации с марганцем и кремнием должны, по мнению разработчиков электродов, обеспечить высокие механические свойства вследствие глубокого раскисления металла шва, а также его благоприятный структурно-фазовый состав, который формируется в условиях термического цикла сварки.

Известно, что в низколегированных швах структура металла шва включает в себя феррит различной морфологии (алотриоморфный в виде прослоек по границам бывших аустенитных зерен, полигональный, пластинчатый, игольчатый и реечный) с участками второй фазы, которая состоит

из карбидов, мартенсита, бейнита, остаточного аустенита или их смеси [8–10].

Границы разориентированных отдельных пластинок и реек феррита являются малоугловыми. Мелкие же и равномерно распределенные в пределах каждого зерна структурные элементы игольчатого феррита образуют высокоугловые границы, более благоприятные с точки зрения стойкости против хрупкого разрушения [10–12]. В такой структуре трещина в ходе разрушения вынуждена чаще менять направление продвижения и сопротивление разрушению существенно возрастает. По этой причине металл швов, в структуре которых преобладает игольчатый феррит, характеризуется более высокими показателями ударной вязкости, в том числе при низкой температуре.

Высокая хладостойкость металла шва достигается, если образующаяся одновременно с игольчатым ферритом вторая фаза имеет не хрупкую, а пластичную природу.

Влияние легирующих элементов на структуру и свойства металла швов объясняется следующим образом. Марганец обеспечивает высокие показатели прочности и ударной вязкости швов. Оптимальным является содержание марганца 1,4–1,6 мас. % [13–15]. При этом в структуре металла шва достигается наибольший выход игольчатого феррита.

С возрастанием содержания кремния от 0,2 до 0,9 мас. % объемная доля игольчатого феррита в наплавленном металле также возрастает. Но при этом увеличивается количество и ухудшается морфология второй фазы — цементитные пленки и островки бейнита и перлита замещаются мартенситом и аустенитом [16], что приводит к снижению уровня ударной вязкости. Оптимальные показатели ударной вязкости металла, раскисленного кремнием и марганцем, обеспечиваются при содержании марганца 1,4–1,6 мас. % и кремния 0,2–0,4 мас. %.

Влияние титана на структуру и механические свойства металла швов рассмотрены в работах [17–19] и др. Их авторы отмечают положительное влияние титана на ударную вязкость металла шва, сваренного с использованием низководородных электродов. Однако называемое разными авторами оптимальное содержание титана в металле шва колеблется в довольно широких пределах в зависимости от наличия и соотношения других легирующих элементов. При этом не ясно, почему титан не всегда обеспечивает ожидаемую высокую вязкость швов, выполненных с использованием электродов УОНИ 13, и, как правило, не обеспечивает ее, если сварка ведется электродами с покрытием, существенно отличающимся по соотношению основных шлакообразующих материалов от электродов типа УОНИ 13.

Большая часть цитированных выше результатов металловедческих исследований была получена в условиях металлургических сварочных систем, надежно «закрытых» от окружающего воздуха. В покрытии электродов, которые применялись в исследованиях, как правило, использовали идеальные раскислители (титан вместо ферротитана, металлический марганец вместо ферромарганца), которые в реальных производственных условиях не встречаются. Из публикаций трудно уяснить, насколько высока степень робастности найденного баланса микролегирующих элементов по отношению к изменению вещественного состава покрытия, включая его способность эффективно защитить расплавленный металл от окружающего воздуха.

Авторами выполнены экспериментальные исследования системы раскисления и микролегирования металла шва на основе марганца, кремния и титана в покрытии низководородных электродов, предназначенных для сварки мостовых и транспортных конструкций. С этой целью были изготовлены и испытаны опытные электроды, основу покрытий которых составляли мрамор, плавиковый шпат, рутил (или кварцевый песок). Общее содержание главных газошлакообразующих ($CaCO_3$ и CaF_2) и металлических составляющих покрытия (ферросплавы с железным порошком), а также соотношение между ними приведены в табл. 2.

Раскислителями служили ферросплавы промышленного изготовления: электропечной среднеуглеродистый ферромарганец (88 мас. % Mn), ферросилиций (гранулированный с 15 мас. % Si, или кусковой с 45 мас. % Si), а также ферротитан (35 мас. % Ti, 5 мас. % Si и 8 мас. % Al). Суммарная массовая доля ферросплавов и железного порошка в покрытии изменялась от 22 до 44 %.

Долю ферросплавов, рутила или кварцевого песка в покрытии электродов типов 2М, 3М, 2Т и 3Т регулировали таким образом, чтобы при планируемом возрастании содержания титана в наплавленном металле по возможности не изменялось содержание марганца и кремния в пределах каждой серии электродов. В то же время долю ферромарганца в покрытии электродов серии 3М и 3Т преднамеренно задавали большей, чем в сериях 2М и 2Т.

В составе покрытий электродов серии R долю ферросплавов в покрытии рассчитали методом активного планирования эксперимента с использованием D-оптимального плана.

Железный порошок во всех сериях опытных электродов использовали в качестве балансового компенсатора. Диаметр электродов составлял 4 мм. Другие размерные и технологические показатели электродов приведены в табл. 2, а химический состав наплавленного металла — в табл. 3.

Как следует из табл. 2 и 3, в покрытиях серии с индексом М воспроизведена газошлакообразующая основа, размерные и технологические показатели покрытия электродов УОНИ 13. В них соотношение $CaCO_3/CaF_2$ составляет 3/1, поэтому имеют место высокий окислительный потенциал,

Таблица 2. Основа покрытий, размерные и технологические показатели опытных электродов

Серия электродов	Массовая доля в покрытии, %				Показатели электродов			
	$CaCO_3$	CaF_2	$CaCO_3/CaF_2$	Металлические составляющие	D/d	$K_{м.п}$, %	$K_{ш.з}$, %	$\tau_{к.з}$, мс
2М	51,0	18,0	3/1	22–24	1,50	35	25	7,5
3М	51,0	18,0	3/1	24–28	1,50	–	–	–
2Т	26,0	26,0	1/1	35–46	1,55–1,60	45	22	14,5
3Т	26,0	26,0	1/1	39–46	1,55–1,60	–	–	–
R	26,5	22,5	1,2/1	44–46	1,65	55	25	10,5

Примечание. $K_{м.п}$ — коэффициент массы покрытия; $K_{ш.з}$ — коэффициент шлаковой защиты; $\tau_{к.з}$ — длительность коротких замыканий.

достаточно эффективная защита расплавленного металла от воздуха и мелкокапельный перенос электродного металла. В покрытии электродов, обозначенных индексом Т, моделируются аналогичные показатели электродов АНО-7, «Garant», а также многих марок электродов фирм ESAB, «Tyssen» и др. В их покрытии соотношение $CaCO_3/CaF_2$ составляет 1/1, в связи с чем его окислительный потенциал существенно меньше, а защитная способность металла от воздуха исходя из содержания в нем азота ниже. Перенос электродного металла крупнокапельный. В покрытии электродов серии, обозначенных индексом R, соотношение $CaCO_3/CaF_2$ составляет 1,2/1. В сравнении с электродами серии с индексом Т их металлургические и технологические характеристики существенно улучшены, а защитная функция покрытия находится на высоком уровне вследствие большей его толщины.

Содержание титана в наплавленном металле изменялось от 0 до 700 млн$^{-1}$, кислорода — от 240 до 530 млн$^{-1}$, азота — от 70 до 360 млн$^{-1}$ (табл. 3), т. е. кислород и азот наряду с марганцем, кремнием и титаном должны рассматриваться как элементы, активно влияющие на механические свойства, в том числе на пластичность металла шва.

Показатели прочности ($\sigma_т$ и $\sigma_в$), а также пластичности (δ и KCV_t) металла многослойного шва исследовали на низкоуглеродистой стали толщиной 18 мм. Ниже анализируются лишь показатели KCV_{+20}, полученные при испытании образцов с надрезом, проходящем через все слои шва.

Общие границы изменения содержания кислорода и азота иллюстрируется на рис. 2. Из рисунка видно, что массовая доля азота имеет тот же порядок значений, что и равновесная концентрация азота в железе, содержащем титан и кислород. Однако в отличие от равновесной концентрации она, как показали наши анализы, не уменьшается, а возрастает по мере увеличения содержания титана в шва. Это косвенно подтверждает, что источником азота является воздух, из которого он поглощается титаном. Массовая доля кислорода на порядок превышает равновесную концентрацию кислорода в железе, раскисленном титаном, что характерно для металла, наплавленного дуговой сваркой плавлением. Основным источником кислорода при этом являются не успевшие удалиться в шлак неметаллические включения, которые образуются на стадии кристаллизации сварочной ванны. Точки, расположенные вдоль вертикали A на рис. 2, отражают результаты, полученные преимущественно при использовании электродов серий М ($[O]_{var}$ при [N] = const), а вдоль горизонтали B — результаты, полученные преимущественно при использовании электродов серий Т ($[N]_{var}$ при [O] = const). Приведенные данные подтверждают разную окислительную и защитную способность покрытий сравниваемых опытных серий электродов. Электроды серии R обеспечивают низкое содержание и кислорода, и азота в наплавленном металле, т. е. отличаются невысокой окислительной способностью покрытия (как у электродов серий Т) при его достаточно эффективной

Таблица 3. Химический состав металла, наплавленного опытными электродами

Серия электродов	C	Mn	Si	O	N	Ti
2М	0,05–0,07	0,67–0,84	0,20–0,32	370–530	110–160	0–330
3М	0,07–0,09	1,38–1,73	0,37–0,52	280–500	110–150	0–420
2Т	0,04–0,06	0,87–1,32	0,28–0,41	270–390	130–360	10–640
3Т	0,06–0,07	1,17–1,34	0,33–0,42	260–320	130–240	20–700
R	0,04–0,06	0,75–1,75	0,25–0,90	240–360	70–130	80–520

Примечание. Содержание C, Mn, Si дано в мас. %, остальных элементов — в млн$^{-1}$.

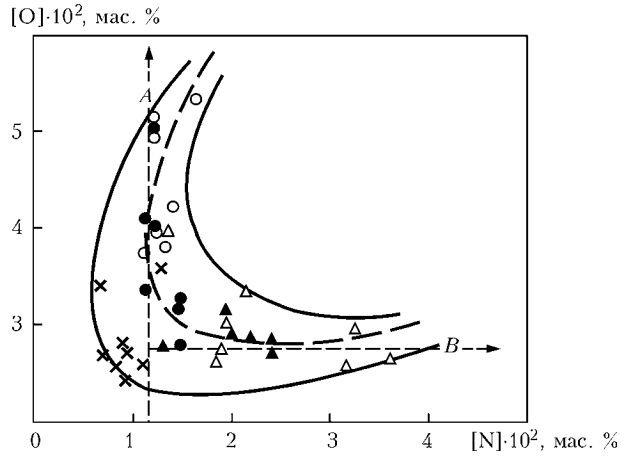


Рис. 2. Сравнение содержаний кислорода и азота в металле, наплавленном опытными электродами с покрытиями серий 2М (○), 3М (●), 2Т (Δ), 3Т (▲) и R (×)

защитной способности от воздуха (как у электродов серий М).

Металл, наплавленный опытными электродами, по химическому составу можно отнести к системе Fe–Mn–Si–Ti–O–N. При этом титан является раскислителем, как кремний и марганец, и одновременно нитридообразующим элементом. В зависимости от условий защиты электродного металла от воздуха часть титана может быть связана в нитриды, другая — в оксиды.

Последствия указанной раздвоенности роли титана при анализе результатов KCV_{+20} нам удалось выявить путем использования следующих приемов обработки экспериментальных результатов.

В основе системы раскисления сварных швов кремнием и марганцем лежит химическая реакция

$$[Si] + 2(MnO) = 2[Mn] + (SiO_2). \quad (1)$$

Равновесное содержание кислорода в наплавленном металле можно рассчитать по уравнению [20, 21]

$$[O] = K_{Si-Mn}\,([Mn]\cdot[Si])^{-0,25}. \quad (2)$$

Температурная зависимость константы равновесия химической реакции (1) имеет вид

$$\lg K_{Si-Mn} = -\frac{15518}{T} + 6,01. \quad (3)$$

Параметр раскисления $([Mn]\cdot[Si])^{-0,25}$ является комплексным, поскольку отражает влияние общего содержания марганца и кремния, а также их соотношения на остаточный кислород в наплавленном металле, который находится в виде неметаллических включений, образовавшихся на стадии охлаждения и кристаллизации сварочной ванны. Небольшое значение отрицательной экспоненты в параметре раскисления означает, что контроль кислорода в металле путем изменения содержания в нем марганца и кремния весьма ограничен по сравнению, например, с режимными параметрами сварки, а также свидетельствует о наличии других раскислителей и пр. Тем не менее, он дает возможность оценить ту составляющую содержания кислорода, которая обусловлена комплексным раскислением металла шва кремнием и марганцем. Представив полученные нами результаты KCV_{+20} в зависимости от параметра раскисления, мы тем самым связываем их с содержанием кислорода, оставшегося в шве в результате реакции (1), а всю выявленную при этом картину считаем следствием действия других факторов (к примеру, титана, кислорода, не участвующих в реакции (1), и азота).

Система Fe–Ti–O–N, к которой мы приходим в результате исключения кислорода, который остается в наплавленном металле после раскисления его кремнием и марганцем, описывается тремя уравнениями, где (т) означает твердое состояние ингридиента [22, 23]:

$$Ti_xO_y(т) = x[Ti] + y[O]; \quad (4)$$

$$TiN(т) = [Ti] + [N]; \quad (5)$$

$$x\,TiN(т) + y\,[O] = Ti_xO_y(т) + x[N], \quad (6)$$

при этом уравнение (6) получается путем вычитания (5) из (4).

Для описания условий образования (разложения) нитрида в сплавах железа, содержащих, как в нашем случае, меньше 0,05 % титана, используют уравнения (4) и (6), которые характеризуют сродство титана и его нитрида к кислороду. Уравнение (6) в явном виде отражает связь между равновесными концентрациями азота и кислорода в железе в присутствии титана. С учетом очень низкой концентрации названных компонентов в термодинамических расчетах констант используют их концентрацию вместо активности, а зависимость констант от температуры, исходя из выявленной в экспериментах формы образующегося оксида Ti_2O_3, предложено оценивать по уравнениям [22, 23]:

$$\lg K_4 = -\frac{55200}{T} + 16,4; \quad (7)$$

$$\lg K_5 = -\frac{19000}{T} + 6,48; \quad (8)$$

$$\lg K_6 = \lg [N]^x/[O]^y = \frac{14200}{T} - 3,44. \quad (9)$$

Уравнение (6) свидетельствует о том, что в расплавах, надежно защищенных от воздуха, TiN, как и титан в реакции (4), может являться раскислителем жидкой стали. Соотношение же $[N]^x/[O]^y$, по существу, представляет собой константу равновесия реакции (6), зависящую от общей концентрации азота и кислорода и стехиометрических коэффициентов, которые в свою очередь определяются составом образующихся оксидов титана (TiO_2, Ti_2O_3 или TiO) в зависимости от условий раскисления, а также от того, какой вклад в этот процесс наряду с титаном вносят марганец, а также кремний и алюминий, находящиеся в ферротитане.

Наконец, при рассмотрении системы Fe–Ti–O–N нами был использован коэффициент несбалансированности азота титаном B_N. Его значения рассчитываются по фактическому составу наплавленного металла как доля азота, не связанного в нитриды титана, по формуле [24, 25]:

$$B_N = 14/48[Ti] - [N]. \quad (10)$$

Алюминий при этом не учитывался, поскольку он является более слабым нитридообразователем, чем титан, и в большей степени защищает его от окисления, чем от взаимодействия с азотом.

На рис. 3, *а* приведена зависимость KCV_{+20} от параметра раскисления $([Mn]\cdot[Si])^{-0,25}$, а на рис. 3, *б* — от показателя B_N.

Из рис. 3, *а* следует, что значения ударной вязкости, в зависимости от параметра раскисления можно распределить по трем группам. Для групп, обозначенных индексами $V1$ и $V2$, в которые попали результаты, полученные при испытании электродов 3М, 2Т и 3Т (на рис. 2 преимущественно расположены соответственно вдоль вертикали A и горизонтали B), ударная вязкость металла шва изменяется в силу каких-то причин, не связанных с параметром раскисления $([Mn]\cdot[Si])^{-0,25}$, а следовательно, и с кислородом марганцевых силикатов, содержание которых для каждой из этих групп, как и планировалось при постановке экспериментов, являются постоянными. Указанные причины изменения ударной вязкости анализируются ниже. Для группы $S1$, в которую вошли преимущественно результаты, полученные при испытании электродов серий 2М и 2Т, ударная вязкость шва возрастает по мере увеличения параметра раскисления, а значит, при увеличении массовой доли кислорода, связанного в марганцевые силикаты. Причины такой зависимости в настоящей публикации рассматриваться не будут.

Приведенные на рис. 3 значения ударной вязкости шва в зависимости от коэффициента несбалансированности азота титаном образуют экстремальную область с максимумом при $B_N \approx -0,01$ %. Слева от максимума KCV_{+20} ее понижение следует считать следствием увеличения массовой доли азота в металле шва, не связанного в нитриды титана, а справа — массовой доли избыточного титана, который не связан в нитриды. Изменение ударной вязкости шва в области максимума достигает полутора кратной величины. Причины этого не связаны с балансом Ti–N, описываемым уравнением (10). Они также будут рассмотрены ниже.

Результаты опытов серии $V1$, казалось бы, можно объяснить, полностью исключив из рассмотрения влияние азота на ударную вязкость вследствие низкого его содержания. Раскисление металла шва титаном осуществляется по реакции (4), т. е. достаточно принять во внимание влияние на KCV_{+20} изменения концентрации титана и кислорода, оставшегося в металле шва в квазиравновесии с кремнием и марганцем. Как следует из литературных данных, при оптимальном соотношении титана и кислорода должны образоваться неметаллические включения, которые облегчают зарождение и обеспечивают наибольший выход игольчатого феррита — структурной составляющей, ответственной за высокую ударную вязкость низколегированного шва. Из рис. 4, *а* следует, что максимальная KCV_{+20} имеет место при 0,018–0,020 мас. % Ti, что хорошо согласуется с данными, опубликованными другими авторами. Этот оптимум реализуется во всех современных разработках электродов, близких по составу покрытия к электродам УОНИ 13/55. Справа от максимума KCV_{+20} влияние этого благоприятного фактора, видимо, подавляется, помимо всего, еще и слишком большим упрочнением металла, вызванного титаном.

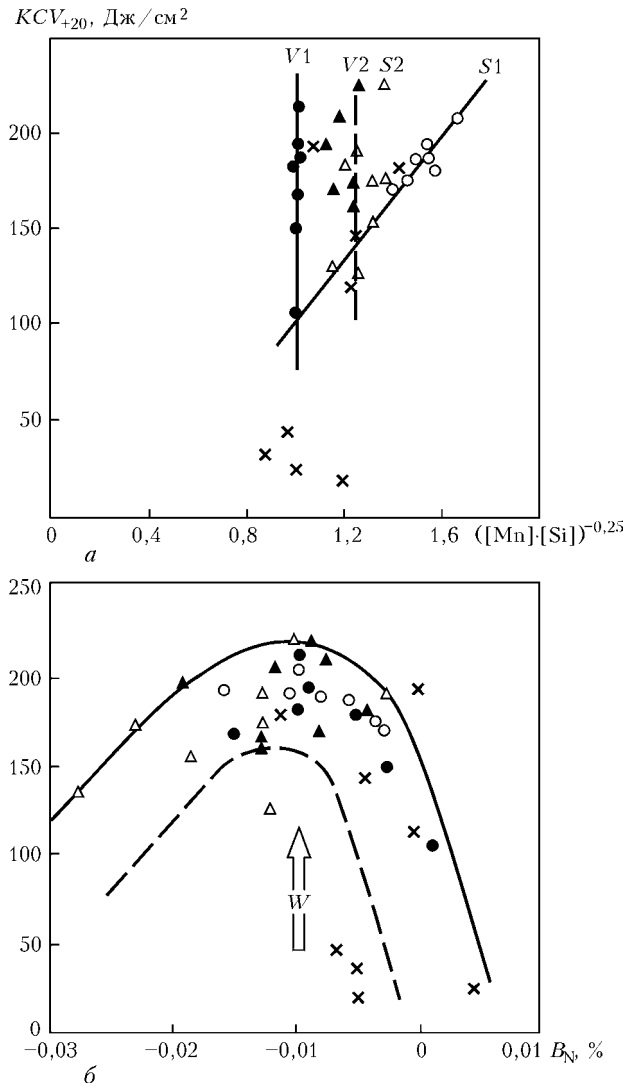


Рис. 3. Зависимость KCV_{+20} от параметра комплексного раскисления наплавленного металла марганцем и кремнием, $([Mn]\cdot[Si])^{-0,25}$ (*а*) и от показателя несбалансированности содержаний титана и азота в наплавленном металле B_N (*б*): ○ — электроды серии 2М; ● — 3М; Δ — 2Т; ▲ — 3Т; × — R

В то же время показатель несбалансированности B_N тоже можно использовать как аргумент для представления результатов опытов серии $V1$ (рис. 4, *б*), поскольку при столь низкой концентрации азота B_N

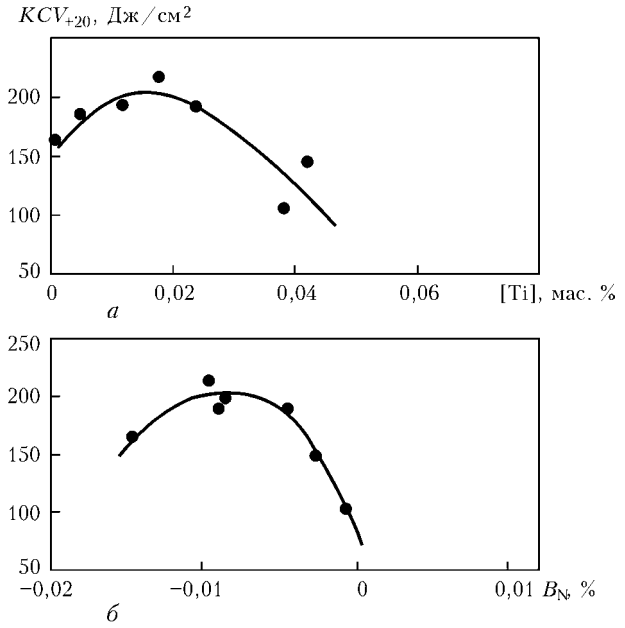


Рис. 4. Зависимость KCV_{+20} от содержания титана и B_N в металле шва, выполненного с использованием электродов серии опытов $V1$

эквивалетен содержанию титана в наплавленном металле, не связанного в нитриды.

Труднее по этой же схеме интерпретировать результаты, составляющие серию $V2$, которая представлена вариантами электродов 2Т и 3Т, поскольку титан выступает здесь преимущественно как нитридообразователь. Из рис. 5 можно видеть, что экстремальный характер изменения ударной вязкости имеет место, когда ее представить в зависимости от B_N. При этом в максимуме, как и на рис. 3, *б*, наблюдается существенное изменение KCV_{+20} при $B_N \approx$ const, причина этого пока неясна.

Положим, что в серии опытов $V2$ процесс раскисления металла шва осуществляется по реакции (6). Представим результаты KCV_{+20}, рассеянные в максимуме на рис. 5, в зависимости от соотношения [N]/[O], которое является частным случаем константы равновесия химической реакции (6), когда стехиометрические коэффициенты приняты равными $x = y = 1$, поскольку действительный вид продуктов раскисления нам неизвестен. Как следует из рис. 6, *а*, зависимость $KCV_{+20} = f([N]/[O])$ описывается наклонной прямой, показывающей, что в случае недостаточной защиты расплавленного металла от окружающего воздуха, которое имеет место при использовании

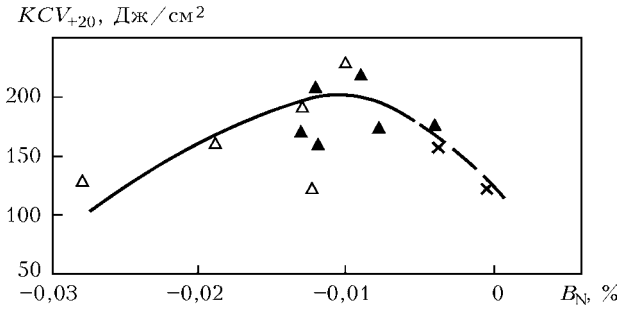


Рис. 5. Зависимость KCV_{+20} от B_N в металле швов, выполненных с использованием электродов серии опытов $V2$

электродов серий 2Т и 3Т, включение титана в реакцию нитридообразования приводит к существенному ухудшению ударной вязкости металла шва. Наибольшее же значение KCV_{+20} имеет место в тех случаях, когда такая реакции исключена.

На рис. 6, *б* в такой же интерпретации изложены результаты опытов серии W, рассеянные в максимуме $KCV_{+20} = f(B_N)$ на рис. 3, *б* при $B_N \approx$ $\approx -0{,}01$. Видно, что значения KCV_{+20} распределились по двум уровням, каждому из которых соответствует свое содержание кислорода и азота. Хотя сравниваются разные по металлургической природе электроды, прямые параллельны друг другу и имеют наклон, одинаковый с кривой на рис. 5, когда концентрация кислорода в наплавленном металле сохранялась постоянной. Приведенные данные показывают, что изменение KCV_{+20} в максимуме на рис. 3, как и на рис. 5, тоже вызывается возрастанием соотношения [N]/[O].

И оксиды, и нитриды титана, образующиеся на стадии кристаллизации сварочной ванны, рассматриваются в ряде литературных источников как центры зарождения игольчатого феррита при γ-α-превращении в процессе охлаждения металла шва. Приведенные результаты показали, что нитриды титана такими нуклеантами игольчатого феррита вряд ли могут быть. Образующиеся на

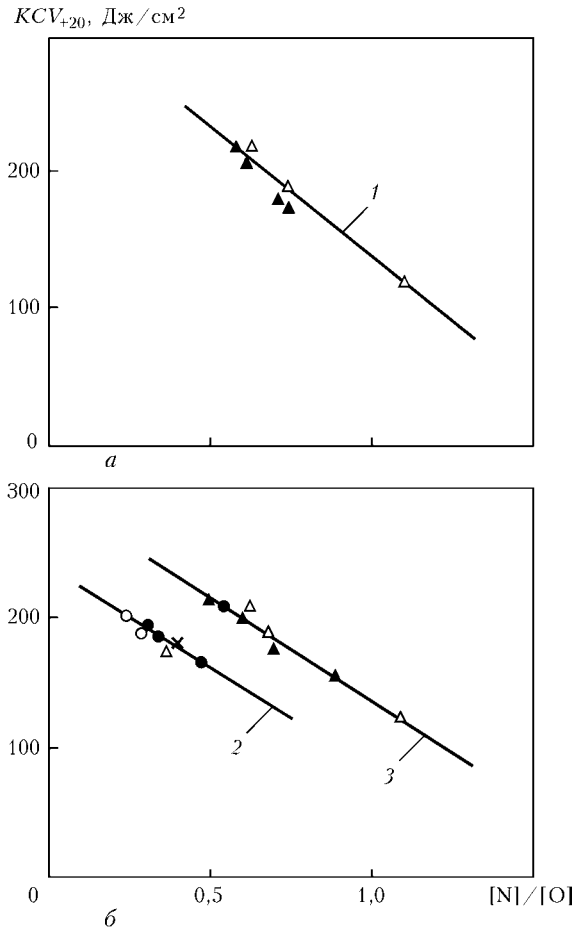


Рис. 6. Кривая $KCV_{+20} = f([N]/[O])$, полученная в серии опытов $V2$ (*а*) и W (*б*): *1* — $B_N = 0{,}0105$ %; *2* — $[N]_{ср} = 0{,}013$ %; $[O] = 0{,}04$ %; *3* — $[N]_{ср} = 0{,}02$ %; $[O]_{ср} = 0{,}03$ %

Таблица 4. Механические свойства металла шва и наплавленного металла, полученные при использовании разработанных электродов

Диаметр электрода, мм	Сталь		$\sigma_т$, МПа	$\sigma_в$, МПа	δ_5, %	*KCV* (Дж/см^2) при температуре, °С			
	Марка	δ, мм				20	−20	−40	−60
3	Ст3*	20	584	641	23	160	95	53	35
4	Ст3*	20	510	579	28	180	175	170	55
5	Ст3*	20	494	581	26	168	150	112	42
4	09Г2С	14	477	593	28	200	133	70	35
4	09Г2	14	513	606	27	187	133	113	98

*Наплавленный металл (вариант *А* по ГОСТ 9466–75), остальные образцы — металл шва (вариант *Б* по ГОСТ 9466–75).

последних стадиях кристаллизации нитриды титана, как свидетельствуют результаты ряда публикаций, высаживаются (в частности, как и сульфиды) на поверхность оксидных титановых включений и подавляют их способность стать центрами образования игольчатого феррита. Эта точка зрения кажется весьма правдоподобной, хотя и нуждается в более тщательном обосновании.

Таким образом, основываясь на полученных нами результатах, следует полагать, что благоприятную роль титана в повышении ударной вязкости металла шва, полученного с применением низководородных электродов, можно усилить, улучшив эффективность защиты расплавленного металла от воздуха, например, путем увеличения толщины покрытия.

В условиях эффективной защиты становится возможным повысить указанную роль титана, используя его в паре с бором. Находясь в металле в концентрации, на порядок меньшей, чем титан, бор сосредоточивается по границам аустенитных зерен и, по мнению некоторых специалистов, блокирует механизм зарождения зернограничного феррита, создавая тем самым условия для повышения выхода игольчатого феррита на оксититановых включениях внутри зерна. Как показали наши исследования, это приводит к существенному повышению ударной вязкости не только при комнатной, но и отрицательной температуре вплоть до −60 °С [26].

Основные характеристики разработанных электродов. Для достижения хороших сварочно-технологических свойств электродов использована шлакообразующая система покрытия из мрамора, флюорита, рутила и полевого шпата (соотношение $CaCO_3$:CaF_2 ≈ 1:1). Эта система обеспечивает хорошее формирование металла шва, легкую отделимость шлаковой корки, незначительное разбрызгивание металла.

Выбрана система микролегирования Ti + B (содержание Ti составляет 250–350 млн$^{-1}$, B — 40–60 млн$^{-1}$) при оптимальном содержании Mn 1,2–1,6 мас. % и Si 0,2–0,4 мас. %, что обеспечивает достаточно высокую хладостойкость металла шва. Относительно высокая основность газошлаковой системы покрытия, а также применение комплексного раскисления и легирования электродного металла (Mn–Si–Ti) уменьшают переход вредных примесей серы и фосфора из покрытия в металл шва.

Благодаря уменьшению содержанию мрамора в покрытии (51 % $CaCO_3$ в УОНИю13 и 28 мас. % $CaCO_3$ в новом электроде) удалось улучшить технологические свойства обмазочных масс вследствие ослабления протекания процесса взаимодействия мрамора с жидким стеклом и затвердевания обмазочной массы в головке пресса.

Механические свойства наплавленного металла и металла шва, полученные при использовании разработанных электродов, приведены в табл. 4.

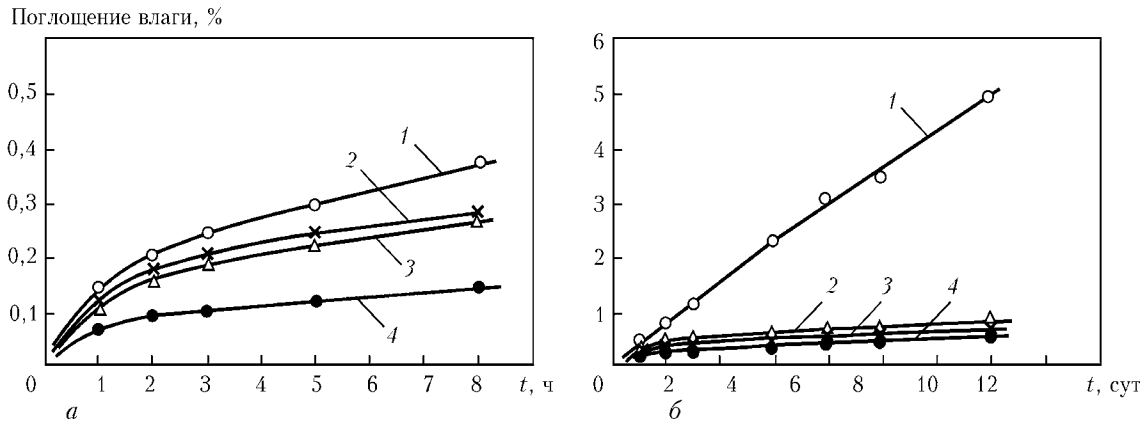


Рис. 7. Кинетика сорбции атмосферной влаги покрытием опытных электродов, полученная при продолжительности наблюдения *t* в течение часов (*а*) и суток (*б*): *1* — без добавок; *2–4* — с различными технологическими противогигросорбционными добавками

На рис. 7 сравнивается гигросорбционная стойкость покрытия электродов с технологическими противогигросорбционными добавками и покрытия без технологической добавки. Видно, что под влиянием технологических добавок стойкость покрытий против поглощения атмосферной влаги возрастает до уровня, который предъявляется к электродам с индексом высокой гигросорбционной стойкости покрытия (HMR).

Выводы

1. При сварке покрытыми электродами зона сварки не столь надежно защищена от окружающего воздуха, как при использовании других сварочных материалов. В этих условиях титан проявляет свойства не только раскислителя (как марганец и кремний), но и нитридообразователя. Такое «раздвоение» роли титана не позволяет в полной мере использовать его в качестве микролегирующего элемента для эффективного регулирования ударной вязкости металла шва.

2. Путем анализа литературных источников и результатов собственных исследований предложены условия использования Mn–Si–Ti системы легирования и микролегирования металла шва, выполненного низководородными электродами с различной газошлаковой основой покрытия, которые способствуют повышению ударной вязкости металла шва. Установлено, что этого можно достигнуть путем повышения эффективности защиты зоны сварки от воздуха за счет увеличения соотношения $CaCO_3$:CaF_2 в покрытии и его толщины. В результате уменьшается вероятность образования нитридов титана с азотом, попадающим в зону сварки из окружающего воздуха.

3. Выбрано соотношение концентрации Mn:Si:Ti в металле, наплавленном низководородными электродами с различным соотношением $CaCO_3$:CaF_2 в покрытии, при котором обеспечиваются хорошие сварочно-технологические характеристики электродов и высокая ударная вязкость металла швов.

4. В условиях эффективной защиты расплавленного металла от воздуха, комбинируя титан в качестве микролегирующего элемента с бором, можно дополнительно повысить ударную вязкость металла шва не только при комнатной, но и при отрицательной температуре вплоть до –60 °С.

5. Изучена гигроскопичность покрытий электродов с противогигросорбционными технологическими добавками, установлено, что они существенно повышают стойкость покрытия электродов против поглощения атмосферной влаги.

6. Результаты проведенных исследований использованы при разработке низководородных электродов, предназначенных для сварки углеродистых и низколегированных сталей при изготовлении и ремонте мостовых и транспортных конструкций, взамен электродов УОНИ 13/55.

1. *Про затвердження* Програми створення та функціонування національної мережі міжнародних транспортних коридорів в Україні // Постанова КМ України № 346 від 20 березня 1998 р.
2. *Лякишев Н.П.* Конструкционные и некоторые функциональные материалы. Настоящее и будущее. Сучасне матеріалознавство XXI сторіччя. – К.: Наук. думка, 1998. – С. 284–296.
3. *Лякишев Н.П.* Природный газ–металл–трубы // Пробл. современ. материаловедения. – 2000. – № 2. – С. 89–94.
4. *Жизняков С.Н., Конопатов В.С., Лялин К.В.* Причины образования дефектов в сварных соединениях металлоконструкций ККЦ Магнитогорского металлургического комбината // Монтажные и специальные строительные работы. Сер. Изготовление металлических и монтажно-строительных конструкций. – 1988. – № 11. – С. 1–5.
5. *Экономно-легированные* высокопрочные стали для сварных конструкций / Л.И. Миходуй, В.И. Кирьян, В.Д. Поздняков и др. // Автомат. сварка. – 2003. – № 5. – С. 36–40.
6. *Ковтуненко В.А., Герасименко А.М., Годуляк А.А.* Выбор стали для ответственных сварных конструкций // Автомат. сварка. – 2006. – № 11. – С. 32–37.
7. *СТО-ГК* «Трансстрой»-005–2007. Стальные конструкции мостов. Технология монтажной сварки. – М., 2007. – 158 с.
8. *Грабин В.Ф., Денисенко А.В.* Металловедение сварки низко- и среднелегированных сталей. – Киев: Наук. думка, 1978. – 276 с.
9. *Cochane R.C.* Weld metal microstructures: A state-of- the-art rev. – S.l., [1982]. – 14 p. (Intern. Inst. of Welding; Doc. IX-1248–82).
10. *Levin E., Hill D.C.* Structure-property relationships in low C weld metal // Met. Trans. – 1977. – **8A**, N 9. – P. 1453–1463.
11. *Choi C.L., Hill D.C.* A stady of microstructural progression in as-deposited weld metal // Weld. J. – 1978. – N 8. – P. 232–236.
12. *Ricks R.A., Howell P.A., Darrite G.S.* The nature an acicular ferrite in HSLA weld metals // J. Mater. Sci. – 1982. – N 17. – P. 732–740.
13. *Evans G.M.* Effect of manganese on the microstructure and properties of all-weld metal deposits // Weld. J. – 1980. – **59**, N 3. – P. 67–75.
14. *Evans G.M.* Factors affecting the microstructure and properties of C–Mn all weld metal deposits. – S.l., [1981]. – 81 p. (Intern. Inst. of Welding; Doc. II-957–81).
15. *Abson D.J., Evans G.M.* A study of the manganese – oxygen system in low hydrogen MMA all-weld-metal deposits. – S.l., [1989]. – 5 p. (Intern. Inst. of Welding; Doc. IIA-770–89).
16. *Evans G.M.* The effect of silicon on the microstructure and the properties of C–Mn all-weld metal deposits // Oerlicon Schweißmitteilungen. – 1986. – **44**, N 110. – P. 19–33.
17. *Evans G.M.* The effect of titanium on the microstructure and properties of C–Mn all-weld metal deposits. – S.l., [1991]. – 24 p. (Intern. Inst. of Welding; Doc. II-A-827–91).
18. *Sakaki H.* Effect of alloying elements on notch toughness of basic weld metals: Rep.: Effect of aluminium and titanium // J. of the Japan Welding Soc. – 1960. – **29**, N 7. – P. 539–544.
19. *Nakano S., Shiga A., Tsuboi J.* Optimising the titanium effect on weld metal tonghness. – S.l., [1975]. – 24 p. (Intern. Inst. of Welding; Doc. XII-B-182–75).
20. *Wolsh R.A., Ramachandran S.* Equilibrium in the Fe–Mn–Si–O system // Transaction of the Metallurgical Society of AJME. – 1963. – **227**, June, N 3. – P. 560–562.
21. *A Model* for the silicon – manganese deoxidation of steel weld metals / O. Grong, T.A. Siewert, G.P. Martins, D.L. Olson // Metallurgical Transaction. – 1986. – **17A**, N 10. – P. 1797–1807.
22. *Гуревич Ю.Г.* Растворимость титана, кислорода и азота в жидком железе // Изв. вузов. Черн. металлургия. – 1972. – № 5. – С. 42–45.
23. *Гуревич Ю.Г.* Взаимодействие титана с азотом и углеродом в жидкой стали // Там же. – 1960. – № 6. – С. 59–67.
24. *Rittinger J., Fehervari A.* Mikrootvozo elemek hatasa szerkezeti acelok szivossagara // GEP XXVIII evfolyam. – 1976. – 7. – szam. Julius. – S. 267–272.
25. *Fehervari A., Rittinger J.* Comments on Intern. Inst. of Welding. – 5 p. (Doc. XII-B-98–71; Doc. XII-B-109–72).
26. *Явдощин И.Р., Походня И.К., Фольборт О.И.* Повышение хладостойкости сварных швов за счет оптимизации систем легирования и микролегирования при сварке покрытыми электродами низколегированных сталей повышенной и высокой прочности // Сб. докл. IV междунар. конф по сварочным материалам стран СНГ «Сварочные материалы. Разработка. Технология. Производство. Качество. Конкурентоспособность», г. Краснодар, 18–21 июня 2007 г. – Краснодар, 2007. – С. 218–223.

ПРОЕКТ 7.20

Розробка технології ремонтного зварювання корпусних деталей парових турбін та арматури високого тиску для продовження ресурсу турбоагрегатів ТЕС

УДК 621.791:62-135

РЕМОНТНАЯ СВАРКА КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ ТУРБИН ИЗ ТЕПЛОУСТОЙЧИВЫХ СТАЛЕЙ БЕЗ ПОСЛЕДУЮЩЕЙ ТЕРМООБРАБОТКИ

А.К. ЦАРЮК, канд. техн. наук, **В.Д. ИВАНЕНКО**, инж., **В.В. ВОЛКОВ**, канд. техн. наук
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины),
С.И. МАЗУР, А.А. ТРОЙНЯК, инженеры (Трипольская ТЭС),
А.В. ВАВИЛОВ, А.Г. КАНТОР, Н.П. ВОЛИЧЕНКО, инженеры (ОАО «Турбоатом»)

Рассмотрены вопросы ремонтной сварки поврежденных корпусных деталей турбин после длительной эксплуатации при рабочих параметрах пара. Предложена технология сварки с использованием перлитных электродов без последующей термообработки (высокого отпуска). Для ремонта поврежденных компонентов корпусного оборудования турбоагрегатов из литых теплоустойчивых сталей рекомендуется технология ручной дуговой сварки перлитными электродами типа Э-06Х1М, предусматривающая применение предварительного и сопутствующего подогрева с последующим термическим отдыхом. Сварные соединения, выполненные по разработанной технологии, имеют высокую трещиностойкость и требуемые механические свойства. Предложенная технология прошла успешное испытание при ремонтной сварке цилиндров высокого давления турбины К-300-240.

Ключевые слова: *ремонтная сварка, повреждения, теплоустойчивые литые стали, корпусные детали турбин, электроды, предварительный подогрев, термический отдых, ресурс*

Продление ресурса работы энергетического оборудования тепловых электростанций (ТЭС) возможно после исследования состояния его отдельных узлов и технической диагностики с целью выявления повреждений, при обнаружении которых необходимо провести ремонтные работы для обеспечения дальнейшей работы агрегатов. Повреждения элементов оборудования, длительно эксплуатируемого на ТЭС, обусловлены технологическими, конструкционными и эксплуатационными факторами. Одними из наиболее повреждаемых элементов турбоагрегатов являются корпусные детали турбин — цилиндры высокого (ЦВД) и среднего давления, корпуса регулирующих клапанов пароораспределения, пароводяная арматура высокого давления и др. [1]. Ряд таких деталей имеют сложную конфигурацию и изготавливаются из литых теплоустойчивых сложнолегированных сталей (15Х1М1ФЛ, 20ХМФЛ и 20ХМЛ). В корпусных деталях турбин, работающих в условиях высокого давления и температуры, имеют место повреждения в виде трещин, вызванных ползучестью металла, термической усталостью и хрупким разрушением. Эти повреждения в большинстве случаев находятся на участках деталей с резким переходом толщин или в зонах дефектов литья. Повышенная повреждаемость возникает также в местах сварки, которые выполнены с нарушениями технологии [2]. Ремонт поврежденных деталей составляет определенные трудности, связанные с обеспечением проведения работ в производственных условиях. Поэтому разработка прогрессивных технологий сварки как основного способа ремонта энергетического оборудования является важной и актуальной задачей для продления ресурса и надежной работы энергоагрегатов ТЭС [3].

Сварка литых хромомолибденовых сталей представляет определенные трудности и выполняется, как правило, с применением предварительного и сопутствующего подогрева мест сварки, а также их последующей термической обработки. Учитывая, что в условиях действующих ТЭС проведение термообработки отремонтированных сварных соединений проблематично, весьма перспективно применение методов сварки без послесварочной термообработки. Работы в этом направлении выполняются в специализированных организациях РФ (ОАО «ВТИ», НПО «ЦКТИ», НПО «ЦНИИТМаш» и др.), что нашло свое отражение в нормативном документе РД 108.021.112–88 [4] и других источниках [1–3, 5]. Ремонтную сварку без термообработки рекомендовано выполнять аустенитными электродами без подогрева или перлитными электродами с предварительным и сопутствующим подогревом и фальшподогревом определенных зон отремонтированного участка [1, 4].

Опыт использования электродов аустенитного класса свидетельствует о значительной неоднород-

© А.К.ЦАРЮК, В.Д. ИВАНЕНКО, В.В. ВОЛКОВ, С.И. МАЗУР, А.А ТРОЙНЯК. А.В. ВАВИЛОВ, А.Г. КАНТОР, Н.П. ВОЛИЧЕНКО, 2009

Химический состав стали 15Х1М1ФЛ, мас. %

Сталь 15Х1М1ФЛ	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	S	P
							не более	
По ТУ 108.671–77	0,14–0,20	0,2–0,4	0,6–0,9	1,2–1,7	0,9–1,2	0,25–0,40	0,025	0,025
Исследуемая плавка	0,16	0,28	0,55	1,3	1,0	0,30	0,003	0,003

ности химического состава наплавленного металла и механических свойств соединения, что способствует преждевременному разрушению в зоне перемешивания основного и электродного материала и по линии сплавления. Повторные ремонты этих мест в корпусных деталях аустенитными электродами сопровождаются новыми разрушениями и увеличивают объемы ремонтных работ.

Применение перлитных электродов по рекомендованным технологиям [1, 4, 5] в сочетании с предварительным и послесварочным подогревом мест ремонтной сварки обеспечивает требуемый химический состав и необходимый уровень механических свойств наплавленного металла, близкий к свойствам основного металла, что способствует получению более высокого качества ремонта и увеличению ресурса отремонтированных деталей турбин.

В Институте электросварки им. Е.О. Патона проведен комплекс работ по изучению возможности применения ремонтной сварки корпусных деталей турбин из литых хромомолибденованадиевых сталей без последующей термической обработки. В качестве базового принят вариант ремонтной сварки широко применяемой литой теплоустойчивой стали 15Х1М1ФЛ перлитными электродами. Химический состав этой стали приведен в таблице.

Требования к механическим свойствам отливок из стали 15Х1М1ФЛ (по ТУ 108.671–77) следующие: σ_m = 350 МПа; $\sigma_в$ = 550–600 МПа; δ = 22 %; ψ = 69 %; KCU = 40 Дж/см^2.

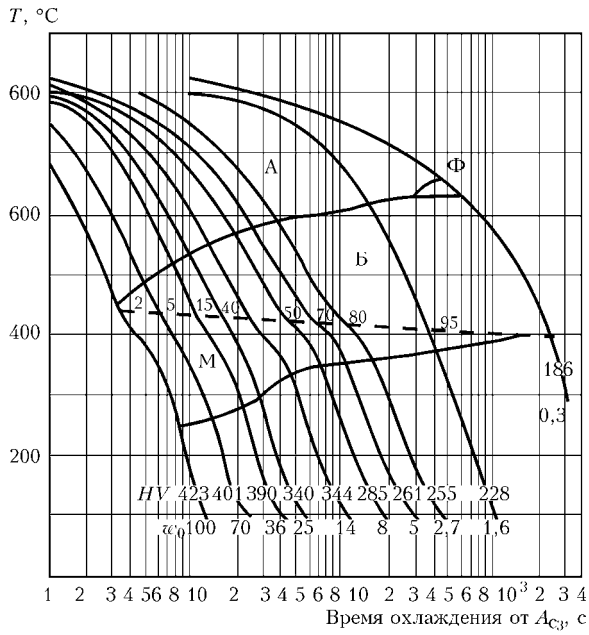


Рис. 1. Термокинетическая диаграмма превращения аустенита в теплоустойчивой стали 15Х1М1ФЛ

Технология ремонтной сварки должна предусматривать меры, предупреждающие образование холодных трещин в сварных соединениях. Трещиностойкость сварных соединений можно обеспечить выбором тепловых режимов и условий сварки, при которых скорость охлаждения будет способствовать формированию структуры металла ЗТВ, не склонной к образованию трещин. Поэтому в первую очередь было исследовано влияние термического цикла сварки на структуру и свойства литой корпусной стали 15Х1М1ФЛ. В соответствии с построенной термокинетической диаграммой превращения аустенита в этой стали (рис. 1) при различных условиях нагрева и охлаждения, характерных для различных условий сварки, в интервале скоростей охлаждения 0,33–25 °С/с при 500 °С температура окончания мартенситного превращения находится выше 290 °С, а твердость структурных составляющих находится на уровне HV 180–340. При увеличении скорости охлаждения выше 25 °С/с структура стали мартенситная (рис. 2). При этом твердость возрастает и при 100 °С/с достигает HV 390–420. Известно [6–8], что после окончания мартенситного превращения ниже 290 °С и содержании мартенсита более 50 % возникает опасность образования холодных трещин. Поэтому при сварке такой стали возникает необходимость применения дополнительных мер по регулированию процесса охлаждения зоны сварки в виде предварительного и сопутствующего подогрева или применения способов сварки, обеспечивающих автоподогрев соединения.

В соответствии с работами [1, 3, 4] для ремонтной сварки без последующей термообработки сталей типа 15Х1М1ФЛ, 20ХМФЛ и 20ХМЛ рекомендованы электроды типа Э-06Х1М (ГОСТ 9467–75).

Химический состав металла, наплавленного электродами марки ТМЛ-5 (тип Э-06Х1М) в исходном после сварки состоянии следующий: мас. %: 0,044 C; 0,25 Si; 0,56 Mn; 0,69 Cr; 0,51 Mo; 0,021 P; 0,017 S. Механические свойства наплавленного металла при 20 °С: $\sigma_в$ = 600 МПа; δ = 26 %; KCU = 173 Дж/см^2.

Для оценки стойкости стали 15Х1М1ФЛ против образования холодных трещин и определения необходимой температуры предварительного подогрева при ремонтной сварке проведены исследования по методу Implant (метод вставок) [9], а также на технологических пробах Теккен и Лихайского университета [10].

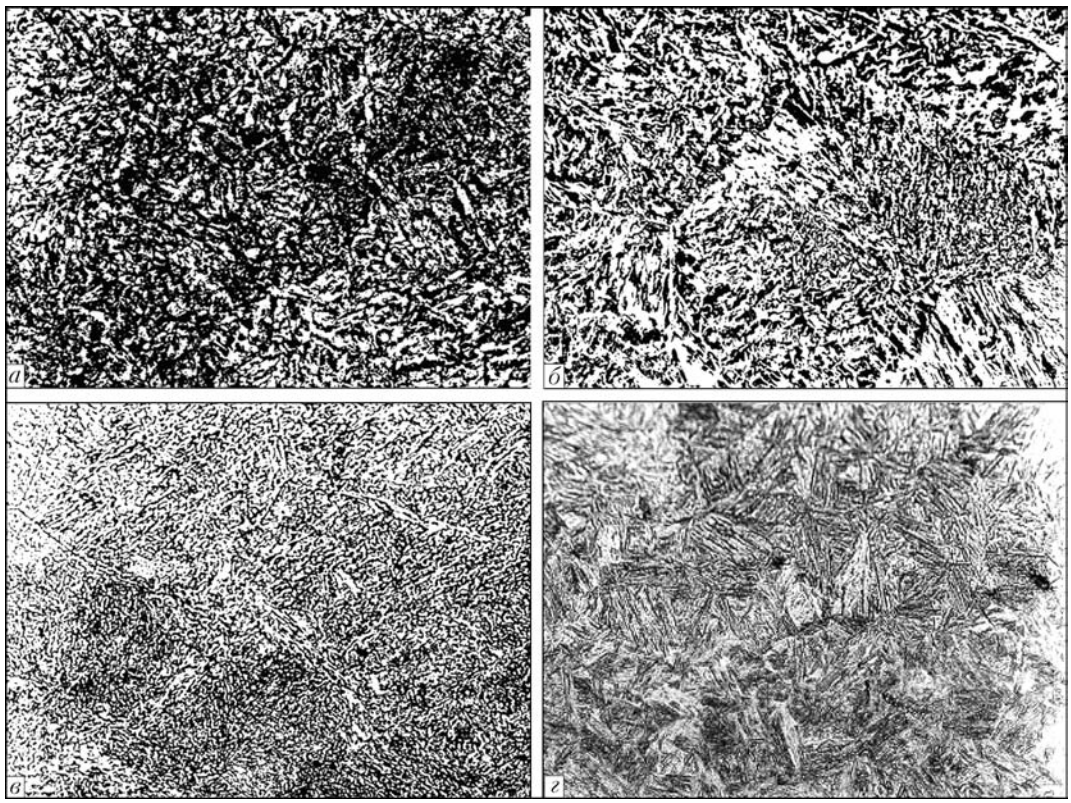


Рис. 2. Микроструктура (×300) стали 15Х1М1ФЛ в исходном состоянии (*а*) и при w_0 = 0,3 (*б*), 1,6 (*в*), 100 (*г*) °С/с

В качестве критерия трещиностойкости сварного соединения в испытаниях по методу Implant принимали максимальные (критические) напряжения в образцах до начала разрушения. Под нагрузкой образцы выдерживали до 24 ч. Наплавку при испытаниях выполняли ручной дуговой сваркой электродами диаметром 4 мм марки ТМЛ-5 при $I_{св}$ = 175 А. Длина валика 70 мм, время выполнения наплавки 30±2 с. Наплавку выполняли непосредственно на установке в условиях как отсутствия подогрева, так и с подогревом до 250 °С.

Экспериментальные данные показали, что при сварке сталей типа 15Х1М1ФЛ имеет место образование холодных трещин по механизму замедленного разрушения (инкубационный период, период стойкого возрастания микропластических деформаций и период ускоренного разрушения при критических напряжениях) и, вероятно, формирование неблагоприятной структуры в зоне наплавки (рис. 3, *а*). Применение подогрева до 200 °С позволило поднять уровень критических напряжений до 0,7–0,75 предела текучести основного металла (рис. 3, *б*). Предварительный подогрев способствует снижению скорости охлаждения при структурных превращениях, благоприятно влияет на характер протекания микропластических деформаций и удаление диффузионного водорода.

Технологические пробы для оценки трещиностойкости изготовляли из литой стали 15Х1М1ФЛ толщиной 20 мм. Ручную дуговую сварку выполняли электродами ТМЛ-5 и УОНИ-13/45А на режиме $I_{св}$ = 170–180 А, током обратной полярности. Применение электродов УОНИ-13/45 необходимо для создания «мягких прослоек» при многослойном заваривании дефектов или для облицовки кромок выборок.

Как показали результаты проведенных испытаний технологических проб, для обеспечения трещиностойкости при сварке литой стали 15Х1М1ФЛ электродами типа Э-06Х1М необходимо применение предварительного подогрева до 200–250 °С.

Известно [11], что свойства металла шва и ЗТВ сварных соединений теплоустойчивых сталей в значительной степени зависят от температурных условий их пребывания непосредственно после за-

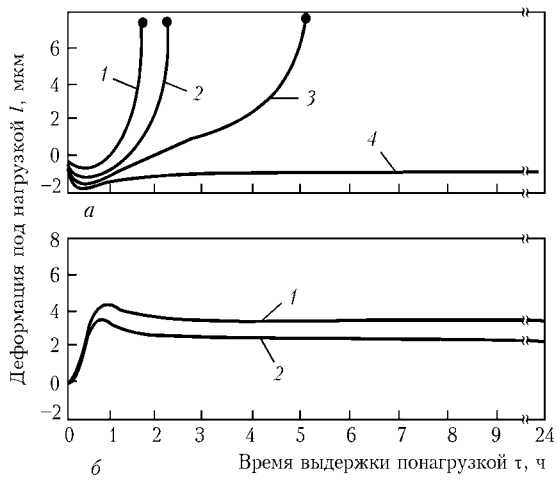


Рис. 3. Кинетика деформаций при испытаниях стали 15Х1М1ФЛ по методу Implant: *а* — без подогрева; *1* — критическое напряжение 300; *2* — 280; *3* — 240; *4* — 220 МПа; *б* — подогрев до 200°С; *1* — 350; *2* — 300 МПа

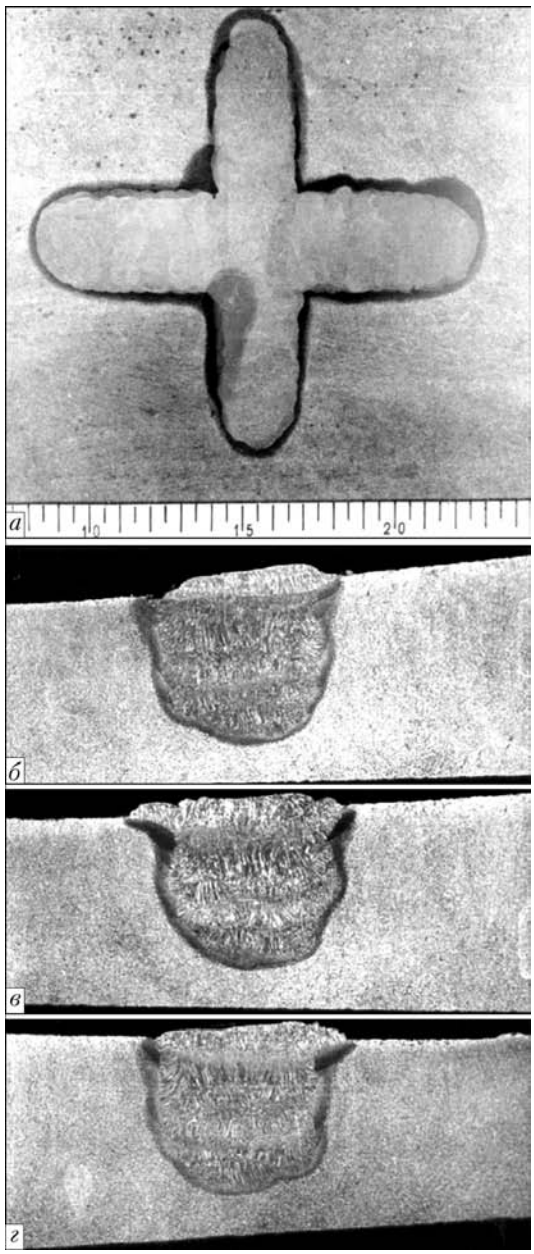


Рис. 4. Макрошлифы заваренных крестообразных выборок на стали 15Х1М1ФЛ: *а* — продольное сечение; *б–г* — поперечные сечения соответственно в начале, середине и конце выборок

вершения процесса сварки. На повышение пластических свойств и трещиностойкость сварных соединений особенно эффективно воздействует послесварочный отдых [12, 13]. При этом фазовых превращений не наблюдается, но создаются благоприятные условия для удаления диффузионного водорода в зоне сварки.

Следует отметить, что послесварочный отдых в сравнении с высоким отпуском не снижает уровень остаточных сварочных напряжений. Релаксация же остаточных напряжений при температуре эксплуатации незначительна. Поэтому отремонтированные детали турбоагрегатов могут работать с ограниченным ресурсом (до очередного ППР). После проведения очередного обследования и технической диагностики принимается решение о дальнейшей их промышленной эксплуатации.

На основании имеющегося опыта показано [13], что для повышения трещиностойкости сварных соединений наиболее эффективно применение отдыха при температуре, превышающей температурный интервал хладноломкости металла конкретной марки стали. Исходя из этого положения, температуру отдыха сварных соединений стали типа 15Х1М1ФЛ можно установить на уровне 250–280 °С.

Проведенные исследования основных технологических характеристик свариваемости теплоустойчивых сталей для корпусных деталей турбин на базе литой стали 15Х1М1ФЛ с применением электродов типа Э-06Х1М позволяют подтвердить рекомендации [4] о возможности исправления дефектов в литых корпусных деталях с использованием перлитных электродов. Для стабилизации структуры металла в зоне ремонтной сварки, ускорения выделения диффузионного водорода и предотвращения образования трещин после сварки необходим также послесварочный подогрев в виде термического отдыха [11, 13].

С целью оценки автоподогрева при ремонтной сварке корпусных деталей без подогрева и послесварочной термообработки был опробован способ сварки «поперечной горкой» [14], который, благодаря непрерывному нанесению сварочных валиков по всему сечению выборок дефектов, обеспечивает автоподогрев и позволяет выполнять ремонтную сварку без предварительного подогрева. Заваривание выборок можно выполнять в нижнем, горизонтальном и вертикальном положениях.

Для определения стойкости соединений против образования холодных трещин при заваривании повреждений корпусных деталей способом «поперечной горки» выполняли сварку крестообразных выборок. На пластине из литой стали 15Х1М1ФЛ толщиной 60 мм делали две выборки перпендикулярно одна к другой длиной по 50 мм, шириной 30 мм и глубиной 40 мм. Сварку выполняли без применения предварительного и послесварочного нагрева как с облицовкой кромок перед сваркой электродами УОНИ-13/45, так и без облицовки (рис. 4, *а*). Заполнение выборок выполняли электродами ТМЛ-5 диаметром 4 мм, в обоих случаях при $I_{св}$ = 180 А. Сварку начинали от торцов выборки.

После сварки пробы разрезали на темплеты с целью выявления трещин и других дефектов, а также изучения макроструктуры. Как видно из макрошлифов, представленных на рис. 4, *б–г*, металл шва и ЗТВ имеет вид, характерный для соединений, выполненных обычной многослойной сваркой. Наплавленный металл плотный, без пор, трещин, шлаковых включений и других дефектов. Полученные результаты позволяют рассматривать способ сварки «поперечной горкой» как один из возможных вариантов при устранении повреждений в литых корпусных деталях из теплоустойчи-

вых сталей без применения предварительного и послесварочного подогрева.

Результаты проведенных исследований позволили рассмотреть вопрос о возможности выполнения ремонтной сварки без последующей термообработки при заварке повреждений на корпусных деталях турбинного оборудования в станционных условиях. Объектом применения предложенной ремонтной технологии сварки была выбрана крышка корпуса ЦВД паровой турбины К-300-240 из теплоустойчивой литой стали 20ХМФЛ. Во время проведения капитального ремонта блока № 3 Трипольской ТЭС было проведено обследование ЦВД. При визуально-оптическом контроле (ВИК) на внутренней поверхности наружной крышки корпуса ЦВД (рис. 5) в районе прилива под шпоночный разъем были выявлены несквозные трещины с минимальным раскрытием. Турбина находилась в эксплуатации в течение 248667 ч. Рабочие параметры пара: температура 545 °С, давление 245 атм. Для принятия технического решения о возможности проведения ремонтной сварки без последующей термообработки предварительно была выполнена аттестация предложенной технологии в условиях ТЭС. Ат- тестационные испытания проводили на образце из литой стали 20ХМФЛ размером 500×300×60 мм. Выборка на образце имитировала несквозную трещину длиной 200 мм и глубиной 30 мм. Химический состав металла образца стали 20ХМФЛ следующий, мас. %: 0,20 C; 0,30 Si; 0,70 Mn; 1,10 Cr; 0,60 Mo; 0,25 V; 0,25 Ni; 0,28 Cu; 0,020 S; 0,020 P.

При проведении аттестационных испытаний отрабатывали режимы и технологию ремонтной сварки; проводили неразрушающий и разрушающий контроль качества сварного соединения по предложенной технологии; исследовали физико-механические свойства и структуру выполненного сварного соединения и их соответствия требованиям нормативной документации.

Аттестационные испытания проводили по разработанной в ИЭС им. Е.О. Патона программе, учитывающей все требования к проведению ремонтной сварки в корпусных литых деталях паровых турбин [4].

Заварку выборки выполняли электродами ТМЛ-5 диаметром 4 мм. Электроды перед сваркой прокаливали при температуре 400 °С в течение 2 ч.

Подогрев пластины проводили до 250 °С на режимах: облицовка выборки при $I_{св}$ = 140–170 А; заполнение выборки (кроме середины) при $I_{св}$ = = 160–180 А; середина выборки $I_{св}$ = 140–170 А.

После полного заполнения выборки проводили нагрев по режиму термического отдыха при температуре 250 °С с выдержкой 15 ч. После окончания времени отдыха соединение охлаждали со скоростью около 50 °С/мин до снижения температуры пластины до 80 °С.

Качество сварного соединения оценивали визуальным контролем (раздел 16.3 РТМ-1с–89), магнитно-порошковым методом (ГОСТ 21105–87), а также ультразвуковым контролем (раздел 16.5 РТМ-1с-89). Проведенный контроль качества сварного соединения не обнаружил отклонений от нормативных требований.

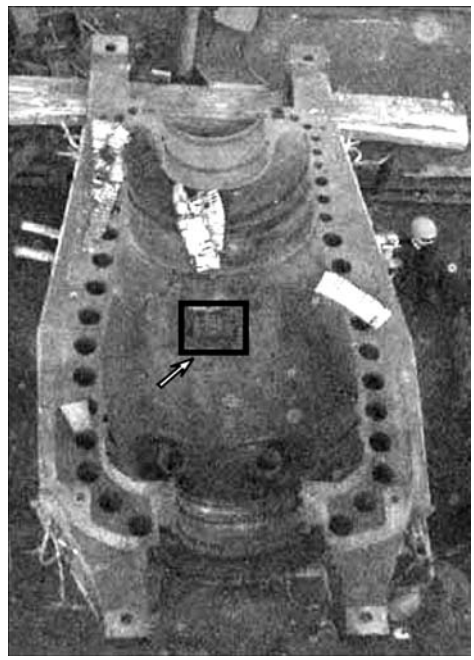


Рис. 5. Общий вид внутренней поверхности крышки корпуса ЦВД турбины К-300-240 (стрелкой указан шпоночный разъем, возле которого обнаружены участки с трещинами)

Исследования механических свойств показали, что предел прочности сварного соединения при испытаниях образцов на растяжение находится в пределах 530–560 МПа, а ударная вязкость наплавленного металла составляет 148–170 Дж/см^2, что отвечает требованиям к этой стали ($\sigma_в$ = = 500 МПа и $a_н$ = 50 Дж/см^2 соответственно).

Проведены металлографические исследования макро- и микроструктуры. Исследования показали отсутствие дефектов в металле шве и ЗТВ. Твердость металла шва составляет *HB* 184, металла ЗТВ — *HB* 172 при допустимых для стали 20ХМФЛ *HB* 104–223, а для металла шва — *HB* 150–240.

Таким образом, проведенные испытания ремонтной заварки условного дефекта на пластине из стали 20ХМФЛ по разработанной технологии в соответствии с программой аттестационных испытаний, показали положительные результаты. Это позволило принять техническое решение и рекомендовать технологию для ремонтной сварки крышки ЦВД турбины К-300-240 из литой стали типа 20ХМФЛ. Разработан технологический процесс сварки и составлена технологическая инструкция по ремонтной сварке крышки корпуса ЦВД. Выборку трещин проводили с помощью пневмозубила и абразивных инструментов с периодическим контролем поверхности. Характер расположения выборок и их окончательные размеры приведены на рис. 6. После выборки трещин поверхность зачищали механическим способом и конт-

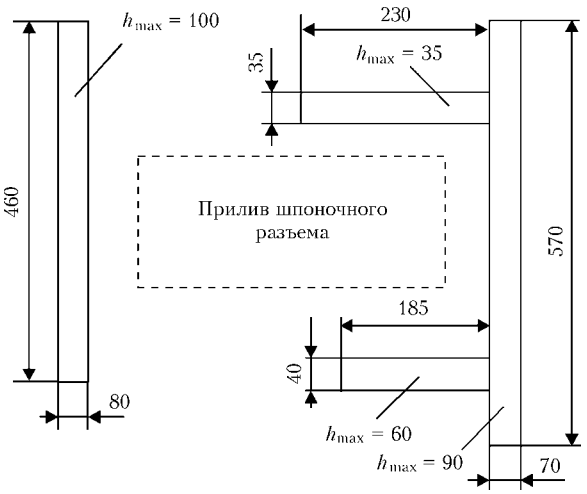


Рис. 6. Схема расположения выборок трещин на внутренней поверхности крышки корпуса ЦВД турбины К-300-240 (h — глубина выборки)

ролировали ВИК и цветной дефектоскопией. Результаты контроля удовлетворительные.

Заварку и последующий термический отдых места заварки проводили согласно разработанному технологическому процессу ремонтной сварки. Неразрушающий контроль отремонтированных участков показал высокое качество выполненных сварных соединений. Блок № 3 с турбиной К-300-240 был принят для дальнейшей эксплуатации.

Выводы

1. Исследована свариваемость типичной литой теплоустойчивой стали 15Х1М1ФЛ, широко применяемой для изготовления корпусного оборудования турбоагрегатов и пароводяной арматуры высокого давления.

2. Показано, что при ремонтной сварке корпусных деталей турбин для сварных соединений, выполненных перлитными электродами с предварительным и сопутствующим подогревом, взамен послесварочной термообработки может быть применен термический отдых.

3. Для ремонта поврежденных компонентов корпусного оборудования турбоагрегатов из литых теплоустойчивых сталей предложена технология сварки, предусматривающая применение предварительного и сопутствующего подогревов с последующим термическим отдыхом. При этом ресурс отре- монтированных турбоагрегатов может быть продлен на ограниченный срок.

1. *Хромченко Ф.А.* Сварочные технологии при ремонтных работах. — М.: Интермет Инжиниринг, 2005. — 368 с.
2. *Анохов А.Е., Корольков П.М.* Сварка и термическая обработка в энергетике. — Киев: Екотехнологія, 2006. — 319 с.
3. *Анохов А.Е., Хромченко Ф.А., Федина И.В.* Новая технология ремонтной сварки литых деталей из хромомолибденованадиевых сталей без термической обработки // Свароч. пр-во. — 1986. — № 10. — С. 15–17.
4. *РД 108.021.112–88.* Исправление дефектов в литых корпусных деталях турбин и арматуры методами заварки без термической обработки. — М., 1988. — 15 с.
5. *Анохов А.Е., Ганиев Ф.Б., Корольков П.М.* Совершенствование технологии ремонтной сварки и термообработки — основа продления ресурса паровых турбин // Монтаж. и спец. работы в стр-ве. — 2003. — № 7. — С. 7–11.
6. *Макаров Э.Л.* Холодные трещины при сварке легированных сталей. — М.: Машиностроение, 1981. — 247 с.
7. *Гривняк И.* Свариваемость сталей. — М.: Машиностроение, 1984. — 215 с.
8. *Шоршоров М.Х., Чернышева Т.А., Красовский А.И.* Испытание металлов на свариваемость. — М.: Металлургия, 1972. — 240 с.
9. *Касаткин Б.С., Бреднев В.И., Волков В.В.* Методика исследования кинетики деформаций при замедленном разрушении // Автомат. сварка. — 1981. — № 11. — С. 1–3.
10. *Касаткин Б.С., Мусияченко В.Ф.* Низколегированные стали высокой прочности для сварных конструкций. — Киев: Техніка, 1970. — 188 с.
11. *Козлов Р.А.* Водород при сварке корпусных сталей. — Л.: Судостроение, 1969. — 175 с.
12. *Шоршоров М.Х., Белов В.В.* Фазовые превращения и изменение свойств стали при сварке. — М.: Наука, 1972. — 220 с.
13. *Козлов Р.А.* Сварка теплоустойчивых сталей. — Л.: Машиностроение, 1986. — 160 с.
14. *А. с. 202383 МПК В 23 К 9/00.* Способ многопроходной сварки / С. Е. Синадский // БИ № 19 от 4.09.1967.

ПРОЕКТ 7.21

Дослідження методів і розробка засобів та технологій визначення координат витоків в трубопроводах аварійнонебезпечних систем водо-, тепло-, нафто- та газопостачання

КОРЕЛЯЦІЙНІ МЕТОДИ Й ТЕХНОЛОГІЇ ПОШУКУ ВИТОКІВ У НАПІРНИХ ТРУБОПРОВОДАХ

В.С. ГОДЛЕВСЬКИЙ, д-р техн. наук (ДП «ДИСИТ» НАН України), **В.О. ТРОЇЦЬКИЙ**, д-р. техн. наук, **О.Г. БОНДАРЕНКО**, канд. техн. наук (Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Проводиться аналіз обумовлених неточністю вихідних даних похибок визначення координат витоків відомих кореляційних течошукачів. Показано, що деякі похибки не можуть бути усунені для цих течошукачів. З метою підвищення точності пошуку витоків пропонується активний кореляційний метод. Наводиться його опис.

Ключові слова: *кореляційний течошукач, пасивний кореляційний метод, активний кореляційний метод, антени-вібратори, синтезатор зондувальних сигналів, похибка пошуку витоків, джерела похибок, корозія стінок труби, пластмасові трубопроводи, пінополіуританова ізоляція*

На сьогодні багато трубопровідних систем водо-, тепло-, нафто- та газопостачання в Україні пропрацювали тривалий час і є зношеними. Частота виникнень аварій на них щороку збільшується. Трубопроводи таких систем є схованими. Вони прокладені під землею, автомобільними й залізничними дорогами, ріками, технологічними об'єктами. У доступному для огляду майбутньому з ряду причин заміна всіх зношених трубопроводів на нові не є можливою.

За таких умов важливими є методи та засоби швидкого й точного визначення координат виникнення аварій на трубопроводах (наскрізних дефектів, через які виникає витік середовищ, що транспортуються) і оцінки стану стінок трубопроводів з метою визначення потенційно небезпечних ділянок.

Основними приладами, які застосовуються в пошуково-діагностичних лабораторіях європейських і інших країн, є кореляційні течошукачі (детектори витоків). Вони найбільш продуктивні й чутливі серед приладів інших типів. У пошуково-діагностичних лабораторіях кореляційні течошукачі доповнюються метало- та трасошукачами, акустичними течошукачами та іншими допоміжними приладами, які технологічно підтримують процес пошуку витоків кореляційними детекторами витоків.

У табл. 1 наведено типи кореляційних течошукачів, розроблених у різних країнах.

З метою оцінки чутливості й точності кореляційних течошукачів фахівцями АУ «Мосводопровод» і Академії комунального господарства ім. К.Д. Панфілова (м. Москва) проведені натурні порівняльні випробування за участю відомих фірм розроблювачів і виробників. У випробуваннях з контролюючими функціями беруть участь представники цих фірм. Докладні відомості про умови й результати випробувань наведені на сайті www.disit.com.ua.

Результати проведених випробувань показали, що кореляційні течошукачі «КОРШУН» мають кращі параметри за точністю й чутливістю порівняно з іншими приладами. Тільки кореляційний течошукач Archimedes (фірма «Primayer», Великобританія) показав приблизно однакові параметри за чутливістю й точністю з приладом «КОРШУН-9». Однак течошукач «КОРШУН-9» має значно кращі параметри за іншими важливими показниками (припустимими температурними діапазонами роботи й зберігання, пило-, волого- та віброзахищенністю). У цей час виробляється кореляційний течошукач «КОРШУН-10» (рис. 1), що

Таблиця 1. Типи кореляційних течошукачів різних країн світу

Тип кореляційного детектора витоків	Фірма-виробник (країна)
Correlux-P1	«Seba KMT» (Німеччина)
Lokal 100/5	«Fast» (Німеччина)
Lokal 300	»
Archimedes	«Primayer» (Великобританія)
Eureka	»
Microcorr	«Palmer» (Великобританія)
LC2100	«Fuji Tecom» (Япония)
DF-5000	«Metrovib» (Франція)
SeCorr® o8	«Sewerin» (Німеччина)
LOG-3000	«Wagamet» (Швейцарія)
Aquascan 6500	«Gutermestechnik» (Швейцарія)
Aquascan	»
«КОРШУН-8»	«ДИСИТ» (Україна)
«КОРШУН-9»	»
«КОРШУН-10»	ІЕЗ ім. Є.О. Патона, «ДИСИТ» (Україна)

© В.С. ГОДЛЕВСЬКИЙ, В.О. ТРОЇЦЬКИЙ, О.Г. БОНДАРЕНКО, 2009



Рис. 1. Загальний вигляд течошукача «КОРШУН-10»

має кращі параметри чутливості й точності, ніж «КОРШУН-9».

На жаль, показники точності й чутливості сучасних кореляційних течошукачів, у тому числі й течошукача «КОРШУН-10», є недостатніми при пошуку витоків на металевих трубопроводах, товщина стінки труб яких через вплив корозії хаотично зменшилася в порівнянні з вихідними значеннями на трубопроводах, що прокладені в гільзах на потенційно небезпечних ділянках трас, пластмасових трубопроводах, трубопроводах з пінополіуретановою ізоляцією, протяжних трубопроводах, трубопроводах зі значними по площі наскрізними дефектами та ін.

Головна причина недостатньої точності сучасних кореляційних течошукачів полягає в обмежених можливостях пасивного кореляційного методу, що застосовується на покладений в основу створення наведених вище кореляційних течошукачів.

Пасивний кореляційний метод. Сутність пасивного кореляційного методу, який покладений в основу створення сучасних течошукачів, пояснюється блок-схемою, що наведена на рис. 2.

З обох боків ділянки трубопроводу, що діагностуються, встановлені датчики *1* для перетворення в електричні сигнали гідравлічних хвиль, які створює середовище, що витікає під тиском з отвору в стінці труби (рідина або газ). Сигнали від датчиків передаються з вхідних електронних блоків *2* в обчислювальний блок *3*, що визначає різницю часу приходу хвиль від витоку до датчиків, яка

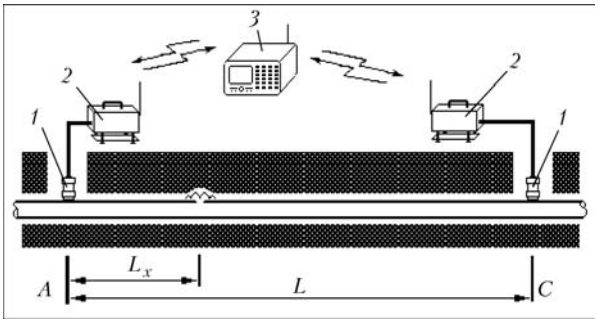


Рис. 2. Блок-схема пасивного кореляційного методу

знаходиться обчисленням й обробкою кореляційної функції:

$$K_{A,\,C}(\tau) = \frac{1}{T_0}\int_0^{T_0} U_A(t)U_C(t-\tau)d\tau, \qquad (1)$$

де $U_A(t)$, $U_C(t)$ — сигнали датчиків відповідно A і C; τ — часовий аргумент кореляційної функції, що приймає як позитивне, так і негативне значення.

Значення τ, при якому модуль кореляційної функції приймає максимальне значення, дорівнює різниці в часі $\Delta\tau$ досягнення гідравлічними хвилями датчиків A і C.

Часова затримка між сигналами, що відповідає максимуму кореляційної функції, характеризує місце розташування витоку. При $\tau = 0$ координата витоку збігається з центром ділянки трубопроводу, що діагностується. Перерахування часового аргументу τ в просторову змінну проводиться від середини ділянки трубопроводу, що діагностується. При цьому координата витоку для трубопроводів із рідиною визначається по наступній формулі:

$$L_x = \frac{L}{2} - \frac{v\Delta t}{2}, \qquad (2)$$

де L_x — відстань уздовж трубопроводу від точки A до місця витоку; L — відстань по трубі між датчиками A і C; v — швидкість поширення поперечної гідравлічної хвилі уздовж ділянки трубопроводу, що діагностується; Δt — різниця в часі поширення гідравлічної хвилі від витоку уздовж трубопроводу до точок C і A.

Слід відмітити, що основна функція, яка виконується пасивним кореляційним течошукачем, зводиться до виміру різниці часу Δt поширення гідравлічної хвилі від витоку уздовж трубопроводу до датчиків A і C. Крім цього, він виконує ряд додаткових функцій: аналогова й цифрова фільтрація вихідних сигналів U_A і U_C від перешкод; обчислення швидкості v за паспортними даними трубопроводу й координати (2); заміну часового аргументу τ функції (1) у просторову змінну по довжині трубопроводу; ряд інтерфейсних функцій.

Точність визначення координати витоку, як це походить з (2), залежить від точності виміру різниці в часі досягнення гідравлічними хвилями датчиків від координати витоку, завдання довжини ділянки, що діагностується, й завдання швидкості поширення гідравлічних хвиль. З урахуванням похибок виміру та обчислення параметрів правої частини формули (2) вона приводиться до вигляду

$$L_x + \Delta L_x = \frac{L + \Delta L}{2} - (v + \Delta v)\,\frac{\Delta t + \Delta(\Delta t)}{2}, \qquad (3)$$

де ΔL — похибка завдання довжини ділянки труби, що діагностується, м; v — реальна швидкість поширення гідравлічної хвилі, м/с; Δv — похибка завдання реального значення швидкості поширення гідравлічної хвилі, м/с; $\Delta(\Delta t)$ — приладо-

ва похибка визначення різниці в часах приходу гідравлічних хвиль до датчиків A і C від витоку, с; ΔL_x — похибка обчислення координати витоку, що обумовлена наявністю в (3) ΔL, Δv, $\Delta(\Delta t)$.

З (2) і (3) випливає вираз для абсолютної похибки визначення координати витоку ΔL_x:

$$\Delta L_x \cong \frac{\Delta L}{2} - \frac{\Delta v \Delta t}{2} - \frac{v\Delta(\Delta t)}{2}. \qquad (4)$$

Сучасні кореляційні течошукачі (наприклад [1]) мають малі приладові похибки виміру $\Delta(\Delta t)$ (при невисокому рівні шумових сигналів порівняно із сигналами, які створюються витоками). Тому можна розглядати тільки складову похибки визначення координат витоку, що обумовлена похибками завдання значень параметрів труби й середовища, що транспортується (так звану трансформовану похибку):

$$\Delta L_x \cong \frac{\Delta L}{2} - \Delta v \frac{\Delta t}{2}. \qquad (5)$$

Підкреслимо, що значення Δt в (5) є апріорі невідомим і практично не залежить від похибок завдання довжини ΔL та швидкості Δv. Для наближеного аналізу й оцінки похибки визначення координати витоку ΔL_x використаємо для Δt залежність

$$\Delta t = \frac{L - L_x}{v_\text{р}} - \frac{L_x}{v_\text{р}} = \frac{L - 2L_x}{v_\text{р}}, \qquad (6)$$

де L — реальні значення довжини ділянки труби, що діагностується; $v_\text{р}$ — реальны значення швидкості поширення гідравлічної хвилі.

Після підстановки (6) в (5) і переходу при цьому до модулів одержимо оцінку:

$$|\Delta L_x| \le \frac{|\Delta L|}{2} + |\Delta v| \frac{|L - 2L_x|}{2v_\text{р}}. \qquad (7)$$

Для зручності подальшого аналізу впливу різних факторів на точність визначення координат витоків перейдемо в (7) до безрозмірних відносних наведених похибок, для чого поділимо ліву й праву частини оцінки (7) на довжину L труби ділянки, що діагностується:

$$|\delta L_x| \le \frac{|\delta L|}{2} + \left|\frac{\delta v}{2}\right| \left|1 - 2\frac{L_x}{L}\right|, \qquad (8)$$

де $\delta v = \Delta v / v = \Delta v / v_\text{р}$; $\delta L = \Delta L / L$; $\delta L_x = \Delta L_x / L$.

Відзначимо, що модуль наведеної (та абсолютної) похибки визначення координати витоку приймає найбільше значення в тому випадку, коли витік перебуває поруч із датчиком (у межі при $L_x \cong 0$ або при $L_x \cong L$). При цьому (8) приймає вигляд

$$|\delta L_x| \le \frac{|\delta L|}{2} + \frac{|\delta v|}{2}. \qquad (9)$$

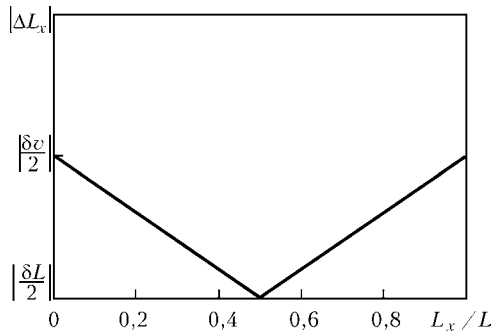


Рис. 3. Залежність оцінки модуля наведеної похибки від розташування витоку на діагностуємій ділянці трубопроводу

Мінімальне значення модуля наведеної похибки визначення L_x досягається при $L_x = L/2$, при цьому $\delta L_x = \delta L/2$. Графік залежності оцінки модуля наведеної похибки (9) від розташування витоку на ділянці трубопроводу, що діагностується, від значення відносини L_x/L наведено на рис. 3.

Найбільш складним є завдання апріорного визначення з необхідною для практики точністю реального значення швидкості поширення гідравлічних хвиль по трубопроводу із середовищем, що транспортується, створюваних витоками. Для пасивних кореляційних течошукачів ця швидкість розраховується за класичною формулою Кортвега–Жуковського [2]:

$$v = \frac{v_0}{\sqrt{1 + \frac{D \cdot K}{d \cdot E}}}, \qquad (10)$$

де v_0 — швидкість звуку в середовищі, що транспортується (воді, нафтопродуктах, природному газі, повітрі та ін.); D — умовний (внутрішній) діаметр труби; K — об'ємний модуль пружності рідини; d — товщина стінки труби; E — модуль пружності Юнга матеріалу труби.

За практичного застосування формули (10) відсутня можливість точного завдання значень фізичних параметрів трубопроводу й середовища, що транспортується по ньому. Похибки завдання значень цих параметрів залежать від багатьох факторів. Невірогідність вихідної інформації є причиною того, що фірми-розроблювачі кореляційних течошукачів приводять у своїх інструкціях різні значення швидкості цих хвиль для трубопроводів тих самих діаметрів. Ці відмінності досягають великих значень, що видно, наприклад, з наведених у табл. 2 рекомендованих розроблювачами кореляційних течошукачів значень швидкостей поширення гідравлічних хвиль у сталевих трубопроводах з холодною водою для конкретних діаметрів. В останньому рядку цієї таблиці наведені рекомендовані фірмами відносні розбіжності значень швидкості поширення гідравлічних хвиль. Ці розбіжності досягають великих значень і призводять до значних відмінностей у показаннях координат витоку приладів різних фірм на тій самій ділянці трубопроводу. Наприклад, відмінність у показниках координати витоку на трубопроводі

Таблиця 2. Швидкості поширення гідравлічних хвиль (v, м/с) у сталевих трубопроводах залежно від діаметру труби

Назва течошукача (країна)	D, мм				
	100	300	400	800	1000
Correlux-P1 (Німеччина)	1300	1120	1040	970	900
Archimedes (Великобританія)	1330	1150	1060	980	910
Lokal 100/5 (Німеччина)	1265	1166	1130	–	–
Digital-microcorr (Великобританія)	1291	1148	1113	1039	1019
DF-5000 (Франція)	1268	1199	1153	–	–
«КОРШУН-10» (Україна)	1260	1125	1097	1019	975
δv_{max}	0,055	0,070	0,108	0,071	0,134
Примітка. δv_{max} — відносна різниця між швидкостями по течошукачам $\delta v = (\max v - \min v)/\min v$.					

довжиною 100 м і діаметром 1000 мм кореляційними течошукачами Correlux-P1 («Seba KMT», Німеччина) і Microcorr («Palmer», Великобританія) може досягати 6 м, якщо витік розташований поруч із одним з датчиків. Це походить з (9) і з останнього рядка табл. 2.

Такі великі відмінності значень швидкості, що рекомендуються різними фірмами, обумовлені багатьма факторами. До них відносяться, насамперед, відмінності стандартів для труб у різних країнах (це середня товщина стінок труб для конкретного діаметра; типи сталей і прийняті при розрахунках їхні модулі пружності Юнга). Ще більші відмінності існують між значеннями, що рекомендуються фірмами, швидкості поширення гідравлічних хвиль у пластмасових трубопроводах з холодною водою при температурі 20 °С, що видно з табл. 3 і 4.

Джерела похибок у пасивних течошукачах. Джерелами трансформованих похибок визначення координат витоків у напірних трубопроводах пасивними кореляційними течошукачами є наступні фактори.

Відхилення реальної товщини стінки труби від паспортного значення. Це відхилення є непрогнозованим. Воно обумовлено, насамперед, внутрішньою й зовнішньою корозією стінок трубопроводу. Корозія може привести до дворазового (і більшого) зменшення товщини стінок труби порівняно з вихідними паспортними значеннями. Відхилення реальних значень від стандартних паспортних обумовлені також виробничими розкидами при виготовленні труб. Особливо істотними ці розкиди є для пластмасових труб.

Відносне відхилення реальної швидкості поширення гідравлічної хвилі v_p від паспортного значення цієї швидкості v, яка розрахована за формулою (10) при паспортних значеннях параметрів труби й середовища, $\delta v = (v_p - v)/v$ обумовлене відхиленням реальної товщини стінки труби d_p від паспортного значення d й визначається залежністю

$$\delta v = \frac{DK/(dE)}{2(1 + DK/(dE))}\,\delta d, \qquad (11)$$

де $\delta d = (d_p - d)/d$.

З (11) видно, що чим менший модуль пружності E матеріалу стінки труби, тим більший вплив відхилення реальної товщини стінки труби від її паспортного значення. Тому виробничі відхилення при виготовленні пластмасових труб впливають на реальне значення швидкості v_p значно сильніше, ніж у випадку сталевих або чавунних труб.

Таблиця 3. Швидкість поширення v (м/с) гідравлічних хвиль у трубопроводах із твердого поліетилену

D, мм	Correlux-P1 (Німеччина)	«КОРШУН» (Україна)	Archimedes (Великобританія)	δv_{max}
16	480	485	395	0,185
20	450	460	395	0,141
25	430	445	380	0,146
40	430	435	380	0,126
60	430	425	370	0,139
80	400	410	370	0,097
120	400	395	370	0,075
150	400	370	370	0,075
200	320	350	350	0,086

Таблиця 4. Швидкість поширення v (м/с) гідравлічних хвиль у трубопроводах з полівінілхлориду

Діаметр трубопровода, мм	Correlux-P1 (Німеччина)	«КОРШУН» (Україна)	Archimedes (Великобританія-британія)	δv_{max}
16	600	620	660	0,091
20	550	590	660	0,167
25	500	570	565	0,115
40	485	550	565	0,150
60	460	530	540	0,148
80	440	500	540	0,185
120	420	475	530	0,207
150	420	460	530	0,207
200	420	450	530	0,207
250	400	440	520	0,230

Відмінність реальної температури середовища, що транспортується, від її стандартного значення. Деякі фізичні параметри, які фігурують у розрахунковій формулі (10), істотно залежать від температури. До цих параметрів відноситься швидкість звуку в середовищі, яке транспортується, модуль об'ємної пружності цього середовища, а також модуль пружності матеріалу стінок труб. На рис. 4 показана залежність швидкості звуку в питній воді від температури, яка одержана за даними [3, 4].

У всіх відомих кореляційних течошукачах, крім приладу «КОРШУН» [1], температурні залежності параметрів труби й середовища, яке транспортується, не враховуються, що приводить до істотних відхилень реальних значень швидкості поширення гідравлічної хвилі від її стандартних значень, розрахованих при 20 °С і наведених у табл. 2–4. Особливо істотний вплив температури середовища, що транспортується, на швидкість гідравлічних хвиль є характерним для пластмасових трубопроводів через значні температурні залежності модулів пружності пластмас, які застосовуваються.

Розглянуті джерела трансформованих похибок є причиною можливих великих похибок визначення координат витоків сучасними кореляційними течошукачами. Його пасивність полягає насамперед у тім, що використовувані у формулі (2) значення швидкості поширення гідравлічної хвилі для кожного конкретного трубопроводу, що діагностується, є апріорно обчисленими за паспортним значенням параметрів труби й середовища, які відрізняються від реальних значень. Для збільшення точності пасивних кореляційних течошукачів необхідно мінімізувати відмінності використовуваних при розрахунках значень швидкості за формулою (10) значень параметрів труби й середовища від реальних значень. Це можна забезпечити, наприклад, шляхом попереднього виміру й обліку реальних значень температури, тиску й швидкості руху середовища для трубопроводу, який діагностуються, проведення експериментальних вимірів осесиметричних короткочасних модулів пружності стінок труб різних типів і їхніх температурних залежностей, що особливо важливо для трубопроводів, виготовлених з пластмаси. Такі способи, безумовно, необхідно використовувати, оскільки вони є корисними в багатьох випадках на практиці.

Однак проведення вимірів реальної товщини стінок схованих трубопроводів, які діагностуються, не завжди є можливим. Крім цього, існують ряд додаткових факторів, які також впливають на швидкість поширення гідравлічних поперечних хвиль, а у формулі Кортвега–Жуковського взагалі не враховуються: вплив на швидкість звуку у воді наявних у ній пухирців нерозчиненого повітря, овальність стінок труби, її товстостінність, швидкість руху середовища та ін. Тому можливості кореляційного методу пошуку витоків доцільно розширити з метою збільшення точності пошуку за невідомих фізичних параметрів трубопроводу й середовища, яке транспортується, що дозволяє забезпечити активний кореляційний метод.

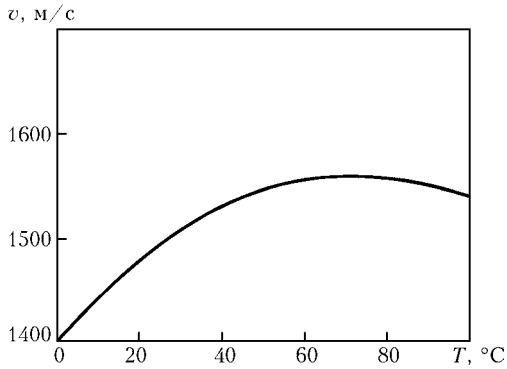


Рис. 4. Залежність швидкості звуку в питній воді від температури

Активний кореляційний метод. З метою обліку реальних параметрів і властивостей трубопроводу, який діагностується, й середовища, що транспортується, доцільно апріорне обчислення швидкості поширення гідравлічних хвиль замінити на адаптивний експериментальний вимір швидкості поширення хвиль для кожного конкретного трубопроводу. Адаптивний експериментальний вимір швидкості можна проводити за допомогою активного кореляційного методу. Блок-схема приладового комплексу, що реалізує активний кореляційний метод, наведена на рис. 5.

Активний кореляційний течошукач відрізняється від пасивних течошукачів наявністю у своєму складі додатково синтезатора зондувальних сигналів *4*, антени *5* і нової модифікованої програми обробки сигналів (крім блоків *1–3* пасивного течошукача). Сутність активного кореляційного методу полягає в тому, що синтезатор *4* і антена *5* створюють у трубопроводі поперечні осесиметричні гідравлічні хвилі, аналогічні хвилям, які створюються витоком. Тому встановлена на трубу антена *5*, що створює в трубопроводі гідравлічні хвилі, сприймається кореляційним течошукачем у складі блоків *1–3* як реальний витік. Це дає можливість при відомій довжині L трубопроводу, що діагностується, й координаті L_1 установки антени визначити реальну швидкість поширення гідравлічної хвилі від витоку в трубопроводі при невідомих його фізичних параметрах за виразом

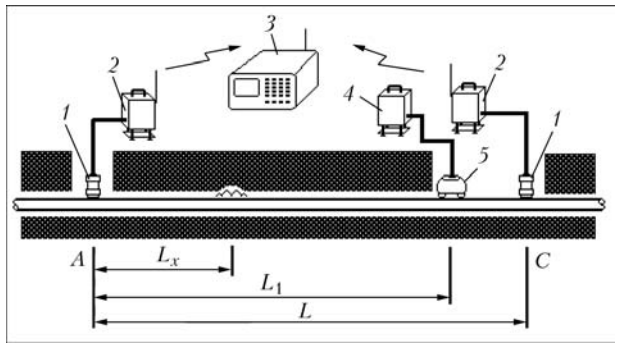


Рис. 5. Блок-схема активного кореляційного методу



Рис. 6. Генератор зондувальних поперечних гідравлічних хвиль

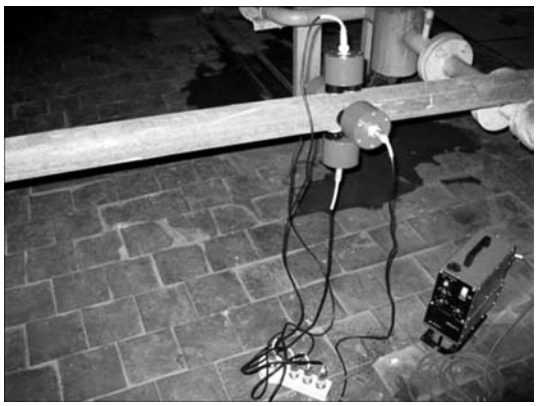


Рис. 7. Загальний вигляд установки вібровипромінювачів на трубопровід

$$v_{\text{р}} = (L - 2L_1)/\Delta t_{\text{р}},$$

де $\Delta t_{\text{р}}$ — реальна різниця часів досягнення хвиль датчиків, що обчислюється кореляційним течошукачем для конкретного трубопроводу.

На рис. 6 наведено зовнішній вигляд розробленого відповідно до цього проекту генератора зондувальних сигналів, до складу якого входить синтезатор сигналів *4* і антена *5*, що складається із двох вібраторів-випромінювачів із магнітними тримачами. Антена *5* повинна містити чотири вібратори-випромінювача для того, щоб спільно генеровані ними поперечні хвилі були близькими до вісесиметричних поперечних хвиль.

Загальний вигляд установки вібровипромінювачів антени на трубопровід представлений на рис. 7.

Технологія пошуку витоків активним кореляційним методом. Технологія пошуку витоків на трубопроводі активним кореляційним методом зіштовхується з необхідністю вирішення завдання відділення спектра зондувальних сигналів від спектра гідравлічних хвиль, що створюються витоком (витоками). Виконання цієї умови є необхідним для того, щоб кореляційні функції, що створюються сигналами витоку, й зондувальних сигналів не спотворювали один одного при накладанні, що можливо у разі збігу спектрів. Тому в синтезатор зондувальних сигналів уведений генератор білого шуму й фільтри верхніх і нижніх частот, які призначені для переносу спектра сигналів, що надходять на вібровипромінювачі антени, по всій частотній області. При установці параметрів цих фільтрів попередньо за допомогою пасивного кореляційного течошукача типу «КОРШУН-10» визначаються спектри сигналів витоку й спектри перешкод. Після цього параметри фільтрів установлюються таким чином, щоб частотний спектр зондувальних гідравлічних хвиль, які створюються вібровипромінювачем антен, не перетинався як із частотними спектрами сигналів перешкод, так і зі спектрами гідравлічних хвиль, які створюються витоком.

Області застосування активного кореляційного методу. Активний кореляційний течошукач не тільки дає можливість проводити визначення реальних значень швидкості поширення гідравлічних хвиль у трубопроводі, який діагностується, для забезпечення необхідної точності визначення витоків, але й відкриває додаткові нові можливості порівняно з пасивними течошукачами. Так, активний кореляційний течошукач дозволяє визначати усереднене потоншення стінок діагностуємої ділянки трубопроводу для оцінки її загального технічного стану за формулою

$$d_{\text{р}}(T) = \frac{D(T)v_0^2(T)\rho(T)}{E(T)[v_0^2(T)/v_{\text{р}}^2(T) - 1]},$$

де $\rho(T)$ — щільність середовища, що транспортується, при температурі T.

Оскільки штучно створені поперечні гідравлічні хвилі переломлюються й відбиваються від наскрізних дефектів у стінці труби (при їх наявності), то це дає можливість визначати кореляційним течошукачем координати дефектів при малих залишкових тисках у трубі (наприклад, при великих площах наскрізних дефектів). Наявність ефекту переломлення й відбиття штучних хвиль від дефектів дає також можливість пошуку витоків у трубопроводах з пінополіуритановою теплоізоляцією. Це пояснюється тим, що в таких трубопроводах вода, що витікає із сталевої труби, створює малі по амплітуді гідравлічні поперечні хвилі через малий перепад тиску, що обумовлено конструкцією трубопроводу (впливом пінополіуританової теплоізоляції й зовнішньої пластмасової оболонки). Тому чутливості звичайних (пасивних) кореляційних течошукачів є недостатніми для визначення координат витоків при використанні тільки гідравлічних хвиль, які створюються середовищем, що транспортується та витікає.

1. *Годлевский В.С.* Методика поиска утечек корреляционным течеискателем «КОРШУН-9». — Киев: ДИСИТ, 2004. — 121 с.
2. *Жуковский Н.Е.* О гидравлическом ударе в водопроводных трубах. — М.;Л.: Гостехиздат, 1949. — 146 с.
3. *Хилл К.* Применение ультразвука в медицине (Физические основы). — М.: Мир, 1989. — 682 с.
4. *Бражников Н.И.* Ультразвуковые методы. — М.;Л.: Энергия, 1965. — 208 с.

ПРОЕКТ 7.22

Підвищення ресурсу експлуатації тонколистових транспортних конструкцій шляхом розробки та застосування технології формування механічних та клеємеханічних з'єднань методом продавлювання

УДК 621.791.019:658.562

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ФОРМИРОВАНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ И КЛЕЕМЕХАНИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЙ МЕТОДОМ ПРОДАВЛИВАНИЯ

Ю.С. ВАСИЛЬЕВ, канд. техн. наук, **Л.С. ПАРШУТИНА**, инж., **А.Н. ЧУКАШКИН**, рабочий
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Исследованы процессы формирования механических соединений тонколистовых металлов с антикоррозионным покрытием способом продавливания при наличии между сопрягаемыми поверхностями клеевых композиций различной вязкости. Установлены предельные значения реологических характеристик клеев, влияющих на формообразование клеемеханических соединений. Разработана высоконаполненная клеевая композиция холодного отверждения на силикон-полиуретановой основе, не препятствующая образованию клеемеханических соединений. Разработано и изготовлено прессовое оборудование на основе пневмопривода, обеспечивающее усилие сжатия до 20 кН.

Ключевые слова: *металлические тонколистовые конструкции, формоизменяющие технологии, механические соединения, клеемеханические соединения, клеевые гибридные композиции, наполнители, полидисперсное наполнение*

Конкуренция между материалами в транспортном машиностроении определяется непрерывно растущими требованиями к снижению массы конструкций, повышению надежности и долговечности транспортных средств, комфорту и совместимости с окружающей средой. Доля алюминиевых сплавов, пластмасс и композиционных материалов в кузовном производстве транспортных конструкций постоянно возрастает. Тем не менее, сталь благодаря своему потенциалу технологического новаторства, высокой экономичности и совместимости с окружающей средой остается перспективным конструкционным материалом, который будет преобладать в транспортном машиностроении и в будущем [1]. При использовании сталей повышенной и высокой прочности уменьшение толщины листа позволяет сохранить стоимостные характеристики транспортного средства, однако при этом значительно возрастают требования к надежной и долговечной защите конструкции от коррозии.

Известно, что оцинковка в силу присущего ей электрохимического механизма защиты металла является наиболее действенным способом антикоррозионной обработки тонколистовых сталей в кузовном производстве транспортных средств. Все большую популярность приобретают комбинированные системы, содержащие металлизованные и полимерные покрытия, отличающиеся высокими показателями деформируемости, свариваемости, лакируемости и стойкости против старения. Разработка и внедрение новых материалов и покрытий требует освоения современных методов соединения элементов транспортных конструкций.

В последние годы в ряде отраслей промышленности расширяется использование клеевых соединений в элементах тонколистовых конструкций, которые не испытывают значительных нагрузок. Это объясняется тем, что клеевые соединения имеют низкие характеристики надежности при неравномерном отрыве и отдире. Известны проблемы, связанные с изменением свойств клеев в результате старения, необходимостью создания контактного давления и фиксации деталей на время отверждения клеев. Для устранения указанных недостатков клеевые соединения сочетают с соединениями, получаемыми другими способами, обеспечивающими дополнительные локальные связи между деталями.

Комбинированные клеесварные соединения, получаемые контактной точечной сваркой (КТС) деталей по слою клея, предварительно нанесенного на сопрягаемые поверхности, широко используются при производстве тонколистовых конструкций из низколегированных сталей [2]. При выполнениия КТС металлических листов с покрытиями имеют место определенные сложности. Кроме того, в результате высокотемпературного воздействия КТС металлические и органические покрытия выгорают, что требует выполнения дополнительных операций по коррозионной защите.

Клеезаклепочные и клееболтовые соединения отличаются наиболее высокими прочностными характеристиками, особенно в условиях динамического нагружения. Однако наличие отверстий в сое-

© Ю.С. ВАСИЛЬЕВ, Л.С. ПАРШУТИНА, А.Н. ЧУКАШКИН, 2009

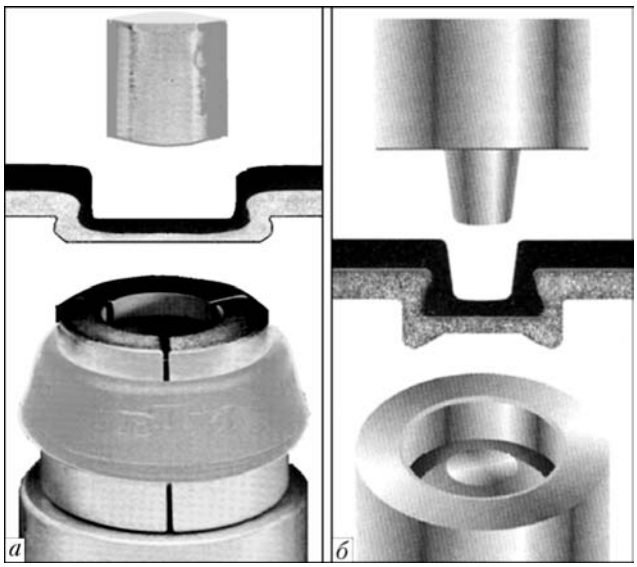


Рис. 1. Соединения, полученные методом продавливания: *а* — Clinch; *б* — ТОХ

диняемых деталях не только ослабляет сечение, но и создает определенные технологические сложности в процессе формирования неразъемных соединений.

Использование технологии локальной пластической деформации путем продавливания пуансоном соединяемых листов металла в штамп-матрицу исключают многие проблемы формирования комбинированных соединений [3]. Запатентовано большое количество конструкторско-технологических решений по реализации формирования соединений типа «ласточкин хвост» (рис. 1). Следует отметить, что информация о таких способах соединения носит рекламный характер. В патентах приводятся технологические схемы процессов изготовления соединений без раскрытия конструктивных принципов создания оборудования и расчета силовых режимов формирования соединений.

Целью работы является разработка рекомендаций по технологии формирования механических и клеемеханических соединений оцинкованных сталей способом продавливания для повышения ресурса эксплуатаций тонколистовых конструкций транспортного машиностроения. Были решены следующие задачи: исследованы процессы контактного взаимодействия при продавливании соединяемых листов металла в матрицу; установлены требования к реологическим и физико-механическим характеристикам клеев для получения качественных соединений; разработаны технология и экспериментальное оборудование для формирования механических и клеемеханических соединений оцинкованных листов металла.

Формирование соединений способом продавливания относится к разряду технологий обработки металлов давлением и состоит из ряда последовательно протекающих операций (рис. 2): *I* — фиксация листов металла прижимным элементом; *II* — продавливание пуансоном соединяемых листов до контакта с наковальней (вытяжка); *III* — осадка соединяемых листов с уменьшением их толщины и одновременным увеличением площади поперечного сечения; *IV* — снятие готового соединения [4, 5].

Анализ напряженно-деформированного состояния в процессе вытяжки показал, что основную пластическую деформацию получает часть нахлестки соединяемых листов, находящаяся на плоском торце матрицы и ее скругленной кромке. При увеличении радиуса закругления матрицы $r_м$ уменьшается локализация пластической деформации в месте изгиба. Деформация листов на торцевой поверхности пуансона отличается тем, что металл постепенно огибает закругленную кромку пуансона в начальный момент вытяжки, когда усилие еще не достигло своего максимального значения. Если радиус закругления кромки пуансона мал по сравнению с его диаметром, то изгиб с пластическим деформированием не совпадает по времени с пиковой нагрузкой и не оказывает существенного влияния на последнюю.

Исследования процесса формирования соединений продавливанием проводили с использованием листов холоднокатаной низкоуглеродистой стали 08кп толщиной 0,55 и 1,00 мм, оцинкованной электролитическим способом с обеих сторон. Эта сталь относится к материалам глубокой вытяжки и широко применяется в штампосварных конструкциях транспортного машиностроения.

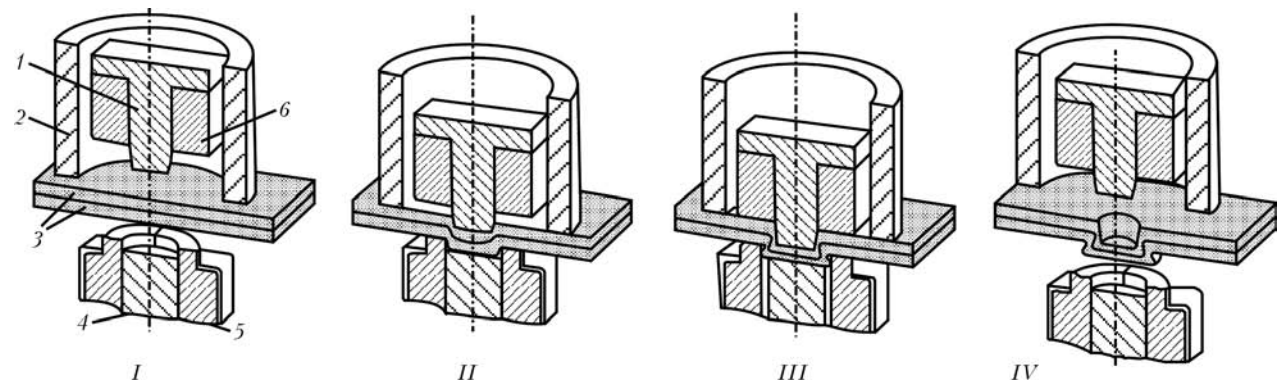


Рис. 2. Технологическая схема формирования соединения продавливанием с помощью раскрывающейся матрицы (Clinch-соединение) [5]: *I–IV* — см. в тексте; *1* — пуансон; *2* — прижим; *3* — соединяемые листы; *4* — наковальня; *5* — раскрывающаяся матрица; *6* — ограничитель

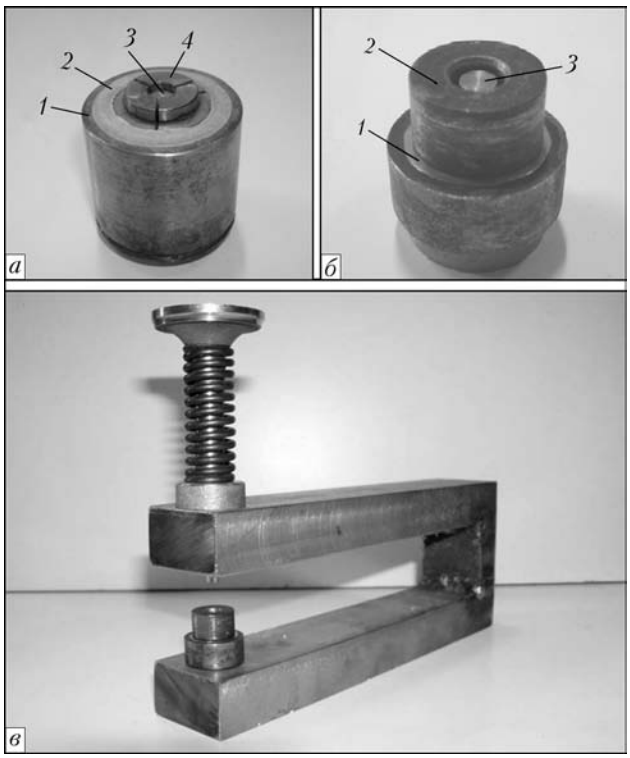


Рис. 3. Устройства для формирования соединений методом продавливания: *а* — раскрывающаяся Clinch-матрица (*1* — формующая головка цангового типа; *2* — наковальня; *3* — эластичная муфта; *4* — кондуктор); *б* — сборно-разборная TOX-матрица (*1* — формующая втулка; *2* — регулировочная прокладка; *3* — наковальня); *в* — внешний вид скобы

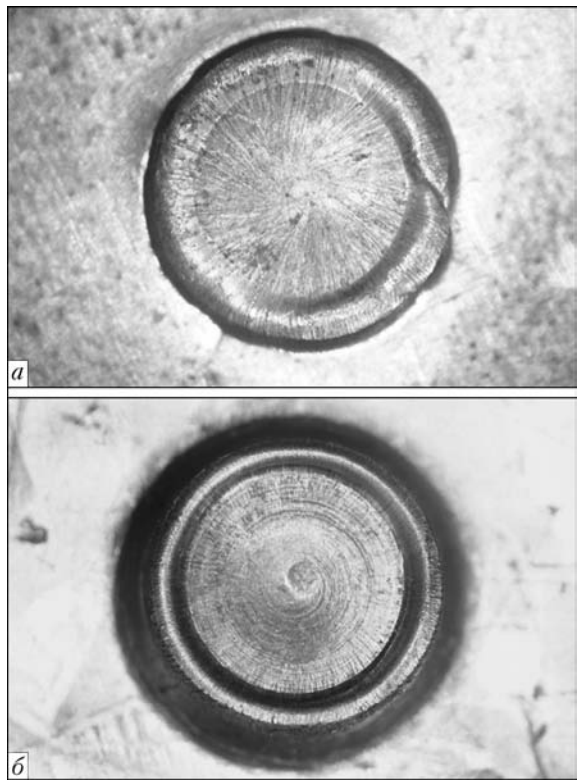


Рис. 4. Механический замок в Clinch-: (*а*) и TOX-соединения (*б*) (вид со стороны матрицы)

Разработаны жесткая TOX-матрица и раскрывающаяся Clinch-матрица, позволяющие формировать соединения из листов металла различной толщины за счет варьирования размеров внутреннего диаметра и высоты формующей втулки (рис. 3, *а, б*). Технологические исследования проводились при нагружении системы пуансон–матрица в скобе (рис. 3, *в*) на испытательной машине ZD-10 с регистрацией усилия сжатия в зависимости от перемещения пуансона.

Установлено, что для Clinch- и TOX-матрицы целесообразно использовать зазор z между пуансоном и стенкой матрицы разной величины. При использовании зазора меньшего, чем суммарная толщина листов металла ($z < t_0$) происходит утонение стенки «стакана» до заданного значения при относительно небольшом уменьшении толщины листов металла на торце пуансона. Этот прием использован при проектировании жесткой TOX-матрицы. Для снижения напряжений увеличен радиус закругления входной кромки матрицы до значений $r_м \sim 0{,}25–0{,}40\ t_0$.

В технологии формирования Clinch-соединения этап вытяжки следует проводить без утонения стенки при зазоре $z > 1{,}1\ t_0$, поскольку раскрытие Clinch-матрицы в процессе формоизменения нежелательно. При минимальном значении радиуса закругления матрицы $r_м \sim 0{,}05–0{,}10\ t_0$ происходит значительное увеличение напряжений в опасном сечении. Однако при глубине вытяжки до $1{,}5\ t_0$ напряжения растяжения от изгиба, хотя и превышают значения предела текучести металла, но перемещение листа по торцевой поверхности матрицы не позволяет ей раскрыться.

Образование «ласточкиного хвоста» имеет место в процессе осадки соединяемых листов между пуансоном и наковальней матрицы. Сближение рабочих поверхностей приводит к течению металла от центра к периферии, деформирование происходит скачками с образованием складок на границе раздела сталь 08кп–цинковое покрытие–наковальня матрицы. При этом наблюдается образование так называемых воротников, в которых возможно нарушение сплошности цинкового покрытия (рис. 4, *а*).

Формирование TOX-соединения осуществляется в результате течения металла между наковальней матрицы и пуансоном в замкнутый объем полости на периметре наковальни. Этот процесс соответствует холодной штамповке с принудительной вытяжкой металла. Образование «кнопочного» соединения происходит с более плотным взаимодействием листов металла, подверженных ориентационному утонению. Формирование соединения в замкнутом объеме ограничивает поверхностную деформацию листа металла, что способствует сохранению сплошности цинкового покрытия (рис. 4, *б*).

Известно [6], что использование клеевых композиций с вязкостью до 50 Па·с существенного влияния на процесс формирования клеемеханических соединений, получаемых методом продавливания, не оказывает, однако усложняет полный технологический цикл их изготовления. Сущест-

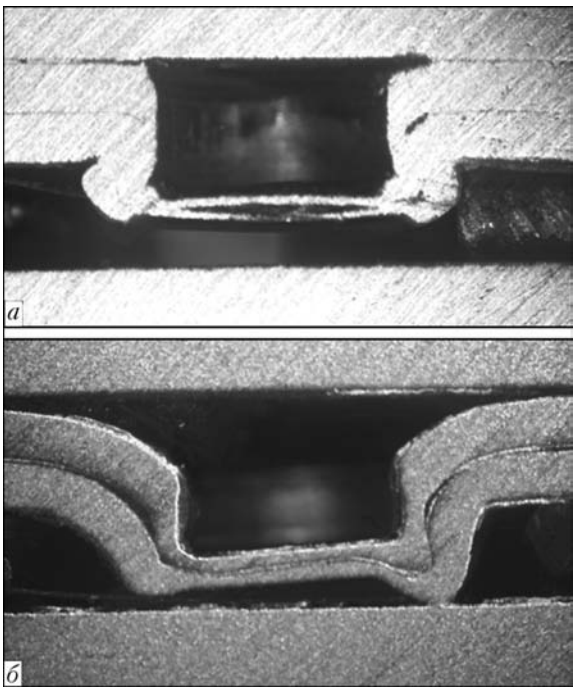


Рис. 5. Шлифы клеемеханических Clinch-соединения (клей ЭПУ-Н) (*а*) и ТОХ-соединения (клей ЭПУ-П) (*б*)

вует проблема дозированного нанесения жидких клеев на сопрягаемые поверхности, а выдавливание из полости нахлестки приводит к загрязнению изделия, оборудования и технологической оснастки. Регулирование вязкости клеевой композиции осуществляют введением различных наполнителей, которые, армируя клеевую прослойку, удерживают клей в зазоре нахлестки, способствуют сохранению равномерного по толщине клеевого слоя после его нанесения на криволинейные поверхности, повышают прочностные характеристики и трещиностойкость клеевой прослойки.

Исследование влияния клеевой прослойки на процесс формирования Clinch- и ТОХ-соединения проводили с использованием эпоксидно-полиуретановой клеевой композиции ЭПУ с различной степенью наполнения: ЭПУ-К — эффективная вязкость составляет около 80 Па·с; ЭПУ-Н — около 200 Па·с; ЭПУ-П — пастообразная.

Установлено, что композиция ЭПУ-К быстро выдавливается с контактной площадки и не препятствует получению качественных соединений, в то же время композиции ЭПУ-Н и ЭПУ-П оказывают различное влияние на всех стадиях формообразования соединений в Clinch- и ТОХ-матрице. В Clinch-соединении, где формоизменение происходит без утонения соединяемых листов, обнаружено два варианта скопления клея ЭПУ-Н: в кольцевой зоне под прижимом и в зоне пластического течения осадки за кромкой рабочей поверхности пуансона (рис. 5, *а*). В последнем случае имеет место растрескивание «кнопки», образующей заходы, что приводит к загрязнению раскрывающейся матрицы.

Отрицательное влияние клея ЭПУ-П на формирование ТОХ-соединения зарегистрировано уже на стадии прижима листов и приложения усилия на пуансон. В центре «кнопки» образуется зона всестороннего сжатия, которая препятствует движению пасты в кольцевую зону формирования вытяжки. Клей оказывается в замкнутом пространстве и образует «карман», разделяющий соединяемые листы. На стадии осадки клей из «кармана» вытесняется в область образования шейки и препятствует формированию «ласточкиного хвоста» (рис. 5, *б*). Использование клея ЭПУ-Н с вязкостью приблизительно 200 Па·с исключило образование «кармана» и способствовало получению качественного ТОХ-соединения.

Особенность гибридных нахлесточных соединений состоит в том, что в результате несоосности приложения нагрузки происходит деформация соединений, что вызывает перераспределение напряжений в клеевом слое с концентрацией на краю нахлестки. При достижении предельных напряжений происходит разрушение клеевой прослойки и гибридное соединение работает как чисто сварное или заклепочное.

Испытания клеемеханических образцов нагружением на срез при растяжении показали, что прочность Clinch- и ТОХ-соединения с композициями ЭПУ-К и ЭПУ-Н практически одинакова. Первоначальное разрушение происходило по клеевой прослойке при нагрузках в 2 раза больших, чем у образцов без клея, т. е. основную нагрузку воспринимает клеевая прослойка, а заклепка выполняет функцию фиксатора на время полимеризации клея.

Эксплуатация автомобилей с клеесварными соединениями показала, что отвержденная эпоксидная клеевая прослойка склонна к поверхностному растрескиванию при динамическом воздействии и термоциклировании. Прорастание трещин приводит к их заполнению агрессивными средами и интенсификации протекания щелевой коррозии.

Возможности рецептурных методов регулирования эксплуатационных свойств эпоксидных клеевых композиций ограничены узкими пределами варьирования входящих в систему компонентов (пластификаторов, растворителей, наполнителей и т. д.), содержание которых определяется технологическими требованиями формирования качественных клеемеханических соединений. Поэтому поиски новых нетрадиционных способов улучшения реологических и деформационных характеристик наполненных клеевых композиций попрежнему являются актуальными.

Исследовали гибридную клеевую композицию (ГКК), полученную в результате совмещения каучука с полиуретаном, что оказалось перспективным с точки зрения более широкого варьирования деформационно-прочностных и реологических свойств. Каучуковым компонентом служил кремнийорганический эластомер, наличие в его цепи концевых функциональных групп (Si–OH) играет важную роль в механизме «холодного» отверж-

дения, поскольку скорость реакции форполимера уретановой матрицы с концевыми изоцианатными группами и силикона сопоставима. Это позволило получить однокомпонентную систему в виде готовой клеевой композиции, упакованной в герметичном контейнере. Отверждение такого материала происходит за счет взаимодействия атмосферной влаги с гидролитически неустойчивыми группами в молекулах структурирующего агента и последующей реакции с блокированными концевыми группами силикона и форполимера.

Исследования физико-механических свойств экспериментальной ГКК показали высокую адгезионную способность к алюминиевым сплавам и оцинкованной стали, а также к замасленным поверхностям, имеющим место после штамповки (разрушение склеенных образцов на сдвиг при растяжении носило когезионный характер). В то же время высокое (до 400 %) относительное удлинение, характерно для эластомерных герметиков, эффективно защищающих нахлесточное соединение от щелевой коррозии. Для использования ГКК в качестве конструкционного клея необходимо повысить модуль упругости и механическую прочность, т. е. степень его сопротивления внешним силовым воздействиям.

Определяющую роль в физических и в первую очередь механических свойствах отвержденной клеевой прослойки играет каркас из твердых частиц и волокон — их упаковка, ориентация и степень заполнения объема. Согласно теории полидисперсного наполнения [7], наибольший эффект упрочнения структуры клеевого композита обеспечивается прерывистой гранулометрией дисперсных частиц. В этом случае мелкая фракция заполняет пустоты, неизбежно возникающие между более крупными частицами.

Установлено, что под влиянием твердой поверхности активного наполнителя происходит не только «укладка» молекул гибридной матрицы в кинетически выгодном положении, но и перераспределение межмолекулярных связей, катализирующих реакции полимеризации. Значительная роль при этом принадлежит водородным связям. Поэтому негидрофобизированные кремнеземы, содержащие на поверхности ОН-группы, ускоряют реакции сшивки, а гидрофобизированные никакого влияния не оказывают.

В исследованиях по наполнению экспериментальной полимерной гибридной матрицы использовали твердые порошки различной химической природы и дисперсности (аэросил, каолин, алюминиевая пудра, ультрадисперсный порошок карбида кремния, высокодисперсный порошок железа, технический графит).

Установлено, что введение аэросила и каолина, на поверхности которых находятся активные группы, способные взаимодействовать с полиуретановой составляющей гибридной матрицы, придает клеевой композиции монолитность, повышает когезионную прочность и герметичность. В зависимости от концентрации этих наполнителей изменяются реологические свойства композиций.

Нами использовался метод математического расчета плотности упаковки полифракционной сыпучей смеси с одновременным учетом характера взаимодействия гибридной полимерной матрицы с инертной неорганической поверхностью [8]. Это позволило решить следующие задачи: определить соотношение между различными фракциями инертных наполнителей в полифракционных смесях, что обеспечило оптимальную степень упаковки с наибольшей плотностью и модулем Юнга; установить предельно возможную дозировку наполнителей в полимерной матрице, не препятствующую формированию клеемеханических соединений, получаемых различными методами; обеспечить одновременное взаимодействие клеевой прослойки и клепки при растяжении на срез с адгезионно-когезионным характером разрушения.

Подобраны два состава ГКК, не влияющих на процесс формирования Clinch- и ТОХ-соединения. Испытания одноточечных клеемеханических соединений на сдвиг показали, что использование ГКК-1 повышает прочность Clinch- и ТОХ-соединения в 1,5 раза при одновременном разрушении клеевой прослойки и «кнопки». Использование ГКК-2 незначительно повышает прочность механического соединения. Разрушение образцов происходило последовательно — в начале имело место отслаивание клеевой прослойки с образованием тяжей, затем срез или выдергивание «кнопки» (рис. 6). Разрушение клеевого слоя носит когезионный характер, т. е. высокая адгезионная прочность свидетельствует о высоких герметизирующих свойствах и стойкости против щелевой коррозии.

В результате выполненных исследований разработаны принципы проектирования формующей системы пуансон–матрица для Clinch- и ТОХ-соединения тонколистовой стали глубокой вытяжки и стационарное оборудование на базе С-рамы с пнев-

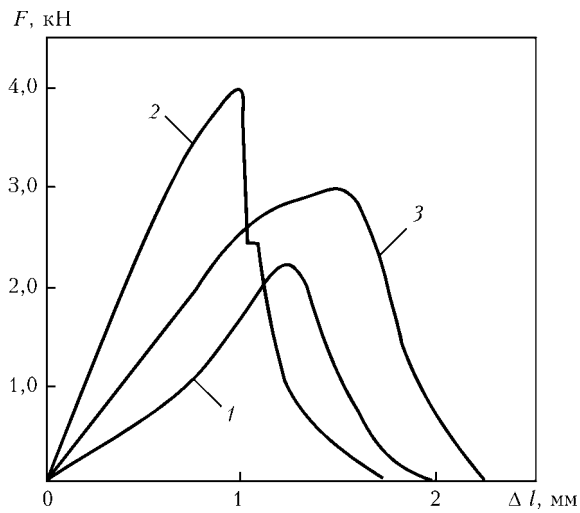


Рис. 6. Диаграмма усилие (F)–деформация Δl клеемеханического соединения с экспериментальной гибридной композицией ГКК-1 (*1*) и ГКК-2 (*2*)



Рис. 7. Пневмопресс для формирования механических соединений

матическим силовым приводом и регулированием сжатия в диапазоне 0–20 кН (рис. 7). Технология формирования механических и клеемеханических соединений, получаемых методом продавливания, рекомендована для изготовления узлов тонколистовых транспортных конструкций, эксплуатирующихся в коррозионно-активных средах.

1. *Альсман М.* Современные тонколистовые изделия с покрытием для автомобилестроения // Черн. металлы. — 2001. — № 6. — С. 49–53.
2. *Шавырин В.Н., Рязанцев В.И.* Клеесварные конструкции. — М.: Машиностроение, 1981. — 168 с.
3. *Hahn O., Budde L.* Analyse und systematische Einteilung umformtechnischer Fügeverfahren ohne Hilfsfügeteil // Blech Rohre Profile. — 1990. — **37**, N 1. — S. 29–32.
4. *Сторожев М.В., Попов У.А.* Теория обработки металлов давлением. — М.: Машиностроение, 1977. — 423 с.
5. *Hanh O., Peetz A.* Improvement of the joint element properties through the combination of mechanical fasteners and adhesive bonding // Welding in the World. — 1999. — **43**, N 3. — P. 38–46.
6. *Hanh O., Wibbeke T.-M.* Einsatz von warmearmen Hybridfugetechnologien zum Verbinden dunnwandiger Blechwerkstoffe // Schweissen und Schneiden. — 2004. — N 11. — S. 593–600.
7. *Васильев Ю.С., Паршутина Л.С., Чукашкин А.Н.* Разработка клеесварных методов восстановления и усиления элементов промышленных и транспортных конструкций // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 374–379.
8. *Эффективные* деформационно-прочностные характеристики полимерной композиции с дискретными включениями разных размеров / И.И. Анисимов, С.А. Бочкарева, В.И. Десятых и др. // Физ. мезомеханика. — 2006. — № 2. — С. 11–15.

УДК 624.001.2

ПОСТАНОВКА ПРОБЛЕМИ ВИЗНАЧЕННЯ РЕСУРСУ ОБ'ЄКТІВ БУДІВНИЦТВА

П.І. КРИВОШЕЄВ, Ю.С. СЛЮСАРЕНКО, І.Г. ЛЮБЧЕНКО, кандидати техн. наук
(Держ. наук.-досл. ін-т будівельних конструкцій Мінрегіонбуду України)

Розглянуто шляхи вирішення проблеми забезпечення ресурсу об'єктів будівництва через впровадження методів оцінки ресурсу конструкцій з урахуванням фізико-механічних властивостей матеріалів, техногенних і природних впливів та напрацювання нормативно-правової бази.

Ключові слова: *надійність, довговічність, граничний стан, ресурс, нормування*

Особливістю об'єктів будівництва порівняно з іншими об'єктами техніки є те що вони розраховані на тривалий термін служби (експлуатації), який може значно перевищувати 100 років, і напрацювання їх ресурсу відбувається безперервно. Існування історичних і архітектурних пам'яток, а для багатьох з них і підтримання в належному експлуатаційному стані триває протягом сотень років.

При проектуванні та зведенні об'єктів будівництва термін їх експлуатації враховується через коефіцієнти надійності по навантаженням та матеріалам, застосуванням довговічних матеріалів — по показникам фізико-механічних характеристик, зокрема, морозостійкості. Для об'єктів будівництва підвищеної відповідальності та великої соціально-економічної значимості запроваджуються спеціалізовані служби експлуатації зі здійсненням постійного моніторингу технічного стану конструкцій та об'єктів в цілому. Однак методичні та нормативні документи щодо проектування об'єктів будівництва з заданим терміном експлуатації ще знаходяться на стадії розроблення.

В системі стандартизації та нормування у будівництві України (ССНБ) [1] передбачено комплекс В.1 «Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів». Основоположним документом цієї системи є ДБН В.1.2-14–2009 «Загальні принципи забезпечення надійності та конструктивної безпеки будівель, споруд, будівельних конструкцій та основ» [2], який уведений на заміну ГОСТ 277–51 [3]. При розробленні ДБН В.1.2-14–009 враховувалися основні положення європейського EN 1990 [4] та міжнародного ISO 2394–94 [5] стандартів.

Особливістю ДБН В.1.2-14–2009 є наявність рекомендацій щодо визначення термінів експлуатації будівель і споруд, а також вживання понять «залишковий термін експлуатації» та «встановлений термін експлуатації». Визначення понять в ДБН В.1.2-14–2009 дещо відрізняється від стандартизованих термінів за ДСТУ 2860–94 [6], який розроблений на базі положень міждержавного стандарту ГОСТ 27.002–89 [7].

Система стандартизації та нормування у будівництві ще недостатньо узгоджується із загальнотехнічними стандартами. Прикладом є ДСТУ 2860–94, що поширюється на всі технічні об'єкти, до яких відносяться також об'єкти будівництва. Обмежена кількість термінів цього стандарту переписується в нормативних документах будівельної галузі із деякими скороченнями, як це зроблено в ДБН В.1.2-14–2009.

Вважаємо за доцільне в нормативних документах для будівельної галузі визначати та враховувати обов'язкові для застосування загальнотехнічні стандарти України. Це буде стимулювати розвиток нормативної бази у будівництві із впровадженням термінології, що узгоджена із загальнотехнічними міждержавними та міжнародними стандартами.

Із прийняттям будівельною галуззю ДСТУ 2860–94 терміни «залишковий термін експлуатації» та «встановлений термін експлуатації» будуть визначатися як «залишковий ресурс» та «призначений ресурс». Необхідність використання єдиної загальнотехнічної термінології підтверджується, наприклад, тим, що при вирішенні проблеми продовження ресурсу енергоблоків АЕС України постають також питання продовження ресурсу чисельних будівель і споруд, які важливі для безпеки експлуатації АЕС.

Під ресурсом (фр. resources — засоби, запаси, можливості, джерела) технічного об'єкта розуміють його сумарний наробіток (для будівельного об'єкта в роках) від початку експлуатації чи поновлення після ремонту до переходу в граничний стан [6]. За результатами контролю технічного стану об'єкта визначають його наробіток до переходу в граничний стан, тобто залишковий ресурс. Під граничним станом об'єкта вважають такий стан, вихід за який не забезпечує нормальну експлуатацію об'єкта. Нормальна експлуатація об'єкта — це сукупність ситуацій, в яких він перебуває відповідно до прийнятої технології експлуатації, включаючи роботу на заданих рівнях потужності, процеси пуску і припинення роботи устаткування, технічне обслуговування та ремонт.

© П.І. КРИВОШЕЄВ, Ю.С. СЛЮСАРЕНКО, І.Г. ЛЮБЧЕНКО, 2009

Для будівельних конструкцій розрізняють дві групи граничних станів: перша — за міцністю і стійкістю; друга — за обмеженням деформацій. Для граничних станів формулюються розрахункові вимоги.

На практиці розрахунки конструкцій і основ переважно здійснюють напівімовірнісним методом, що прийнятий для обов'язкового застосування [2], з урахуванням незалежних коефіцієнтів надійності, до яких також відносять коефіцієнти умов роботи конструкцій і матеріалів.

За такими розрахунками визначають значення експлуатаційних і граничних навантажень і впливів та їх сполучень, розрахункові значення фізико-механічних властивостей матеріалів і грунтів, розміри та коефіцієнти надійності розрахункової моделі.

Умова недопущення позаграничного стану, тобто чисельний критерій оцінки ресурсу системи, за розрахунком напівімовірнісним методом записується нерівністю

$$g(G_d, f_d, a_d, C, \gamma_n, \gamma_d, T_{ef}) \geq 0, \qquad (1)$$

де g — така функція параметрів системи, що $g < 0$ означає реалізацію позаграничного стану; G_d, f_d, a_d — розрахункові значення навантажень, характеристик міцності матеріалів або опору грунтів та геометричних характеристик конструкції; C — обмеження за експлуатаційною придатністю, що відповідає граничному стану, (наприклад, обмеження за розкриттям тріщин); γ_n — коефіцієнт надійності за відповідальністю (коефіцієнт відповідальності), який враховує значимість конструкції і об'єкта в цілому, а також можливі наслідки відмови та враховується як множник до розрахункового значення навантаження; γ_d — коефіцієнт надійності моделі, що враховує невизначеність розрахункової схеми та інші аналогічні обставини і може бути поділеним на декілька множників (наприклад, чутливість конструкції до навантажень, локальних руйнувань, початкові недосконалості або підвищену швидкість зношування); T_{ef} — термін експлуатації, яким може бути встановлений термін — призначений ресурс системи при проектуванні або можливий термін експлуатації при визначенні залишкового ресурс після тривалого періоду експлуатації об'єкта.

Залежність умови (1) від часу враховується у явному вигляді або шляхом вибору розрахункових значень величин залежно від терміну експлуатації об'єкта, тобто

$$G_d = G_d(T_{ef}), \quad f_d = f_d(T_{ef}).$$

Для граничних станів першої групи умова (1) найчастіше визначається через дві функції: S — навантажувальний ефект; R — несуча здатність елемента чи поперечного перерізу.

Тоді гранична нерівність (1) записується у вигляді

$$\gamma_n S(G_d, a_d, \gamma_{sd}, T_{ef}) \leq R(f_d, a_d, \gamma_{rd}, T_{ef}), \qquad (2)$$

де γ_{sd} — коефіцієнт надійності за навантаженням; γ_{rd} — коефіцієнт надійності за матеріалом.

Граничні стани другої групи записуються нерівностями типу

$$S(G_d, f_d, a_d, \gamma_n, \gamma_{sd}, T_{ef}) \leq C/\gamma_{rd}. \qquad (3)$$

Нерівності (1)–(3) є принциповими схемами і уточнюються для конкретних умов перевірки (що можуть суттєво відрізнятися для об'єктів подібного призначення, але зведених в різних умовах будівництва) з урахуванням того, що F_d, f_d і a_d — це, як правило, декілька величин, а кожна із згаданих умов може представляти не одну, а декілька сумісних нерівностей (наприклад, під загальним позначенням F_d слід розуміти цілий комплекс одночасно діючих навантажень та впливів, а при перевірці залізобетонної конструкції символом f_d може бути представлена міцність як бетону, так і арматури).

Розрахункова модель повинна відображати дійсні умови роботи об'єкту та напружений і деформований стан конструкцій і основ. Вибір розрахункових моделей та можливі конструктивні рішення більшості об'єктів регламентуються нормами проектування. В обгрунтованих випадках встановлюються обов'язкові вимоги щодо використання нелінійних розрахункових моделей або допускається припущення лінійної залежності навантажувальних ефектів від параметрів, за якими пропорційно змінюється навантаження.

Перевірка несучої здатності елементів може виконуватися з урахуванням нелінійних властивостей матеріалу в найбільш навантажених поперечних перерізах. При вирішенні нелінійних задач або при перевірці загальної стійкості системи використовується основна нерівність у формі (1).

Формування розрахункової моделі нових конструктивних систем та доцільність врахування геометричної та фізичної нелінійності роботи елементів і системи в цілому здійснюють з урахуванням результатів натурних випробувань фрагментів систем, окремих конструкцій або їх моделей.

Для об'єктів підвищеної відповідальності, особливо в складних інженерно-геологічних умовах та при сейсмічних впливах, застосовують просторові математичні розрахункові моделі системи основа–фундамент–надземна споруда.

Підтримання ресурсу будівельних об'єктів потребує виконання таких заходів експлуатації, що забезпечують міцність, стійкість й обмеження деформацій конструкцій із визначеним рівнем надійності, тобто забезпечують гарантовану нормальну експлуатацію об'єкту. Для об'єктів підвищеного рівня відповідальності, особливо коли можливі наслідки від відмови будівлі або споруди можуть призвести до загрози здоров'ю і життю людей та до великих обсягів економічного збитку, наприклад, для будівель висотою понад 100 м, що зво-

дяться за експериментальними проектами, необхідно передбачати автоматизований моніторинг технічного стану конструкцій, відмова яких може призвести до повної непридатності будівлі до експлуатації.

Вичерпання ресурсу більшості технічних об'єктів пов'язано переважно із фізичним зносом матеріалів під впливом механічних навантажень та корозії. Будівельні об'єкти як складні технічні системи мають значні відмінності від рухомих об'єктів техніки. Ці відмінності враховуються в нормативно-правовому забезпеченні будівництва та визначаються такими особливостями:

• будівлі і споруди зводяться на грунтовій основі в різних інженерно-геологічних умовах, що можуть змінюватися в часі та суттєво впливати на роботу конструкцій та експлуатацію будівельних об'єктів;

• має місце світова тенденція щодо підвищення рівня природних кліматичних і сейсмічних впливів на будівельні об'єкти, що необхідно відображати в будівельних нормах, а це означає, що частина існуючих будівельних об'єктів не мають належного рівня надійності й безпеки і підлягають підсиленню;

• при значних термінах життя будівельних об'єктів в цілому їх окремі елементи мають значно менший термін ефективної експлуатації. Наприклад, фасадні системи та покрівлі порівняно з основними несучими конструкціями мають в декілька разів менший термін надійної експлуатації і тому підлягають періодичному ремонту і замінам, що суттєво впливає на функціонування основних довговічних елементів;

• на технічний стан і ресурс існуючих будівельних об'єктів суттєво (і як правило, негативно) впливає нова забудова та інфраструктура, що зводиться поруч.

В будівельних нормативних документах та нормативно-правових актах питання ресурсу будівельних об'єктів розглядається у більшості випадків опосередковано. В останні роки відбувається інтенсивне напрацювання нових нормативно-правових документів, що безпосередньо стосуються ресурсу конструкцій та будівельних об'єктів в цілому.

В Україні активно створюється система нормативної бази будівельної галузі з урахуванням міжнародних і європейських норм. Так, в «Технічному регламенті будівельних виробів, будівель і споруд» [8] зазначається: «Споруди в цілому та окремі їх частини повинні відповідати призначенню і основним вимогам до них. За умови належної експлуатації споруд основні вимоги повинні виконуватися протягом обгрунтованого строку служби споруд з урахуванням передбачуваних впливів».

В ДБН В.1.2-2–2006 «Навантаження та впливи» [9] вперше в національних будівельних нормах враховано вплив термінів експлуатації будівель і споруд залежно від їх відповідальності на їх розрахункові навантаження. Таким чином обумовлюється залежність несучої здатності конструкцій, а значить, і їхнього ресурсу від розрахункового терміну експлуатації споруд.

ДБН В.1.2-5–2007 «Науково-технічний супровід будівельних об'єктів» [10], який систематизує різноманітні наукові роботи, що виконуються при проектуванні, спорудженні і експлуатації будівельних об'єктів, вводить такі роботи в нормативні рамки. Це дозволить шляхом цілеспрямованих натурних досліджень набрати необхідний статистичний матеріал для проведення аналізу та розробки оптимальних методів визначення і забезпечення ресурсу будівель і споруд.

В 2007 р. введені нові будівельні норми ДБН В.1.1-12–2006 «Будівництво в сейсмічних районах України» [11], що розроблені НДІБК та Інститутом геофізики ім. С.І. Суботіна НАН України.

В 2008 р. впроваджено шість ДБН «Системи забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Основні вимоги до будівель і споруд», в яких визначено вимоги щодо механічного опору та стійкості, пожежної безпеки, безпеки для життя і здоров'я людини та захисту навколишнього природного середовища, безпеки експлуатації, захисту від шуму, економії енергії. Продовжується робота над розробкою низки ДСТУ та ДБН щодо виробництва будівельних матеріалів, проектування та зведення конструкції будинків і споруд, гідротехнічних споруд, захисту від небезпечних геологічних процесів, забезпечення енергозбереження в будівництві та ін.

Основою для розроблення нормативних документів є виконання інститутом значних обсягів робіт із дослідження та підготовки рекомендацій щодо забезпечення надійності будівельних конструкцій різного типу, в тому числі висотних будинків, та робіт з обстеження технічного стану конструкцій і перепризначення ресурсу об'єктів атомної енергетики на Рівненській, Хмельницькій та Чорнобильській АЕС (у тому числі на об'єкті «Укриття» [12]).

Протягом останніх років НДІБК виконував наукові роботи з відновлення і подовження ресурсу визначних пам'яток архітектури таких, як Одеський оперний театр [13], Софійський собор, Печерська лавра, Мистецький Арсенал, Національний спортивний комплекс «Олімпійський» в м. Києві та ін. Ці роботи мають складний комплексний характер, включають натурні обстеження конструкцій, встановлення особливостей взаємодії їх конструктивних елементів, побудову просторових конструктивних моделей цих споруд, визначення міцнісних параметрів матеріалів і елементів і несучої здатності споруд в цілому, розроблення конструктивних заходів з підсилення конструкцій та приведення їх у відповідність до вимог сучасних будівельних норм.

Успішне розв'язання завдань підвищення ресурсу й безпеки експлуатації конструкцій буді-

вельних об'єктів вимагає вирішення актуальних науково-технічних проблем та оновлення нормативної бази будівельного комплексу в тісній співпраці наукових установ Мінрегіонбуду України з установами НАН України та Міністерства освіти і науки України.

1. *ДБН А.1.1-1–93*. Система стандартизації та нормування у будівництві. Основні положення. — Чинний з 01.07.93.
2. *ДБН В.1.2-14–2009*. Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Загальні принципи забезпечення надійності та конструктивної безпеки будівель, споруд, будівельних конструкцій та основ. — Чинний з 01.07.2009.
3. *ГОСТ 27751–88*. Надежность строительных конструкций и оснований. Основные положения по расчету. — Чинний з 01.07.2000.
4. *EN 1990*. Основні принципи будівельного проектування.
5. *ISO 2394–1994*. Основні принципи забезпечення надійності.
6. *ДСТУ 2860–94*. Надійність техніки. Терміни та визначення. — Чинний з 28.12.84.
7. *ГОСТ 27.002–89*. Надежность в технике. Основные понятия и определения. — Чинний з 01.07.90.
8. *Технічний* регламент будівельних виробів, будівель і споруд (зверджений постановою № 1764 Кабінету Міністрів України від 20.12.2006 // Офіц. вісн. України. — 2006. — № 51. — С. 145–159.
9. *ДБН В.1.2-2–2006*. Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Навантаження та впливи. — Чинний з 01.01.2007.
10. *ДБН В.1.2-5–2007*. Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Науково-технічний супровід будівельних об'єктів. — Чинний з 01.01.2008.
11. *ДБН В.1.1-12–2006*. Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Будівництво в сейсмічних районах України. — Чинний з 01.02.2007.
12. *От Укрытия* до Конфайнмента четвертого блока Чернобыльской АЭС. Строительные аспекты // Ю.И. Немчинов, П.И. Кривошеев, М.В. Сидоренко и др. — Киев: Логос, 2006. — 463 с.
13. *Особенности* реконструкции здания Одесского театра оперы и балета / Ю.А. Катруца, Э.Н. Быков, Ю.Н. Белоконь и др. — Киев, 2007.— 271 с.

Р о з д і л 8
Розробка технологій ремонту та відновлення елементів конструкцій об'єктів підвищеної небезпеки з метою подовження терміну їх експлуатації

Керівник розділу — академік НАН України К.А. Ющенко

ПРОЕКТ 8.1

Розробка технології виготовлення ендопротезів кульшового суглоба з біосумісними покриттями та виготовлення головної партії для використання у клінічній практиці

УДК 621.793.7: 669-494

ДВУХСЛОЙНОЕ БИОКЕРМЕТНОЕ ПОКРЫТИЕ ТИТАН-ГИДРОКСИАПАТИТ

Академик НАН Україні **К.А. ЮЩЕНКО**[1], **Ю.С. БОРИСОВ**[1], д-р техн. наук, **С.Г. ВОЙНАРОВИЧ**[1], канд. техн. наук, **А.Н. КИСЛИЦА**[1], **Е.К. КУЗЬМИЧ-ЯНЧУК**[1], инженеры, **Г.В. ГАЙКО**[2], д-р мед. наук, **В.М. ПОДГАЕЦКИЙ**[2], врач
([1]Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины,
[2]ГП «Ин-т ортопедии и травматологии АМН Украины»)

На основе опыта ИЭС им. Е.О. Патона в области микроплазменного напыления предложено использование двухслойных биокерметных (титан-гидроксиапатит — ГА) покрытий для эндопротезов из титанового сплава. Сочетание пористого титанового покрытия с внешним слоем ГА обеспечивает прочность его сцепления с поверхностью эндопротезов 24–25 МПа и последующее активное врастание костной ткани в покрытие. Технология микроплазменного напыления позволяет формировать слой ГА с содержанием кристаллической фазы 88–98 %, при этом обеспечивается высокая степень использования порошка ГА при напылении (до 90 %), что повышает экономичность процесса. Исследования процесса врастания кости в поверхность покрытия (in-vivo) в течение 180 сут показали, что прочность образующейся связи покрытие–кость превышает прочность кости. Токсико-гигиеническая экспертиза образцов биокерметных микроплазменных покрытий показала их нетоксичность и биосовместимость с живой тканью. Разработанные биокерметное покрытие и технология его микроплазменного напыления рекомендованы для нанесения на различные виды эндопротезов.

Ключевые слова: *покрытия медицинского назначения; биосовместимые покрытия; микроплазменное напыление; титан; гидроксиапатит; эндопротезирование; тазобедренный сустав*

В период научно-технической революции и преобразования производственных сил трудовые ресурсы по своему значению становятся более важными, чем оборудование и производственные запасы. Один из основных показателей трудового потенциала страны — состояние здоровья, физическая деятельность трудоспособного населения. С другой стороны, важно и повышение качества жизни населения в целом, включая людей раннего и пожилого возраста. К числу областей медицины, задачей которых является сохранение и восстановление трудоспособности пациентов, относится ортопедия.

Одной из важнейших медико-социальных проблем ортопедии является диагностика и лечение заболеваний суставов, которые по своей частоте занимают второе место после травмы опорно-двигательного аппарата. Ежегодно в Украине регистрируют более 330 тыс. взрослых и 15 тыс. детей с первичными заболеваниями суставов различной этиологии.

В последние годы проявления суставной патологии в Украине возросли в 3–5 раз, что в определенной мере связано с последствиями аварии на Чернобыльской АЭС. В связи с этим потребность в операциях эндопротезирования в Украине постоянно увеличиваается и в настоящее время операции необходимы примерно 50000 пациентов. Как свидетельствует клиническая практика, при тяжелых патологических процессах в тазобедренном суставе альтернативы тотальному эндопротезированию не существует. Данный метод оперативного лечения является приоритетным направлением ортопедии, позволяющим восстановить опороспособность конечности, избавить пациентов от болей и в то же время восстановить подвижность сустава. Благодаря этому в значительной степени удается решить проблему реабилитации больных и возвращения их к активной деятельности.

Отсутствие производства в Украине эндопротезов с современным уровнем качества и ценой, доступной широкому кругу пациентов, приводит к увеличению количества инвалидов и, соответственно, к сокращению трудового ресурса при возрастании затрат на лечение.

В медицинской практике для эндопротезирования используют металлические имплантаты с покрытием из биоактивной керамики, которое отличается тройным положительным эффектом: повышением скорости формирования костной ткани, возможностью образования связи с костью (остеоинтеграция) и снижением образования продуктов коррозии металла.

Это позволяет значительно сократить продолжительность вживления эндопротеза, обеспечить надежную связь с костью и увеличить надежность имплантатов. Наиболее широкое применение в ка-

© К.А. ЮЩЕНКО, Ю.С. БОРИСОВ, С.Г. ВОЙНАРОВИЧ, А.Н. КИСЛИЦА, Е.К. КУЗЬМИЧ-ЯНЧУК, Г.В. ГАЙКО, В.М. ПОДГАЕЦКИЙ, 2009

честве биоактивной керамики находит керамика на основе фосфата кальция — гидроксиапатит (ГА) либо близкие к нему по составу другие фосфаты кальция [1, 2].

Для нанесения биокерамических покрытий используют различные методы (магнетронное напыление, электрофоретическое осаждение, золь–гель метод и др.), в том числе и плазменное напыление, получившее реальное применение при производстве эндопротезов с покрытием [2, 3].

На основании опыта клинического применения эндопротезов с биокерамическими покрытиями выработаны следующие основные требования к качеству этих покрытий:

- достаточно высокая прочность сцепления с поверхностью эндопротеза (15 МПа и более, согласно ISO 13779-2);
- значительное содержание кристаллической фазы (не менее 70 %);
- наличие развитой пористости, обеспечивающей врастание костной ткани.

Фазовый состав покрытия (степень кристаллличности) в значительной степени влияет на процесс остеоинтеграции. Аморфная фаза ГА характеризуется гораздо более высокой скоростью растворения при протекании этого процесса, что, с одной стороны, сокращает длительность выздоровления пациента, а с другой, — снижает надежность фиксации эндопротеза в кости.

В связи с этим существует точка зрения на целесообразность использования двух типов фазового состава покрытий ГА с максимально возможной степенью кристалличности (до 100 %), которая обеспечивает наиболее высокую надежность службы эндопротеза, но с более продолжительным сроком послеоперационного периода (для пациентов молодого и среднего возраста), и с наличием некоторого количества аморфной фазы (до 15 %), что сокращает послеоперационный период, но несколько снижает надежность фиксации эндопротеза в кости (для пациентов пожилого возраста) [4].

Недостатком обычного плазменного напыления является формирование покрытий, содержащих высокую долю аморфной фазы, что обусловлено условиями нагрева частиц ГА (использование рабочих газов с повышенной теплопроводностью — смеси Ar + H_2, Ar + He) и затвердевания их на поверхности основы.

В Институте электросварки им. Е.О. Патона в течение последних лет разработаны способ и оборудование для микроплазменного напыления, особенностью которых является возможность нанесения керамических покрытий при использовании ламинарной струи аргоновой плазмы. Невысокая теплопроводность аргона снижает интенсивность нагрева частиц, уменьшая градиент температуры по их сечению, что в случае напыления покрытий ГА позволяет избежать перегрева расплава ГА и образования токсичных продуктов его разложения (CaO).



Рис. 1. Внешний вид установки микроплазменного напыления МПН-004

Невысокие скорости движения частиц ГА в условиях ламинарной струи способствуют формированию покрытий из частиц с меньшей степенью деформации и, соответственно, меньшей скоростью закалки на основе, что обеспечивает большое содержание кристаллической фазы (до 95–98 %).

В связи с этим в Институте электросварки им. Е.О. Патона в течение последних лет проведен комплекс работ по разработке составов и технологии нанесения биокерамических покрытий на эндопротезы с использованием способа микроплазменного напыления [4–6].

Для достижения необходимой прочности сцепления покрытия с поверхностью имплантата и костью разработана технология микроплазменного напыления на поверхность имплантата двухслойного биокерметного покрытия (Ti + ГА). При этом использована возможность нанесения способом микроплазменного напыления покрытия из титана с регулируемой пористостью путем применения варианта проволочного напыления.

Для напыления двухслойного биокерметного покрытия применяют установку микроплазменного напыления МПН-004 (рис. 1), включающую источник питания с блоком охлаждения, блок управления, плазмотрон, а также взаимозаменяемые механизм для подачи проволоки и порошковый дозатор МПД-004 (рис. 2).

В качестве напыляемых материалов для нанесения двухслойного биокерметного покрытия применяют титановую проволоку диаметром 0,3 мм марки ВТ-1-00 для нанесения титанового покрытия с развитой пористостью, а для биоактивного верхнего слоя — порошок ГА марки КЕРГАП-63*. Фазовый состав порошка представляет собой полностью кристаллический $Ca_{10}(PO_4)_6(OH)_2$ с соотношением Ca/P-1.67.

*Порошок ГА производится НПО «КЕРГАП» с учетом целевого назначения порошка (напыление покрытий на изделия медицинского назначения — металлические имплантаты).

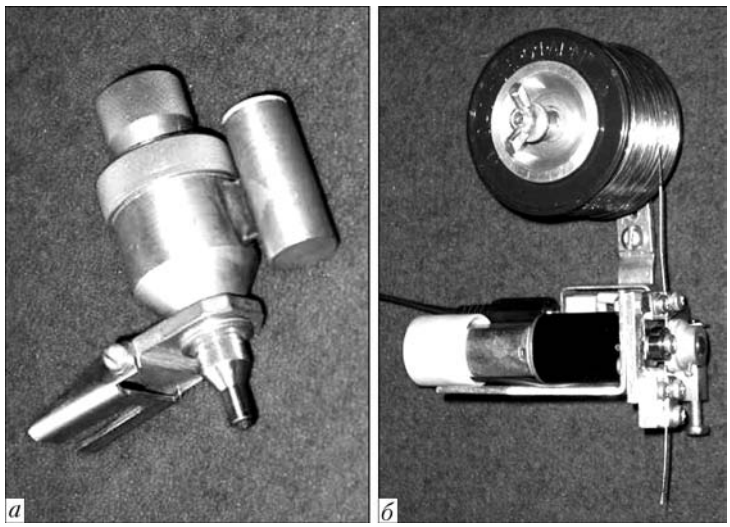


Рис. 2. Внешний вид порошкового дозатора МПД-004 (*а*) и устройства для подачи проволоки (*б*)

На рис. 3 представлены внешний вид поверхности и структура биокерметного покрытия.

Затраты на процесс нанесения покрытия ГА зависят от количества напыляемого порошка ГА с учетом его высокой стоимости. Исследования коэффициента использования порошка (КИП) ГА при напылении двухслойного биокерметного покрытия показали, что его значение в случае микроплазменного напыления в 1,5–2,0 раза выше, чем при традиционном плазменном напылении. Так, согласно литературным данным, при плазменном напылении ГА на пластину максимальные значения КИП составляют 50–62 %, тогда как при микроплазменном напылении они достигают 90 %.

В условиях микроплазменного напыления его пятно имеет форму эллипса с соотношением осей 1,1–1,3 и их размером 8–15 мм (вместо 30–40 мм при обычном плазменном напылении) в зависимости от параметров процесса напыления. Расчеты потерь порошка ГА показали, что суммарные потери материала (на отскок, разбрызгивание, из-за геометрического фактора) при микроплазменном напылении на имплантаты размером 8–10 мм (стоматологические, межпозвонковые кейджи) составляют 20–40 %, тогда как при традиционном плазменном напылении — примерно 85–90 %.

В результате проведенных исследований установлена количественная зависимость фазового состава покрытия из ГА от таких параметров микроплазменного напыления, как ток, дистанция напыления, расход плазмообразующего газа и порошка. Так, наиболее сильное влияние на количество фазы кристаллического ГА в покрытии оказывает дистанция напыления, которая воздействует на количество аморфной фазы в покрытиях. Количество трикальцийфосфата (β-ТКФ) в покрытии больше всего зависит от расхода плазмообразующего газа и дистанции напыления.

Таким образом, изменяя параметры микроплазменного напыления (ток, дистанцию напыления, расход плазмообразующего газа и порошка), можно управлять фазовым составом покрытий из ГА в пределах содержания кристаллической фазы ГА 88–98 %, степени аморфности 0–7 %, количества трикальцийфосфата (степени разложения ГА) от 0 до 6 % и формированием за счет этого покрытия из ГА с заданным фазовым составом.

Прочностные свойства двухслойных биокерметных покрытий должны обеспечивать их сохранность и надежное функционирование в организме в течение длительного времени. Согласно условиям стандарта ISO 13779-2, достаточной прочно-

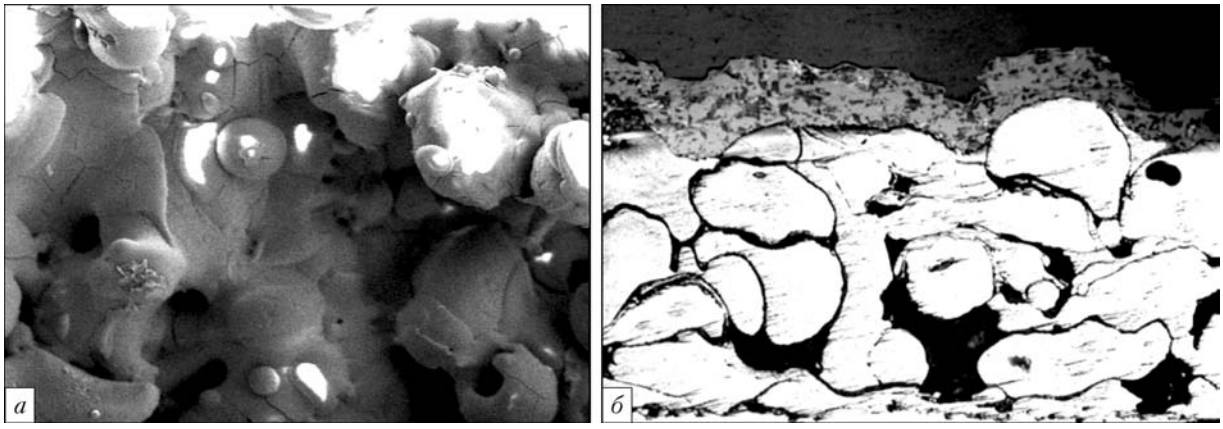


Рис. 3. Внешний вид поверхности (*а*) и структура (*б*) биокерметного покрытия

стью сцепления покрытия с основой принято считать не менее 15 МПа. При напылении двухслойных биокерметных покрытий (Ti + ГА) с использованием покрытия из титана с развитой пористостью (размер пор 100–150 мкм) обеспечивается прочность сцепления (24,17±0,85) МПа, что удовлетворяет требованиям ISO 13779-2.

Для определения прочности соединения имплантатов с костью при различных видах подготовки поверхности проведено их вживление в бедренную кость кролей. По истечении 90 и 180 сут животные выводились из эксперимента. В зависимости от материала, из которого изготовлен имплантат, и состава его покрытия животные разделены на восемь групп. Прочность биомеханического соединения имплантат–кость оценивали по усилию, затраченному на извлечение имплантата из кости.

Анализ данных биомеханического исследования показал (таблица), что в сроки наблюдения 90 и 180 сут прочность соединения поверхности имплантата с костью составила 5,3–5,7 МПа в случае пористого титанового покрытия и 4,4–4,5 МПа — при двухслойном биокерметном покрытии (Ti + ГА).

Эти данные в 1,3–2,0 раза превышают результаты, полученные при использовании покрытия на поверхности имплантата из припеченных сферических частиц титана (2,0–4,3 МПа), которые в настоящее время являются распространенными в мировой практике (покрытие Porocoat компании «DePuy Orthopaedics», США).

Наименьшие показатели прочности соединения поверхности имплантата с костной тканью зафиксированы в случае кроликов, которым имплантировали цилиндры из сплава ВТ-6 со струйноабразивной обработкой поверхности, и образцы из стали марки 12Х18Н10Т с гладкой поверхностью (0,02–1,57 МПа).

Анализ данных рентгенологического исследования (рис. 4) показал, что в сроки наблюдения 90 и 180 сут примененные имплантаты сохраняли форму и четкость краев. Признаков резорбции костной ткани вокруг имплантатов при всех видах поверхности не выявлено.

При макроскопическом исследовании изъятых имплантатов (рис. 5) обнаружено, что в зависимости от состава и способа получения их покрытия вместе с последними изымались участки костной ткани, вросшей в его поры и обусловливающей

Показатели прочности соединения имплантата с костью по группам животных и срокам наблюдения

Группа животных	Срок наблюдения, сут	Напыление	Среднее значение прочности сцепления имплантата с костью, МПа
I	90	Титан пористый	5,685
	180	»	5,285
II	90	Титановый пористый подслой + ГА	4,4
	180	»	4,5
III	90	Титановые шарики ∅200 мкм	1,99
	180	»	3,47
IV	90	Титановые шарики ∅200 мкм + паста ГА	3,67
	180	»	4,22
V	90	Титановые шарики ∅300 мкм	1,97
	180	»	4,29
VI	90	Титановые шарики ∅300 мкм + паста ГА	2,01
	180	»	2,69
VII	90	Пескоструйная обработка поверхности	0,047
	180	»	1,57
VIII	90	Сталь (гладкая поверхность)	0,017
	180	»	0,92



Рис. 4. Рентгенограммы проксимального отдела больших бедренных костей, в которые имплантированы исследовательские образцы: *а* — с биокерметным покрытием (Ti + ГА); *б* — с поверхностью с припеченными титановыми шариками размером 200 мкм; *в* — с поверхностью с припеченными титановыми кульками размером 300 мкм; *г* — с поверхностью с припеченными титановыми шариками размером 300 мкм и дополнительным покрытием гидроксиапатитовой пастой; *д* — имплантат из сплава ВТ-6 после пескоструйной обработки; *е* — имплантат из стали, срок наблюдения — 180 сут

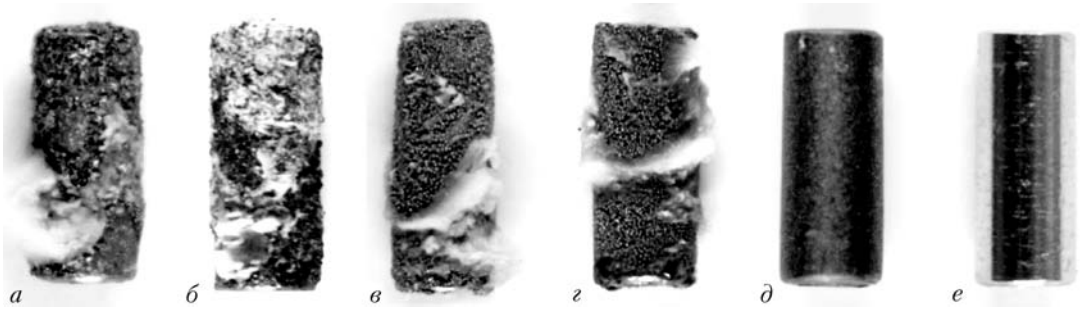


Рис. 5. Макроскопические препараты имплантатов: *а* — с напылением пористого титана; *б* — с биокерметным покрытием (Ti + ГА); *в* — с поверхностью с припеченными титановыми шариками; *г* — с поверхностью с припеченными титановыми шариками и дополнительным покрытием гидроксиапатитовой пастой; *д* — из сплава ВТ-6 после пескоструйной обработки; *е* — из стали; срок наблюдения составляет 180 сут после имплантации

уровень показателя прочности прививки, т. е. прочность сцепления покрытия с имплантатом превысила прочность кости.

Токсиколого-гигиеническая оценка биокерметных покрытий проведена в Институте химии высокомолекулярных соединений НАН Украины*.

Образцы покрытий, согласно ISO 10993-2, имплантировали белым крысам. Имплантационные тесты длились 14, 30 и 60 сут.

Гистологические исследования тканей вокруг имплантированных покрытий показали, что биокерметные покрытия из ГА и титана (Ti + ГА) являются нетоксичными, биосовместимыми с живыми тканями, не характеризуются раздражающим и сенсибилизующим действием.

В результате проведенных биомедицинских исследований получено заключение о безопасности и хорошей биосовместимости эндопротезов с микроплазменным биокерметным покрытием (Ti + ГА). Такие покрытия рекомендованы для нанесения на различные типы эндопротезов. На основе результатов исследований выработаны рекомендации по нанесению биокерметных покрытий способом микроплазменного напыления. Разработанная технология рекомендуется для нанесения покрытий на имплантаты для межтелового спондилодеза, стоматологические имплантаты и эндопротезы тазобедренного сустава (рис. 6).

Изготовленные межпозвонковые имплантаты с микроплазменным биокерметным покрытием (Ti + ГА) прошли успешную клиническую апробацию в Крымском государственном медицинском университете (г. Симферополь) [7]. Для организации промышленного выпуска тазобедренных и коленных эндопротезов нового поколения заключен договор о научно-техническом сотрудничестве с участием Запорожского государственного медицинского университета, ОАО «Мотор Сич», Института травматологии и ортопедии АМНУ и Института электросварки им. Е.О. Патона НАНУ.

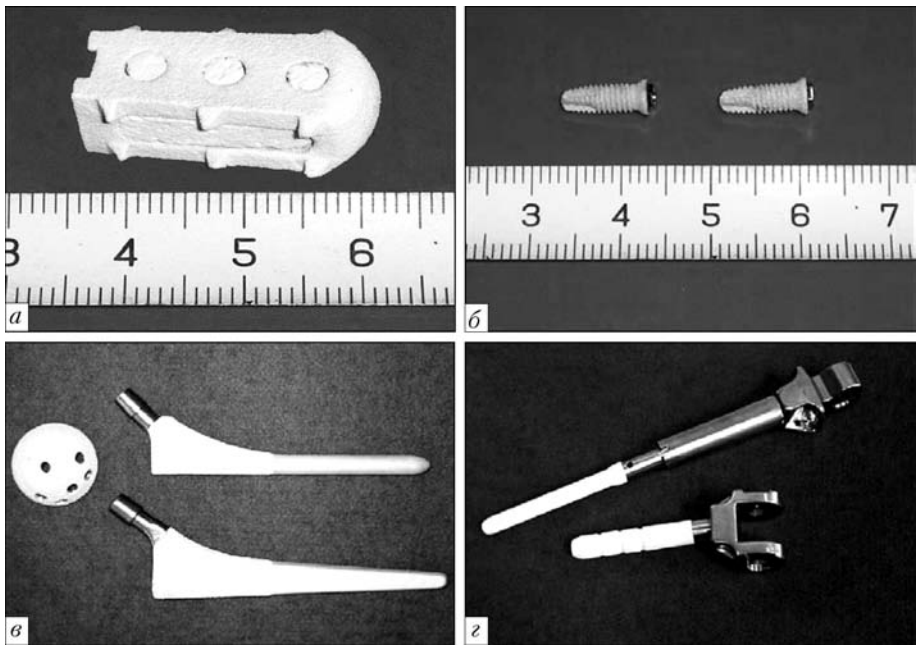


Рис. 6. Примеры изделий с биокерметным покрытием (Ti + ГА), полученным способом микроплазменного напыления: *а* — металлокерамический имплантат для межтелового спондилодеза; *б* — стоматологический имплантат; *в* — эндопротезы тазобедренного сустава; *г* — эндопротез коленного сустава

*Работа проведена под руководством д-ра биол. наук Н.А. Галатенко.

Выводы

1. Микроплазменное напыление биокерамического покрытия из ГА отличается возможностью получения слоев с высокой степенью кристалличности (88–98 %), которой можно управлять путем изменения режима напыления. Малый размер (3–8 мм) пятна напыления обеспечивает существенное в (2–3 раза) снижение затрат порошка при напылении на имплантаты малых размеров, по сравнению с обычным плазменным напылением.

2. Биокерметное двухслойное покрытие (пористый титан + ГА) обеспечивает прочность сцепления с эндопротезом 24–25 МПа и интенсификацию врастания кости в поверхность покрытия.

3. При исследовании процесса врастания костной ткани в поверхность покрытия («in-vivo», 180 сут) установлено, что прочность связи на границе покрытие–кость в случае биокерметного микроплазменного покрытия превышает прочность кости и превосходит результаты, полученные на образцах с поверхностью, полученной газоабразивной обработкой или припеканием слоя сферических шариков титана.

4. Токсико-гигиеническая экспертиза биокерметных микроплазменных покрытий установила их нетоксичность и биосовместимость с живой тканью.

5. Биокерметное покрытие (Ti + ГА) и технология его микроплазменного напыления рекомендованы для нанесения на различные виды эндопротезов (дентальных, межпозвонковых кейджей и т. п.), в том числе при производстве эндопротезов тазобедренного сустава.

1. *Каназава Т.* Неорганические фосфатные материалы. — Киев: Наук. думка. — 1998. — 297 с.
2. *Шпак А.П., Карбовский В.Л., Грачевский В.В.* Апатиты. — Киев: Академпериодика, 2002. — 414 с.
3. *Калита В.И.* Физика и химия формирования биоинертных и биоактивных поверхностей на имплантатах. Обзор // Физика и химия обраб. материалов. — 2000. — № 5. — С. 28–45.
4. *Влияние* параметров микроплазменного напыления на структуру, фазовый состав и текстуру покрытий из гидроксиапатита / Ю.С. Борисов, А.Л. Борисова, А.Ю. Туник и др. // Автомат. сварка. — 2008. — № 4. — С. 15–20.
5. *Микроплазменное* напыление биокерамических покрытий / Ю.С. Борисов, С.Г. Войнарович, В.Г. Бобрик и др. // Там же. — 2000. — № 12. — С. 63–67.
6. *Исследование* биокерамических покрытий, полученных методом микроплазменного напыления / Ю.С. Борисов, С.Г. Войнарович, Н.В. Ульянчич и др. // Там же. — 2002. — № 9. — С. 6–8.
7. *Дек. пат. 2001128270 UA, Ф 61 В 17/00*. Металокерамічний імплантат для міжтілового спондилодезу / О.М. Орєхов, С.Л. Єлісеєв, Н.В. Ульянчич и др. — Опубл. 15.03.2002, Бюл. № 3.

ПРОЕКТ 8.2

Створення комплексу бурових інструментів для ремонту та відновлення аварійних свердловин на нафтогазових родовищах України

УДК 622.24.057

ВПЛИВ ФОРМИ, МАТЕРІАЛУ ТА СПОСОБУ ОТРИМАННЯ РІЖУЧОЇ КРИХТИ НА МЕХАНІЧНУ ШВИДКІСТЬ ФРЕЗЕРНОГО ІНСТРУМЕНТУ

М.О. БОНДАРЕНКО, д-р техн. наук, **О.В. ПАНОВ**, інж. (Ін-т надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України)

Показано, що використання в якості засипки спеченої крихти твердого сплава замість ламаної суттєво впливає на швидкість фрезерування бурового фрезера.

Ключові слова: *інструмент, твердий сплав, крихта аварії, фрезерування*

Вступ. Енергетична стратегія України передбачає подальше зростання обсягів видобутку нафти і газу для внутрішнього споживання, для чого потрібне збільшення кількості розвідувальних та експлуатаційних свердловин. В процесі їх буріння виникають різні аварійні ситуації, тобто порушення технологічного процесу будівництва свердловини, викликане втратою рухомості колони труб або її пошкодженням із залишенням у свердловині її елементів, а також різних металевих предметів та інструментів, для вилучення яких потрібні спеціальні роботи.

Одним з основних інструментів, застосовуваних при ліквідації аварійних ситуацій, є фрезерний. Його дія полягає в частковому або повному фрезеруванні металевих предметів. Відповідно до ОСТ 26-02-1011–74, а також практики застосування фрезерного інструменту, виробники такого інструменту оснащують його подрібненим твердим сплавом (крихтою) [1]. Власні виробничі ділянки при управліннях бурових робіт також виготовляють інструмент, використовуючи для крихти твердий сплав, отриманий шляхом подрібнення зубців відпрацьованих шарошкових долот.

Таблиця 1. Фізико-механічні властивості твердих сплавів

Марка сплаву	Межа міцності при згині, Н/мм^2 (кгс/мм^2), не менше	Густина, г/см^3	Твердість *HRA*, не менше
ВК8	1666 (170)	14,5–14,8	88,0
Т5К10	1421 (145)	12,5–13,1	88,5
ВН8	1900 (195)	14,6–14,9	85,0

Недоліками такого інструменту є низькі швидкість різання v = 0,1 м/год та часова стійкість через виникнення тріщин та мікродефектів при виготовленні крихти, що є концентраторами напружень. Хаотичний розмір та форма крихти при її виготовленні зі стандартних твердосплавних виробів мають нерівні форми ріжучих кромок та схильність до площінноутворення, що суттєво знижує міцність самої крихти та роботоздатність фрезерів в цілому. Все це обмежує область застосування інструменту та гальмує розвиток нових технологій ліквідації аварій. Тому розробка крихти з підвищенними фізико-механічними властивостями є дуже важливою задачею.

Обладнання та матеріали. Найбільш використовуваними при металообробці та бурінні є сплави групи ВК. Оскільки при ліквідації аварії потрібно різати високоякісний легований метал, а при відновленні свердловин — зацементований метал, то для лабораторних дослідів обрано сплав ВК8 (табл. 1) через сферу його застосування (чорнове точіння при нерівномірному перерізі зрізу та переривчастому різанні, струганні, чорновому фрезеруванні, обробці нержавіючих, високоміцних та жароміцних важкооброблюваних сталей, легованих сталей).

Крім цього, для варіантів з комбінованою засипкою використовували тверді сплави з груп ТК та ВН, зокрема для ТК обрано сплав Т5К10 через його механічні властивості (табл. 1) та призначення (чорнове точіння при нерівномірному перерізі та переривчастому різанні, чорнове фрезерування переривчастих поверхонь та інші види обробки вуглецевих і легованих сталей по корці та окалині).

Сплав ВН8 обрали тому, що він має більшу здатність опиратись абразивному зношуванню та ударам при фрезерних операціях в бурінні (табл. 1).

Вимоги до певної форми крихти, використовуваної у ріжучому шарі фрезерів, немає. Найбільш

© М.О. БОНДАРЕНКО, О.В. ПАНОВ, 2009

поширеною є крихта подрібненого твердого сплаву — стандартний спосіб. Але при її подрібненні в елементах крихти виникають тріщини та мікродефекти, які є концентраторами напружень і суттєво знижують міцність крихти, а також роботоздатність фрезерів в цілому. Крім того, геометрична форма отриманих частинок крихти не відповідає умовам, існуючим в зоні різання. Все це обмежує область застосування інструменту та гальмує розвиток нових технологій капітального ремонту свердловин.

Для вирішення цієї проблеми та підвищення швидкості фрезерування застосовано новий спосіб виготовлення крихти, що виключає утворення тріщін. Його перевагою є те, що крихту виготовляють заданої форми, готовою до спікання. Обрано дві форми — призма з трикутником в основі розмірами приблизно 5×5×5 мм та «їжачок» у формі двох прямокутників, що перетинаються (рис. 1).

Для проведення порівняльного аналізу також виготовлено стандартну крихту шляхом подрібнення у гідравлічному пресі в спеціальній ступі вже спечених твердосплавних штабиків розміром приблизно 5×5×5 мм.

Крихти всіх форм з твердого сплаву ВК8 спечені у прохідній печі в захисному водневому середовищі.

Для лабораторних досліджень розробили модель фрезера діаметром 210 мм. Корпус фрезера виконали з легованої сталі марки 35 ХГСА. За основу обрали хрестоподібну форму, оскільки вона дозволяє реалізувати можливість зміни ріжучої частини та ефективного затиску, що дає змогу проводити досліди за режимами, близькими до виробничих. Змінні елементи виконано у вигляді прямокутних лопатей, виготовленних із сталі 40 (рис. 2).

Паяння виконували на високочастотній установці ЛЗ-107.

За матеріал матриці використовували припій марки ЛНМЦ 60-9-5, який містить 60 % міді, 9 % нікелю та 5 % марганцю, інше — цинк. Матриця на основі кольорової металозв'язки служить для закріплення твердої складової, відводу тепла із зони руйнування гірської породи, своєчасного оголення ріжучих елементів при бурінні та видаленні зношених часток після їх затуплення або достатнього спрацювання.

Процес паяння лопатей складався з таких стадій:

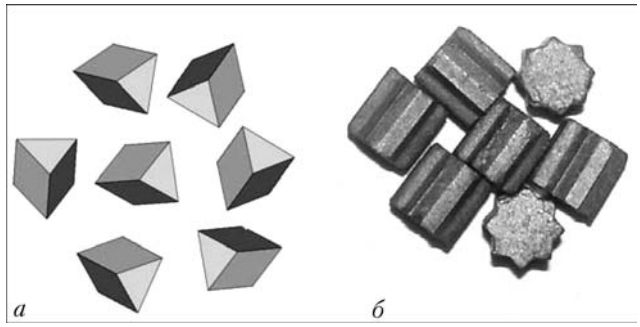


Рис. 1. Спечені ріжучі елементи: *а* — призма з трикутником в основі приблизно 5×5×5 мм; *б* — «їжачок» у формі двох прямокутників, що перетинаються

- засипка крихти в один шар з додаванням припою (30 % загального об'єму);
- прогрівання матеріалу корпусу до температури плавлення припою;
- плавлення припою, розтікання його по поверхні фрезера та заповнення вільного простору між засипкою;
- додавання крихти до необхідного рівня та паяння;
- охолодження та кристалізація припою.

Після паяння лопаті проходили додаткову механічну обробку для доведення їх до розміру, необхідного для закріплення в корпусі лабораторного фрезера.

Кріплення лопатей здійснювали за допомогою болтів. Промивку виконували через центральні отвори.

Мета дослідження полягала у визначенні найкращих значень швидкості фрезеруваня, стійкості крихти проти зламів та її виривів з матриці.

За матеріал для фрезерування використовували трубу В–114×9–Л ГОСТ 631–75, зацементовану в стальному коробі розміром 0,5×0,5×0,5 м. Промивною рідиною слугувала технічна вода, витрати якої становили 60 $см^3/хв$. Час проведення досліду дорівнював 10 хв.

Лабораторні дослідження. Дослідження бурового інструменту проводили на стенді [2] за методикою поступового збільшення навантаження при постійних обертах.

Перший етап полягав у припрацюванні лопатей під власним навантаженням колони масою 600 кг. При такому навантаженні робота лопатей проходить з ударами, які змушують колону здійснювати постійні переміщення в вертикальній площині. Це відбувається через те, що лабораторний фрезер має не

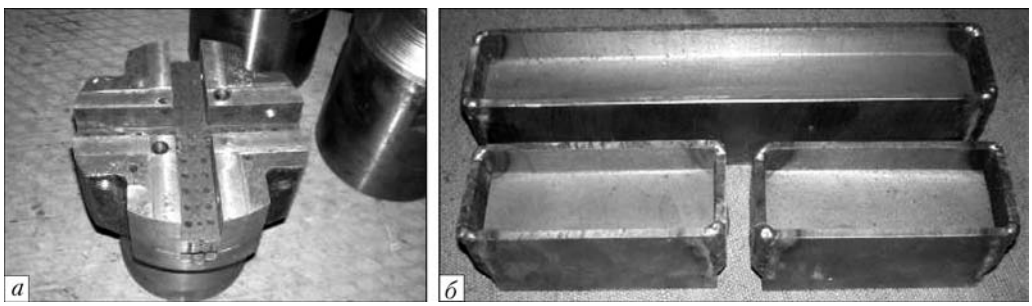


Рис. 2. Загальний вигляд корпусу лабораторного фрезера (*а*) та лопатей до нього (*б*)

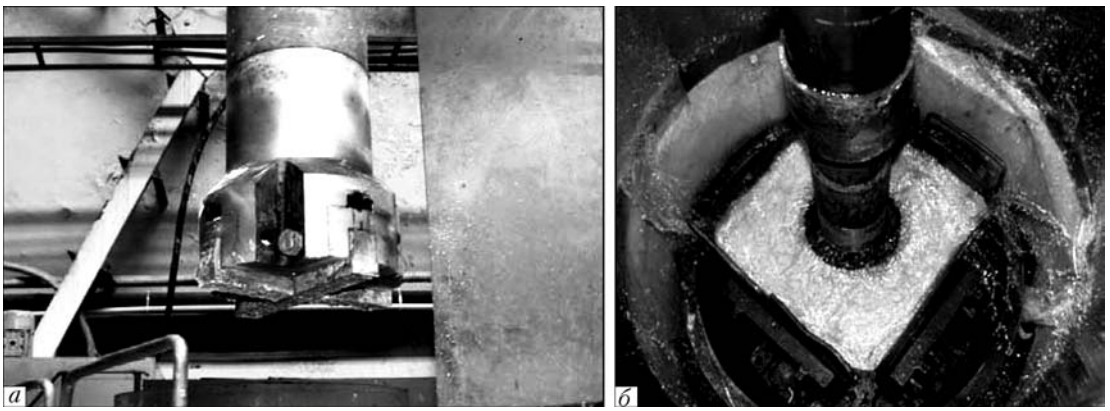


Рис. 3. Загальний вигляд фрезера перед випробуванням (*а*) та під час роботи (*б*)

суцільну, а хрестоподібну форму (рис. 3, *а*). В результаті цього поверхневий шар лопатей розкривається.

Другим етапом була робота під навантаженням 25000 Н, обраним як половина робочого. При ньому вже відкритий шар може нормально працювати, що дає можливість робити перші висновки про його властивості.

Третій етап проводили під навантаженням 40000 Н, оскільки площа лопатей лабораторного фрезера відповідала площі торцевого фрезера діаметром 125 мм, і таке навантаження було робочим.

За матеріал для фрезерування використовували бурильну трубу В–114×9–Л ГОСТ 631–75, зацементовану в сталевому коробі розміром 55× ×55×55 см (рис. 3, *б*).

Результати експериментів та їх обговорення. Для проведення експериментів виготовили лопаті з комбінаціями твердих сплавів та припоїв, вказаними у табл. 2.

Експеримент № 1. Спланований як базовий (стандартний). За засипку обрано твердий сплав ВК8, ламаний у спеціальній ступі на гідравлічному пресі. За матеріал матриці використовували припій Л63.

Як видно з рис. 4, при робочому навантаженні швидкість фрезерування дорівнює 0,2 м/год. З практики використання фрезерних інструментів відомо, що вони працюють у діапазоні значень швидкості 0,15–0,25 м/год. Тому отриманий результат є середнім і його обрано за початкову базу.

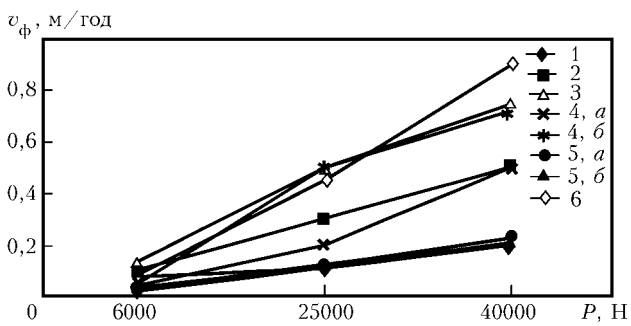


Рис. 4. Залежність швидкості фрезерування $v_{фр}$ від різних фізичних та механічних факторів; *1–6* — номери компоновки (табл. 2); *P* — навантаження

Експеримент № 2. Метою експерименту № 2 було визначення впливу матеріалу матриці фрезерного інструменту на швидкість фрезерування та утримання крихти в ріжучому шарі. За матеріал матриці використано припій ЛНМЦ 60-9-5. Як і у експерименті № 1 для засипки обрали ламаний твердий сплав ВК8 (рис. 4).

Як свідчить рис. 4, значення швидкості фрезерування в процесі припрацювання збільшилися незначною мірою, а при навантаженні — набагато перевищують значення, отримані в експерименті № 1, де за матеріал матриці використовували припій Л63. Пояснюється це наявністю у припої нікелю та марганцю, які роблять матрицю твердішою та крихкою. Тому в подальших експериментах використовували цей припій.

Експеримент № 3. Метою експерименту було визначення впливу форми ріжучої крихти на механічні властивості ріжучого шару фрезерного інструменту. Формою засипки обрано призму, яка має в основі трикутник із сторонами приблизно 5×5× ×5 мм. Висота призми становить 5–6 мм. Така форма має дев'ять ріжучих кромок та шість вершин.

Таблиця 2. Експериментальні тверді сплави та припої

№ компоновки	Сплав	Матеріал матриці
1	ВК8 (ламаний)	Л 63
2	»	ЛНМЦ 60-9-5
3	ВК8 спечена крихта (призма)	ЛНМЦ 60-9-5
4, *а*	ВК8 спечена крихта (призма) 30 %–Т5К10 70 % спечена крихта(призма)	ЛНМЦ 60-9-5
4, *б*	ВК8 спечена крихта (призма) 70 %–Т5К10 30 % спечена крихта (призма)	
5, *а*	ВК8 спечена крихта (призма) 70 %–ВН8 30 % спечена крихта (призма)	ЛНМЦ 60-9-5
5, *б*	ВК8 спечена крихта (призма) 30 %–ВН8 70 % спечена крихта (призма)	
6	ВК8 спечена крихта («їжачки»)	ЛНМЦ 60-9-5

Дані експерименту свідчать про те, що форма крихти твердого сплаву має дуже великий вплив на механічну швидкість буріння. Якщо порівняти ці результати з даними експерименту № 2, то можна побачити, що при навантаженні швидкість різання зросла в 1,5 рази. При цьому зменшилися витрати твердого сплаву на один експеримент від 1,8 до 1,25 кг.

Експеримент № 4. Передумовою експерименту була спроба поєднання крихти твердих сплавів ВК8 та Т5К10. Зроблено два набори спеченої крихти (ВК8 30 % та Т5К10 70 %; ВК8 70 % та Т5К10 30 % загального об'єму крихти).

Сплав Т5К10 обрано з урахуванням умов роботи крихти (нерівномірний переріз, удари, різання легованої сталі). Крихту обох типів сплаву спечено у формі призми, як і у експерименті № 3.

З даних рис. 4 видно, що при більшому вмісті сплаву Т5К10 в ріжучому шарі (70 %) механічна швидкість буріння не перевищила 0,5 м/год, а при меньшому (30 %) значення швидкості фрезерування такі ж, як в експерименті № 3 (0,72 м/год).

Таким чином, додавання сплаву Т5К10 до ріжучого шару фрезерного інструменту є недоцільним, оскільки це не впливає на механічну швидкість буріння.

Експеримент № 5. Використовували в ріжучому шарі фрезерного інструменту твердий сплав ВН8 як менш твердий (≥85 *HRA*) та більш стійкий проти абразивного зношування. Пропорції обох сплавів були ті ж самі, що й в експерименті № 4 (ВК8 70 %, ВН8 30 % та ВК8 30 %, ВН8 70 % загального об'єму крихти, рис. 4). Форма крихти була такою ж.

Як видно з рис. 4, додавання сплаву ВН8 до ріжучого шару суттєво знижує механічну швидкість буріння. Навіть форма крихти не вплинула на результат.

Експеримент № 6. Метою експерименту було визначення впливу форми ріжучої крихти на механічні властивості ріжучого шару фрезерного інструменту. Формою засипки обрано «їжачки», яка має в основі два прямокутники з діаметром описаного кола 6 мм, що перетинаються під кутом 90°. Висота призми становила 6 мм. Така форма має 8 ріжучих кромок та 16 вершин. Після проведення досліду отримано результати, наведені на (рис. 4).

Дані цього експерименту свідчать про те, що форма крихти твердого сплаву має дуже великий вплив на механічну швидкість буріння. При порівнянні цих даних з результатами експерименту № 3 видно, що при навантаженні швидкість різання зросла в 1,2 рази. Ця перевага має дуже суттєво вплинути на економічний ефект при впровадженні такої крихти у виробництво інструменту.

В результаті проведеного дослідження встановлено, що використання в ріжучому шарі фрезерного інструменту крихти, одержаної способом спікання вже готової форми, здатне збільшити швидкість фрезерування в 1,5–1,8 рази.

Рівна поверхня спеченої крихти також має кращі властивості для паяння і може використовуватися при виготовленні твердосплавних електродів, призначених для відновлення зношених поверхонь бурових фрезерів.

Висновки

1. Встановлено, що використання крихти твердого сплаву визначеної форми із матеріалу ВК8 та припою ЛНМЦ як зв'язуючого матеріалу збільшує швидкість фрезерування в 3,2–4,0 рази.

2. Використання в ріжучому шарі крихти як комбінації різних твердосплавних матеріалів не дало позитивного результату.

3. Відпрацьовано та оптимізовано технологічні режими одержання ріжучого шару бурового фрезерного інструменту. Виготовлено дослідні партії інструменту для проведення випробувань.

4. Спечена крихта має більшу стійкість проти зламу, що збільшує стійкість фрезерного інструменту.

5. Спечену крихту можна використовувати для виготовлення твердосплавних електродів.

1. *Пустовойтенко И.П.* Предупреждение и ликвидация аварий в бурении. — М.: Недра, 1988. — 279 с.
2. *Стенд* для оценки работоспособности бурового инструмента / М.В. Супрун, А.О. Казьмин, Д.Л. Коростышевский, А.В. Панов // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент — техника и технология его изготовления и применения: Сб. науч. тр. — Вып. 8. — Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2005. — С. 86–88.

ПРОЕКТ 8.3

Розробка конструктивних рішень та технології вилучення дефектних ділянок і деталей трубопроводів без зупинки транспортування продукту з метою продовження ресурсу та безперервної роботи транспортних мереж

УДК 621.791:621.643.1/.2

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ РАЗРЕЗНЫХ ТРОЙНИКОВ ДЛЯ РЕМОНТА МАГИСТРАЛЬНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ

В.С. БУТ, канд. техн. наук, **Е.А. ВЕЛИКОИВАНЕНКО**, канд. физ.-мат. наук,
О.И. ОЛЕЙНИК, инж. (Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Изучено влияние толщины стенок соединительных элементов, внутреннего давления во время установки и расстояния между кольцевыми швами, соединяющими тройник с трубопроводом, на геометрические размеры указанных швов. Построены номограммы для определения допустимого давления при гидравлических испытаниях полученных сварных узлов в зависимости от длины устанавливаемого тройника и жесткости трубопровода. Приведены примеры внедрения конструктивно-технологических решений.

Ключевые слова: *магистральные трубопроводы, разрезные тройники, кольцевые сварные швы, внутреннее давление, гидравлические испытания, жесткость оболочек, внедрение технологических разработок*

Безопасность эксплуатации магистральных трубопроводов и их надежная бесперебойная работа обеспечивается соответствующими мероприятиями как на стадии проектирования, так и в процессе эксплуатации. Среди эксплуатационных мероприятий большое значение в этом направлении имеет соответствующая организация периодической технической диагностики состояния элементов магистрального трубопровода и ремонта обнаруженных недопустимых дефектов. На территории Украины эксплуатируются около 42000 км магистральных трубопроводов. Согласно статистике при периодической диагностике состояния трубопроводов выявляется около 5000–6000 дефектов на каждые 100 км длины. Значительная часть обнаруженных дефектов является недопустимой и требует ремонта. Классический ремонт трубопровода, связанный с его остановкой, очисткой и заменой дефектных участков, требует больших расходов средств и сопровождается значительными экологическими нарушениями, поэтому во всем мире интенсивно развиваются методы ремонта трубопроводов без выведения их из эксплуатации. Для Украины такие методы имеют особенно важное значение, учитывая достаточно высокую концентрацию населения в зоне прокладки магистральных трубопроводов и их протяженность. Данной проблемой занимается целый ряд научных и производственных организаций страны, среди которых следует отметить Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, Ивано-Франковский национальный технический университет нефти и газа, ДК «Укртрансгаз».

© В.С. БУТ, Е.А. ВЕЛИКОИВАНЕНКО, О.И. ОЛЕЙНИК, 2009

Одним из направлений развития ремонтных технологий является разработка конструктивно-технологических решений и оборудования, позволяющих присоединять отводы с целью подключения к основной магистрали новых потребителей или мелких месторождений, а также замены протяженных дефектных участков трубопровода без вывода его из эксплуатации за счет подключения временной магистрали (байпаса) на период выполнения ремонтных работ.

Конструктивно-технологические схемы. При замене дефектных участков (рис. 1) магистральных трубопроводов, как правило, используется байпас и четыре разрезных тройника. В случае подключения байпаса используются переходные тройники с соотношением диаметров $d/D \le 0{,}7$, которые устанавливаются непосредственно на трубопровод с технологическими кольцами. Для установки перекрывающих устройств применяются равнопроходные тройники (соотношение $d/D = 1$), которые собираются на трубопроводе с промежуточными переходными технологическими кольцами. Их количество определяется в зависимости от геометрических параметров трубопровода. Схема установки таких разрезных тройников на трубопроводе с помощью сварки и их конструкции приведены на рис. 2.

В отличие от технологий, предлагаемых компаниями TDW и «British Gas», в данном случае разрезные тройники привариваются к трубопроводу под давлением с использованием нахлесточно-стыковых соединений [1], а не угловых. Это дает ряд

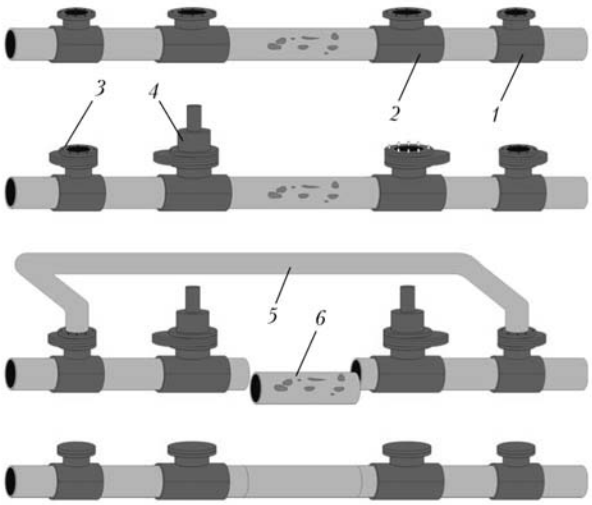


Рис. 1. Схема замены дефектных участков магистральных трубопроводов: *1, 2* — соответственно переходный и равнопроходный тройник; *3* — плоская заслонка; *4* — перекрывающее устройство; *5* — байпас; *6* — дефектный участок

преимуществ. Диапазон допустимых тепловложений при сварке нахлесточно-стыковых соединений имеет более широкие пределы, чем просто при наплавке или выполнении угловых швов, что в свою очередь позволяет регулировать параметры и свойства металла ЗТВ. В связи с этим повышается безопасность проведения сварочных работ на трубопроводе под давлением [2] и надежность полученных сварных соединений при эксплуатации. Экспериментально установлено, что для сварных соединений, выполненных по предложенной схеме, напряжения среза и сопротивление изгибу значительно выше, чем для традиционных соединений с угловыми швами.

Кроме того, переход от соединений с угловым швом к нахлесточно-стыковым повышает предел выносливости сварных узлов при повторно-статическом нагружении более чем на 50 %. Это объясняется снижением уровня напряжений в зоне сплавления шва со стенкой трубы за счет локального ограничения изгибных деформаций нагружаемого конструктивного элемента.

В Украине для отводов с соотношением диаметров $d/D \leq 0{,}5$ применяется схема подключения байпасных линий через сварной узел патрубок–муфта (рис. 3). Такая схема запатентована в Украине и России. В состав конструкции входит разрезная муфта, в одной из частей которой вырезано отверстие под патрубок, который приваривается к трубопроводу через предварительно наплавленный многослойный валик и соединяется с муфтой угловым швом.

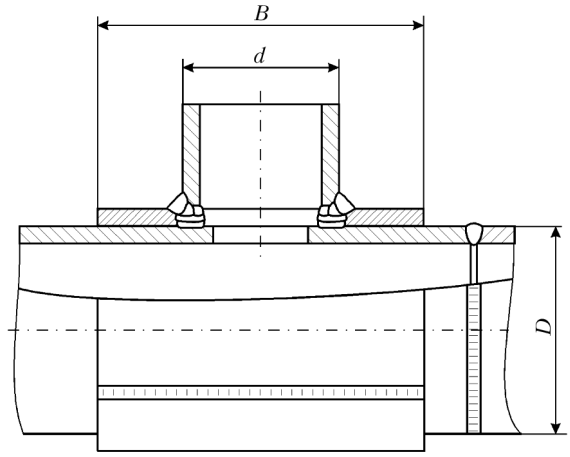


Рис. 3. Схема узла патрубок–муфта: B — ширина разрезной муфты

Устанавливать сварной узел патрубок–муфта можно с целью подключения новых потребителей или мелких месторождений углеводородных продуктов к основной магистрали, а также для вырезки трещиноподобных дефектов в стенке трубопровода под давлением. Вырезка отверстия в трубопроводах, как правило, выполняется механическим способом с использованием корончатой фрезы через шаровой кран или плоскую задвижку [3].

Расчет кольцевых сварных швов. Сварные соединения разрезных тройников с трубопроводом в процессе эксплуатации испытывают различные по характеру нагрузки, обусловленные изменением внутреннего давления в трубопроводе, колебаниями температуры окружающей среды, сдвигами грунтов и т. п. При этом возникает потребность в определении необходимых и достаточных размеров несущей части кольцевых сварных швов (ширины зоны сплавления шва, который соединяет трой-

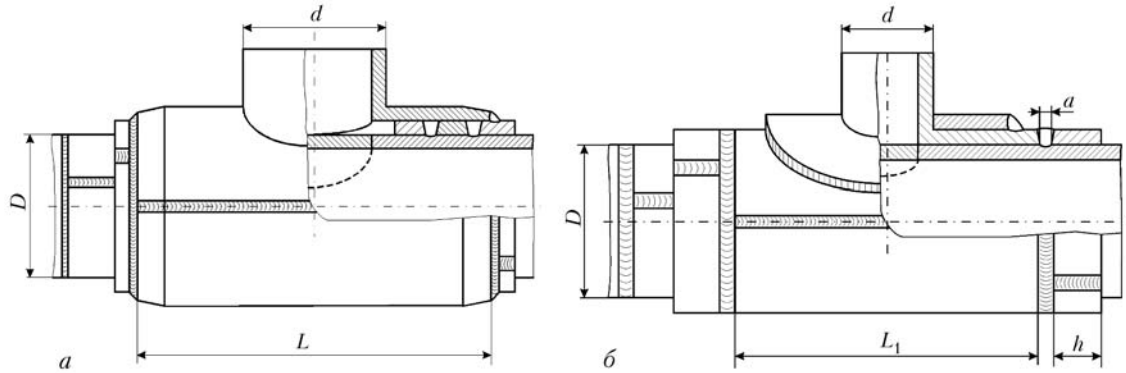


Рис. 2. Схемы разрезных тройников: *а* — равнопроходный; *б* — переходный (D и d — наружные диаметры соответственно трубы и отвода трубопровода; a — ширина зоны сплавления кольцевого шва с трубой; L — длина разрезного тройника; L_1 — расстояние между кольцевыми швами; h — ширина технологического кольца

ник с трубопроводом) для того, чтобы они имели возможность выдерживать все нагрузки во время эксплуатации трубопровода.

В работе [4] рассмотрено несколько сценариев установки разрезных тройников на трубопроводе под давлением и без него, а также разные условия выполнения отверстий в действующем трубопроводе. Кроме того, исследовано влияние конструктивного оформления сварных соединений тройников с трубопроводом (угловое и нахлесточно-стыковое) на предельные значения геометрических параметров сварных швов. Расчетами по определению несущей способности таких соединений было подтверждено преимущество предложенных нахлесточно-стыковых соединений.

В настоящей работе ставилась задача определить предельные геометрические размеры кольцевых швов в нахлесточно-стыковых сварных соединениях тройника с трубопроводом в зависимости от внутреннего давления при установке и последующем снижении давления до нуля.

Для определения необходимых размеров несущей части сварных швов в зависимости от разных исходных параметров и условий сварки использовали математический алгоритм, разработанный на основе критериев механики разрушения. Он дает возможность оценить и спрогнозировать работоспособность разных конструктивных схем, используемых для присоединения оболочечных элементов к трубопроводу, с учетом наличия естественного концентратора напряжений в виде межслойного зазора 2ρ (острой полости), которая образуется при установке оболочек на поверхность трубы и их сваривании кольцевыми швами.

Согласно работам [4, 5], предельное состояние сварных соединений при статической нагрузке определялось двухпараметрическим критерием хрупковязкого разрушения материала.

При решении упругопластической задачи по определению минимально допустимых указанных выше размеров сварных швов, согласно методике [4], были приняты следующие допущения: рассматривали осесимметричный случай; пренебрегли влиянием пластических деформаций вблизи вершины острой полости; не учитывали также напряжения, обусловленные термическим циклом сварки.

Для расчетов использовали следующие исходные данные: материал трубопровода — трубная сталь типа 17Г1С; модуль упругости $E = 2 \cdot 10^5$ МПа; коэффициент Пуассона $\mu = 0{,}3$; $\sigma_т = 360$ МПа; $\sigma_в = 510$ МПа.

Материал сварных соединений по свойствам близок к основному металлу, за исключением величины K_{IC}. С целью получения консервативных оценок допустимых размеров сварного шва с учетом достаточно широкого разброса эксперимен-

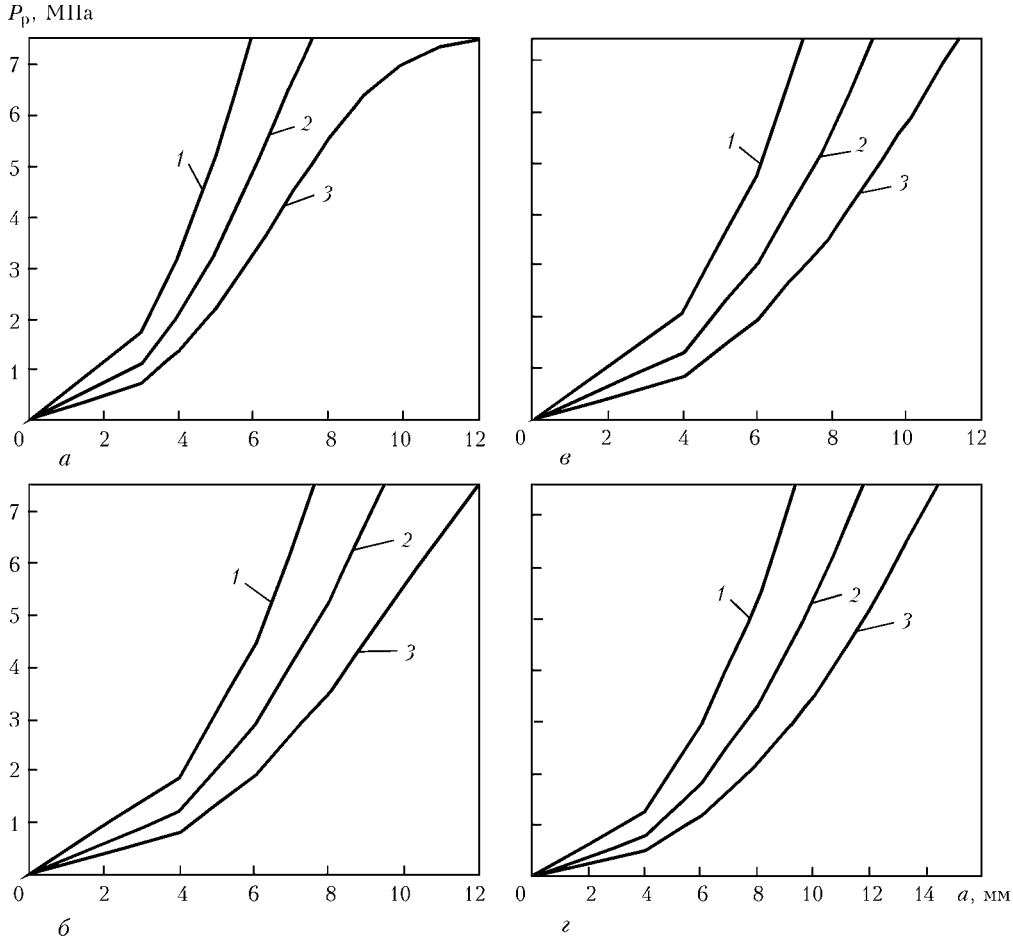


Рис. 4. Зависимость расчетной ширины зоны сплавления a кольцевого шва от внутреннего давления $P_р$ в момент установки тройника: *а, в* — $t_2/t_1 = 1$; *б, г* — 2; *а, б* — $t_1 = 10$; *в, г* — 16 мм; *1* — Ду 700; *2* — Ду 1000 при $L_1 = 1000$ мм; *3* — Ду 1400 мм

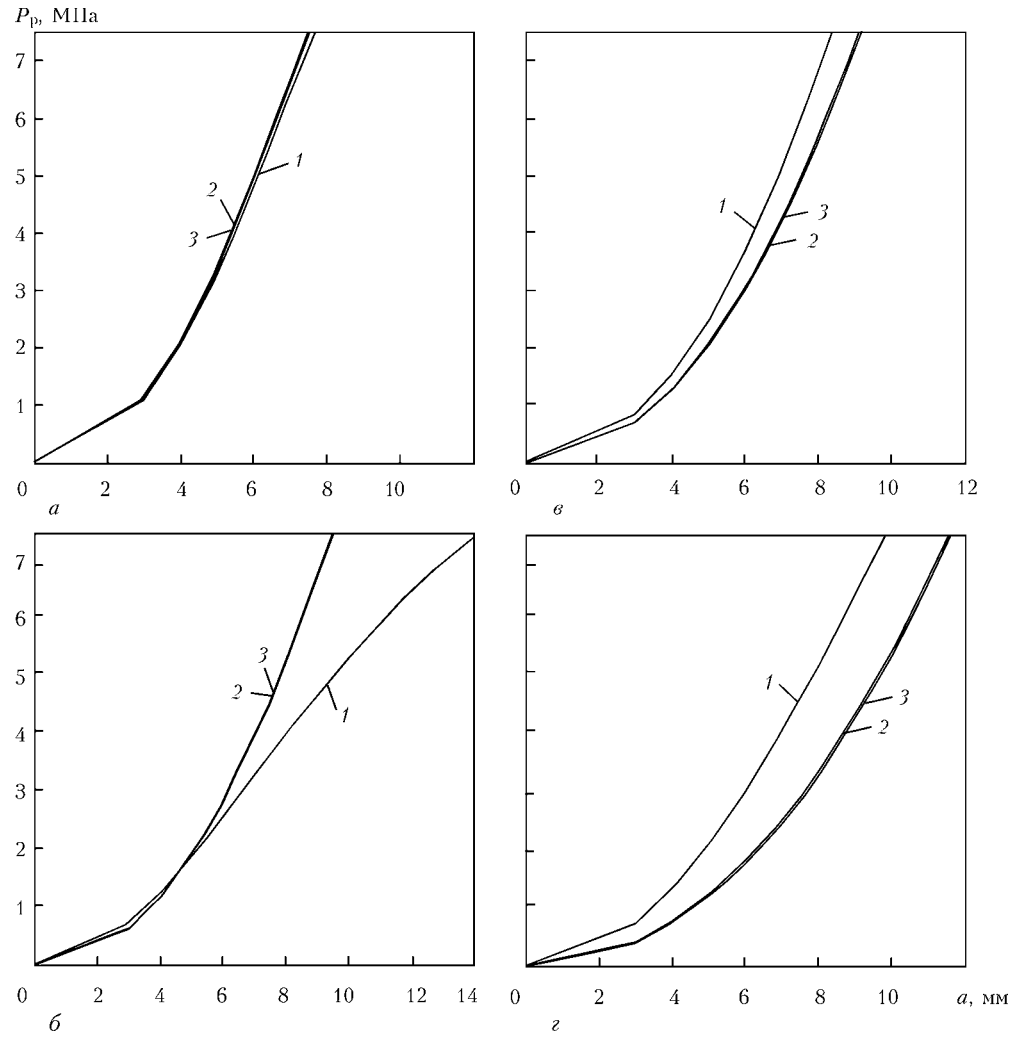


Рис. 5. Зависимость расчетной ширины a зоны сплавления кольцевого шва от внутреннего давления $P_р$ в момент установки тройника для трубы Ду 1000 мм: *а, в* — $t_2/t_1 = 1$; *б, г* — 2; *а, б* — $t_1 = 10$ мм; *в, г* — 16; *1* — $L_1 = 200$; *2* — 500; *3* — 1000 мм

тальных данных для металла шва принимали K_{IC} = 1500–1000 МПа·мм$^{1/2}$.

Результаты расчетов относительно размеров a для конкретных геометрических параметров трубопроводов и разрезных тройников представлены на рис. 4, 5. При этом учитывалось соотношение толщины их стенок и внутреннее давление в трубопроводе во время установки разрезных тройников.

Из рисунков видно, что с увеличением диаметра трубопровода значение a возрастает, причем наиболее интенсивно при давлении, близком к эксплуатационному. Повышение толщины стенки тройника требует больших предельных значений a. Например, при соотношении t_2/t_1 = 1,0 (t_2, t_1 — соответственно толщина стенки тройника и трубы) для трубы Ду 700×10 мм a = 6, для трубы Ду 1000×10 мм — 7,5 мм. При соотношении t_2/t_1 = 2 критические размеры изменяются: для трубы Ду 700×10 мм a = 7,5, для Ду 1000×10 мм — 9,5 мм.

С повышением толщины стенок соединяемых элементов расчетные значения a значительно возрастают (рис. 4, *в, г*). Из рассмотренного видно, что с повышением жесткости тройника во всех случаях ширина кольцевых швов a (зона сплавления со стенкой трубопровода) имеет значительные размеры, особенно при установке его при рабочем давлении в трубопроводе. Это приводит к большому объему сварочных работ во время монтажа указанной конструкции. Поэтому для оптимизации технологического процесса и обеспечения надежной работоспособности сварных узлов необходимо снижать (по возможности) внутреннее давление в трубопроводе перед установкой разрезных тройников.

Для получения качественной картины влияния жесткости соединяемых элементов на геометрические параметры кольцевых сварных швов были построены графические зависимости для ряда вариантов установки тройников с разным соотношением толщины стенок на трубопроводах Ду 700 мм и Ду 1000 мм при давлении 5,5 МПа, а также с учетом прочностных характеристик металла соединяемых конструктивных элементов. Из рис. 6 видно, что в целом сохраняется зависимость ширины кольцевого шва a от жесткости тройника для обоих диаметров трубопровода, т. е. увеличение толщины стенки разрезных тройников, которые устанавливаются на действующий трубопровод, приводит к возрастанию расчетной компонен-

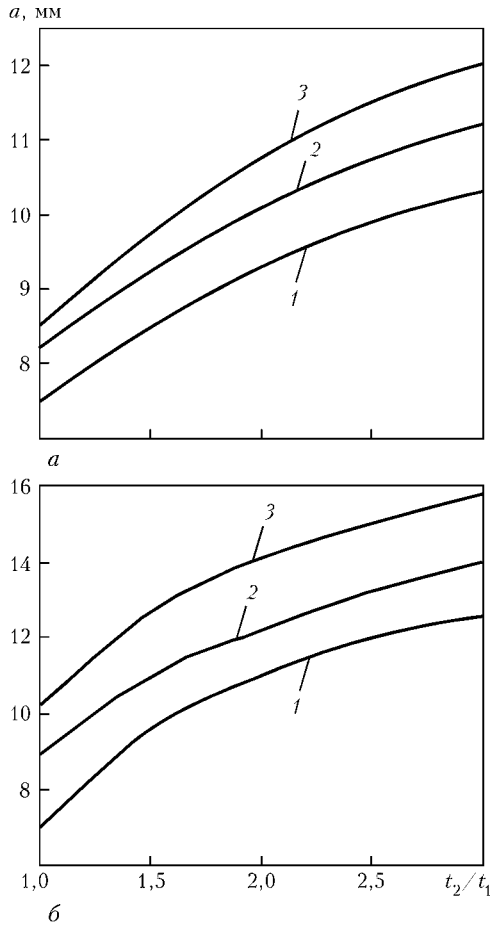


Рис. 6. Влияние толщины стенки тройника t_2 при фиксированной толщине стенки трубы t_1 для трубопровода Ду 700 мм на значения a при $P_р$ = 5,5 МПа, K_{1C} = 1000 МПа·мм$^{1/2}$: a — $\sigma_т$ = 360; $б$ — 440 МПа; *1* — t_1 = 10; *2* — 12; *3* — 14 мм

ты a. При этом чем больше толщина стенки трубопровода, тем выше значение a. Относительно влияния диаметра трубопровода следует отметить, что для трубы Ду 1000 мм значения a выше, чем для Ду 700 мм, на 20–30 %. Кроме того, повышение прочностных характеристик металла трубопровода приводит к увеличению указанной расчетной ширины зоны сплавления кольцевого шва с трубой.

Таким образом, при разработке технологии сварки разрезных тройников на действующих трубопроводах, когда задаются геометрические параметры кольцевых сварных швов, которые рассчитываются для конкретного случая, необходимо ориентироваться в первую очередь на то, что толщина стенок трубопровода и тройника является исходными данными, а изменять можно только внутреннее давление в трубопроводе в сторону уменьшения на время монтажа конструктивного элемента.

Определение допустимых параметров гидравлических испытаний сварного узла на герметичность и прочность. При выполнении работ по присоединению отводов к магистральным трубопроводам под давлением, кроме физических методов контроля, предусмотрены испытания сварных соединений тройника с трубопроводом на прочность и герметичность, которые выполняются перед вырезкой отверстия. При этом уровень испытательного давления, которое создается водой или инертным газом между стенками трубы и тройника, колеблется в пределах 1,0–1,5 $P_р$, где $P_р$ — рабочее давление. В некоторых случаях оговаривают, чтобы испытательное давление равнялось давлению в трубопроводе.

Согласно нормативным документам, трубопровод перед вводом в действие должен быть подвергнут гидравлическим испытаниям при давлении, которое создает напряжение в его стенке около $0{,}95\sigma_т$. Как известно, эффективность испытаний с целью оценки прочности и выявление дефектов в узлах трубопровода повышается с увеличением нагрузки. Однако при этом необходимо придерживаться предельных значений давления и деформаций.

При установке уровня испытательного давления для сварных соединений тройника с трубопроводом нужно учитывать возможность потери устойчивости стенки магистральной трубы, поскольку расчетная толщина стенки тройника значительно превышает толщину стенки основной трубы.

Верхнее критическое внешнее давление, при котором происходит выпячивание стенки трубы внутрь, определяется формулой из работы [6]

$$P_{кр} = \frac{D^* R^*}{n^2 - 1}\left\{\left(\frac{\pi^2}{l^2} + \frac{n^2}{R^2}\right)^2 + \frac{1}{R^4}\left[1 - 2\left(\mu\,\frac{\pi^2 R^2}{l^2} + n^2\right)\right]\right\} + \frac{Et_1}{R}\,\frac{\pi^4}{l^4}\,\frac{1}{\left(\frac{\pi^2}{l^2} + \frac{n^2}{R^2}\right)^2 (n^2 - 1)}, \quad (1)$$

где $D^* = D - t_1$ — срединный диаметр трубы; $R^* = 0{,}5\,D^*$; l — длина трубы, в данном случае расстояние между кольцевыми нахлесточно-стыковыми швами L_1. Коэффициент n рассчитывается по формуле

$$n = \sqrt[4]{6\pi^2\sqrt{1-\mu^2}}\;sqrt{\frac{R^*}{l}}\;\sqrt[4]{\frac{R^*}{t_1}}. \quad (2)$$

На рис. 7 представлена зависимость критического давления, при котором происходит потеря устойчивости стенки трубы, рассчитанного по формуле (1) с учетом приведенного коэффициента от соотношения геометрических параметров отрезка трубы, ограниченного двумя кольцевыми сварными швами тройника с трубопроводом.

Заметно, что с увеличением диаметра трубопровода при одинаковой толщине стенки значение внешнего давления, которое вызывает потерю устойчивости стенки трубы, уменьшается. Подобное происходит и при увеличении длины тройника.

Экспериментальные исследования, проведенные на стендах, которые имитируют реальную конструкцию соединения тройника с трубопроводом, подтверждают достоверность потери устойчивости внутренней оболочки при давлении,

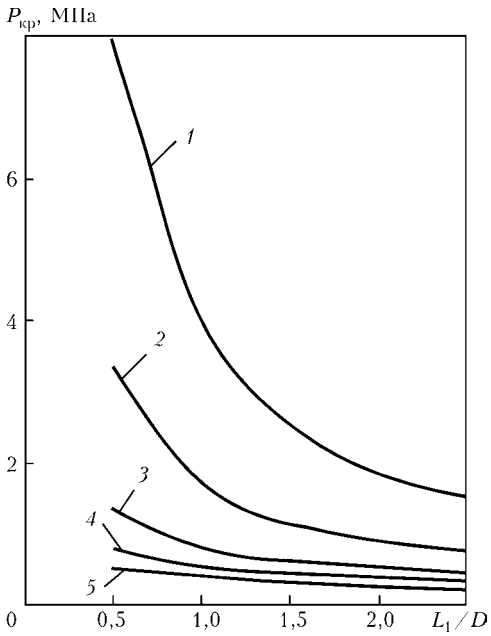


Рис. 7. Зависимость критического давления $P_{кр}$ от соотношений геометрических параметров трубы L_1/D: *1* — D/t_1 = 40; *2* — 60; *3* — 80; *4* — 100; *5* — 120

значительно меньшем, чем нужно для опрессовки внешней оболочки. Так, для оболочки диаметром 320 мм с толщиной стенки 3 мм длиной 600 мм потеря устойчивости происходит при внешнем давлении 1,8 МПа, что хорошо согласуется с расчетными данными. Выпячивание внутрь трубы вдоль образующей происходит внезапно при достижении давления $P_{кр}$. Потом происходит пластическая деформация металла в месте выпячивания без последующего увеличения нагрузки. При этом прогиб к центру кривизны увеличивается и возможно возникновение других вмятин (рис. 8).

Нарушение герметичности кольцевых сварных соединений наблюдалось только при значении ширины зоны сплавления шва со стенкой трубы $a < 2$ мм и значительных угловых деформациях.

Таким образом, гидравлическим методом почти невозможно обнаружить дефекты в сварных соединениях тройника с трубопроводом, поскольку испытательное давление $P_{исп}$ в межтрубном пространстве не должно превышать внутреннее $P_{внутр}$ в трубопроводе на значение критического давления $P_{кр}$, которое вызывает потерю устойчивости внутренней оболочки ($P_{исп} - P_{внутр} < P_{кр}$). Как показал анализ расчетов, при выполнении сварочно-монтажных работ на трубопроводе со снижением внутреннего давления до 30 % $P_р$, испытание на герметичность сварных соединений может выполняться при рабочем давлении ($P_{исп} = P_р$).

Внедрение разработок. На основании результатов научных исследований и экспериментальных работ, выполненных Институтом электросварки им. Е.О. Патона совместно с ДК «Укртрансгаз» и ОАО «Укртранснафта», были разработаны Инструкция по присоединению отводов к магистральным газопроводам и ВБН В.3.1-0001.3741-07–2007 «Магістральні нафтопроводи. Методи ремонту дефектних ділянок». В указанных нормативно-технических документах предусматривается: конструктивно-технологическая схема узла присоединения отвода; подготовка и контроль участка трубопровода; последовательность монтажа конструктивных элементов на трубопроводе; технология выполнения сварных соединений и контроль их качества ультразвуковым методом; техника безопасности проведения ремонтных работ.

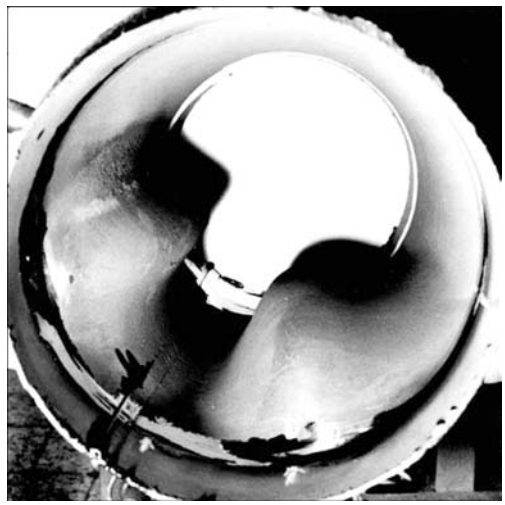


Рис. 8. Потеря устойчивости внутренней оболочки (выпячивание) во время испытания внутренним давлением

На объектах ДК «Укртрансгаз» выполнено внедрение технологии присоединения отводов к магистральным газопроводам с использованием сварного узла патрубок–муфта. Так, с целью газификации прилегающих населенных пунктов в УМГ «Львовтрансгаз» были выполнены работы по подключению четырех распределительных газопроводов Ду 200 мм к основной магистрали Ду 1400 мм, а в УМГ «Прикарпаттрансгаз» — один газораспределительный трубопровод низкого давления Ду 150 мм к магистральному газопроводу Ду 1400 мм (рис. 9).

Анализ технического состояния магистральных трубопроводов Украины подтверждает необходимость в разработках современных методов их ремонта и реконструкции без вывода из эксплуатации. Значительный объем ремонтных технологий разработан для восстановления несущей способности линейной части трубопроводов с коррозионно-механическими повреждениями и недопустимыми дефектами в кольцевых стыках трубопроводов под давлением. Эти технологии нашли широкое применение на объектах ДК «Укртрансгаз» и ОАО «Укртранснафта».

Актуальной остается проблема замены протяженных дефектных участков магистральных трубопроводов или присоединение отводов в условиях эксплуатации, для реализации которых применяются разрезные тройники.

С целью обеспечения работоспособности конструкций расчетным методом определены минимально допустимые геометрические размеры кольцевых швов в нахлесточно-стыковых сварных соединениях тройников с трубопроводом в зави-

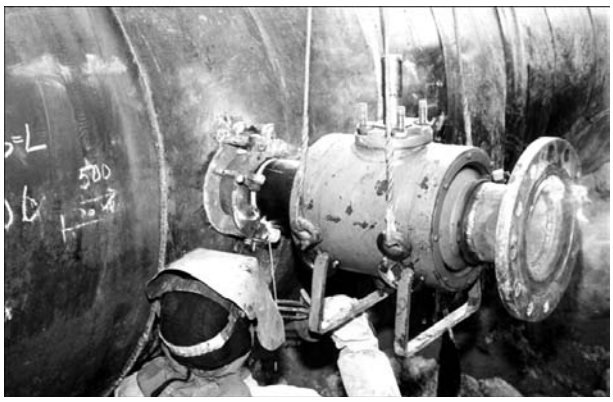


Рис. 9. Присоединение отвода Ду 150 мм к магистральному газопроводу «Союз» Ду 1400 мм, находящемуся под внутренним давлением 4,9 МПа

симости от внутреннего давления во время установки разрезного тройника с учетом возможной аварийной остановки перекачки продукта и сброса давления до нуля.

Установлено, что с повышением диаметра трубопровода ширина кольцевых швов увеличивается при давлении, близком к эксплуатационному. Аналогичное влияние оказывает увеличение толщины стенки тройника. На размеры кольцевых швов значительно влияют соотношение толщин соединяемых элементов и в меньшей степени прочностные характеристики металла, из которого изготовлены трубы. Учитывая, что толщина стенки разрезных тройников значительно превышает таковую в трубопроводе, при установке их на трубопроводе с рабочим внутренним давлением расчетная ширина кольцевых швов должна иметь большие значения. Это приводит к большому объему сварочных работ во время монтажа указанной конструкции. Поэтому для оптимизации технологического процесса и обеспечения надежной работоспособности сварных узлов необходимо снижать внутреннее давление в трубопроводе перед установкой разрезных тройников.

Гидравлические испытания на герметичность сварных соединений тройника с трубопроводом показали, что испытательное давление не должно превышать внутреннее на значение критического давления, при котором возможна потеря устойчивости стенки трубы, заключенной между двумя кольцевыми швами.

1. *Бут В.С., Грецкий Ю.Я., Розгонюк В.В.* Обгрунтування нового підходу до виконання зварювальних робіт на трубопроводах під тиском // Нафт. і газ. пром-сть. — 2001. — № 4. — С. 33–39.
2. *Математическое* моделирование язвенных дефектов в действующих нефте- и газопроводах и разработка численного метода оценки допустимых режимов дуговой заварки дефектов / В. И. Махненко, В. С. Бут, Е. А. Великоиваненко и др. // Автомат. сварка. — 2001. — № 11. — С. 3–10.
3. *Якубек П.* Монтаж тройников и фитингов «Т. Д. Вильямсон» на действующий трубопровод // Сварочные и родственные технологии при строительстве, реконструкции и ремонте газонефтепроводов: Материалы междунар. конф., г. Москва, 22–23 нояб. 2007 г. — М., 2007.
4. *Определение* допустимых размеров сварных швов при установке тройников и муфт на действующих магистральных трубопроводах / В. И. Махненко, В. С. Бут, Великоиваненко и др. // Автомат. сварка. — 2003. — № 8. — С. 7–12.
5. *Assessment* of integrity of structures containing defects / I. Milne, R. A. Ainsworth, A. R. Dowling, A. T. Stewart // CEGB Report R/H/R6, Revision 3, Apr. 1986.
6. *Вольмир А.С.* Устойчивость деформируемых систем. — М.: Наука, 1967. — 984 с.

ПРОЕКТ 8.4

Розробка високоефективної технології ремонту та відновлення зношених конструкцій, деталей та вузлів залізного транспорту для подовження теромінів та ресурсу їх експлуатації з використанням нових прогресивних способів зварювання та наплавлення

УДК 621.791.92.03

НОВА ТЕХНОЛОГІЯ ВІДНОВЛЕННЯ НАПРАВЛЯЮЧИХ ПОВЕРХОНЬ БУКСОВОГО ПРОРІЗУ БОКОВОЇ РАМИ ВІЗКА ВАНТАЖНОГО ВАГОНУ МОДЕЛІ 18-100

Г.В. КУЗЬМЕНКО, інж., **В.Г. КУЗЬМЕНКО**, д-р техн. наук, **В.І. ГАЛИНИЧ**, канд. техн. наук
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України), **В.І. ЛІПІСІЙ, В.В. НЕСТИКАЙЛО**, інженери
(ПКТБ ЦВ Укрзалізниці)

Викладено принципово нову технологію електродугового наплавлення, що заснована на використанні спеціального плоского ізольованого закладного електрода з каналами для подачі дроту. Останній попередньо вводиться в зазор, утворений поверхнею, що підлягає наплавленню, та мідним водоохолоджуваним кристалізатором. Наплавлення виконується електричною дугою, що горить паралельно поверхні, яка наплавляється в вертикальному положенні. Технологія дозволяє одержувати наперед визначену товщину наплавленого шару. Якість формування його поверхні відповідає якості поверхні литва і не потребує механічної обробки. Розроблено зварювальні матеріали (плоский електрод та порошковий дріт), а також спеціальне обладнання. Процес випробувано у виробничих умовах Укрзалізниці при відновленні зношених направляючих поверхонь буксового прорізу бокової рами візка вантажного вагону моделі 18-100. Нова технологія має значні переваги перед існуючими у відношенні продуктивності та якості наплавленого металу, її може бути використано при наплавленні багатьох деталей в різних галузях промисловості.

Ключові слова: *електродугове наплавлення, обладнання для наплавлення, матеріали для наплавлення, відновлення деталей залізничних вагонів, бокова рама візка вантажного вагону*

Розвиток сучасної техніки характеризується безперервним форсуванням режимів експлуатації машин й устаткування. У таких умовах більшість виробів машинобудування доцільно виготовляти зі зносостійким, антикорозійним або жаростійким покриттям робочих поверхонь. Підвищення якості металу найбільш зношуваних поверхонь деталей і вузлів можливо різними способами. Найбільш простий, доступний і дешевий з них — це наплавлення, що забезпечує економію металу, поліпшує показники роботи устаткування й машин, скорочує простої на їх ремонт, сприяє підвищенню продуктивності суспільної праці.

На залізничному транспорті є багато деталей, які в процесі експлуатації інтенсивно зношуються: пара колесо–рейка, поверхні пристроїв для зчеплення вагонів, деталі та вузли візків та ін.

Однією з таких деталей є бокова рама найбільш поширеного на території країн СНГ та Балтії візка вантажного вагону моделі 18-100 (рис. 1), поверхні буксового прорізу якої в процесі експлуатації піддаються інтенсивному ударно-абразивному навантаженню. Бокова рама великогабаритна (габарити 2413×654×620 мм, маса близько 420 кг) литої конструкції, виготовлена із низьколегованої сталі 20ГЛ (або 20ГФЛ). Вона є основним елементом візка вантажного вагону, що передає навантаження на вісь через букси.

Направляючі поверхні буксового прорізу бокової рами (по чотири поверхні розміром 45×120×150 мм на кожний проріз або вісім поверхонь загальною площею близько 500 см^2 на раму) згідно діючих норм при зношенні не більше ніж 8 мм на сторону підлягають відновленню із забезпеченням ширини буксового прорізу по кресленню (розмір 335^{+3}_{-1} мм). За існуючою технологією ці поверхні наплавляють за допомогою механізованого або ручного дугового зварювання, яке не забезпечує необхідної якості ремонту та продуктивності праці, і як наслідок — велика кількість бокових рам невдовзі знову потребує ремонту. У зв'язку з цим є актуальною розробка такої технології ремонту направляючих поверхонь бокової рами, яка б забезпечила їх якісне відновлення та високу зносостійкість при високій продуктивності процесу наплавлення.

Відомо, що продуктивність наплавлення може бути підвищена за рахунок збільшення зварювального струму. При автоматичному наплавленні одним дротом зварювальний струм обмежується перерізом електрода та надійністю його контакту зі струмопідводом. Застосування двох дротів та більше знижує це обмеження, тому що переріз електрода й площа контакту зі струмопідводом

© Г.В. КУЗЬМЕНКО, В.Г. КУЗЬМЕНКО, В.І. ГАЛИНИЧ, В.І. ЛІПІСІЙ, В.В. НЕСТИКАЙЛО, 2009

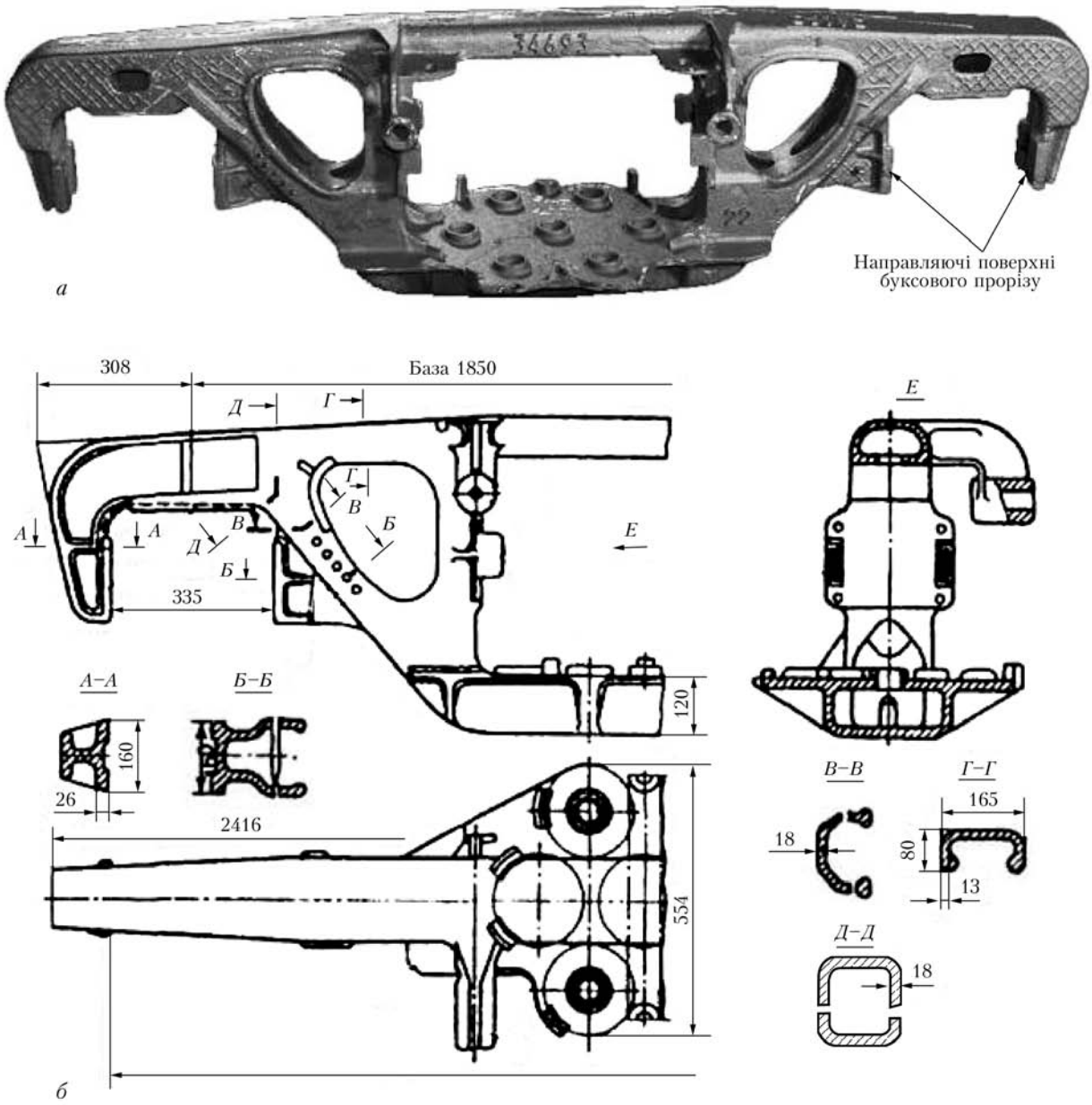


Рис. 1. Зовнішній вигляд (*а*) та креслення (*б*) бокової рами двовісного візка вантажного вагону моделі 18-100

збільшуються, а це дозволяє збільшити й зварювальний струм. Таким чином, автоматичне багатоелектродне наплавлення виявляється ефективніше одноелектродного. Збільшення кількості електродів призводить також до якісних змін процесу їх плавлення, який переходить із безперервного в імпульсний. При цьому зменшується сумарне тепловкладення й знижуються деформації, значно (до 10–15 %) обежується глибина проплавлення основного металу, на 25 % знижується витрата електроенергії на 1 кг наплавленого металу, поліпшується якість наплавленого шару, а отже, і його експлуатаційні характеристики. У той же час багатоелектродне наплавлення на форсованих режимах має суттєвий недолік — можливість якісного формування наплавленого металу лише у нижньому положенні.

Для розробки технології відновлення направляючих поверхонь бокової рами було використано принципово новий електродуговий процес зварювання та наплавлення, що розроблений в ІЕЗ ім. Є.О. Патона на протязі останніх декількох років. Він полягає в використанні плоского з ізолюючим покриттям електрода великого перерізу, який попередньо закладається в проміжок між деталям, що зварюються (технологія закладного електрода). Стальне осердя електроду має поздовжні канали, через які в процесі його плавлення подаються суцільні чи порошкові дроти. Їх кількість залежить від ширини електроду. В випадку наплавлення одна з деталей замінюється мідним формуючим пристроєм. Таким чином використовується принцип примусового формування наплавленого металу, що дозволяє застосовувати цей процес у положеннях, відмінних від нижнього, без

суттєвого обмеження режиму наплавлення. Схема наплавлення закладним електродом зображена на рис. 2. Перевагою такої схеми наплавлення в порівнянні з існуючими є використання електричною дуги, що горить паралельно поверхні, яка наплавляється. При цьому є можливість уникнути прямої дії дуги безпосередньо на поверхню основного металу і цим значно зменшити проплавлення останнього. Ще одна перевага електродугового наплавлення з використанням закладного електрода — можливість одержання досить великих поверхонь наплавлення за один прохід. Схема розташування плоского електрода паралельно поверхні наплавлення та використання принципу примусового формування дозволяє в певних межах досить точно визначати товщину наплавленого шару (від 5 до 20 мм), використовуючи відповідні розміри електроду та формуючого пристрою і регулюючи зазор між останнім та поверхнею основного металу.

При розробці технології ремонту направляючих поверхонь бокової рами було прийнято таку послідовність операцій:

- ручне або механізоване наплавлення направляючих поверхонь для забезпечення при необхідності їх розміру по ширині (номінал 160^{+1}_{-2} мм);
- механічна обробка зношених направляючих поверхонь із забезпеченням ширини буксового прорізу 346 мм;
- автоматичне наплавлення направляючих поверхонь із забезпеченням номінального розміру ширини буксового прорізу 335 мм.

Відсутність потреби в механічній обробці після наплавлення при використанні такої технології дозволяє підвищити твердість наплавленого металу і таким чином обмежити ремонтні витрати.

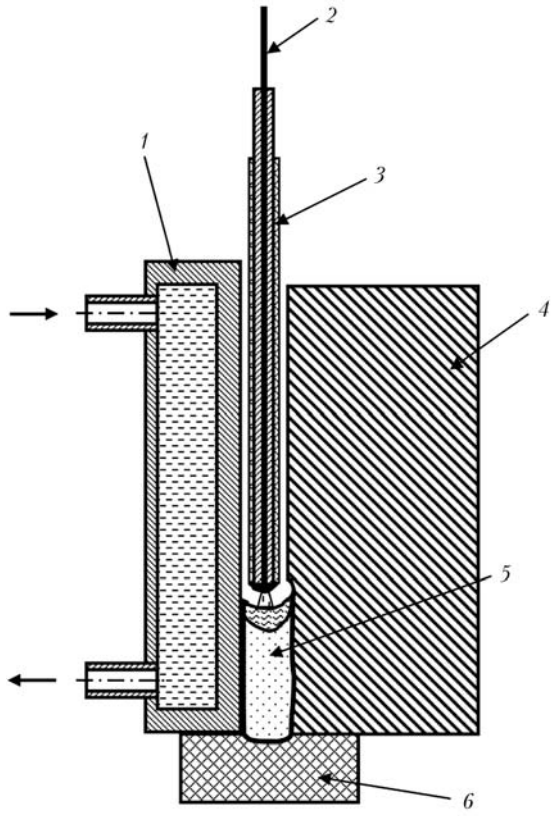


Рис. 2. Схема процесу електродугового наплавлення закладним електродом: *1* — водоохолоджуваний кристалізатор; *2* — зварювальний дріт; *3* — закладний електрод; *4* — деталь, що наплавляється; *5* — наплавлений шар; *6* — підкладка

Для відпрацювання техніки та технології наплавлення спеціалістами ПКТБ ЦВ Укрзалізниці

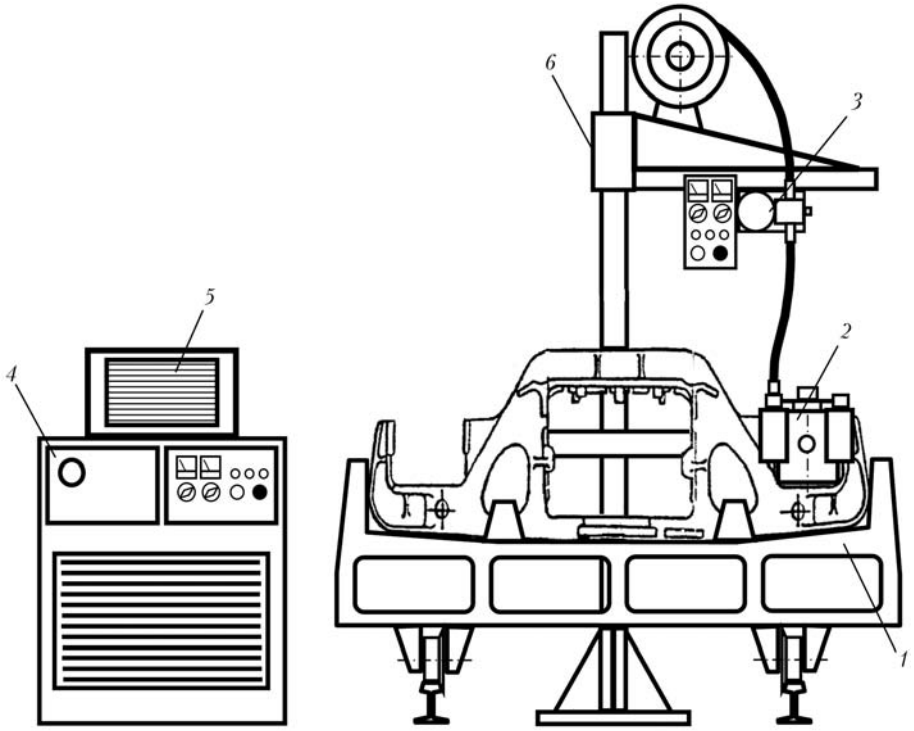


Рис. 3. Схема технологічного обладнання для наплавлення направляючих поверхонь буксового прорізу бічної рами візка вантажного вагону: *а* — джерело живлення; *б* — установка для наплавки; *1–6* — див. пояснення в тексті



Рис. 4. Дослідна установка КТ-107 для наплавлення направляючих поверхонь буксового прорізу бокової рами візка вантажного вагону моделі 18-100

та ІЕЗ ім. Є.О. Патона розроблено спеціалізовану дослідну установку КТ-107 (рис. 3), до якої входять:

• стапель *1* для позиціювання та фіксації бокової рами під час наплавлення у положенні «прорізом догори»;

• блок кокілів *2*, що забезпечує якісне формування направляючих поверхонь (кокілі, обладнені спеціальними пристосуваннями для кріплення закладних електродів і підводу до них зварювального струму, змонтованими на кожному блоці навпроти відповідної поверхні, що наплавляється, та електрично ізольованими від кокілю);

• зварювальний апарат *3*, який призначений для подачі зварювальних дротів в зону наплавлення через поздовжні канали у закладному електроді; складається з механізму подачі зварювального дроту, що забезпечує подачу трьох дротів діаметром 1,6 мм зі швидкістю у межах 30–200 м/год, блоку живлення та керування, кріплення касет для зварювального дроту, гнучких каналів для подачі дроту, кабелів живлення та керування;

• автономний блок охолодження кокелів *5*;

• джерело зварювального струму *4* тиристорний випрямляч ВДУ-1202.

Зварювальний апарат змонтовано на поворотній колоні *6*, що забезпечує наплавлення усіх направляючих поверхонь бокової рами по черзі.

Установку КТ-107 виготовлено та випробувано на дослідному виробництві ПКТБ ЦВ Укрзалізниці (рис. 4). Крім того, ПКТБ ЦВ було також розроблено та виготовлено спеціалізований верстат для фрезерування направляючих та опорних поверхонь бокової рами перед наплавленням.

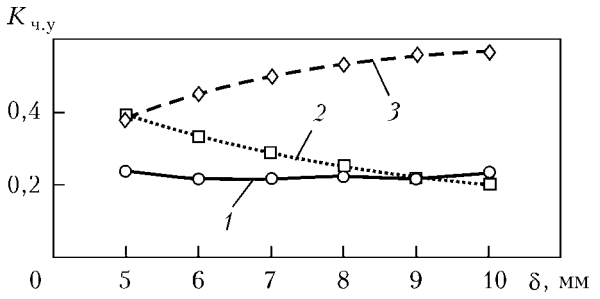


Рис. 5. Коефіцієнт частки участі $K_{ч.у}$ основного металу (*1*), електроду (*2*) та дроту (*3*) в наплавленому металі у залежності від товщини δ шару наплавлення

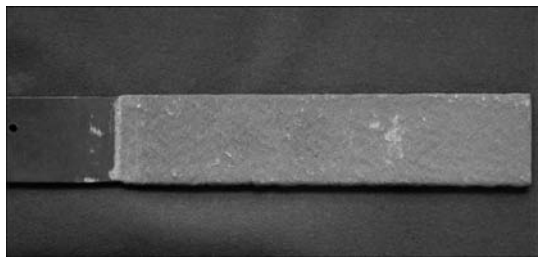


Рис. 6. Закладний електрод АНПМ-40 для наплавлення направляючих поверхонь бокової рами

Виходячи з того, що товщина шару наплавлення в залежності від ступеня зношення направляючих поверхонь може змінюватись у досить широкому діапазоні (5–10 мм) за експериментальними даними було розраховано частки участі основного, електродного металу та металу дроту у наплавленому металі при різній товщині шару наплавлення та при оптимальному режимі наплавлення (I = 600 А, $U_д$ = 25 В). Як видно з рис. 5, у той час, як частка основного металу при зміні товщини шару наплавлення залишається практично незмінною і складає приблизно 0,21–0,23, аналогічні показники для електроду та дроту змінюються у досить широких межах — відповідно 0,20–0,39 та 0,38–0,57. Щоб зміна товщини шару наплавлення не призводила до значних коливань його хімічного складу та твердості, метали електроду та дроту повинні бути близькими за складом. Таким чином, легування наплавленого металу для підвищення його твердості необхідно здійснювати одночасно і в рівній кількості через закладний електрод та зварювальний дріт.

Для наплавлення направляючих поверхонь бокової рами розроблено спеціальний плоский закладний електрод АНПМ-40 з металевим осердям перерізом 3–40 мм та довжиною 250 мм із ізолюючим покриттям товщиною 1 мм на сторону (рис. 6). Таким чином, загальна товщина електроду складає 5 мм, що дозволяє забезпечити товщину наплавки в усьому необхідному діапазоні від 5 до 8 мм. Осердя електроду виготовляється із холоднокатаної низькоовуглецевої сталі марки 08кп, а необхідне легування наплавленого металу здійснюються через його покриття, коефіцієнт

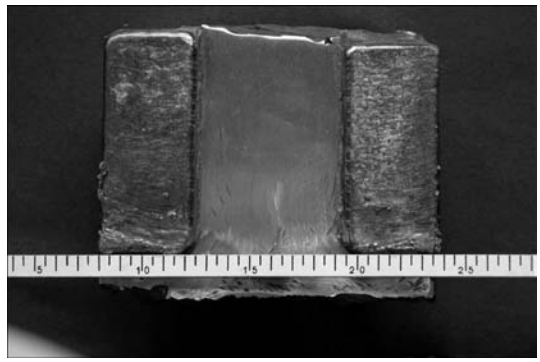


Рис. 7. Фрагмент бокової рами з двома наплавленими направляючими поверхнями

Хімічний склад та твердість основного металу, металу закладного електроду, троту та наплавок

Об'єкт дослідження	Вміст елементу, мас. %*					Твердість *HB*
	C	Si	Mn	S	P	
Закладний електрод АНПМ-40	0,12	0,23	0,78	0,018	0,023	–
Дріт ПП АНПМ4	0,11	0,31	1,43	0,014	0,016	–
Метал бокової рами:						
№1 (сталь 20ГЛ)	0,21	0,27	1,37	0,032	0,028	125–131
№ 2 (сталь 20ГФЛ)	0,23	0,33	1,39	0,035	0,032	154–165
Наплавлений метал:						
№ 1	0,14	0,26	1,26	0,021	0,023	135–143
№ 2	0,13	0,25	1,32	0,019	0,020	139–147

*V = 0,011.

маси якого складає близько 35 %. Також розроблено порошковий дріт марки ПП АНПМ4 діаметром 1,6 мм, призначенням якого є компенсація дефіциту наплавленого металу та забезпечення його додаткового легування.

На установці КТ-107 з використанням електродів АНПМ-40 та дроту ПП АНПМ4 наплавлені дослідні зразки бокових рам. При I = 650 А, $U_д$ = = 26 В час наплавлення кожної поверхні складає близько 1,5 хв, що з урахуванням підготовчого часу дозволяє досягти продуктивності до восьми бокових рам за зміну. Фрагмент бокової рами з двома наплавленими поверхнями представлений на рис. 7.

Дослідження наплавленого металу показало відсутність у ньому пор, тріщин та шлакових включень. Хімічний склад основного металу бокових рам, закладного електроду, дроту, металу дослідних наплавок та їх твердість приведено у таблиці. Як видно з таблиці, твердість наплавленого металу знаходиться на рівні аналогічного показника основного металу бокової рами. З метою підвищення зносостійкості бокових рам було наплавлено дослідні зразки зварювальними матеріалами, які забезпечують підвищену твердість наплавленого металу. Для цього до складу покриття закладного електроду та у шихту порошкового дроту додатково введено феросплави (ферохром, феромолібден, феровanадій та ін.), що дозволило отримати твердість наплавленого металу на рівні *HB* 250–300.

Якість поверхні наплавленого металу відповідає якості литого металу і не потребує подальшої механічної обробки.

Висновки

1. В ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України розроблена принципово нова технологія електродугового наплавлення зношених поверхонь, яка базується на використанні плоского, покритого електроізолюючим шаром електрода з каналами для подачі дроту, що попередньо вводиться в визначеного розміру зазор між поверхнею, що наплавляється, та спеціальним мідним водоохолоджуваним формуючим пристроєм (кокілем).

2. Спільно з ПКТБ ЦВ Укрзалізниці розроблена та виготовлена дослідно-промислова установка КТ-107 для наплавки направляючих поверхонь бокової рами візка вантажного вагону моделі 18-100, що включає спеціальне зварювальне обладнання та стапель для позиціювання рам при наплавленні. В ІЕЗ ім. Є.О. Патона розроблено спеціалізовані зварювальні матеріали, шо включають плоский електрод АНПМ-40 та порошковий дріт ПП АНПМ4.

3. На установці, розміщеній на території ПКТБ ЦВ Укрзалізниці, проведено дослідно-промислове відновлення зношених бокових рам з використанням нової технології наплавлення закладним електродом. Час, необхідний для наплавлення однієї рами (восьми поверхонь розміром 45×150 мм) забезпечує можливість відновлення до восьми рам за зміну.

4. Нова технологія наплавлення забезпечує заздалегіть визначену товщину шару наплавленого металу, а якість його поверхні віповідає якості відлитого металу і не потребує додаткової механічної обробки. Крім того, за рахунок додаткового легування наплавленого металу через покриття закладного електроду та шихту порошкового дроту можна забезпечити його підвищену твердість (*HB* 250–300), що може суттєво збільшити зносостійкость направляючих поверхонь бокової рами.

5. Розроблені технологія та обладнання для відновлення направляючих поверхонь буксового прорізу візка вантажного вагону моделі 18-100 можуть бути рекомендовані для впровадження на вагоноремонтних підприємствах Укрзалізниці.

ПРОЕКТ 8.5

Розробка матеріалів, технології та обладнання для відновлення великогабаритних колінчастих валів компресорів магістрального транспортування газу з метою підвищення ресурсу їх роботи

УДК 621.791:621.643.054/.069

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ШИРОКОСЛОЙНОЙ НАПЛАВКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ КОЛЕНЧАТЫХ ВАЛОВ КОМПРЕССОРОВ МАГИСТРАЛЬНОГО ТРАНСПОРТИРОВАНИЯ ГАЗОВ (МТГ)

А.П. ЖУДРА, канд. техн. наук, **В.В. ПЕТРОВ**, инж., **С.Ю. КРИВЧИКОВ**, канд. техн. наук
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины), **В.Л. БУДУРОВ**, гл. технолог, **Н.И. ГАРЬКАВЫЙ**, гл. конструктор
(АООТ «Первомайскдизельмаш»)

Представлены результаты экспериментальных исследований, послуживших основой для разработки технологии восстановления изношенных крупногабаритных коленчатых валов компрессоров магистрального транспортирования газов. Изучено влияние параметров режима широкослойной наплавки на характеристики наплавленного слоя, а также определены оптимальные диапазоны их изменения при наплавке цилиндрических поверхностей диаметром 180–300 мм.

Ключевые слова: *широкослойная наплавка, самозащитная порошковая проволока, крупногабаритные коленчатые валы, оптимизация режимов наплавки, технология наплавки*

Коленчатый вал компрессора магистрального транспортирования газов (МТГ) является металлоемким изделием массой 6 т при длине около 6 м. Стоимость одного такого коленчатого вала в среднем составляет 70000 $. Конструктивно он представляет собой кривошип, изготовленный из стали 40Х и состоящий из двух групп цилиндрических шеек: шатунной и коренной. Шатунная группа включает 8, а коренная 10 шеек. Диаметр шейки и ее длина составляют соответственно 180–240 и 105–135 мм.

Основными нагрузками, определяющими рабочий ресурс коленчатого вала, являются высокие контактные давления в трущихся сопряжениях «шейка–вкладыш» и большое количество циклов знакопеременных нагружений. Это приводит к изнашиванию рабочих поверхностей — уменьшению номинального диаметра коренных и шатунных шеек. В свою очередь изменение геометрических размеров трущихся сопряжений приводит к возникновению аварийной ситуации: нарушению режима смазывания трущихся сопряжений, созданию условий для «сухого» трения, «схватыванию» и выплавлению сопряженных с шейками вкладышей. Таким образом, коленчатый вал, который израсходовал около 40 % своего конструктивного запаса прочности, выходит из строя из-за незначительного износа, величина которого в зависимости от условий и длительности эксплуатации, составляет 1,5–3,0 мм.

В ремонтном производстве для восстановления цилиндрических деталей большого диаметра и значительным износом (≥ 5 мм) широко применяется наплавка по винтовой линии под флюсом или открытой дугой. При величинах износа ≤ 3,0 мм более целесообразно применять широкослойную наплавку самозащитной порошковой проволокой [1], производительность которой в 1,8–2,0 раза выше, чем при наплавке по винтовой линии. Кроме того, широкослойнойная наплавка характеризуется благоприятным термическим циклом (наличием автоподогрева наплавляемой детали) [2], что очень важно с точки зрения увеличения трещиностойкости при наплавке закаливающихся сталей. Использование самозащитной порошковой проволоки исключает применение дорогостоящих наплавочных флюсов.

На рис. 1 представлена схема широкослойной наплавки цилиндрической поверхности самозащитной порошковой проволокой. При наплавке вращение детали диаметром D производится со скоростью $V_н$, а порошковая проволока (электрод) подается в зону плавления со скоростью подачи $V_{п.пр}$ и одновременно совершает возвратно-поступательные перемещения (колебания) на ширину B наплавляемой поверхности (амплитуда или размах колебаний) с заданными радиусом колебаний r и скоростью колебаний $V_к$. В процессе наплавки и постепенной кристаллизации сварочной ванны на поверхности наплавляемой детали

© А.П. ЖУДРА, В.В. ПЕТРОВ, С.Ю. КРИВЧИКОВ, В.Л. БУДУРОВ, Н.И. ГАРЬКАВЫЙ, 2009

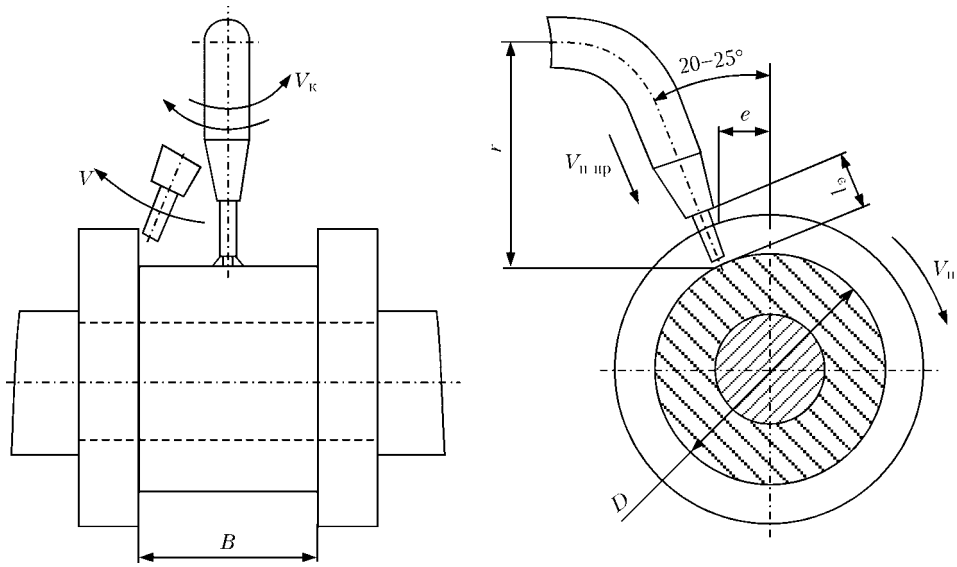


Рис. 1. Схема техники широкослойной наплавки колеблющимся электродом (самозащитной порошковой проволокой) цилиндрических деталей (обозначения см. в тексте)

формируется наплавленный слой. Длительность цикла наплавки $t_н$ соответствует времени одного оборота наплавляемой детали. Очевидно, что параметры широкослойной наплавки оказывают влияние на толщину наплавленного слоя δ, качество его формирования, глубину проплавления основного металла, потери электродного металла, стабильность горения дуги и некоторые другие характеристики процесса.

Целью настоящей работы явилась разработка технологии восстановления крупногабаритных коленчатых валов компрессоров МТГ на основании экспериментальных исследований влияния отдельных параметров режима широкослойной наплавки на характеристики наплавленного слоя, а также определения оптимальных диапазонов их изменения при наплавке цилиндрических поверхностей диаметром 180–300 мм.

Опытные наплавки проводили на постоянном токе обратной полярности на образцы из Ст3, геометрические размеры которых соответствовали размерам коренных и шатунных шеек коленчатого вала компрессора МТГ. В качестве электродного материала использовали самозащитную порошковую проволоку ПП-Нп-30Х4Г2СМ диаметром 2,0 мм, которая хорошо зарекомендовала себя при наплавке стальных коленчатых валов подобного типа.

Средняя толщина наплавленного слоя δ и качество его формирования являются основными исходными характеристиками, используя которые проводится выбор таких параметров режима широкослойной наплавки, как $I_н$, $U_д$, $V_н$, $V_{п.пр}$, $V_к$, вылета электрода $l_э$ и смещения его с зенита e. Для задания величины δ (с учетом припуска на механическую обработку) можно воспользоваться формулой

$$\delta = (1{,}0–1{,}2)(И + 0{,}5П_р),\ мм,$$

где $И$ — износ или толщина наплавленного слоя, мм; $П_р$ — припуск на диаметр для механической обработки, мм; коэффициент 1,0–1,2 учитывает степень шероховатости поверхности наплавленного слоя.

Как отмечалось выше, для коленчатых валов компрессоров МТГ значение $И$ находится в пределах 1,5–3,0 мм. Широкослойная наплавка слоя металла такой толщины на цилиндрическую поверхность большого диаметра возможна в широком диапазоне токов. Однако для используемой порошковой проволоки технологически эффективный диапазон тока и напряжения дуги составляет соответственно 200–400 А и 26–28 В при вылете $l_э$ = 25–28 мм. Установлено, что при широкослойной наплавке среднелегированной порошковой проволокой диаметром 2,0 мм абсолютные значения $I_н$ (А) и $V_{п.пр}$ (м/ч), практически равны между собой (рис. 2). Это позволяет использовать параметр $V_{п.пр}$ в качестве более общей харак-

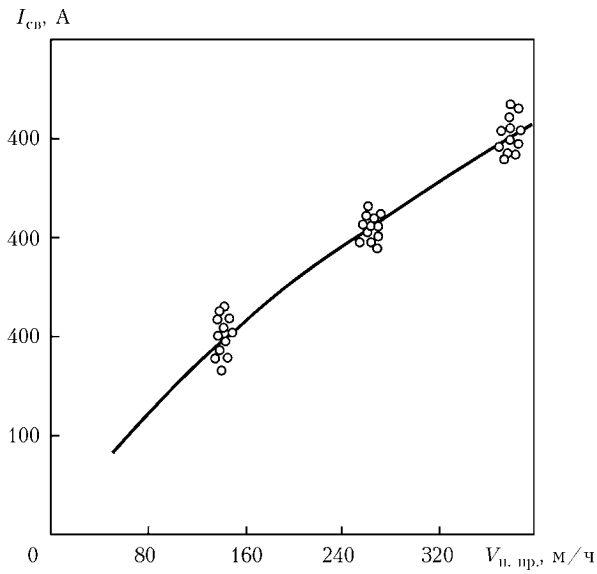


Рис. 2. Зависимость тока от скорости подачи порошковой проволоки ПП-Нп-30Х4Г2СМ диаметром 2,0 мм при широкослойной наплавке ($U_д$ = 26–28 В; $l_э$ = 20–25 мм; $V_к$ = 155–215 м/ч)

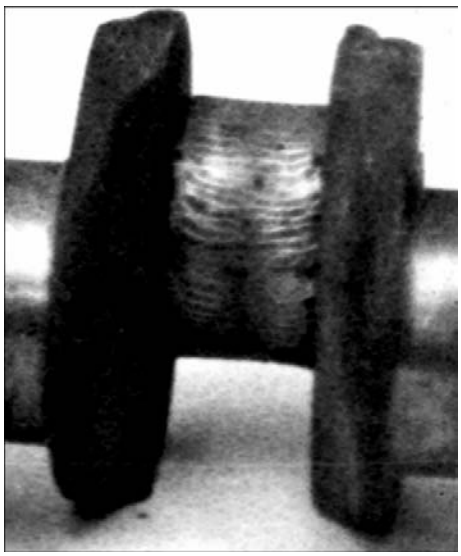


Рис. 3. Внешний вид поверхности наплавленного слоя, полученного широкослойной наплавкой самозащитной порошковой проволокой ПП-Нп-30Х4Г2СМ на оптимальном режиме: $I_н$ = 340 А ($V_{п.пр}$ = 340 м/ч), $V_н$ = 5,5 м/ч; e = 10 мм (ширина слоя B = = 60 мм, диаметр D = 220 мм)

теристики процесса, исключив из параметров оптимизации режима ток наплавки.

Шероховатость поверхности наплавленного слоя (рис. 3), имеющая место при широкослойной наплавке, оценивали коэффициентом вариации действительной толщины слоя $CV_δ$. Максимальное значение $CV_δ$ = 30 % принимали с учетом припуска на последующую механическую обработку наплавленной поверхности. Установлено, что диапазону рассеивания действительной толщины слоя 15–30 % соответствует диапазон скоростей наплавки 3–8 м/ч. При этом смещение электрода с зенита, обеспечивающее хорошее формирование наплавленного слоя, также изменяется в довольно узком интервале значений. Так, при скорости наплавки 5,5 м/ч и токах 200–400 А оптимальное качество формирования наплавленного слоя имеет место при смещении электрода с зенита в пределах 8–12 мм (рис. 4, заштрихованная область). За пределами этого диапазона формирование наплавленного слоя нарушается и возникает опасность стекания части жидкой сварочной ванны с наплавляемой поверхности. Это свидетельствует о том, что смещение электрода с зенита является важным параметром, определявшим толщину наплавленного слоя, потери электродного металла и производительность широкослойной наплавки. При выборе величины e следует учитывать, что чем больше $V_н$ и $I_н$, тем большей должна быть величина e. Влияние $V_н$ и $I_н$ на среднюю толщину наплавленного слоя представлено на рис. 5.

Скорость колебаний электрода $V_к$ оказывает влияние на процесс формирования сварочной ванны, протяженность которой при широкослойной наплавке примерно равна его амплитуде (или размаху) колебаний. При малом значении $V_к$ образуются отдельные поперечные валики наплавленного металла. При большом значении $V_к$ появляются участки несплавления основного и наплавленного металлов, ухудшается стабильность горения дуги и равномерность плавления порошковой проволоки. И в первом, и во втором случае качество формирования наплавленного слоя остается неудовлетворительным. Поэтому оптимальным, с точки зрения обеспечения хорошего качества формирования, является такое значение $V_к$, при котором в начальный момент наплавки образуется общая жидкая сварочная ванна с протяженностью, равной размаху колебаний электрода. Экспериментально установлено, что при наплавке слоев шириной 40–70 мм и токах в диапазоне 200–400 А оптимальное значение $V_к$ может изменяться в пределах 120–250 м/ч и зависит от тока и ширины слоя. При этом следует отметить, что значение $V_к$ оказывает существенное влияние лишь на время

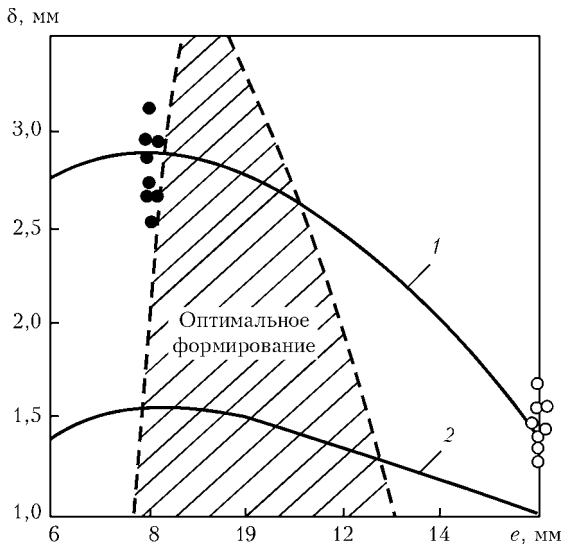


Рис. 4. Зависимость средней толщины наплавленного слоя δ от смещения электрода с зенита e ($V_н$ = 5,5 м/ч): *1* — I = 400; 2 — 200 А; ● — стекание жидкого металла вперед; ○ — назад; $CV_δ$ = 30 %

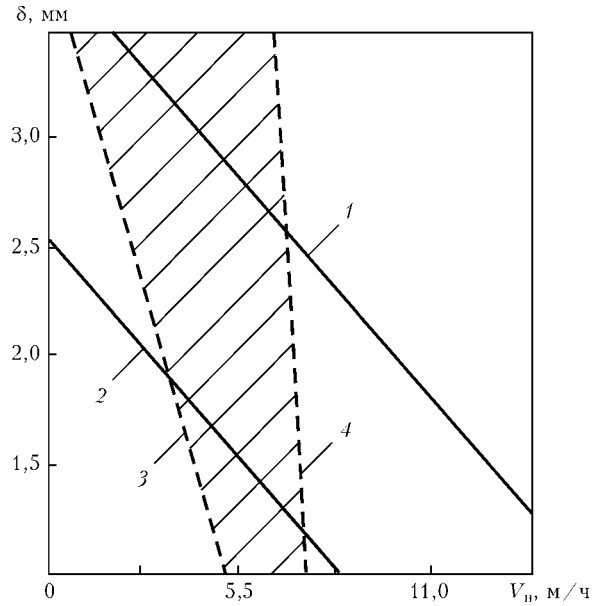


Рис. 5. Влияние скорости наплавки на среднюю толщину наплавленного слоя: *1* — $I_н$ = 400; *2* — 200 А; $CV_δ$ = 15 (кривая *3*) и 30 % (*4*); *l* = 8 мм

образования общей ванны в начальный момент наплавки. После ее образования $V_к$ можно изменять в широком диапазоне без ущерба качеству формирования наплавленного слоя.

Установка и регулировка параметра $V_к$ занимает много технологического времени, поэтому для исключения этой операции достаточно было определить время, необходимое для образования общей сварочной ванны, а затем использовать его в качестве постоянного параметра режима наплавки. Установлено, что в исследованных диапазонах тока (200–400 А) и ширины наплавленного слоя (30–70 мм) это время составляет 2–3 с, что соответствует частоте колебаний электрода $n_к$ = = 60 мин$^{-1}$. Установленная частота колебаний обеспечивает хорошее качество формирования наплавленного слоя и поэтому ее можно использовать в качестве универсальной. При этом следует учитывать, что после начала наплавки на протяжении 2–3 с скорость наплавки должна быть равна нулю. По истечению указанного времени (времени задержки) $V_н$ скачкообразно возрастает до заданного значения. Использование параметра $n_к$ вместо $V_к$ позволило существенно упростить конструкцию механизма колебаний электрода.

Одним из требований, предъявляемых к технологии широкослойной наплавки шеек коленчатых валов, является обязательная наплавка галтелей — участков перехода цилиндрической поверхности шейки к перпендикулярно расположенной поверхности щек. Экспериментами установлено, что если электрод в процессе наплавки совершает колебательные движения с постоянной скоростью, то в моменты его пребывания у галтелей (в крайних положениях), тепла дуги и электродного металла оказывается недостаточно для их надежного заплавления. В результате образуется дефект в виде участка несплавления наплавленного слоя с пригалтельным участком щеки шейки коленчатого вала. Для устранения этого недостатка в параметры режима широкослойной наплавки необходимо ввести еще одну характеристику — время остановки (задержки) электрода в крайних положениях τ, от значения которого изменяется и качество наплавленных пригалтельных участков. Из рис. 6 следует, что чем больше время задержки и меньше скорость наплавки, тем выше качество формирования наплавленного металла в пригалтельных участках. При прочих равных условиях τ зависит от условий теплоотвода: чем больше масса прилегаюших к шейке щек, тем больше должна быть величина τ. Характер колебательного движения электрода задается профилированным кулачком, который кинематически связан с мундштуком для подачи порошковой проволоки. При этом профиль кулачка задается таким образом, что полный цикл одного колебательного движения электрода состоит из трех участков: первый и второй — участки остановки электрода у галтелей в течение времени τ, третий — участок движения

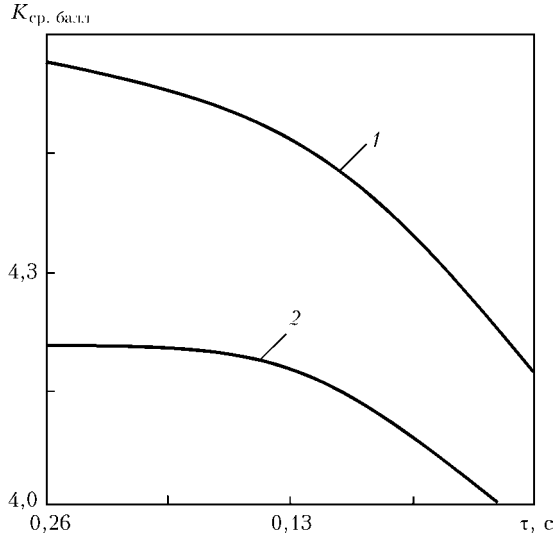


Рис. 6. Влияние времени задержки электрода в крайних положениях τ на качество наплавки галтельных участков при $V_н$ = 4 (кривая *1*) и 8 м/ч (2): $U_д$ = 27 В; $I_н$ = 400 А; e = 8 мм; $l_э$ = = 21 мм

электрода с заданной постоянной скоростью. Для исследованных диапазонов режимов широкослойной наплавки максимальная величина τ не превышает 0,26 с.

Включение в параметры оптимизации радиуса колебаний электрода r обусловлено тем, что поверхность пригалтельных участков удобнее наплавлять при криволинейной траектории движения конца электрода. В результате уменьшается вероятность возникновения коротких замыканий между мундштуком и щеками. Согласно расчетам изменение вылета электрода при его колебаниях на ширину 30–70 мм составляет 0,6–4,8 мм. Однако, как показали эксперименты, такие изменения вылета при скорости подачи порошковой проволоки болем 180 м/ч не оказывают заметного влияния на изменение длины дуги, ее электрические параметры и качество формирования наплавленного слоя. Изменение радиуса колебаний существенно влияет на процесс наплавки пригалтельных участков и потери электродного метала. Из полученных данных следует, что с увеличением r в пределах 81–145 мм качество формирования наплавленного на галтельные участки металла ухудшается, а потери электродного метала возрастают с 8,1 до 15,8 %. Увеличение потерь электродного металла связано с уменьшением угла наклона электрода к плоскости щеки наплавляемой шейки, что, в свою очередь, приводит к случайным касаниям щеки и боковой поверхности оболочки порошковой проволоки, возникновению шунтирующих дугу коротких замыканий и разбрызгиванию электродного металла. Таким образом, при наплавке слоев шириной ≤ 70 мм оптимальная величина r должна находиться в пределах 80–90 мм.

Проведенные исследования легли в основу разработанной в ИЭС им. Е.О. Патона в рамках комплексной программы «Ресурс» технологии наплавки крупногабаритных коленчатых валов ком-

Оптимальные режимы широкослойной наплавки коренных и шатунных шеек коленчатого вала МТГ

Тип шейки коленчатого вала	Параметры режима			
	Ток наплавки $I_н$, А	Скорость наплавки $V_н$, м/ч	Размах колебаний электрода, мм	Время наплавки шейки $t_н$, мин
Коренная	320–340	4,5	50	6,0
Шатунная	340–360	5,0	65	4,0

Примечание. Для обоих типов шейки $U_д$ = 27–28 В; e = 8–10 мм; n = 60 мин$^{-1}$; количество смежных слоев 2 шт; $l_э$ = 25–28 мм.

прессоров МТГ. Технология включает три, последовательно выполняемых, этапа: подготовка коленчатого вала, широкослойная наплавка коренных и шатунных шеек и механическая обработка наплавленного коленчатого вала. Если после наплавки или в процессе механической обработки обнаруживаются дефекты наплавленного слоя (например, участки с крупными порами или раковинами и т. п.), то технологией дополнительно предусмотрен этап их устранения.

Подготовка коленчатого вала к наплавке включает дефектоскопию подлежащих наплавке поверхностей вала с целью обнаружения трещин. При наличии трещин, выходящих на поверхность шеек и имеющих определенную протяженность, их подвергают механической разделке и заварке. Затем коленчатый вал очищают от загрязнений (смазки, ржавчины, грязи и т. п.) и проводят закупорку отверстий масляных каналов графитовыми пробками для предотвращения их заплавления в процессе наплавки.

Оборудование для наплавки коленчатых валов включает вращатель и наплавочный аппарат (например, наплавочная головка А-580), оснащенный механизмом колебаний электрода. В качестве вращателя может быть использован специализированный токарно-винторезный станок, предназначенный для механической обработки заготовок коленчатых валов компрессоров. Широкослойную наплавку проводят самозащитной порошковой проволокой ПП-Нп-30Х4Г2СМ диаметром 2,0 мм с применением предварительного подогрева наплавляемой шейки до температуры 220–240 °С. Химический состав наплавленного металла следующий, мас. %: 0,3 С; 4,0 Cr; 2,0 Mn; 0,8 Si; 0,8 Mo; 0,45 Ti. Оптимальные режимы широкослойной наплавки приведены в таблице.

Механическая обработка заключается в шлифовании наплавленных коренных и шатунных шеек до номинальных размеров согласно требованиям технической документации.

Следует отметить, что наряду с широкослойной наплавкой в ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины накоплен достаточный опыт восстановления крупногабаритных коленчатых валов способом наплавки по винтовой линии порошковой проволокой под флюсом. Целесообразность применения того или иного способа наплавки в условиях конкретного производства, ориентированного на решение данной проблемы, зависит от многих факторов: технической оснащенности, объемов восстановления, требуемой производительности, наличия и уровня квалификации технического персонала и др. При использовании технологии наплавки по винтовой линии хорошие эксплуатационные характеристики имеют коленчатые валы, наплавленные порошковой проволокой ПП-Нп-15Х4ГСМФ под флюсом АН-46.

Разработанная технология широкослойной наплавки прошла опытно-промышленную проверку в условиях АООТ «Первомайскдизельмаш». Наплавлена, обработана и успешно прошла стендовые испытания партия коленчатых валов. После проведенных испытаний восстановленные коленчатые валы переданы в промышленную эксплуатацию. На технологический процесс получено положительное решение Регионального управления в Украине Российского морского регистра судоходства.

Опыт внедрения разработанной технологии широкослойной наплавки крупногабаритных коленчатых валов компрессоров МТГ показал, что затраты на наплавку составляют 22–25 % стоимости нового коленчатого вала.

1. *Кривчиков С.Ю., Жудра А.П., Петров В.В.* Современные технологии наплавки коленчатых валов // Сварочн. пр-во. — 1994. — № 5. — С. 4–6.
2. *Кривчиков С.Ю., Жудра А.П., Петров В.В.* О термическом цикле при широкослойной наплавке цилиндрических деталей из чугуна // Автомат. сварка. — 1998. — № 4. — С. 49–50.

ПРОЕКТ 8.6

Розробка експериментально-розрахункових методів оцінки ефективності технологій ремонту елементів енергетичних установок та обгрунтування можливості продовження їх ресурсу

УДК 621.791:620.9

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕМОНТНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВКАХ ПО ИЗМЕНЕНИЮ КОМПЛЕКСА МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ

Л.В. КРАВЧУК, Б.А. ЛЯШЕНКО, Г.В. ЦЫБАНЕВ, доктора техн. наук, **Р.И. КУРИАТ, К.П. БУЙСКИХ, Ю.С. НАЛИМОВ**, кандидаты техн. наук (Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины)

Приведены тенденции развития ремонтных технологий в практике эксплуатации газотурбинных двигателей (ГТД). Разработана методика количественной оценки влияния технологических ремонтных процессов деталей ГТД на комплекс механических характеристик материала основы в зоне ремонта. Эффективность технологии определяется величиной изменения механических свойств.

Ключевые слова: *ремонт, технологии, детали ГТД, механические свойства*

Современная тенденция развития газотурбостроения заключается в одновременном создании системы сервисного обслуживания с разработкой новых двигателей [1]. Наиболее эффективными элементами этой системы является внедрение передовых технологий восстановительного ремонта в эксплуатации с организацией специализированных центров ремонта двигателей. В США ремонтом авиационной техники занимаются фирмы-производители двигателей, крупные независимые ремонтные компании, а также подразделения крупнейших авиакомпаний [2]. По прогнозам сумма продаж новых самолетов компании «Boeing» составит в ближайшие 20 лет 1,7 трлн. дол., а доходы от обслуживания 3,1 трлн. дол. Причем половина этой суммы будет получена в результате ремонта. В 2000 г. доходы от ремонта составили 44,6 млрд. дол., а к 2020 г. они возрастут до 110 млрд. дол.[2].

В настоящее время происходит расширение участка фирм-производителей ГТД в сфере сервисного обслуживания и ремонта двигателей. Фирма «Rolls-Royce» имеет 300 крупных заказчиков в 50 странах [3, 4], стимулирует организацию дочерних фирм, специализирующихся в области ремонта. Ежегодные контракты фирмы достигают 9 млрд. дол.

Фирма «GE» разрабатывает новые ремонтные технологии [5], в том числе и для США [6], фирма «Alstom» разрабатывает систему CLE, предусматривающую использование новых ремонтных технологий для увеличения межремонтных интервалов ГТУ [7]. Ведущие фирмы строят предприятия по ремонту энергетического оборудования в различных регионах мира [8]. Патентуется схема организации процесса ремонта промышленных ГТУ [9]. С 2000 г. фирма «Trans Canada Turbines» производит полное ремонтное обслуживание ГТУ. В ближайшие 10 лет сумма заказов на ремонт ГТУ типа RB 211 превысит 250 млн. дол. [10]. Все большее внимание уделяется разработке ремонтных технологий и подготовке ремонтного персонала [11] при прогнозировании экономических затрат на ремонт [12].

Ключевым вопросом ремонтных технологий остается оценка остаточного ресурса и его повышение, поэтому ряд работ посвящен созданию методик и математических моделей механики поврежденной среды для теоретического анализа процессов исчерпания ресурса материалов конструктивных элементов с учетом развивающихся в эксплуатационных условиях деградационных процессов [13, 14]. Сопоставление результатов расчета на прочность со структурными изменениями металла, происходящими в процессе эксплуатации при высоких температурах, позволяет обнаруживать расчетным путем места наиболее вероятного накопления поврежденности [15].

Практика ремонта и восстановления деталей энергетического оборудования использует широкий спектр современных технологий. Для ремонта лопаток ГТУ фирма «MTU Aero Engines GmbH» патентует сочетание методов порошковой металлургии, сварки и механической обработки области шва [16], а также ремонтную технологию пайки припоями на основе Ni-сплава [17]. Приведены способы эффективного и рационального примене-

© Л.В. КРАВЧУК, Б.А. ЛЯШЕНКО, Г.В. ЦЫБАНЕВ, Р.И. КУРИАТ, К.П. БУЙСКИХ, Ю.С. НАЛИМОВ, 2009

ния пайки для ремонта дефектных лопаток горячей ступени ГТУ и основные технологии, разработанные для этих целей [18, 19]. Разделанные дефектные места заполняют расплавленным порошковым материалом, состоящим из припоя и наполнителя, путем напыления аргоновой микроплазмой [20]. Все более широкое распространение в практике находят методы лазерного заваривания дефектов и лазерной наплавки для ремонта точечных дефектов в различных сочетаниях термической и финишной обработки [21–27].

Детали из жаропрочного Ni-сплава с высоким содержанием алюминия и титана трудно ремонтировать обычными способами сварки. Поэтому перспективным для ремонта несвариваемых сплавов является метод электроискрового легирования с использованием высокопрочного наполнителя. Отмечают [28], что механические свойства отремонтированного участка вполне удовлетворительны, но для внедрения технологии электроискрового легирования в промышленность требуются определенные усилия в будущем. Фирмы «IHI» и «Mitsubishi» разработали новый метод электроискрового легирования — MSC (Micro Spark Coating) [29], который использует энергию ВЧ микроэлектрических разрядов и может заменить в ряде случаев традиционные методы ремонта — сварочные, гальванические, газотермические. Метод MSC разработан для ремонта лопаток ГТД. Фирма «Toshiba» разработала для восстановления лопаток ГТД метод HIP (Hot IsO-static Pressing) [30]. Увеличение ресурса детали, имеющей некоторое усталостное повреждение, достигают технологией ионного азотирования [31].

Находят применение новые интегрированные технологические процессы ремонта деталей ГТД, сочетающие различные операции. Эффективны процессы сварки и последующей локальной термической обработки электронным лучом [32]. Фирма «Snecma Moteurs SA» после сварки дефектного участка пера лопатки подвергает зону сварного шва холодной вальцовке. Этим в пере лопатки наводятся остаточные напряжения сжатия, которые компенсируют остаточные напряжения растяжения в сварном шве, чем достигается упрочнение восстановленной конструкции. Этот способ эффективен для ремонта моноблочных дисков с лопатками, где отдельные лопатки не могут быть сняты для замены или восстановления [33].

Большинство ремонтных технологий следует рассматривать как альтернативные. В связи с этим необходима разработка методик оценки и выбора технологий.

Эффективность ремонтных технологий прежде всего может быть оценена по изменению комплекса механических свойств зоны отремонтированного дефекта в сравнении со свойствами зоны, не подверженной ремонту [34].

Цель работы — создание методики количественной оценки влияния технологических ремонтных процессов на служебные характеристики материала основы в зоне ремонта.

Методика исследований. На образцах из неповрежденного материала и образцах с отремонтированными дефектами — имитаторами реальных повреждений, изготовленных из моделей лопаток ГТД из сплава ЭК-9, проведен комплекс исследований влияния особенностей технологии ремонта на характеристики кратковременной и длительной статической прочности, а также многоцикловой усталости. Ремонтная технология способом сварки, наплавки и микроплазменной порошковой наплавки разработана в ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины. Образцы изготовлены электроэрозионным методом. После цикла наплавки образцы подвергали термообработке по принятой ремонтной технологии. На боковых поверхностях плоского образца для испытаний на растяжение выполнены двусторонние надрезы 10×
×0,5 мм как имитаторы повреждений.

Особенностью испытаний было то, что измеряли деформацию не всего образца, а только в области повреждения с помощью экстензометра с базой измерений 12 мм. В аналогичной области она измерялась и на неповрежденном образце. Измерены диаграммы деформирования таких образцов при температурах 20 и 800 °С. Исследования проведены на испытательном комплексе «INSTRON». В автоматическом режиме обеспечены программное нагружение, управление термическим состоянием и обработка информации в численном и графическом виде.

Для испытаний на многоцикловую усталость изготовлены образцы из сплава ЭК-9 двух видов: цилиндрические гладкие для определения в исходном состоянии и с концентратором глубиной 1 мм и длиной по образующей образца 2 мм. Концентратор имитировал дефект, подлежащий ремонту. Консольно закрепленный образец устанавливался на электродинамическом стенде. В процессе испытаний устанавливали размах колебаний свободного конца консольного образца, который соответствует необходимому уровню амплитуды напряжений. Размах контролировали оптическим микроскопом МБС-2, количество циклов и частоту нагружения — электронно-счетными частотомерами ЧЗ-34.

Оценка влияния ремонтной технологии на термонапряженное и деформированное состояние проведена расчетно-экспериментальным методом. Исследования проведены на клиновидных образцах, имитирующих кромку лопатки. Для ремонта поврежденной кромки применено снятие поврежденной зоны механическим способом и последующее нанесение ремонтной микроплазменной порошковой наплавки. Для оценки уровня термонапряженного состояния кромки клиновидного образца после ремонта в зависимости от технологических режимов испытания проведены на газодинамическом стенде в соответствии со стандартом [35]. Расчеты термического и напряженно-дефор-

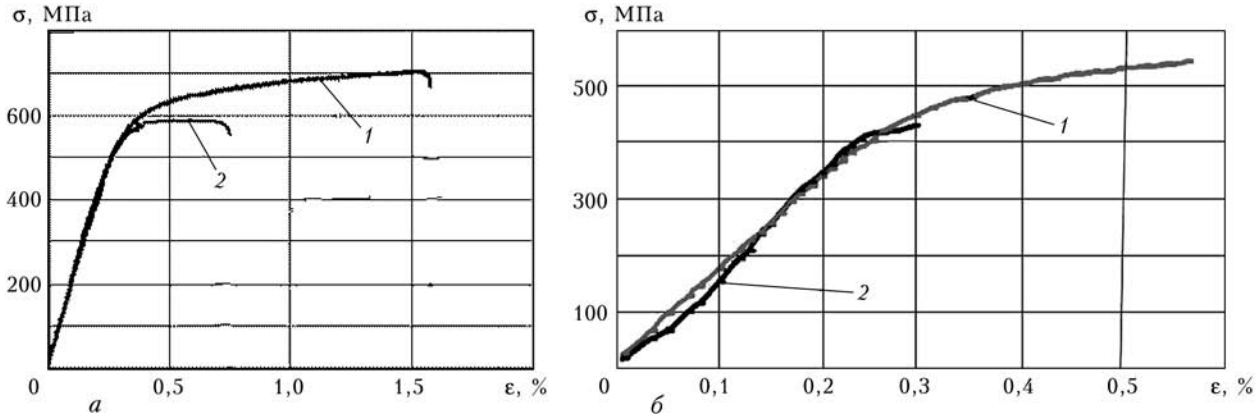


Рис. 1. Диаграммы деформирования образцов при 20 (*а*) и 800 °С (*б*): *1* — бездефектный; *2* — с отремонтированным дефектом

мированного состояния (НДС) отремонтированных образцов проведены с использованием пакета прикладных программ «SPACE» [36]. В расчетах использовали характеристики сплавов ЭК-9 (основной материал) и ЭП-539 (материал наплавки). Рассмотрена стадия повреждения, когда на кромке возникают трещины термической усталости длиной до 0,5 мм и необходимо восстановление кромки на глубину до 0,7 мм, что соответствует радиусу закругления кромки. Основой для анализа кинетики теплового и НДС материала были результаты термометрирования образцов в стендовых условиях по фиксированным режимам термоциклирования. Использовали наиболее жесткий режим эксплуатации лопатки ГТД: 60 с нагрев и 60 с охлаждение в интервале температур 350–1100 °С.

Результаты и их обсуждение. *Кратковременная и длительная статическая прочность*. Анализ результатов исследований позволяет констатировать следующее.

Диаграммы деформирования (рис. 1), полученные на образцах без повреждений (кривая 1), лежат несколько ниже (≈ 10 %) от паспортных характеристик сплава ЭК-9. Это свидетельствует о влиянии процессов изготовления образцов моделей лопаток, которые обусловили определенные отклонения механических характеристик. Дополнительное влияние может оказывать технология электроэрозионной обработки образцов.

Однако, несмотря на то, что изготовление всех образцов проведено по одной технологии, можно ожидать несущественное влияние этих факторов на результаты сравнительного анализа оценки эффективности технологий ремонта.

Результаты исследования характеристик прочности приведены в таблице.

Анализ кривых деформирования рабочего участка образца в зоне отремонтированного дефекта (кривая *2*, рис. 1, *а*) показывает на 15%-ое снижение предельных характеристик прочности и существенное (более 50 %) снижение ресурса пластичности. Однако разрушение образца при растяжении происходит вне зоны отремонтированного дефекта. Поэтому можно утверждать, что разработанная ремонтная технология обеспечивает восстановление прочности материала не ниже бездефектной области.

Результаты испытаний на длительную прочность, представленные на рис. 2, показывают, что характер разрушения бездефектных образцов (*1*) и отремонтированных (*2*) практически идентичны приведенным на рис. 1 результатам кратковременных статических испытаний. Как и при кратковременных испытаниях ремонтная зона в отремонтированном образце не является слабым звеном.

Для прогнозирования работоспособности по критерию сопротивления длительному нагружению использовали метод базовых диаграмм (МБД), предложенный В.В. Кривенюком [37].

Для использования этого метода необходимы: информация о поведении материала-аналога в необходимом диапазоне времени прогнозирования; результаты статических испытаний (рис. 1); ограниченная информация о поведении исследуемого материала при длительном нагружении на ограниченной базе испытаний (рис. 2). При наличии информации используются также другие данные о подобных по химическому составу и свойствам материалам.

Исходя из характера изменения свойств с учетом реального разброса данных найдены коэффициенты уравнения базовых диаграмм в виде

Механические свойства материала основы

Температура, °С	Состояние материала	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	Относительное удлинение δ, %	Модуль Юнга *E*, МПа
20	Исходное	704,2	637,3	1,3	180,00
	После ремонта	597,0	570,0	0,5	180,00
800	Исходное	630,8	536,0	0,6	153,19
	После ремонта	460,0	450,0	0,3	153,19

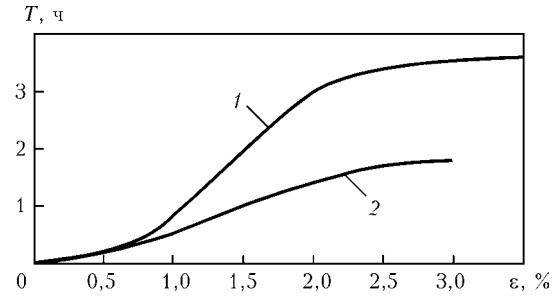


Рис. 2. Диаграммы ползучести бездефектных образцов (*1*) и образцов с отремонтированным дефектом (*2*) при температуре 800 °С (σ^{800°)

$$\lg \sigma_t' = \lg \sigma_1 - (3{,}6 - \lg \sigma_1)(\lg t + 0{,}11g^2t)/12,$$

где σ_t' — текущее значение напряжения по базовой диаграмме, МПа; σ_1 — напряжение, приводящее к разрушению в течение 1 ч; t — время до разрушения, ч.

Особенности отдельных участков диаграмм длительной прочности конкретизируются при помощи экспериментальных характеристик. Принципиальным в использовании методики прогнозирования (МБД) является определение поправочных коэффициентов, которые учитывают кинетику изменений пластичности. Ориентировочные расчеты по методике МБД показывают снижение характеристик длительной прочности на значительных базах времени на уровне ≈ 30 % исходных.

Многоцикловая усталость. Испытание исходных образцов провели при резонансной частоте 850–900 Гц по первой форме колебаний. Предел выносливости определяли на базе $2{\cdot}10^7$ циклов. При испытаниях фиксировали количество циклов нагружения. Критерием предельного состояния принято: *1* — начало снижения резонансной частоты; *2* — снижение резонансной частоты на 1 %.

Первое из них принимали за долговечность, которая отвечает моменту зарождения трещины усталости, после чего длится процесс развития трещины до момента снижения резонансной частоты на 1 %. Последнюю долговечность принимали как конечное разрушение образца. Результаты испытаний приведены на рис. 3.

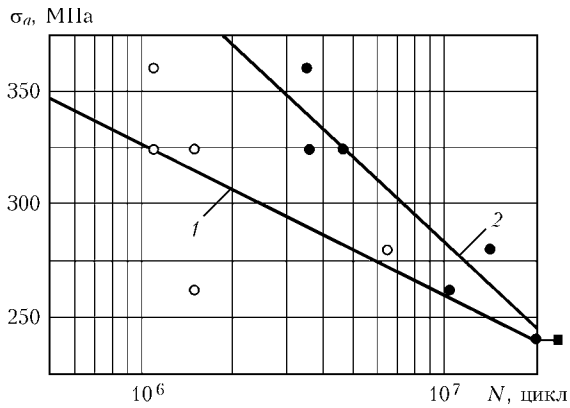


Рис. 3. Кривые усталости образцов из сплава ЭК-9 в исходном состоянии: *1* — начало снижения резонансной частоты; *2* — снижение резонансной частоты на 1 %

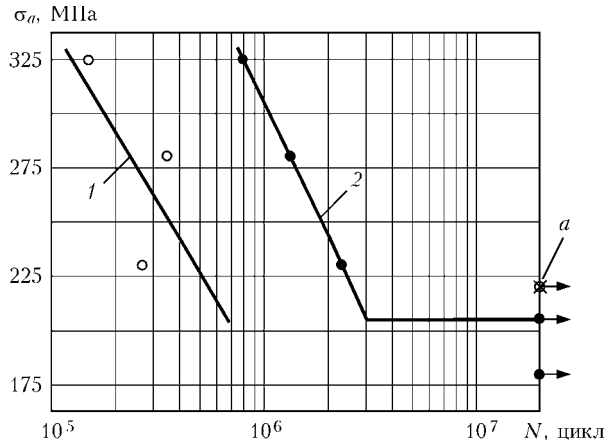


Рис. 4. Кривые усталости образцов из сплава ЭК-9 после ремонта: *1* — по критерию начала снижения резонансной частоты; *2* — по критерию начала снижения резонансной частоты на 1 %; *a* — образец, который прошел испытания ($N = 2{\cdot}10^7$ цикл) сначала при σ_a = 205, а затем при 220 МПа

Анализ кривых свидетельствует, что процесс развития трещин усталости по количеству циклов в 3–4 раза больше, чем до зарождения трещины. Особенностью усталостного разрушения является наличие на поверхности рабочей части образца нескольких трещин.

Образцы после ремонтной технологии были прошлифованы. Резонансная частота составляла 720 Гц. Кривые усталости после ремонтной технологии приведены на рис. 4. Сравнение результатов испытаний показывает, что образцы после ремонта имеют характеристики усталости меньше, чем исходные (σ_{-1} = 240 МПа — исходные, $\sigma_{-1}^{\text{рем}}$ = = 205 МПа — образцы после ремонта). Кроме того, если кривая усталости исходных образцов имеет вид наклонной прямой до базы $2{\cdot}10^7$ циклов, то кривая для отремонтированных образцов имеет более крутой наклон и физический предел усталости на базе $2{\cdot}10^7$ циклов с абсциссой излома кривой на уровне $3{\cdot}10^6$ циклов. Трещины усталости в образцах после ремонта возникали не в зоне сварного шва, а в металле ЗТВ.

Полученные результаты были трактованы с позиций предельного исчерпания пластичности в соответствии с моделью, изложенной в работах [38, 39].

Термонапряженное состояние материалов в зоне ремонта. Основной целью работ по данному направлению была оценка влияния различия свойств основы и наплавки на уровень остаточных технологических напряжений и кинетики их изменения в условиях переменных температурных изменений.

Преимущественное внимание уделено двум реализуемым на практике вариантам. В первой модельной задаче (1) принято допущение, что ремонтная технология обеспечивает отсутствие остаточных напряжений при температуре 20 °С, т. е. при этой температуре отсутствуют начальные напряжения в клине. Во второй модельной задаче (2) исходили из предположения, что ремонтная наплавка наносилась при температуре 1200 °С и при

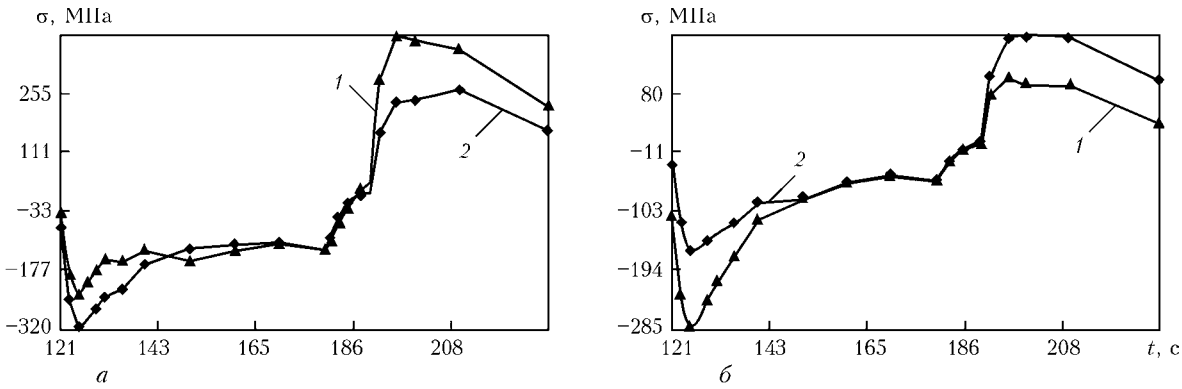


Рис. 5. Изменение напряжений σ_z в точке контакта материалов в цикле тепловой нагрузки по условию (1) (*а*) и (2) (*б*): *1* — материал наплавки; *2* — основной материал

этой температуре и однородном тепловом состоянии отсутствуют начальные напряжения.

Обобщенные результаты такого анализа представлены соответственно на рис. 5.

Сравнивая термонапряженные состояния клиновидного образца в цикле тепловой нагрузки двух вариантов исходного состояния материалов в зоне наплавки можно сказать следующее. Более высокие напряжения, как сжимающие, так и растягивающие, возникают в случае варианта *1*. Однако если сжимающие напряжения в двух вариантах близки по абсолютным значениями, то растягивающие, которые являются особенно опасными для возникновения и развития трещин термической усталости, в случае 2, который более адекватно отображает реальную картину, значительно меньше. Эти напряжения составляют для варианта *1* — 400 (на кромке), 380 (материал *1*) и 245 (материал *2*), а для варианта *2* соответственно 145, 110 и 171 МПа.

В заключение следует отметить, что в практике эксплуатации энергетических установок, в том числе АГТД, наметилась тенденция, когда объемы ремонтных и восстановительных работ начинают превышать объемы продажи новой техники. Эти «ножницы» со временем будут увеличиваться.

Практика ремонтных и восстановительных работ использует широкий спектр современных технологий. Больший эффект по уровню свойств достигают многооперационные интегрированные технологии.

Эффективность технологии определяется величиной снижения комплекса механических свойств восстанавливаемых деталей.

Предложена методика количественной оценки влияния технологических ремонтных процессов на служебные характеристики материала основы в зоне ремонта.

Методика использует лабораторные, стендовые и численные методы, определяющие характеристики кратковременной и длительной статической прочности, многоцикловой усталости, а также оценку термонапряженного состояния ремонтной зоны.

Необходимы дальнейшие исследования по многофакторному эксперименту для определения оптимальных технологических режимов ремонтных технологий. Комплекс критериев оптимизации должен включать экономические показатели.

Оценка и прогноз ресурса восстанавливаемых деталей проводится расчетными методами на основе экспериментальных лабораторных испытаний.

Необходима разработка нормативных документов, регламентирующих внедрение на ремонтных предприятиях методик определения комплекса механических свойств в зависимости от технологических режимов.

1. *Марчуков Е.* Новые возможности эксплуатации двигателей // Авиапанорама. — 1997. — № 5/6. — С. 53–55.
2. *Shifrin C.* Taking wind // Airline Bus. — 2001. — **17**, N 10. — P. 61, 63–64.
3. *Phillips E.H.* Rolls-Royce bullish on MRO opportunities // Aviat. Week and Space Technol. — 1999. — **150**, N 13. — P. 78–80.
4. *Velocci A.L.* Engine makers target greater MRO share // Ibid. — 1999. — **151**, N 13. — P. 27–28.
5. *Repair* technology breeds success // Mod. Power Syst. — 1997. — **17**, N 11. — P. 69, 71.
6. *Kandebo S.W.* USAF GE develop F110 engine plan // Aviat. Week and Space Technol. — 1994. — **141**, N 24. — P. 22–23.
7. *Longer* engine life with upgrade kits // Gas Turbine World. — 1999. — **29**, N 2. — P. 46, 48.
8. *Jeffs E.* ESCO wood set up repair shop in Thailand // Turbomach. Int. — 1999. — **40**, N 1. — P. 32–34.
9. *Pat. 5575145 USA; F02C 7/00.* Gas turbine repair. — Опубл. 19.11.96.
10. *RB211* gas turbine repair and overhaul // Gas Turbine World. — 2000. — **30**, N 3. — P. 30.
11. *Pyle A.S., Rudisel D.A.* Efficient turbomachinery turnaround // Chem. Eng. (USA). — 1997. — **104**, N 5. — P. 132–141.
12. *Прогнозирование* экономических затрат на техническое обслуживание и ремонт авиационного комплекса / А.А. Авакян, А.В. Блинов, Н.Н. Новиков и др. // Метрология. — 2001. — № 8. — С. 3–14.
13. *Математическое* моделирование процессов исчерпания ресурса элементов конструкций на базе механики поврежденной среды / В.Б. Кайдалов, Ю.Г. Коротких, В.А. Панов и др. // 9-й Всерос. съезд по теор. и прикл. мех. — Нижн. Новгород, 22–28 авг. 2006: Аннотации докладов. — Т. 3. Н. Новгород: Изд-во ННГУ, 2006. — С. 104.
14. *Chandra Murthy R.A., Palani G.S., Iyer Nagesh R.* Remaining life prediction of cracked stiffened palens under constant and variable amplitude loading // Int. J. Fatigue. — 2007. — **29**, N 6. — P. 1125–1139.
15. *Оценка* остаточного ресурса с учетом микроповрежденности / И.А. Данюшевский, Е.Б. Куприй, М.Р. Малкин и др. // Теплоэнергетика. — 2008. — № 2. — С. 17–20.
16. *Заявка 102005019077 Германия, B22F 5/04.* Процесс изготовления и (или) ремонта лопаток газотурбинного двигателя. — Опубл. 26.10.2006.
17. *Заявка 10356562 Германия, B23K 35/28.* Припой, способ его применения и способ обработки, в частности, ремонта,

деталей, в особенности лопаток газовых турбин. — Опубл. 30.06.2005.
18. *Корниенко А.Н., Жадкевич А.М.* Состояние и проблемы внедрения пайки для ремонта лопаток газотурбинных двигателей // Загот. пр-ва в машиностр. — 200,. — № 10. — С. 9–12.
19. *Zhadkevich A.M.* Brazing of defects of aircraft and ship turbine blades — challenging technology of extension of their life // Advances in Electrometallurgy. — 2005. — N 1. — P. 33–39.
20. *Пат. 2310551 Россия, B23P 6/00, C23C 14/40.* Способ ремонта поверхностных дефектов деталей машин. — Опубл. 20.11.2007.
21. *Юркевич С.Н., Фомихина И.В.* Лазерная наплавка локальных поверхностных дефектов деталей из стали 30ХГСН2А // Инструм. и технол. — 2004. — № 19/20. — С. 122–126.
22. *Попов В.Н., Попова М.В., Волошин Д.Е.* Исследование эффективности применения лазерной техники при восстановлении изношенных деталей в ремонтном производстве // Тр. Братск. гос. техн. ун-та. — 2007. — № 2. — С. 238–242.
23. *Заявка 10337866 Германия, C23C 24/10.* Способ изготовления и (или) ремонта деталей газовых турбин. — Опубл. 24.03.2005.
24. *Юркевич С.Н., Томашевич А.В., Юркевич А.С.* Восстановление деталей авиатехники методом лазерной наплавки // Ремонт, восстановление, модернизация. — 2006. — № 3. — С. 31–33.
25. *Заявка 102004002551 Германия, B23K 26/34.* Способ и устройство для ремонта деталей конструкции. — Опубл. 18.08.2005.
26. *Юркевич С.Н.* Ремонт без расхромирования точечных и локальных дефектов на деталях авиатехники из высокопрочных сталей 30ХГСН2А и 30ХГСА с хромовым покрытием // Металлообработка. — 2005. — № 3. — С. 39–41.
27. *Blackshire J.L., Dosser L., Hix Ken.* Laser processing of micro-cracks for structural life extension // Proc. SPIE. — 2004. — 5392. — P. 168–178.
28. *Xie Yu-jiang, Wang Mao-cai.* Unweldable superalloy component repair using electro-spark deposition with high strength filler material // Trans. Nonferrous Metals Soc. China, 2005. — 15, Spec. Issue 3. — P. 359–364.
29. *Разработка* технологии нанесения покрытий и плакирования методом MSC с использованием энергии электрических разрядов / H. Ochiai, M. Watanabe, M. Arai et al. // Ishikawajima — Harima Eng. Rev. — 2005. — **45**, N 2. — P. 72–79.
30. *Study* on the HIP technology for the life extension of gas turbine buckets / D. Saito, Y. Yoshika, K. Ishibashi, et al. // Schiff und Hafen. — 2004. — **56**, N 4. — P. 42.
31. *A repair* process for fatigue damage using plasma nitriding / A. Alsaran, I. Kaymaz, A. Celik et al. // Surface and Coat. Technol. — 2004. — **186**, N 3. — P. 333–338.
32. *Шаронова Н.И.* Технология восстановления роторных и корпусных конструкций газотурбинных двигателей электронно-лучевой обработкой: Автореф. дис. … канд. техн. наук МАТИ. — М.: Рос. гос. технол. ун-т, 2006. — 23 с.
33. *Заявка 2871399 Франция, B23P 6/04, B23P 15/02.* Способ восстановления поврежденного пера лопатки авиационного ТРД. — Опубл. 16.12.2005.
34. *Технологические* процессы ремонта лопаточного аппарата ГТД с разными видами повреждений / К.А. Ющенко, Л.В. Кравчук, Б.А. Ляшенко и др. // Инженерия поверхности и реновация изделий: Матер. 9-й междун. науч.-техн.конф., 25–29 мая 2009, Ялта. — Киев: АТМ Украины, 2009 — С. 246–248.
35. *ДСТУ 2367–94.* Єдина система захисту від корозії та старіння. Метали, сплави, покриття жаростійкі. Метод випробувань на високотемпературну корозію та термовтому в потоці продуктів горіння палива.
36. *Программное* обеспечение «Трехмерное конечно-элементное моделирование теплового и термонапряженного состояния элементов в машиностроительных конструкциях (SPACE)» / Система сертификации УкрСЕПРО. Сертификат соответствия № UA1.017.0084261–02. — 2002.
37. *Кривенюк В.В.* Прогнозирование длительной прочности тугоплавких металлов и сплавов. — Киев: Наук, думка, 1990. — 248 с.
38. *Цыбанев Г.В., Цыбанев М.В.* Модель предельного упрочнения материала как критерия зарождения трещины при многоцикловом нагружении // Динаміка, міцність і ресурс машин та конструкцій: Тез. допов. міжнарод. наук.-техн. конф. — Т. 2. — Київ: Ін-т проблем міцності НАН України, 2005. — С. 361–362.
39. *Цыбанев Г.В., Новиков А.И.* Применение модели предельного упрочнения для оценки усталостной долговечности материалов при переменных режимах циклического нагружения // Материалы и механизмы морского транспорта. Методы исследования и упрочнения. Технология производства. Материалы межд. науч.-техн. конф. — Севастополь: Украинский морской институт, 2008. — С. 149–160.

ПРОЕКТ 8.7

Розробка технології зварювання залізничних хрестовин із сталі Гатфильда з рейками та для виготовлення рейкових закінчень хрестовин

УДК 621.791.762

ОСОБЛИВОСТІ УТВОРЕННЯ ДЕФЕКТІВ ПРИ КОНТАКТНОМУ СТИКОВОМУ ЗВАРЮВАННІ ЛИТИХ СЕРДЕЧНИКІВ ЗАЛІЗНИЧНИХ ХРЕСТОВИН З ПРОКАТОМ ПРОМІЖНОЇ ВСТАВКИ ТА ЇХ ВПЛИВ НА МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ З'ЄДНАНЬ

Академік НАН України **С.І. КУЧУК-ЯЦЕНКО, Ю.В. ШВЕЦЬ, О.В. КАВУНІЧЕНКО**, інженери,
В.І. ШВЕЦЬ, канд. техн. наук (Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Проведено дослідження особливостей утворення дефектів у стикових швах при контактному стиковому зварюванні відливок сталі 110Г13Л (ГОСТ 7432–87) з аустенітними катаними профілями сталі 12Х18Н10Т (ГОСТ 5949–75), які використовуються для виробництва зварних залізничних хрестовин. Встановлено, що дефекти литва при потраплянні в стиковий шов приводять до винекнення дефектів у зварному шві й залежно від умов їхнього утворення по різному впливають на механічні властивості зварних з'єднань.

Ключові слова: *контактне стикове зварювання пульсуючим оплавленням, високомарганцовиста сталь 110Г13Л, рейкова сталь М76, аустенітна вставка*

В ІЕЗ ім. Е.О. Патона розроблені технологія та устаткування для контактного стикового зварювання залізничних хрестовин. Актуальним завданням на сучасному етапі є підвищення їхньої надійності та ресурсу експлуатації. Основний напрямок для виконання цього завдання — дослідження впливу дефектів швів, які пов'язані з наявними дефектами у вихідних матеріалах, на механічні властивості з'єднань. Особливо це актуально при зварюванні відливок, тому що ця проблема практично не досліджувалась.

Ціль цієї роботи — оцінка впливу дефектів стикових швів, які виникають у результаті попадання дефектів литва (раковин, пор) у зону зварного з'єднання, на його механічні властивості, а також розробка технологічних заходів щодо підвищення несучої спроможності зварної хрестовини.

Оцінка впливу дефектів на механічні властивості зварних з'єднань проводилася на зразках рейкового профілю Р65, які були зварені відповідно до технології [1]. В основу технології покладено метод зварювання пульсуючим оплавленням [2], що дозволяє одержувати з'єднання високомарганцовистої литої сталі 110Г13Л з рейковою сталлю М76 крізь вставку із катаної хромонікелевої аустенітної сталі 12Х18Н10Т.

Для оцінки впливу дефектів литва, які утворюються у відливках сердечників хрестовин зі сталі 110Г13Л, кінці видливків на глибину до 100 мм були піддані радіографічному контролю. За його результатами були визначені місця залягання дефектів та їхні розміри. Після цього зроблена торцівка зразків таким чином, що б при зварюванні дефект потрапив в зону з'єднання. У зразках видливок, де відсутні природні дефекти, були просвердлені отвори, що імітували порожнини. Механічні випробування зразків проводили згідно з роботою [3]. Перед випробуваннями зварні шви були піддані радіографічному контролю на наявність дефектів.

Після проведення механічних випробувань зварних зразків на статичний вигин у місцях, де дефекти литва викликали руйнування по лінії з'єднання 12Х18Н10Т + 110Г13Л, з найбільш характерних місць вирізали шліфи, на яких проводилися металографічні дослідження. Вирізка шліфів також проводилася з дефектних місць, знайдених у швах радіографічним контролем, хоча вони й не привели до руйнування зразків по лінії з'єднання 12Х18Н10Т + 110Г13Л.

На рис. 1 представлено макрошліф, який вирізаний із зразка зі штучним дефектом, що при випробуваннях зруйнувався по рейковому закінченню (сталь М76) при зусиллі 1100 кН і стрілі прогину 21 мм. На рис. 2 показана мікроструктура з'єднання в зоні штучного дефекту. Як видно, порожнина штучного дефекту (горизонтальне

© С.І. КУЧУК-ЯЦЕНКО, Ю.В. ШВЕЦЬ, О.В. КАВУНІЧЕНКО, В.І. ШВЕЦЬ, 2009

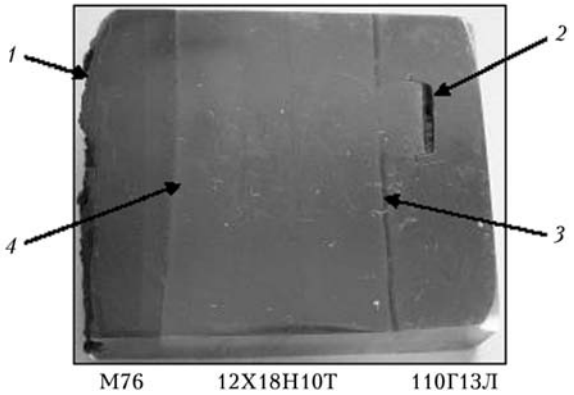


Рис. 1. Макрошліф із зразка зі штучним дефектом: *1* — поверхня руйнування; *2* — дефект; *3* — основна лінія з'єднання сталей 12Х18Н10Т + 110Г13Л; *4* — теж саме М76 + 12Х18Н10Т

Хімічний склад (мас. %) розплаву в штучному дефекті

Зона виміру	Mn	Cr	Ti	Ni
А	11,006	6,637	0,075	3,624
Б	14,390	0,139	0	0,037
В	13,247	3,562	0	2,221
Матриця 110Г13Л	14,367	0,078	0	0,042
Матриця 12Х18Н10Т	1,783	18,712	0,326	9,657

свердління отвору діаметром 8 мм у підошві відливки 110Г13Л) при оплавленні заповнюється розплавом сталей 110Г13Л та 12Х18Н10Т. Розплав після зварювання зберігає аустенітну структуру. При осадці не відбувається збільшення площі дефекту при деформації розплаву, а лінія з'єднання в зоні дефекту зберігає прямизну, що властиво для бездефектних зон. По лінії з'єднання спостерігається навіть деяке зменшення площі дефекту за рахунок вдавлення прилеглих до дефекту шарів 110Г13Л у розплав. При цьому протікає бічне деформування закристалізованого розплаву й, як наслідок, відбувається пресове зварювання розплаву з основним металом 110Г13Л по боковій поверхні штучного дефекту. Підтвердженням цього є надриви, що виникли в 110Г13Л у результаті механічних випробувань (рис. 2). Таким чином, дефект типу газової пори (без шлакових включень) при контактному стиковому зварюванні піддається до деякої міри «заліковуванню» і не є критичним при статичних випробуваннях на міцність.

Заповнення штучної пори розплавом відбувається в процесі оплавлення. У зв'язку із цим становить певний інтерес хімічний склад розплаву з точки зору кількості металу, який попадає на поверхню однієї сталі з поверхні іншої сталі при руйнуванні проміжних контактів. Результати ана-

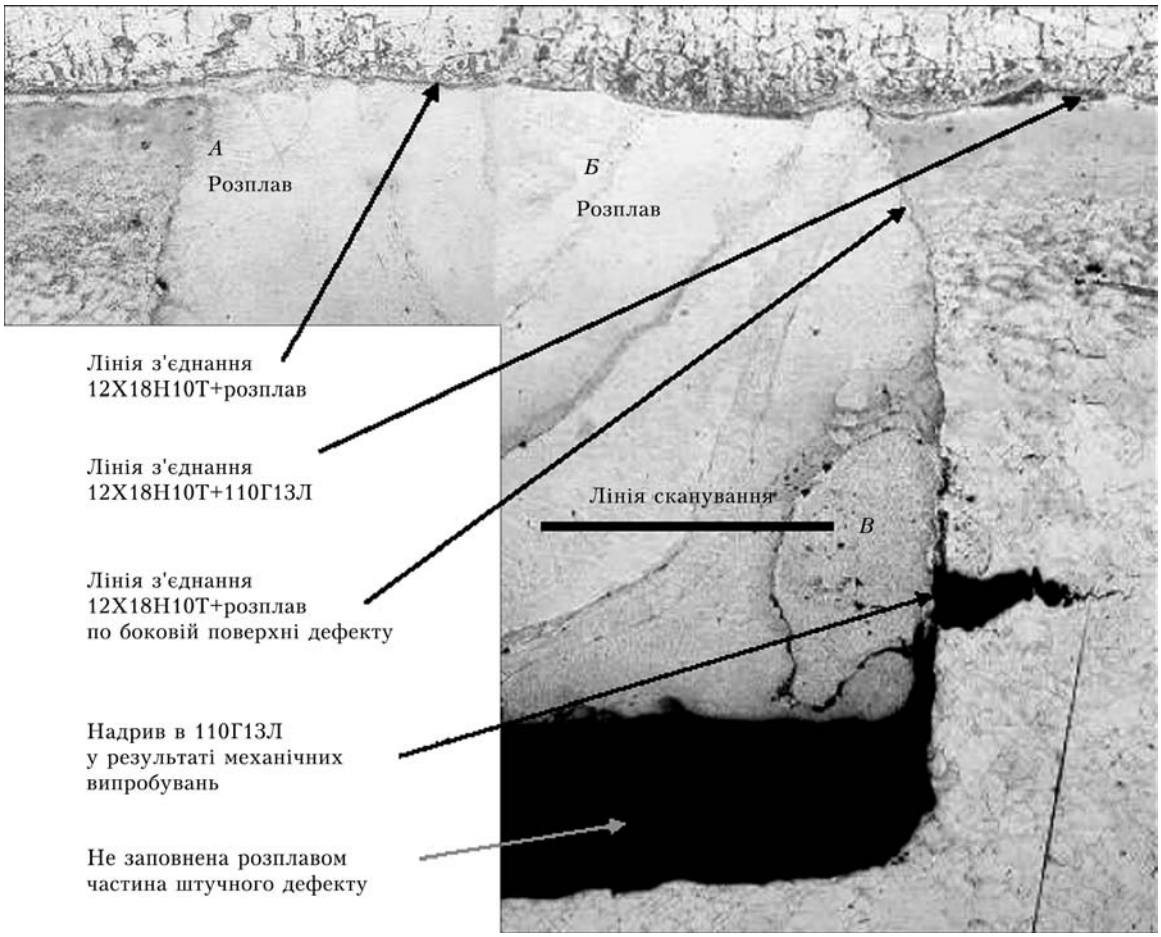


Рис. 2. Мікроструктура (×25) з'єднання в зоні штучного дефекту

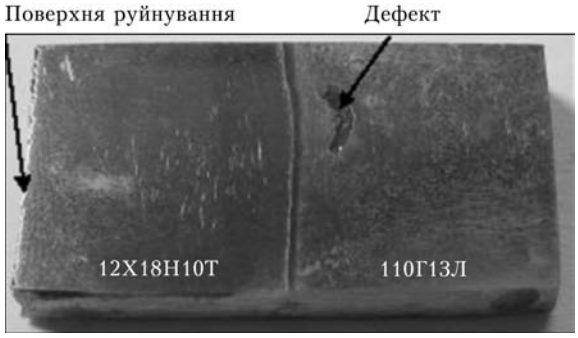


Рис. 3. Макрошліф зразка із природним дефектом

лізу хімічного складу розплаву у зонах виміру *А, Б, В* (рис. 2) наведені в таблиці.

Як показують отримані результати, до 20 % металу на поверхні однієї сталі (у рідкому шарі) становить метал з поверхні другої сталі, що попадає на неї при руйнуванні проміжних контактів.

На рис. 3 представлений макрошліф, який вирізали із зразка з природним дефектом, що при випробуваннях зруйнувався по лінії з'єднання М76 + 12Х18Н10Т при зусиллі 1060 кН та стрілі прогину 22 мм. При радіографічному контролі зварного шва цей дефект був виявлений (рис. 4). На рис. 5 показана мікроструктура з'єднання в зоні природного дефекту (ливарна пора зі шлаковими включеннями). Як видно, порожнина дефекту при оплавленні заповнюється розплавом сталей 110Г13Л та 12Х18Н10Т, який зберігає аустенітну структуру. При осадці не відбувається збільшення площі дефекту при деформації закристалізованого розплаву, а лінія з'єднання в зоні дефекту зберігає прямизну, що характерно для бездефектних зон, а за рахунок бічного деформування розплаву відбувається пресове зварювання розплаву з основним металом 110Г13Л по бічній поверхні пори. Шлаки з розплаву, як більш рідкоплинні, витісняються в периферійну частину пори і залишаються у вигляді шлакових включень, частина яких попадає в метал розплаву. Хоча дефект перебував у підошві відливки, руйнування зразка при випробуваннях по дефекту не відбувається. Це можна пояснити тим, що шлакові включення при такому формуванні з'єднання відтискуються на периферію пори, а зона лінії з'єднання формується з розплаву, у якому відсутні

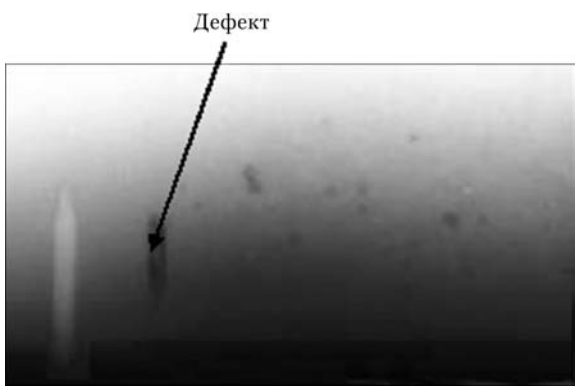


Рис. 4. Рентгенівський знімок природного дефекту в зразку

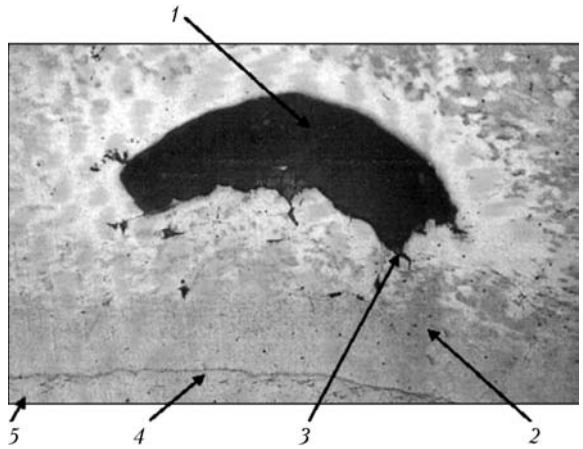


Рис. 5. Мікроструктура (×25) з'єднання в зоні природного дефекту: *1* — шлаковий розплав в природному дефекті; *2* — лінія з'єднання сталь 110Г13Л + розплав по бічній поверхні дефекту; *3* — надрив у сталі 110Г13Л у результаті механічних випробувань; *4* — лінія з'єднання сталь 12Х18Н10Т + розплав; *5* — теж саме 12Х18Н10Т + 110Г13Л

шлакові включення. Таким чином, дефект типу пори зі шлаковими включеннями при можливості відтискування розплаву шлаків від зони з'єднання поводиться аналогічно штучному дефекту й істотно не знижує механічні властивості зразків при статичних випробуваннях.

На рис. 6 показано зовнішній вигляд природних дефектів у зламі зразка й схема вирізки шліфа. Руйнування зразка відбулося по лінії з'єднання сталей 110Г13Л + 12Х18Н10Т при зусиллі 800 кН і стрілі прогину 12 мм. Основна причина руйнування зразка при низьких показниках механічних властивостей — наявність дефекту типу непровар [4]. Проведений до зварювання радіографічний контроль виявив дефект у відливці (ливарна пора). При оплавленні відбулося його заповнення розплавом сталей 110Г13Л и 12Х18Н10Т та відтискування шлакового розплаву в периферійну частину пори. Деформація при осадці через недостатній об'єм пори призвела до вдавлення шлакового розплаву і його розчинення в розплаві металів, а при кристалізації об'єму утворилися усадочні рихлості, які погано виявляються при радіографічному контролі з'єднань.

На рис. 7 представлено мікроструктуру з'єднання в зоні дефекту та у бездефектній області зварного шва з боку сталі 12Х18Н10Т. Руйнуван-

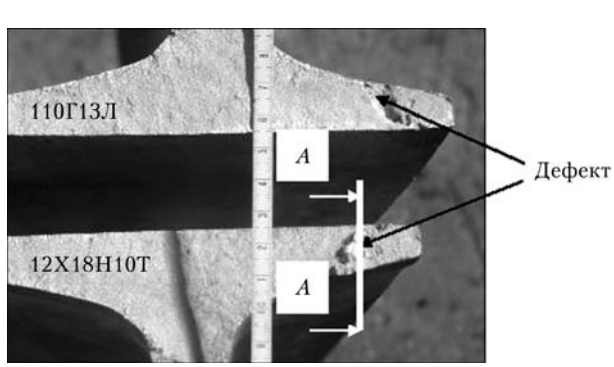


Рис. 6. Зовнішній вигляд дефектів у зламі зразка (*А–А* — схема вирізки шліфа зі зразка)

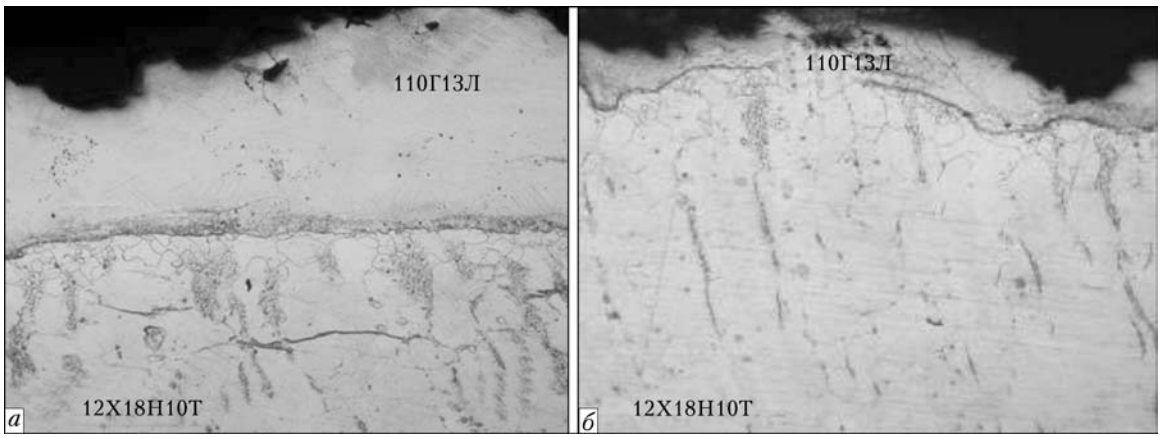


Рис. 7. Мікроструктура (×100) з'єднання сталей 12Х18Н10Т + 110Г13Л після руйнування зразка при випробуваннях з боку 12Х18Н10Т: *а* — зона дефекту — вирив по ливарній раковині; *б* — бездефектна зона — руйнування по лінії з'єднання

ня відбувається по лінії з'єднання 110Г13Л + + 12Х18Н10Т, а в зоні дефекту відбувається вирив по дну первісної пори, де спостерігається максимальна концентрація шлакових включень.

Висновки

1. Металографічні дослідження зварних з'єднань показали, що дефекти литва (раковини, пори) практично не збільшують своїх розмірів при пластичній деформації, що є позитивним для проведення вхідного радіографічного контролю відливок перед зварюванням. Дефекти у відливках, розміри яких менше межі чутливості радіографічного контролю, при контролі зварного з'єднання не виявляються.

2. При потраплянні в зону зварного з'єднання ливарного дефекту (раковина або пора зі шлаковими включеннями) можливі два варіанти утворення зварювального дефекту:

• коли розміри дефекту дозволяють витиснути шлакові включення у вигляді розплаву на периферію пори, то зона з'єднання формується з розплаву, у якому відсутні шлакові включення. Такі дефекти у зварному шві добре визначаються радіографічним контролем із-за наявності шлакових порожнеч, але вони істотно не знижують механічні властивості зразків при статичних випробуваннях;

• коли розміри дефекту не дозволяють витиснути шлакові включення у вигляді розплаву на периферію пори, при деформації через недостатній об'єм пори відбувається вдавлення шлакового розплаву і його розчинення в розплаві металів, що зварюються. При кристалізації це призводить до утворення усадочних рихлостей, які не виявляються при радіографічному контролі з'єднань. Такі дефекти призводять до неприпустимого зниження механічних властивостей зварних з'єднань.

3. Радіографічний контроль кінців відливок сердечників хрестовин, які підлягають контактному стиковому зварюванню, дозволяє виявити дефекти литва, а також провести їхній ремонт перед зварюванням, що в сполученні із вхідним ультразвуковим контролем рейкових закінчень і проміжної вставки забезпечить гарантовану якість вхідних матеріалів для зварювання. Система контролю параметрів режиму зварювання дозволяє гарантувати якість зварних швів при використанні якісних вхідних матеріалів для зварювання. У зв'язку з викладеним радіографічний контроль зварних швів хрестовин після контактного стикового зварювання не є доцільним.

1. *Контактная* стыковая сварка железнодорожных крестовин с рельсовыми окончаниями через промежуточную вставку / С.И. Кучук-Яценко, Ю.В. Швец, Е.А. Думчев и др. // Автомат сварка. — 2005. — № 1. — С. 6–9.
2. *Пат. України 46820, В 23 К 11/04.* Спосіб контактного стикового зварювання / С.І. Кучук-Яценко, О.В. Дідковський, М.В. Богорський та ін. — Опубл. 17.06.2002.
3. *ТУ У 27.3-26524137-1342–2006*. Хрестовини та сердечники з привареними рейковими закінченнями типів Р65, Р50 та UIC60. — Чинний з 11.08.2006.
4. *Кучук-Яценко С.И.* Контактная стыковая сварка оплавлением. — Киев: Наук. думка, 1992. — 236 с.

ПРОЕКТ 8.7.2

Дослідження впливу технологічних факторов та конструктивних особливостей виконання зварних з'єднань з рейкової сталі на формування їх властивостей і експлуатаційну стійкість

УДК 621.791.019

ДОСЛІДЖЕННЯ ТА РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЇ ЕЛЕКТРОДУГОВОГО ЗВАРЮВАННЯ РЕЙКОВИХ ЗАКІНЧЕНЬ ЗАЛІЗНИЧНИХ ХРЕСТОВИН СТРІЛОЧНИХ ПЕРЕВОДІВ

В.Д. ПОЗНЯКОВ, В.М. КІР'ЯКОВ, О.А. ГАЙВОРОНСЬКИЙ, канд. техн. наук, **А.В. КЛАПАТЮК**, інж. (Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України), **В.Д. ТАРАНЕНКО**, канд. техн. наук, **С.П. КАРПОВ, В.А. ПРОЩЕНКО**, інженери (ВАТ «Дніпропетровській стрілочний завод»)

Наведено результати досліджень щодо вивчення перебігу під дією термічних циклів зварювання структурних перетворень у рейковій сталі з вмістом вуглецю 0,72 % та їх ролі у формуванні показників міцності, пластичності і опірності уповільненому руйнуванню металу ЗТВ зварних з'єднань. Досліджено вплив температури попереднього підігріву та погонної енергії зварювання на утворення поздовжніх та поперечних холодних тріщин у з'єднаннях. Наведено дані щодо впливу конструктивного виконання форми розробки та технологічних факторів на технологічну міцність зварних з'єднань. Розроблено науково обгрунтовані рекомендації стосовно конструкції з'єднань рейкових закінчень залізничних хрестовин та умов їх механізованого зварювання, апробованих на ВАТ «Дніпропетровський стрілочний завод» при виготовленні дослідно-промислової партії.

Ключові слова: *залізничні хрестовини, рейкові закінчення, електродугове зварювання, зварні з'єднання, уповільнене руйнування, холодні тріщини, технологічна міцність*

Хрестовини стрілочних переводів для залізничних шляхів виготовляють з високомарганцевої сталі марки 110Г13 (сталь Гадфильда). В Україні такі хрестовини виробляють на стрілочних підприємствах (м. Дніпропетровськ, м. Керч) із застосуванням технології відливки. Оскільки залізничні хрестовини мають складну форму, існуючі технології відливки є трудомісткими. Через значну вартість сталі 110Г13 виготовлення хрестовин потребує суттєвих витрат, а вироби мають велику вартість. Крім того, випаровування марганцю при відливці таких деталей погіршує санітарно-гігієнічні умови праці та екологічну ситуацію довкілля. В цьому випадку використання у вузлах стрілочних переводів рейкової сталі є актуальним.

Застосування хрестовин стрілочних переводів, закінчення яких виготовляють з рейкової сталі, дозволяє виключити болтові з'єднання з рейками залізничної колії. Це сприяє зменшенню динамічних навантажень при проходженні рухомого складу по хрестовині, що підвищує експлуатаційний ресурс вузлів стрілочних переводів та дає змогу збільшити швидкість руху залізничного транспорту.

Технологія виготовлення зварних конструкцій хрестовин, застосована в Європі (розробник фірма «Альпіне», Австрія), замість високомарганцевої сталі на закінченнях передбачає використання рейкової сталі. Виготовляють рейкові закінчення хрестовин із деталей шляхом дугового зварювання поздовжнім швом. Витрати високомарганцевої сталі при цьому суттєво зменшуються.

Однак випробування цих хрестовин в умовах навантажень вітчизняного залізничного транспорту показали, що вони схильні до руйнувань в місцях поздовжніх зварних з'єднань рейкових закінчень. У зв'язку з цим виникла необхідність у створенні технології виготовлення хрестовин стрілочних переводів із закінченнями з рейкової сталі, які матимуть необхідний ресурс працездатності на залізничних коліях України.

Для виготовлення залізничних рейок в Україні та країнах СНД використовують сталь марки М76 з вмістом 0,72–0,82 вуглецю і 0,75–1,05 % марганцю. Введення марганцю в рейкову сталь різко знижує критичну швидкість загартовування, порівняно з вуглецевою сталлю. При зварюванні таких сталей виникають складності, пов'язані із забезпеченням умов для уникнення появи у металі шва та в навколошовному металі зони термічного впливу (ЗТВ) гарячих і холодних тріщин [1, 2].

Мета даної роботи — на основі вивчення впливу технологічних та металургійних факторів на формування структури, механічних властивостей та опірність крихкому і уповільненому руйнуванням зварних з'єднань високовуглецевої рейкової сталі розробити конструкцію зварного з'єднання та надійну технологію електродугового зварюван-

© В.Д. ПОЗНЯКОВ, В.М. КІР'ЯКОВ, О.А. ГАЙВОРОНСЬКИЙ, А.В. КЛАПАТЮК, В.Д. ТАРАНЕНКО, С.П. КАРПОВ, В.А. ПРОЩЕНКО, 2009

Таблиця 1. Параметри ТЦЗ при механізованому зварюванні з'єднань рейкової сталі

$Q_{зв}$, кДж/см	Попередній підігрів, $T_{п.п}$, °С	Швидкість охолодження $W_{6/5}$ в ЗТВ, °С/с
8,6	20	20–25
27,5	20	11–13
8,6	100	13–15
8,6	150	10–12
8,6	200	4,5–6,0
8,6	250	3,0–4,2

Примітка. Наведено швидкість охолодження в ЗТВ після першого проходу.

ня рейкових закінчень залізничних хрестовин стрілочних переводів, які дозволять покращити їх експлуатаційну надійність і впровадити у виробництво в Україні.

На першому етапі дослідження вивчали вплив термічних циклів зварювання на структурні перетворення, механічні властивості (міцність, пластичність) і опірність уповільненому руйнуванню металу ЗТВ зварних з'єднань. Для цих досліджень використовували метод імітації термічних циклів зварювання (ТЦЗ) на базі установки МСР-75 із застосуванням електронних програмованих пристроїв [3]. Структурні перетворення в металі під дією ТЦЗ досліджували методом термічного диференційного аналізу. Використовували зразки розміром 120×12×12 мм із рейкової сталі з вмістом вуглецю 0,72 %, які нагрівали електричним струмом по заданому ТЦЗ (T_{max} = 1320 °С, $W_{нагр}$ = = 220–250 °С/с, $W_{6/5}$ = 3–22 °С/с).

В табл. 1 наведено найбільш характерні швидкості охолодження в металі ЗТВ при механізованому зварюванні стикових з'єднань рейкової сталі (зразки розміром 300×150×15 мм).

На рис. 1 показано діаграму перетворення переохолодженого аустеніту в імітованому металі ЗТВ рейкової сталі з вмістом вуглецю 0,72 %, побудовану на даних термічного диференційного аналізу, а на рис. 2 — характерні ділянки мікроструктури імітованого металу ЗТВ.

Перетворення переохолодженого аустеніту при значенні швидкості охолодження 10–22 °С/с відбувається переважно в мартенситній області (рис. 2, *а, б*). Температура початку мартенситного перетворення становила 220 °С. Твердість загартованого металу складала *HRC* 60–65. Зменшення швидкості охолодження в цьому інтервалі не призводить до суттєвих змін в структурі.

Подальше уповільнення охолодження спричиняє різке зменшення твердості металу, що пов'язано зі змінами в кінетиці розпаду аустеніту. При швидкості охолодження 3–5 °С/с перетворення відбувається переважно в перлітній області. За

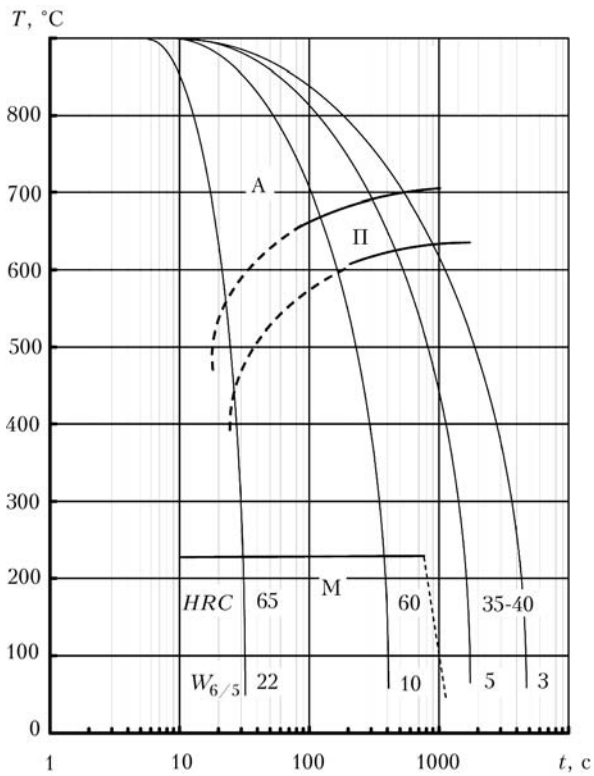


Рис. 1. Перетворення переохолодженого аустеніту в імітованому металі ЗТВ рейкової сталі з вмістом вуглецю 0,72 %; А — аустеніт; П — перліт; М — мартенсит

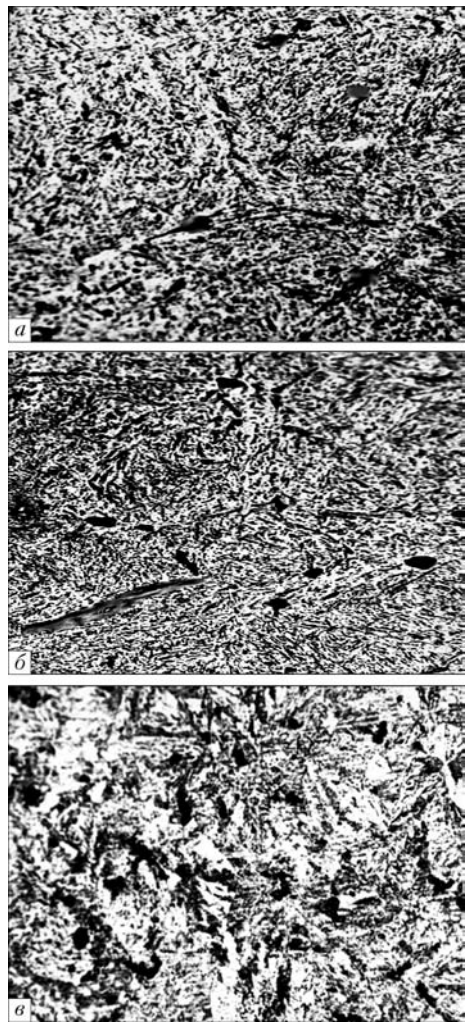


Рис. 2. Мікроструктура імітованого металу ЗТВ рейкової сталі при швидкості охолодження 22 (*а*), 10 (*б*) та 3 (*в*) °С/с; ×300

таких умов охолодження мартенситне перетворення в металі відсутнє і твердість імітованого металу ЗТВ складає *HRC* 35–40.

Таким чином, в імітованому навколошовному металі ЗТВ рейкової сталі з вмістом вуглецю 0,72 % утворення гартівних структур відбувається при швидкості охолодження понад 8 °С/с. В процесі зварювання таких умов можна досягти при застосуванні попереднього підігріву з'єднань до 200 °С (табл. 1). Враховуючи той факт, що вміст вуглецю в рейковій сталі буває вищим (до 0,82 %), перетворення аустеніту на мартенсит може відбуватися при менших швидкостях охолодження (≥5 °С/с). Тому при зварюванні рейкових закінчень хрестовин температура попереднього підігріву повинна бути не меншою за 250 °С.

Після імітації ТЦЗ виготовляли спеціальні зразки для оцінки механічних властивостей при статичному розтязі (ГОСТ 1497–84) та випробувань на ударний вигін (ГОСТ 9454–78). Механічні властивості імітованого металу ЗТВ рейкової сталі з вмістом вуглецю 0,72 % наведено у табл. 2.

При великих значеннях швидкості охолодження, коли перетворення переохолодженого аустеніту йде переважно в мартенситній області, в імітованому металі ЗТВ рейкової сталі формується структура загартованого металу з підвищеними значеннями міцності і низькою пластичністю. Такий метал має низьку деформаційну здатність, а відповідно, і підвищену схильність до уповільненого руйнування. Поліпшити пластичні властивості металу ЗТВ можна за рахунок уповільнення охолодження зварних з'єднань при застосуванні попереднього підігріву до 250 °С. Так, при зменшенні швидкості охолодження до 5 °С/с показники пластичності металу підвищуються в 1,5–2,0 рази.

Вочевидь, зважаючи на дуже низький рівень пластичності металу ЗТВ рейкової сталі релаксація напружень в ньому буде ускладнена. Тому при зварюванні рейкової сталі без попереднього підігріву уникнути утворення холодних тріщин в з'єднаннях практично неможливо. При низьких значеннях швидкості охолодження (5 °С/с і нижче) перетворення аустеніту йде з формуванням більш пластичних структур, але також з досить високим рівнем міцності через особливості, властиві високовуглецевим сталям. Такий метал схильний до мікропластичних деформацій, і опірність уповільненому руйнуванню з'єднань повинна бути значно вищою.

Кількісну оцінку опірності однопрохідних зварних з'єднань рейкової сталі уповільненому руйнуванню виконували за методом «Імплант» [2]. Використовували циліндричні зразки-вставки діаметром 6 мм без гвинтового надрізу. На рис. 3 представлені результати досліджень опірності одношарових зварних з'єднань рейкової сталі уповільненому руйнуванню.

При звичайних умовах зварювання дротом Св-08Г2С на погонній енергії 8,6 кДж/см без застосування попереднього підігріву (T_0 = 20 °С) метал ЗТВ з'єднань має дуже низький рівень опірності уповільненому руйнуванню. Критичні напруження руйнування $\sigma_{кр}$ складають лише 60 МПа, що дорівнює 0,07 $\sigma_т$. Застосування попереднього підігріву до 250 °С сприяє підвищенню опірності металу ЗТВ уповільненому руйнуванню більше як у 7 разів і $\sigma_{кр}$ = 0,55 $\sigma_т$. При попередньому підігріві до 300 °С уповільненого руйнування зразків «Імплант» не зафіксовано.

Таблиця 2. Механічні властивості імітованого металу ЗТВ рейкової сталі з вмістом вуглецю 0,72 %

$W_{6/5}$, °С/с	$\sigma_т$, МПа	$\sigma_в$, МПа	δ_5, %	ψ, %	KCU_{+20}, Дж/см$_2$
5	830	1120	7,7	21,4	6,7
10	880	1250	5,0	12,6	6,2
22	920	1280	4,7	12,6	5,8

Збільшення погонної енергії зварювання до 27,5 кДж/см (T_0 = 20 °С) також сприяє підвищенню опірності з'єднань уповільненому руйнуванню. При цьому рівень $\sigma_{кр}$ складає 280 МПа. Зварювання на даній погонній енергії впливає на метал ЗТВ аналогічно попередньому підігріву до 150 °С . При обох способах швидкість охолодження в з'єднаннях і сформована структура навколошовного металу ЗТВ майже однакові. Тому одношарові зварні з'єднання руйнуються приблизно при одному рівні навантажень.

Застосування попереднього підігріву при зварюванні призводить до уповільнення охолодження. При цьому в металі ЗТВ з'єднань рейкової сталі формуються більш пластичні структури. Це сприяє розвитку локальних мікропластичних деформацій у загартованому металі ЗТВ, в результаті чого процеси релаксації напружень протікають більш інтенсивно, опірність зварних з'єд-

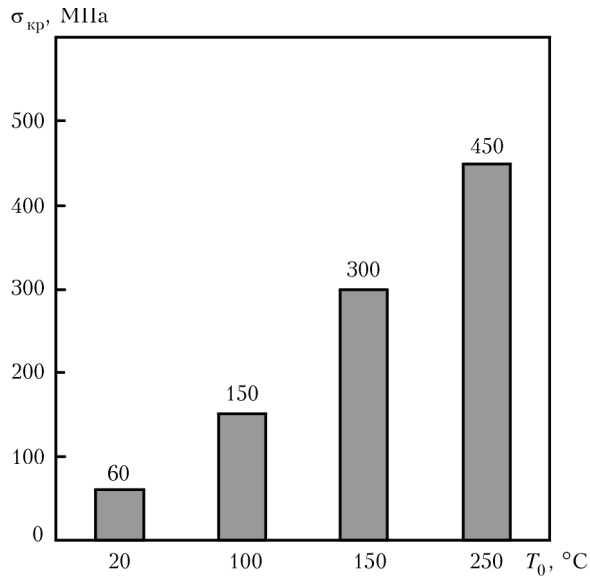


Рис. 3. Вплив температури попереднього підігріву на опірність уповільненому руйнуванню зварних з'єднань рейкової сталі при зварюванні дротом Св-08Г2С (погонна енергія 8,6 кДж/см)

Таблиця 3. Утворення холодних тріщин в з'єднаннях рейкової сталі при зварюванні технологічних проб «жорстка обварка»

№ п/п	Варіант зварювання	Тріщини	
		Поздовжні	Поперечні
1	8,6 кДж/см, T_0 = 20 °С	Тріщина вздовж лінії сплавлення, 100 % по висоті з'єднання При зварюванні кожного шару шва тріщина виходила на поверхню з'єднання	Тріщина проходить через шов у ЗТВ і далі в основний метал на глибину до 10 мм Тріщина виходила на поверхню шва після зварювання кожного шару
2	27,5 кДж/см, T_0 = 20 °С	Тріщина вздовж лінії сплавлення, 50 % по висоті з'єднання Тріщин на поверхні з'єднання немає	Розвиток тріщини в шов на глибину до 30 % Тріщина на поверхню шва вийшла після зварювання другого шару
3	8,6 кДж/см, T_0 = 250 °С	Холодних тріщин немає	

нань уповільненому руйнуванню суттєво підвищується [4, 5].

Подальші дослідження були спрямовані на вивчення впливу технологічних факторів на особливості утворення холодних тріщин в багатошарових зварних з'єднаннях рейкової сталі.

Стійкість з'єднань високоміцної рейкової сталі проти утворення поздовжніх та поперечних холодних тріщин оцінювали при зварюванні технологічних проб «жорстка обварка». Технологічні проби являли собою стикові з'єднання розмірами 300×100×45 та 300×300×15 мм, попередньо по контуру приварені до масивної основи. Концентратором напружень у пробах були відповідні конструктивні непровари в поздовжньому або поперечному напрямках.

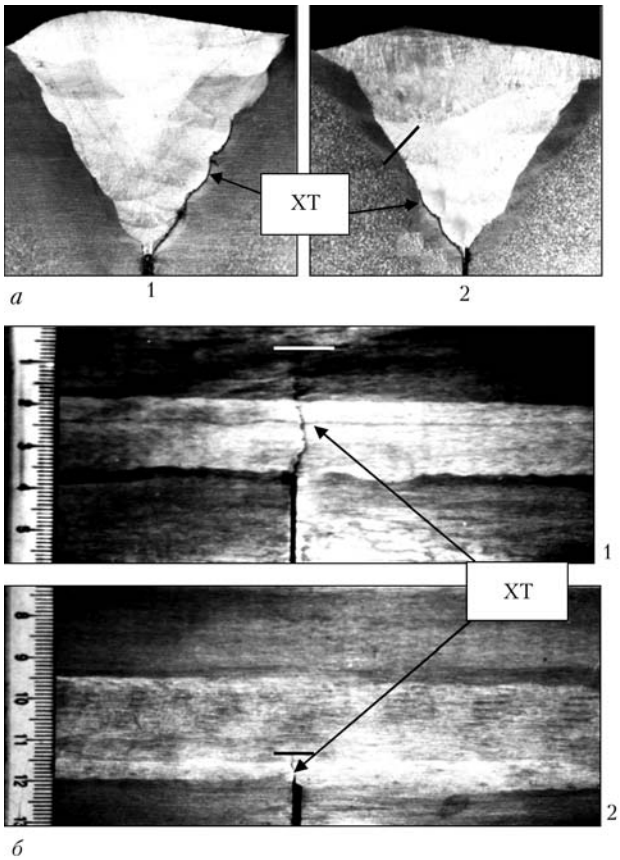


Рис. 4. Фотографії шліфів, виготовлених з технологічних проб рейкової сталі, призначених для оцінки стійкості контрольних з'єднань утворенню поздовжніх (*а*) та поперечних (*б*) холодних тріщин (ХТ); позн. *1–2* див. у табл. 3

Багатошарове зварювання таких проб виконували дротом типу Св-08Г2С діаметром 1,2 мм у середовищі захисного газу. Для фіксації моменту утворення і процесу розвитку холодних тріщин при зварюванні контрольного стику технологічних проб застосовували метод акустичної емісії. Після завершення зварювання проби витримували при кімнатній температурі до 3 діб, потім стик відокремлювали від основи і вирізали шліфи для візуального контролю на наявність холодних тріщин.

В табл. 3 представлені узагальнені результати досліджень проб «жорстка обварка», а на рис. 4 — характерні фотографії шліфів контрольних швів. Зварні з'єднання рейкової сталі при звичайних умовах механізованого зварювання без застосування попереднього підігріву мають низьку стійкість проти утворення як поздовжніх, так і поперечних холодних тріщин. Підвищити цей показник можна за рахунок збільшення погонної енергії зварювання (≥27,5 кДж/см) та застосування попереднього підігріву (до 250 °С при 8,6 кДж/см).

Вплив технологічних факторів та конструктивного виконання форми розробки на технологічну міцність зварних з'єднань рейкової сталі досліджували при навантаженні зразків вигином на установці Фрідлянда. Критерієм оцінки була критична деформація (вигин) $h_{кр}$ зварних з'єднань до утворення тріщини на поверхні зразків. При цьому оцінювали вплив форми розробки (V- і U-подібні), температури попереднього підігріву зварних з'єднань (150 і 250 °С), погонної енергії зварювання (8,6 і 28,5 кДж/см) та умов охолодження з'єднань після зварювання.

При зварюванні в середовищі захисних газів якість з'єднань значною мірою залежить від характеру проходження термодинамічних та металургійних процесів. Так, найліпше формування зварних з'єднань з плавними переходами від шва до основного металу забезпечується при застосуванні процесу струминного переносу розплавленого електродного металу, що можливо досягти при зварюванні на підвищеній погонній енергії. При цьому також підвищується продуктивність зварювання. Тому при проведенні досліджень застосовували механізоване зварювання у середовищі суміші газів аргону та вуглецю (80 + 20 %) на звичайних

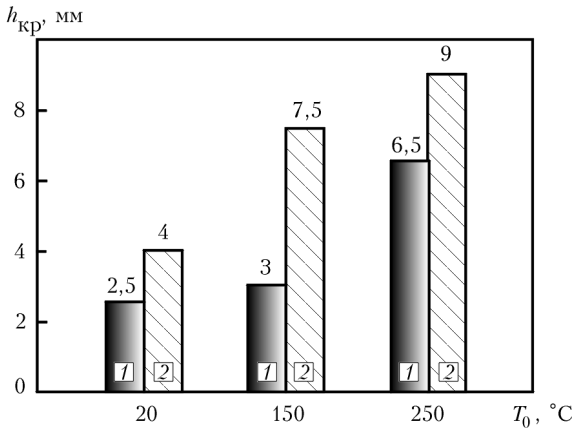


Рис. 5. Вплив форми розробки та температури попереднього підігріву на критичну деформацію зварних з'єднань рейкової сталі (погонна енергія зварювання 8,6 кДж/см): *1, 2* — відповідно V- та U-подібні форми розробки

(8,6 кДж/см) та підвищених (28,5 кДж/см) режимах. Зварювали стикові з'єднання розміром 240×85× ×18 мм дротом типу Св-08Г2С діаметром 1,2 мм.

Результати досліджень наведені на рис. 5–8.

Як видно з представлених даних, форма розробки суттєво впливає на показники критичної деформації зразків. Критична деформація $h_{кр}$ зварних з'єднань з U-подібною формою розробки в 1,5–2,0 рази вища за показники для зварних з'єднань з V-подібною формою розробки. Застосування попереднього підігріву з'єднань до 250 °С сприяє підвищенню критичної деформації більше як у 2 рази (рис. 6). При цьому змінюється характер руйнування зварних з'єднань.

Руйнування зварних з'єднань з V-подібною формою розробки відбувається виключно по зоні сплавлення (рис. 6), поверхня зламу зразків відрізняється великокристалічним характером, що є ознакою крихкого руйнування. Руйнування зразків з U-подібною формою розробки протікає переважно по металу шва, поверхня зламу дрібнокристалічна, що характерно для в'язкого руйнування.

Слід відзначити, що така технологічна операція, як уповільнення охолодження з'єднань після зварювання, широко застосовується в технологічних процесах виготовлення зварних вузлів з високовуглецевих сталей. Повільне охолодження сприяє релаксації залишкових напружень в зварних з'єднаннях і більш повному протіканню процесів дифузії водню у металі. Для уповільнення охолодження зварні з'єднання рейкової сталі після зварювання розміщували у термокамері, де вони охолоджувались із швидкістю 50 °С/год. Дослідження показали, що це дозволяє збільшити критичну деформацію зварних з'єднань рейкової сталі додатково ще на 40 % (рис. 8).

Таким чином, при застосуванні комплексу заходів при зварюванні (вибір форми розробки і режимів зварювання, регульованого термічного циклу) можна суттєво підвищити технологічну міцність з'єднань рейкової сталі.

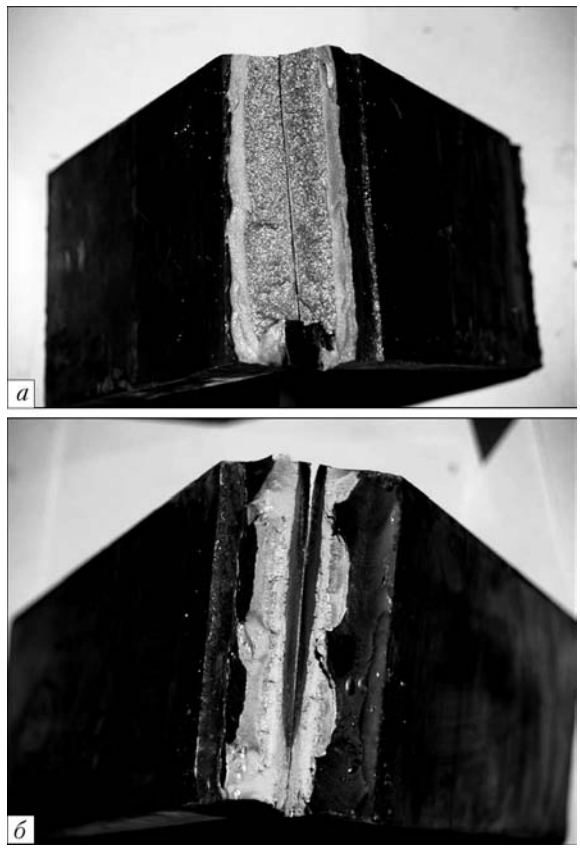


Рис. 6. Характерні злами (*а* — з V-; *б* — з U-подібними формами розробки зварних з'єднань рейкової сталі); погонна енергія зварювання — 8,6 кДж/см; T_0 = 150 °С

Особливості крихкого руйнування при циклічному навантаженні багатошарових зварних з'єднань рейкової сталі досліджували у відповідності з загальноприйнятими методами досліджень на втому [6]. Випробування зварних з'єднань на циклічну довговічність проводили на установці УМП-1 при симетричних циклах навантаження вигином з частотою 14 Гц. При цьому використовували зразки з U-подібною формою розробки, зварювання яких виконували на оптимальних режимах і в умовах, наведених вище. Результати досліджень показані на рис. 9.

Встановлено, що після появи тріщини довжиною до 3 мм руйнування зварного з'єднання рейкової сталі

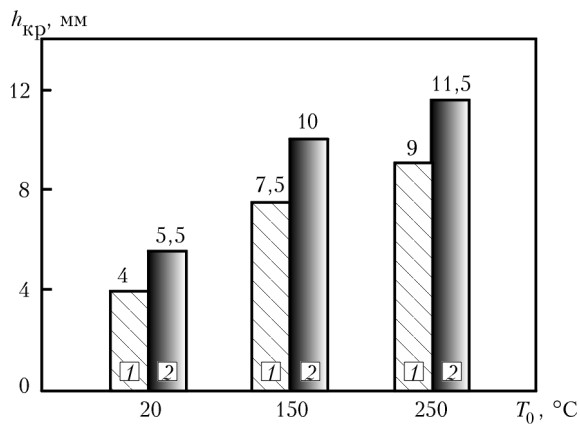


Рис. 7. Вплив погонної енергії зварювання та температури попереднього підігріву на критичну деформацію зварних з'єднань рейкової сталі: *1* — 8,6; *2* — 28,5 кДж/см

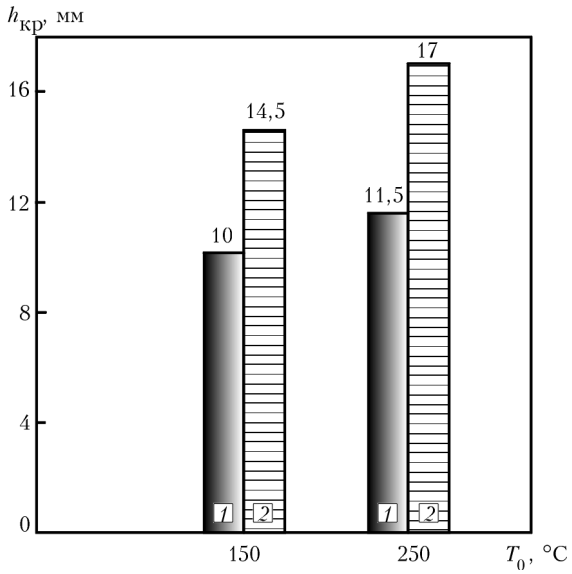


Рис. 8. Вплив уповільненого охолодження на критичну деформацію зварних з'єднань рейкової сталі: *1* — охолодження звичайне; *2* — охолодження у термокамері

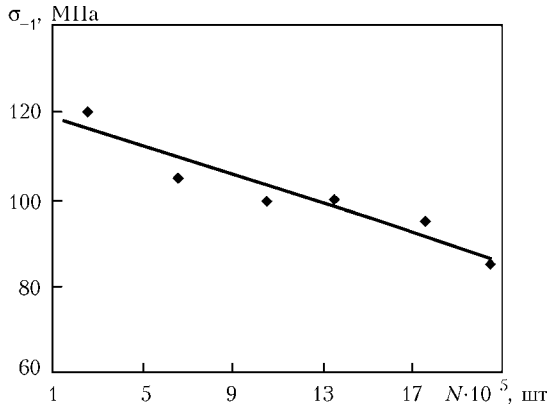


Рис. 9. Вплив напруження на циклічну довговічність зварних з'єднань рейкової сталі (28,5 кДж/см, T_0 = 250 °С)

відбувається вже протягом наступних 50000 циклів навантаження. Причому воно має крихкий характер. Руйнування починається від ділянки переходу шва до основного металу і далі протікає по зоні сплавлення з'єднання та навколошовному металі ЗТВ. Напруження циклу за рівнем 85 МПа є тим показником циклічної довговічності $\sigma_{кр}$, при якому втомна тріщина не перевищує своїх критичних розмірів. Таке значення $\sigma_{кр}$ можна порівняти з максимальними навантаженнями стикового з'єднання рейок при їх спеціальних випробуваннях на підприємствах Укрзалізниці.

Таким чином, за результатами проведених досліджень розроблено попередні рекомендації щодо технології механізованого зварювання рейкових закінчень залізничних хрестовин, які полягають в такому:

• конструктивно поздовжнє з'єднання повинно мати U-подібні форми розробок як на головці, так і на підошві рейок, зварювання необхідно виконувати при закріпленні деталей в кондукторі;

• температура попереднього підігріву деталей з'єднання рейок має складати не менше як 250–300 °С, а в процесі зварювання бути не меншою за 200–250 °С;

• зварювання слід виконувати у суміші газів при застосуванні режимів, які забезпечують струминний перенiс електродного металу (погонна енергія на рівні 28,5 кДж/см), зварне з'єднання повинне мати плавні переходи, наявність несплавлень не припускається;

• швидкість охолодження з'єднання після зварювання не повинна перевищувати 50 °С за годину, при цьому необхідно застосовувати спеціальні термокамери для уповільнення охолодження рейкових закінчень;

• зварні з'єднання мають бути механічно оброблені, концентратори напружень на поверхні з'єднань не припускаються.

Розроблені науково обгрунтовані рекомендації дають підставу для отримання високої якості зварних з'єднань рейкових закінчень залізничних хрестовин. Рекомендації апробовано на організованій і оснащеній необхідним обладнанням ділянці цеху ВАТ «Дніпропетровський стрілочний завод» при виготовленні дослідно-промислової партії рейкових закінчень залізничних хрестовин. Контроль якості зварних з'єднань (капілярний метод, УЗК) дефектів не виявив.

Експлуатаційні випробування хрестовин з рейковими закінченнями в умовах залізничних шляхів України підтвердили надійність розробленої технології. Прийнято рішення про запуск до серійного виробництва стрілочних переводів зі зварними хрестовинами. На розроблену технологію зварювання подано заявку на винахід.

1. *Технология* электрической сварки металлов и сплавов плавлением / Под ред. акад. Б.Е. Патона. — М.: Машиностроение, 1974. — 768 с.
2. *Макаров Э.Л.* Холодные трещины при сварке легированных сталей. — М.: Машиностроение, 1981. — 247 с.
3. *Саржевский В.А., Сазонов В.Я.* Установка для имитации термических циклов сварки на базе машины МСР-75 // Автомат. сварка. — 1981. — № 5. — С. 69–70.
4. *О двух* путях релаксации остаточных микронапряжений в мартенсите стали / Л.Е. Алексеева, В.И. Саррак, С.О. Суворова, Г.А. Филиппов // Металлофизика. — 1975. — Вып. 61. — С. 79–84.
5. *Саррак В.И., Филиппов Г.А.* Задержанное разрушение стали после закалки // Физ.-хим. механика материалов. — 1976. — № 12. — С. 44–54.
6. *Прочность* сварных соединений при переменных нагрузках / Под ред. В.И. Труфякова. — Киев: Наук. думка, 1990. — 255 с.

ПРОЕКТ 8.8

Розробка на сучасній елементній базі напівавтомата для відновлення дуговим зварюванням підводних металоконструкцій з метою подовження їх ресурсу

УДК 621.791.755.03-52

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ УЗЛОВ И СИСТЕМ СВАРОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПОДВОДНОЙ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ СВАРКИ И РЕЗКИ

Академик НАН Украины **К.А. ЮЩЕНКО, В.А. ЛЕБЕДЕВ**, канд. техн. наук, **В.Г. ПИЧАК,** инженер, **С.Ю. МАКСИМОВ**, д-р техн. наук, **Г.В. ФАДЕЕВА, Н.Ю. КАХОВСКИЙ**, инженеры, **С.А. СУПРУН**, канд. техн. наук
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены вопросы построения новых конструкций полуавтоматов для подводной мокрой сварки с использованием специальной порошковой электродной проволоки. Анализируется текущее состояние дел в оборудовании. Показаны этапы совершенствования основных систем полуавтоматов с экспериментальными доказательствами их целесообразности и эффективности. Приведены результаты технических разработок и их технологической проверки с анализом результатов.

Ключевые слова: *подводная сварка и резка, полуавтомат, системы подачи, управление, порошковая проволока*

В ИЭС им. Е.О. Патона накоплен большой опыт в области создания материалов, оборудования и технологии сварки и резки металлов под водой применительно к ликвидации дефектов подводных переходов магистральных трубопроводов, ремонту корпусов судов на плаву, портовых сооружений и других металлоконструкций, эксплуатирующихся под водой. Для реализации способа механизированной сварки и резки порошковой проволокой используют полуавтомат, состоящий из шкафа управления и погружного контейнера. В последнем размещены механизм подачи порошковой проволоки — двигатель с редуктором в герметичном корпусе и прижимные ролики, а также катушка с проволокой. Выпуск полуавтоматов был прекращен в конце 1980-х годов, его возобновление невозможно из-за отсутствия необходимых комплектующих. Кроме того, устаревшая элементная база не обеспечивает надежное функционирование оборудования и не удовлетворяет современным требованиям, что усложняет получение качественных сварных соединений. В связи с этим возникла необходимость создания нового поколения полуавтоматов для подводной сварки и резки с учетом имеющихся сегодня на рынке комплектующих для сварочного оборудования.

При создании полуавтомата базировались на опыте разработок ИЭС им. Е.О. Патона и результатых комплексных специальных исследований, направленных на обеспечение надежности работы систем полуавтомата, поддержание заданных параметров дугового процесса, расширение технических и технологических возможностей механизированной сварки и резки под водой, получение конструкции полуавтомата с высокими эстетическими и эргономическими показателями, отвечающими требованиям общей надежности, долговечности и удобства эксплуатации.

Полуавтомат должен соответствовать следующим условиям и иметь параметры:

Максимальный сварочный ток при ПР = 60 % и цикле 5 мин, А	400
Род сварочного тока	постоянный
Полярность	прямая или обратная
Диапазон скорости подачи порошковой проволоки, м/ч	100–450
Изменение скорости подачи порошковой проволоки	плавное
Диаметр, мм	1,2–2,0
Время непрерывной работы полуавтомата от одной катушки порошковой проволоки на режимах 250–300 А, мин	60–70

Система подачи порошковой проволоки полуавтомата базируется на электродвигателе постоянного тока с регулятором частоты вращения вала электродвигателя (скорости подачи электродной проволоки), обеспечивающим заданное постоянство параметров. При этом регулятор этой частоты вместе с системой питания электродвигателя размещается на значительном удалении от погружного блока. В предыдущих конструкциях компенсация неизбежных потерь электроэнергии (падения напряжения) из-за длины кабелей обеспечивалась путем применения в механизме подачи электродвигателей постоянного тока с повышенным напряжением (110 В) с обмоткой возбуждения. В настоящее время такой тип электродвигателей с требуемой для системы подачи мощностью техни-

© К.А. ЮЩЕНКО, В.А. ЛЕБЕДЕВ, В.Г. ПИЧАК, С.Ю. МАКСИМОВ, Г.В. ФАДЕЕВА, Н.Ю. КАХОВСКИЙ, С.А. СУПРУН, 2009

Таблица 1. Результаты исследования жесткого электрода

Позиция задающего потенциометра	Напряжение тахогенератора (аналог частоты вращения вала электродвигателя), В			
	без кабеля при		с кабелем длиной 60 м при	
	холостом ходе	нагрузке 1,2 А	холостом ходе	нагрузке 1,2 А
Напряжение питания 24 В				
1	5,5	5,5	5,5	5,5
4	11,1	11,1	11,1	11,1
7	17,0	17,0	17,0	17,0
10	27,8	27,8	27,8	19,5
Напряжение питания 30 В				
1	5,5	5,5	5,5	5,5
9	20,5	20,5	20,5	20,5
10	22,5	22,5	22,5	22,5

чески устарел и его выпуск прекращен. Кроме этого, расширилась область применения полуавтоматов для подводной сварки и резки с существенным увеличением длины питающих кабелей.

При разработке новой конструкции полуавтомата предложено несколько вариантов конструктивной реализации электроприводов механизмов подачи:

• создание специального блока питания систем полуавтомата с регулируемым уровнем напряжения, который позволяет компенсировать падение напряжения в длинном кабеле;

• разработка специального электропривода, который по техническим решениям конструкции имеет определенную (допустимую) степень инвариантности к требуемой глубине погружения;

• минимизация нагрузок в системе подачи электродной проволоки.

Для подтверждения выбранных концепций выполнен комплекс экспериментов, целью которых было исследование жесткости характеристик электропривода при удлиненных кабелях питания и компенсации падения напряжения за счет регулирования напряжения источника питания, сравнительное исследование сопротивления движению

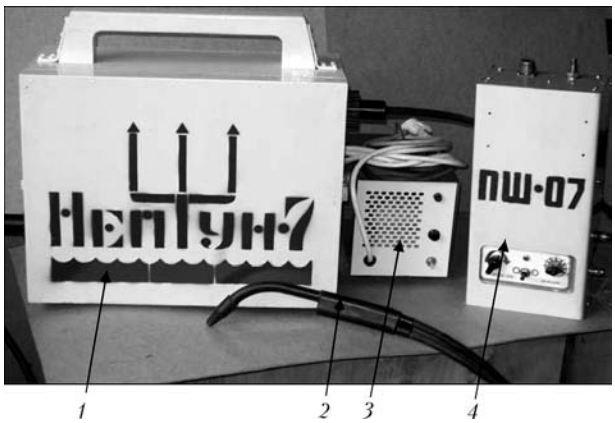


Рис. 1. Комплект оборудования для подводной механизированной сварки: *1* — погружной блок; *2* — шланговый держатель; *3* — блок многоуровневого питания; *4* — блок питания и регулирования

Таблица 2. Результаты испытаний редуктора различных конструкций

Вид редуктора	Ток потребления электродвигателя (А) при частоте вращения вала, $с^{-1}$	
	1,6	16,00
Холостой ход (без редуктора)	1,0	1,20
Червячный однозаходный	2,7	3,400
Прямозубый:		
цилиндрический	1,7	2,60
планетарный	1,3	1,25

элементов различных типов редукторов в жидкой среде, выявление наименее надежных узлов электродвигателя механизма подачи.

При испытании использовали механизм подачи с электродвигателем ДПУ87–75 со встроенным тахогенератором и регулируемым транзисторным электроприводом. Этот электродвигатель и электропривод используются в конструкции полуавтоматов типа ПШ107В и других полуавтоматов, выпускаемых серийно.

Некоторые результаты исследований жесткости электропривода приведены в табл. 1.

Из табл. 1 следует, что при напряжении питания 24 В и изменении нагрузки на валу электродвигателя при его питании через кабель длиной 60 м электропривод не обеспечивает необходимой жесткости механических характеристик во всем диапазоне регулирования, что может отрицательно сказаться на стабильности процесса подводной сварки. При повышении напряжения питания электродвигателя до 30 В привод сохраняет необходимую жесткость механических характеристик (не хуже 5 %) и может быть рекомендован для использования в новой конструкции полуавтомата для подводной сварки.

Для выбора редуктора с минимальной нагрузкой на вал приводного электродвигателя проведены испытания трех вариантов конструкции редуктора в комплекте с электродвигателем ДПУ 876–75: червячный однозаходный; цилиндрический и планетарный прямозубый. Испытания проводились в емкости, заполненной диэлектрической жидкостью. Результаты испытаний приведены в табл. 2.

По результатам исследований с различными нагрузками на выходе редуктора определено, что оптимальным для механизма подачи полуавтомата для подводной сварки и резки в широком диапазоне частот вращения вала электродвигателя является планетарный прямозубый редуктор, а при относительно небольшой частоте вращения можно использовать и более простой цилиндрический прямозубый редуктор. Низкое сопротивление вращению в жидкой среде объясняется вовлечением во вращение максимального объема жидкости и отсутствием относительного движения элементов редуктора. Определено, что для рассматриваемого

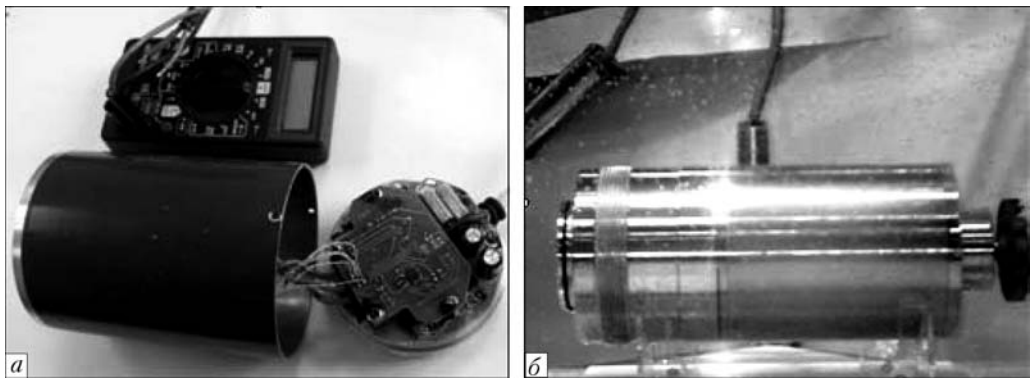


Рис. 2. Специализированный вентильный электропривод полуавтомата для подводной сварки и резки: *а* — комплект электродвигатель–интегрированный регулятор; *б* — испытания в водной среде вентильного электропривода после его заливки изолирующей диэлектрической жидкостью

вида полуавтоматов целесообразно применение электродвигателей с минимально возможной номинальной частотой вращения вала.

На основании полученных результатов разработан полуавтомат «Нептун 7», конструкция которого представлена на рис. 1.

С помощью дополнительных исследований, направленных на определение наименее надежных узлов электродвигателя, выявлено, что самый малый ресурс работы имеет контактно-щеточный узел, который и определяет надежность всего электропривода.

Решение этой проблемы было найдено за счет использования разработанного в ООО «Завод Электротехника» по заданию ИЭС им. Е.О. Патона нового электропривода на основе вентильного электропривода постоянного тока. Задание предусматривало наличие следующих конструкционных особенностей электропривода: обеспечение необходимого момента на валу при минимально возможной его частоте вращения; наличие встроенного одноступенчатого редуктора; защита от действия водной среды специальным кожухом, заполняемым защитно-изолирующей жидкостью с компенсатором давления; регулятор частоты вращения с комплектом датчиков интегрирован в корпус электродвигателя. На рис. 2, *а* представлен общий вид электродвигателя с интегрированным регулятором

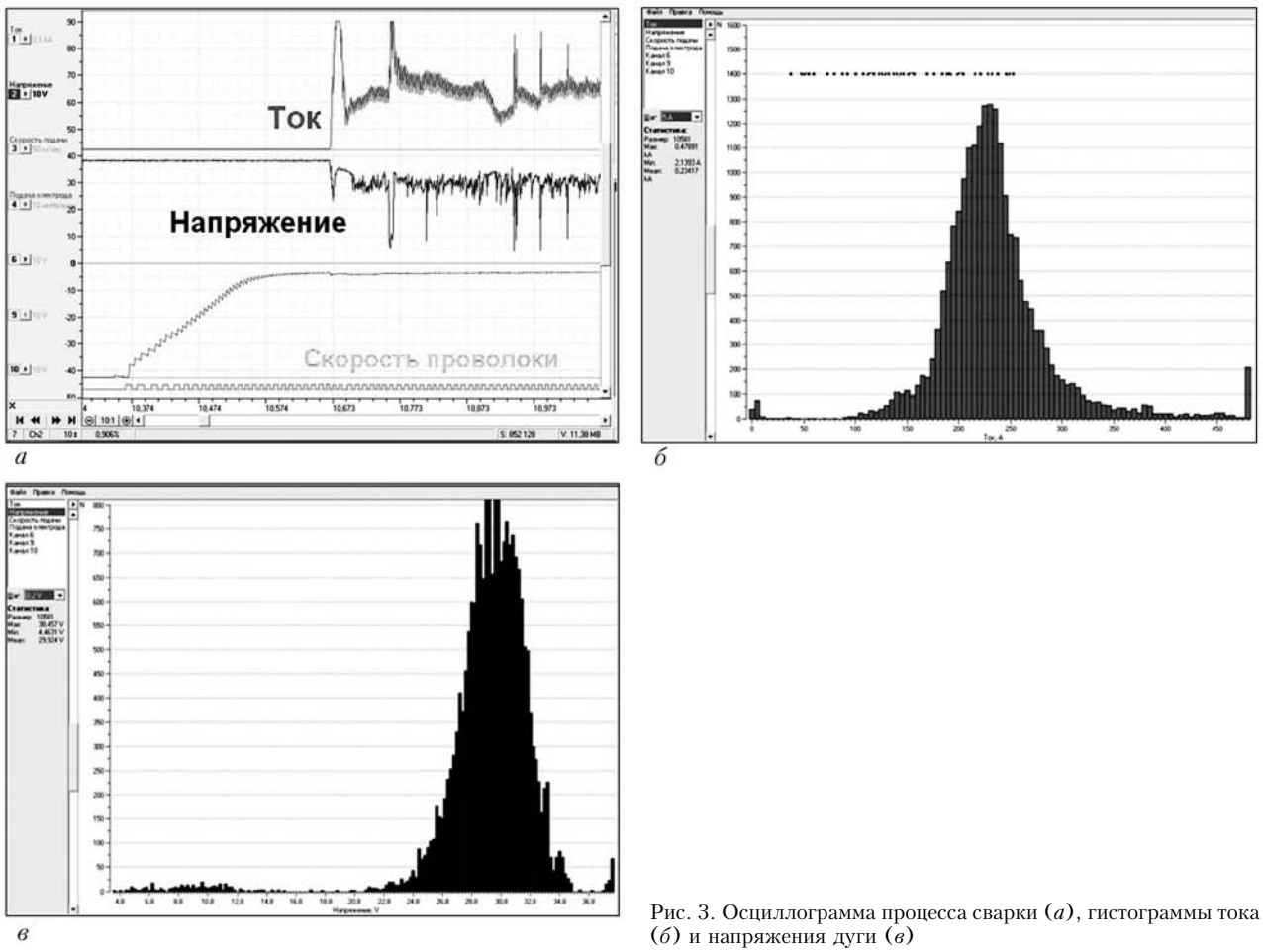


Рис. 3. Осциллограмма процесса сварки (*а*), гистограммы тока (*б*) и напряжения дуги (*в*)

до его сборки и заливки, а на рис. 2, *б* — момент «мокрых» испытаний электропривода в бассейне.

Результаты испытаний специализированного вентильного электропривода показали, что он обеспечивает жесткость механических характеристик не менее 5–7 % при диапазоне регулирования не менее 1:20 при требуемых диапазонах изменениях длины питающих проводов, что в свою очередь стабилизирует скорость подачи порошковой проволоки в пределах, обеспечивающих устойчивый сварочный процесс. В систему управления электроприводом могут входить различные комплекты органов управления и дисплеев, отображающих информацию о настройке электропривода и текущем его состоянии. Они выполняются и в контактном виде, и в виде сенсорных панелей, позволяющих весьма оперативно устанавливать скорость подачи и алгоритм работы электродвигателя. Кроме того, разработанный привод дает возможность реализовать новые технологические методы и приемы сварки и резки, например, модулирование режимов, возможность цифрового управления, доступность отображения и при необходимости документирование режимов подачи электродной проволоки (опосредованно тока дугового процесса), а также использование полуавтоматов в робототехнических комплексах как локальных узлов.

Проверку функционирования полуавтомата осуществляли путем выполнения водолазом-сварщиком наплавок порошковой проволокой аустенитного типа с использованием анализатора сварочных процессов ASP-19. При этом оценивали равномерность подачи проволоки, стабильность горения дуги и внешний вид наплавленных валиков в зависимости от режимов сварки и радиуса загибания подающего канала при различной длине сварочных кабелей и кабеля цепи управления. На рис. 3 приведены типичные осциллограмма процесса сварки, гистограммы тока и напряжения, которые подтверждают работоспособность разработанного полуавтомата и его пригодность для выполнения сварки и резки порошковыми проволоками под водой. Во всем диапазоне режимов электропривод обеспечивал равномерную подачу порошковой проволоки в зону горения дуги, а коэффициенты вариации тока сварки и напряжения дуги соответствовали полученным ранее при автоматической сварке на лабораторной установке.

Таким образом, разработанный полуавтомат для сварки и резки порошковой проволокой под водой соответствует требованиям технического задания и может быть рекомендован для промышленного производства.

ПРОЕКТ 8.9

Розробка та промислове впровадження технології для продовження ресурсу роботи технологічного та енергетичного обладнання шляхом поверхневого зміцнення і відновлення деталей, що швидко зношуються

УДК 621.9.048.669.268

РОЗРОБКА ТА ВИКОРИСТАННЯ ЕЛЕКТРОІСКРОВОГО ПОВЕРХНЕВОГО ЗМІЦНЕННЯ І ВІДНОВЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ МАШИН І ІНСТРУМЕНТІВ

О.В. ПАУСТОВСЬКИЙ, Ю.Г. ТКАЧЕНКО, Р.А. АЛФІНЦЕВА, С.М. КИРИЛЕНКО, Д.З. ЮРЧЕНКО,
кандидати техн. наук (Ін-т проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України),
Г.М. АНІСІМОВ інж. (Луганський проектно-технологічний ін-т машинобудування)

Вивчено залежності ерозійних властивостей розроблених електродних матеріалів (сплави систем Ni–Cr–Al, Fe–Cr–Al, Fe–Cr–Ni і AlN–$MoSi_2$) від фазового складу, умов виготовлення. Встановлені закономірності формування захисних покриттів, їх структури і властивостей, що дало можливість розробити нові високоефективні електродні матеріали. Розроблена необхідна оснастка, що дозволяє в промислових умовах реалізувати процес електроерозійного зміцнення. Оптимізовано режими електроерозійного зміцнення з використанням розроблених нових електродних матеріалів. Проведено аналіз і вибір номенклатури деталей прокатних станів, корпусів електродвигунів і інструментів для їх зміцнення і відновлення. Проведено апробацію технології електроерозійного зміцнення в промислових умовах. Вартість відновлення деталей електроіскровим методом в залежності від розміру складає 2–5 % вартості самої деталі.

Ключові слова: *електроіскрове зміцнення, відновлення, електродні матеріали, ерозійні властивості, властивості покриттів, зносостійкість, міцність зчеплення*

Проведені раніше дослідження, в тому числі і в рамках програми «Ресурс», процесу іскрового зміцнення металевих поверхонь дозволили накопичити дані про формування захисного покриття на поверхні катода і ерозію анода, структурні і фазові зміни в електродних матеріалах, рівень залишкових напружень і розподіл елементів в поверхневому шарі, вивчити властивості і експлуатаційні характеристики сформованих градієнтних прошарків. Подальше вдосконалення технології одержання градієнтних матеріалів електроіскровим методом пов'язане з більш глибоким вивченням впливу стану електродних матеріалів на інтенсивність переносу матеріалу. Іскровий розряд відбувається в мікроскопічно малих областях та триває декілька сот мікросекунд [1]. У цьому процесі реалізуються дуже високі щільності потоків енергії без помітного нагрівання оброблюваного зразка. Такий процес характеризується істотною неврівноваженістю і тому дозволяє одержувати принципово нові матеріали, що у звичайних рівноважних умовах одержати неможливо.

Вивчення вказаних процесів є основою для опрацювання низки матеріалознавчих питань, пов'язаних з проблемою зносостійкості. Як відомо, деталі машин, що працюють в парі тертя, це, як правило, гартована сталь твердістю *HRC* 40–50 (інколи і більше). Допустиме зношування складає кілька десятих міліметра (зрідка більше міліметра). Відповідно для відновлення потрібно наносити покриття аналогічних твердості і товщини. Аналогічну твердість можна одержати і при нанесенні існуючими методами іскрового зміцнення простої вуглецевої сталі — процес дуже швидкий і відбувається гартування. Наявність високих внутрішніх напружень, одержаних при такому гартуванні, дозволяє отримати покриття товщиною лише 0,1–0,2 мм. Використання для цього процесу сталей, які не гартуються і не дають відповідно великих внутрішніх напружень (наприклад, аустенітних), дає можливість одержати покриття великої товщини, більше міліметра, але малої твердості.

Для вирішення проблеми відновлення були розроблені матеріали, близькі за складом до тих, які використовуються для наплавки твердих покриттів — стелітів і стелітоподібних матеріалів. Головна різниця в процесах наплавки і електроіскрового зміцнення полягає в тривалості процесу. Якщо при наплавці матеріал перебуває при високих температурах (коли відбуваються мікрометалургійні процеси) кілька секунд, то при електроіскровій обробці цей час на кілька порядків менший. Тривалість електророзряду (коли виділяється тепло) лише 100–400 мкс, при цьому деталь залишається холодною. Як показали перші випробовування, це значно впливає на процес нанесення покриття. Оптимізація складу матеріалів подібного класу дозволила розв'язати проблему

© О.В. ПАУСТОВСЬКИЙ, Ю.Г. ТКАЧЕНКО, Р.А. АЛФІНЦЕВА, С.М. КИРИЛЕНКО, Д.З. ЮРЧЕНКО, Г.М. АНІСІМОВ, 2009

Таблиця 1. Склад шихти сплавів Ni–Cr–Al , мас. %

Сплав	Ni	Cr	Al	NiAl	Пористість після спікання, %
4А	50,3	40,2	9,5	–	–
4АС1	33	41	–	26	18,2
4АС2	39	35	–	26	16,8
4АС3	32	40	2	26	12,5

відновлення зношених деталей електроіскровим методом.

Розробку матеріалів для электроіскрового легування металевих поверхонь для підвищення їх жаро-, корозійної та зносостійкості доцільно проводити з використанням сплавів тугоплавких сполук зі зміною концентрації компонентів в широких межах. Був вивчений процес масопереносу матеріалів системи AlN-$MoSi_2$ при електроіскровому легуванні підкладки із сплаву ВТ-6 і властивості сформованого захисного покриття.

Об'єктами досліджень було обрано:

- сплави Ni–Cr–Al, одержані різними технологіями: електродуговою плавкою, імпульсним гарячим пресуванням та спіканням в вакуумі;
- сплави Fe–Cr–Al, леговані вуглецем, кремнієм та марганцем, що за своїм складом відповідають високохромистим чавунам, виготовлені методом плавки;
- сплави на основі Fe–Ni–Cr, леговані кремнієм та нікелем, в яких хром присутній у вигляді карбіду Cr_3C_2, одержані методом спікання;
- сплави системи AlN-$MoSi_2$, одержані методом гарячого пресування.

В табл. 1 представлено склад шихти сплавів Ni–Cr–Al.

Зразки для досліджень готували наступним чином. Змішування порошків з одночасним розмелом проводили в планетарному млині протягом 2 год. Розмір частинок порошків після змішування знаходився в межах 10–15 мкм. Спікання зразків розміром 70×7×7 мм відбувалося у вакуумі при температурі 1070 °С на протязі 2 год. Відносна щільність зразків після спікання складала 0,82–0,88.

В табл. 2 представлено хімічний склад сплавів на основі Fe–Cr–Al (високохромисті чавуни).

Виплавку сплавів проводили в електропечі в алундових тиглях ємкістю 1 кг. В якості шихтових матеріалів використовували сталь 05 КП ДС 1050–88, ферохром ФХ 015 ДС 4757–89, графітову стружку, алюмінієві відходи кл. А, гр. III, сорт 1 ДС ТУ3211–89. Зразки для досліджень одержували методом відливки стрижнів діаметром 12–15 мм.

В табл. 3 наведено склад і деякі властивості сплавів на основі Fe–Ni–Cr. Виготовлення електродних матеріалів на основі Fe–Ni–Cr проводили методом холодного пресування брикетів і спікання при температурі 1000–1040 °С на протязі 2 год.

Електродні матеріали системи AlN-$MoSi_2$ готували методом розмелу порошкових шихт в планетарному млині сталевими кулями при співвідношенні порошок:шари 1:5 в середовищі спирту-ректифікату протягом 30 хв. Розмір частинок основної фракції після подрібнення склав 2,5–3 мкм. Зразки для дослідження фізико-механічних і ерозійних властивостей виготовляли методом гарячого пресування в графітових пресформах при температурах 1740–2000 °С в залежності від складу композицій і витримці 10–15 хв.

Електроіскрове легування підкладок з конструкційної сталі 45, інструментальної сталі 30ХГСА, жаростійкої сталі ЖС6К проводили розробленими електродними матеріалами на основі Ni–Cr–Al, Fe–Cr–Al і Fe–Ni–Cr на установках ЭФИ-46А та ЭЛИТРОН-52, а підкладки з титанового сплаву ВТ-6 — сплавами системи AlN-$MoSi_2$ на установці ЭЛИТРОН-24.

Таблиця 2. Хімічний склад сплавів на основі Fe–Cr–Al, мас. %

Сплав	Fe	C	Si	Mn	Cr	Al	*HRC*
4Х16-А	Основа	3,00	0,73	1,25	18,0	–	48
4Х16-Б	»	4,20	0,90	0,75	24,0	–	44
Б4	»	1,32	0,85	0,26	28,0	12,0	48–50

Таблиця 3. Склад сплавів на основі Fe–Ni–Cr і деякі властивості електроіскрових покриттів із них на сталі 45

Електродний матеріал	Питомий привіс маси катода, г/м^2	Товщина покриття, мм	Шорсткість покриття, мкм
Fe + 2Si + 8Ni + 15Cr_3C_2	2100–2300	0,7	200–250
Fe + 2Si + 12Ni + 15Cr_3C_2	9500–9800	1,8–2,1	300–500
Fe + 2Si + 12Ni + 25Cr_3C_2	8100–8400	1,7–1,9	200–400
Fe + 2Si + 12Ni + 35Cr_3C_2	7600–7800	1,6–1,8	200–300
Fe + 2Si + 16Ni + 15Cr_3C_2	2300–8800	1,7–1,9	700–400
Сормайт С-27	2000–2200	0,7	200–300

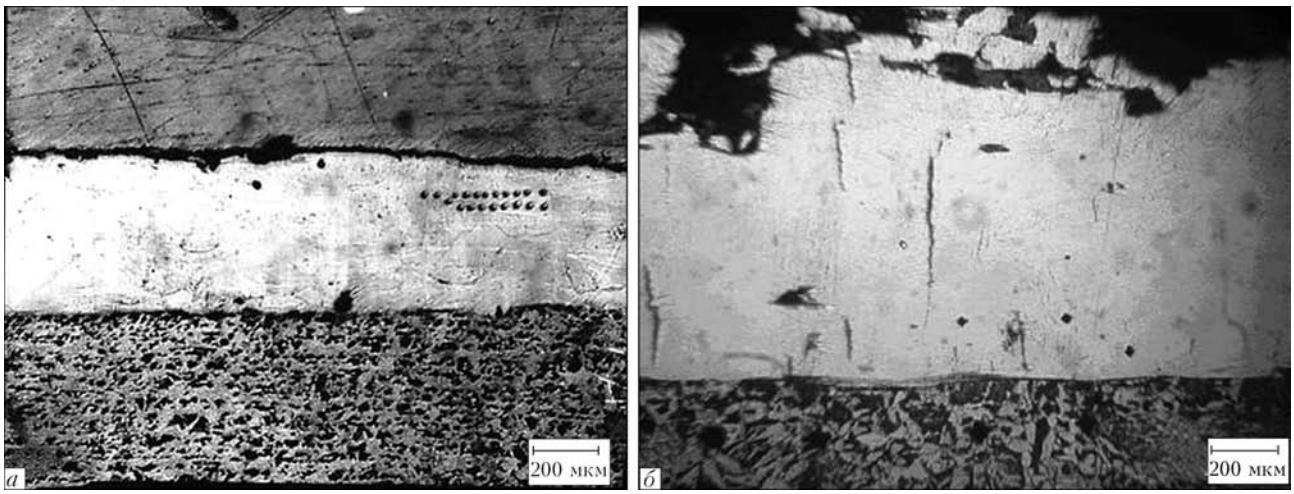


Рис. 1. Мікроструктура електроіскрового покриття зі сплаву А4 в литому стані (*а*) та сплаву 4АС3 після спікання (*б*)

Питомий час легування поверхонь складав 5 хв/см^2. В процесі дослідження визначали масову ерозію матеріалу анода Δ_a, мг, приріст маси катода $\Delta_к$, мг/см^2, коефіцієнт перенесення $K = \Delta_к/\Delta_a$.

Високотемпературну обробку захисних покриттів на сплаві ВТ-6 проводили в печі типу СНОЛ при температурах 900, 1000 і 1100 °С і витримці до 15 год.

Дослідження структури електродних матеріалів і якісних властивостей поверхневих шарів проводили методами оптичної мікроскопії на приладах МИМ-9 і Neophot-32. Дюрометричний аналіз об'єктів дослідження виконували на мікротвердомірі ПМТ-3 при навантаженні на індентор (0,5–1)Н. Рентгенофазові дослідження проводили на установках «Дрон-3м» з використанням фільтрованого CuK_α випромінення і на дифрактометрі «ДРОН-2» в випромінені залізного аноду з марганцевим фільтром. Густину зразків вимірювали методом гідростатичного зважування на аналітичних вагах АДВ-200.

Дослідження абразивної зносостійкості проводили при терті зразків по закріпленому абразиві ДС 17367–71. Випробування проводили при наступних параметрах: тиск на зразок 0,5 МПа, швидкість руху абразивної шкурки 0,4 м/с, тривалість випробувань 10 год (шлях тертя 14,4 км).

Зношування зразків розміром 5×5×10 мм в режимі сухого тертя на повітрі при кімнатній температурі досліджували на машині тертя МТ-68 [2] при питомому навантаженні 0,6–2,4 МПа і швидкості ковзання 10–20 м/с. Контртіло було виготовлено з термообробленої сталі 60Г. В ході досліджень фіксували коефіцієнт тертя f та інтенсивність зношування зразка I (мкм/км).

Структура і склад електродних матеріалів Ni–Cr–Al обумовлюють закономірності масопереносу при електроіскровому легуванні поверхні сталі 45 і формування на ній покриття. Мікроструктура литого сплаву відповідає потрійній евтектиці, а гарячепресованого та спеченого сплавів (суміш зерен із α-, γ-, та β-фаз) — твердих розчинів на основі хрому, нікелю та NiAl відповідно.

Досліди показали, що коефіцієнт масопереносу при легуванні литим та гарячепресованим сплавами перевищує в 2–3,5 рази коефіцієнт масопереносу спечених сплавів. Його середнє значення досягає 81,2 %.

На рис. 1 представлено структуру електроіскрових покриттів із сплавів Ni–Cr–Al, одержаних різними способами, на підкладці із сталі 45. Товщина шару на підкладці зі сталі 45, сформованого при використанні спеченого сплаву 4АС3, досягає значень 0,7–1,0 мм (рис. 1, *б*), що дає підстави рекомендувати даний сплав для відновлення зношених поверхонь деталей. Покриття із литого та гарячепресованого сплаву характеризується високою суцільністю, що забезпечує високі показники жаростійкості. Покриття із спечених сплавів мають більш низьку суцільність (рис. 1, *б*), в порівнянні з покриттям з литого сплаву А4 (рис. 1, *а*).

Мікротвердість покриттів із литих сплавів досягає значень 8–9 ГПа, гарячепресованих 7,5–8,8 і спечених сплавів 7,20–8,80 ГПа.

Результати випробувань на зносостійкість в умовах сухого тертя наведені в табл. 4.

Дослідження мікроструктури, зносостійкості та характеристик кінетики електроіскрового легування із сплавів Ni–Cr–Al дали змогу визначити, що найбільш ефективним сплавом для відновлення зношених деталей є сплав із області потрійної евтектики (А4), що має склад: Ni–50,3; Cr–40,2; Al–9,5 мас. %. Цей сплав був нанесений на зразки із сталей 35, 45 і 30ХГСА, сплави ЖС6К та ВТ-22. Раніше проведені дослідження показали, що при використанні установки «Элитрон-52» можливо досягти товщину покриття до 1 мм.

Дослідження кінетичних залежностей привісу маси зразка із сталі 45 і покриттів на ньому зі сплавів Ni–Cr–Al при ізотермічній витримці при температурах 1000 °С показали, що окалиностійкість покриттів із розроблених матеріалів в 15–25 разів перевищує стійкість проти окиснення сталі 45.

Дослідження структури литих сплавів системи Fe–Cr–Al показали, що у сплаві 4Х16-А спосте-

Таблиця 4. Зносостійкість підкладок та електроіскрових покриттів із литого сплаву Ni–Cr–Al

Матеріал	*HRC*	Інтенсивність зношування *I*, мкм/км	Коефіцієнт тертя γ
Матеріал електроду Ni–Cr–Al	60	4,7	0,32
Сталь 35	31,0	43,3	0,34
Покриття на сталі 35	45	14,2	0,33
Сталь 45	32	39,5	0,31
Покриття на сталі 45	44	13,9	0,32
Сталь 30ХГСА	38	34,6	0,30
Покриття на сталі 30ХГСА	43	12,9	0,31
Сплав ЖС6К	50	7,3	0,30
Покриття на сплаві ЖС6К	52,0	5,6	0,32
Сплав ВТ-22	21	70,4	0,40
Покриття на сплаві ВТ-22	36	20,3	0,35

рігається структура, яка характерна для доевтектичних сплавів системи Fe–Fe_3C. Легування хромом у кількості 18 мас. % приводить до утворення евтектики, що складається зі складного карбіду $(CrFe)_7C_3$ і аустенітної фази. Сплав 4Х16-Б має типову структуру заевтектичного складу. Первинні кристали карбіду $(CrFe)_7C_3$, що мають форму олівців, розташовані по границях евтектичних колоній карбід-феррит. У сплаві Б4 спостерігається складна структура, що містить ділянки эвтектики $(CrFe)_7C_3$-феррит, включення карбіду Fe_3C, а також інтерметалід Fe_3Al, який має глобулярну форму. Рентгенофазові дослідження виявили додатково наявність оксидів Fe_3O_4 і $FeOFe_3O_4$.

Найменший коефіцієнт масопереносу (0,32) спостерігається при легуванні сплавом 4Х16-Б, трохи вище значення коефіцієнта масопереносу (0,40) при легуванні сплавом 4 Х 16-А, найбільш високий (0,73) спостерігається при електроіскровому легуванні електродом зі сплаву Б4. Розходження в коефіцієнтах масопереносу можна пояснити впливом структурних факторів. Наявність у структурі сплаву 4Х16-Б великих первинних кристалів олівцевої форми складного карбіду

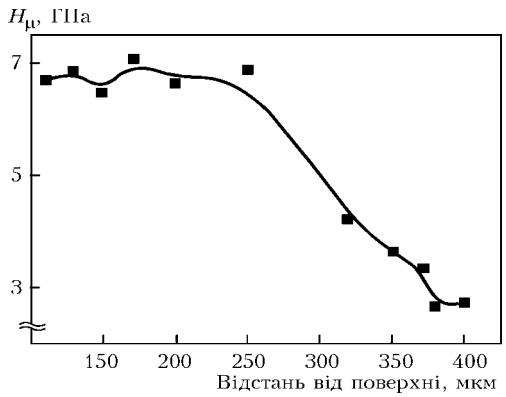


Рис. 2. Залежність мікротвердості від відстані від поверхні електроіскрового покриття з литого сплава Б4 на сталі 45

$(CrFe)_7C_3$ обумовлює крихке руйнування під впливом електроіскрового розряду й перехід осколків, що утворилися, у продукти ерозії.

Таку ж закономірність виявили при електроіскровому легуванні сталі 45 литим сплавом Ni–Cr–Al, що містить великі колонії евтектики з дендритами NiAl. При легуванні електродом такого ж складу, отриманим методом імпульсного гарячого пресування, що має дрібнозернисту структуру, коефіцієнт масопереносу збільшувався до значень 0,8–0,9. У цьому випадку на збільшення коефіцієнта масопереносу майже в 1,5 рази при легуванні сплавом Б4 позначається вплив структурного фактора, оскільки цей сплав відрізняється від двох попередніх 4Х16-А й 4Х16-Б більш дрібнозернистою структурою.

При одержанні електроіскрових покриттів на сталі 45 був встановлений максимальний питомий час легування — 5 хв/$см^2$, за який товщина покриттів досягала 120, 150 і 320 мкм для матеріалів електродів зі сплавів 4Х16-А, 4Х16-Б і Б4 відповідно. При збільшенні питомого часу легування понад 5 хв/$см^2$ зміни маси зразків практично не спостерігалося. Дослідження зносостійкості при абразивному зношуванні було проведено на зразку з електроіскровим покриттям зі сплаву Б4, товщина якого була максимальна. Абразивний знос склав 15 мкм/км.

Дослідження мікротвердості електроіскрового покриття зі сплаву Б4 показало (рис. 2), що мікротвердість білого шару, що не протравлюється, досягає значень 7–6,8 ГПа. За білим шаром розташовується зона термічного впливу товщиною 30–50 мкм з мікротвердістю 4,3–3,4 ГПа.

Як показали дослідження, оптимальний вміст нікелю в сплавах Fe–Ni–Cr складає 12–16 %. Більший вміст недоцільний, оскільки це найдорожчий компонент сплаву, і при цьому значно зростає «схоплення» електродів. При меншому вмісті значно зменшується перенесення матеріалу анода на катод.

Такий вміст нікелю значно більший ніж в сормайтах (1–5 %). Оптимальний вміст кремнію складає 2–3 %. Менший вміст кремнію недостатній для розкислення — покриття має гіршу якість, темний колір внаслідок зростання кількості оксидів заліза. Більший вміст кремнію позитивного ефекту не дає. Зміною вмісту карбіду хрому регулювали твердість покриття. В табл. 5 показана залежність механічних і триботехнічних властивостей покриттів відновлення від складу електродних матеріалів Fe–Ni–Cr.

Електроіскрове покриття, нанесене розробленими матеріалами, має більшу товщину (до 1,8 мм), ніж нанесене сормайтом С-27, а також порівняно незначну кількість дефектів структури.

Як показали дослідження, для відновлення деталей з негартованої сталі чи гартованої з відпуском, доцільним є використання сплаву з 15 % Cr_3C_2. Для відновлення деталей з гартованої сталі

Таблиця 5. Залежність властивостей покриттів від складу електродних матеріалів на основі Fe–Ni–Cr

Електродний матеріал, мас. %	Твердість, ГПа	Зносостійкість, мкм/км	Коефіцієнт тертя
Сталь 45 гартована	–	47,9	0,32
Сормайт С-27	3,8–4,3	35–45	0,3
Fe + 2Si + 12Ni + 15Cr_3C_2	3,9–4,3	30	0,28
Fe + 2Si + 12Ni + 25Cr_3C_2	5–5,5	39–44	0,30
Fe + 2Si + 12Ni + 35Cr_3C_2	5,3–6,8	37–38	0,32

з середнім відпуском раціональним є використання сплаву з 25 % Cr_3C_2. Для відновлення деталей з гартованої сталі з низьким відпуском необхідно використовувати електродний матеріал з 35 % Cr_3C_2.

Дослідження структури сплавів AlN–$MoSi_2$ показали істотні відмінності в залежності від вмісту $MoSi_2$.Так, при вмісті 20 і 40 мас. % $MoSi_2$ структура матеріалів подібна — для неї характерний рівномірний розподіл зерен $MoSi_2$ розміром 1–3 мкм в матриці нітриду алюмінію. Твердість матриці при цьому складає 15–18 ГПа і 15 ГПа для матеріалів з 20 і 40 мас. % $MoSi_2$ відповідно. Структура композицій, що містять 60 і 80 % $MoSi_2$, складніша. Основа композиції AlN — 60 % $MoSi_2$ представляє собою нітрид алюмінію з включеннями дисиліциду молібдену з твердістю 10–10,5 ГПа. Основна фаза композиції AlN — 80 % $MoSi_2$ твердістю близько 14 ГПа є дисиліцид молібдену з включеннями нітрида алюмінію. Друга фаза об'ємом більше 50 % — включення квазієвтектичного характеру з твердістю близько 17 ГПа. Досліди показали, що оптимальним з точки зору ефективності електроіскрового легування є сплав AlN-60 мас. % $MoSi_2$. Було досліджено жаростійкість покриттів з цього сплаву при ізотермічній витримці при температурах 900, 1000 і 1100 °С.

На рис. 3 представлені кінетичні залежності питомого приросту маси зразків ($\Delta m/S$) із захисними покриттями з матеріалу AlN-60 % $MoSi_2$ на сплаві ВТ-6, одержані при окисленні в середовищі повітря. Для порівняння приведені значення $\Delta m/S$ для сплаву ВТ-6 без покриття. З приведених даних видно, що при електроіскровому легуванні титанового сплаву композиційним матеріалом AlN-60 % $MoSi_2$ жаростійкість титанового сплаву істотно підвищується. На рис. 4 представлено розподіл мікротвердості по глибині одержаних поверхневих шарів на сплаві ВТ-6.

Рентгенофазовий аналіз покриттів з композиційного матеріалу AlN-60 % $MoSi_2$ свідчить про наявність в ньому жаростійких фаз силіцидів молібдену — Mo_3Si, $MoSi_{0,65}$, $(Ti_{0,8}Mo_{0,2})Si_2$, а також муллітів $3Al_2O_{3,2}SiO_2$ і Al_2SiO_5, алонів Al*x*O*y*N*z*. Крім того, в покритті зафіксована невелика кількість α-Ti і TiN.

Досліди показали, що мікротвердість поверхневих прошарків більш ніж в два рази перевищує

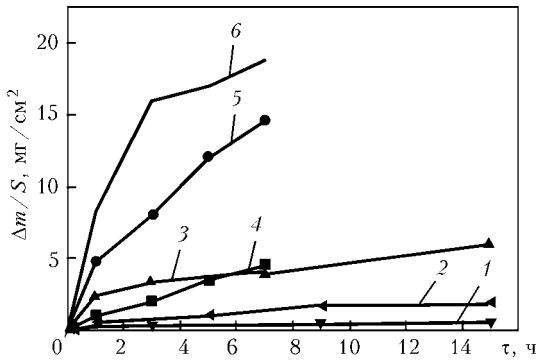


Рис. 3. Кінетична залежність приросту маси зразків з титанового сплаву ВТ-6 з електроіскровим покриттям з матеріалу AlN-60 % $MoSi_2$ (*1–3*) і без нього (*4–6*) при окисленні при температурах, °С: 900 (*1, 4*), 1000 (*2, 5*) і 1100 (*3, 6*)

твердість титанової підкладки, а високотемпературна витримка дозволила за рахунок утворення твердих жаростійких фаз сформувати захисний шар з твердістю до 18 ГПа і товщиною перехідної зони до 300 мкм.

На підприємстві «Укрметалургремонт» (м. Дніпропетровськ) в промислових умовах була запроваджена технологія електроіскрового нанесення покриттів для відновлення посадочних поверхонь осей кранових візків мостових кранів, посадочних отворів в корпусі букси осі кранового візка, посадочних отворів підшипників в кришках електродвигунів та для зміцнення інструмента. Процес проводиться на установках ЭИЛВ8 і ЭИЛ8а, виготовлених на ВАТ «ЛуганськПТІ-Маш» та установці ЭЛИТРОН-52. Було виготовлено партію електродів зі сплаву 12С2 (Fe + 2Si + 12Ni + 15Cr_3C_2). На виробництві використовувалися електроди, які забезпечували одержання покриття товщиною до 1,8 мм і твердістю 5,3–6 ГПа при легуванні на 0 режимі установки ЭЛИТРОН-52 (E = 7,5 Дж) протягом 2 хв/см^2.

Вісь кранового візка із сталі 45 має діаметр 100 мм і довжину 700 мм. В процесі експлуатації зношується посадочна поверхня на кінцях осей шириною 40 мм. Величина зносу досягає 0,4 мм. Відновлення зношених поверхонь проводиться без подальшої механічної обробки. Оператор визначає необхідну товщину покриття відновлення і, ви-

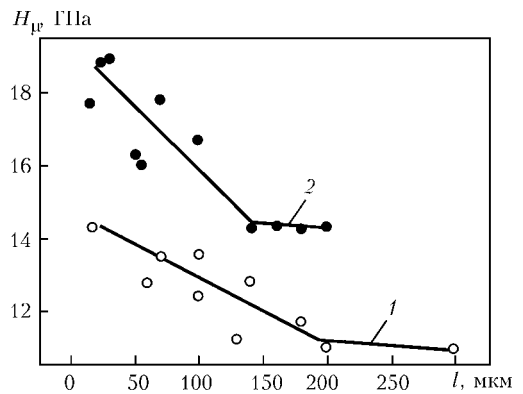


Рис. 4. Розподіл твердості покриття AlN-60 % $MoSi_2$ по глибині: *1* — початкове покриття; *2* — покриття після ізотермічної витримки

бравши один з 9 режимів установки ЭИЛ8а, наносить на поверхню деталі необхідний шар.

Посадочні отвори в корпусі букси осі кранового візка мають діаметр 150–250 мм. Матеріал корпусу — сталь 25Л. Відновлення посадочних отворів підшипників в кришках електромоторів проводиться на двигунах різних модифікацій та призначення. Діаметр отворів від 50 до 300 мм. Відновлення проводиться по тій же технології. Вартість відновлення деталей електроіскровим методом в залежності від розміру складає 2–5 % вартості самої деталі.

В промислових умовах вагоноремонтного заводу «Укрспецвагон» (м. Панютіно) було запроваджено і успішно застосовується технологія електроерозійного відновлення зношених шийок осей колісних пар. Операції відновлення проводили на установці ЭЭВ2 (розробник ВАТ «ЛуганськПТІМаш») з використанням електродів з матеріалу С012 (Fe + 2Si + 12Ni + 25Cr_3C_2). Відновлені деталі не поступаються по рівню зносостійкості новим і, таким чином, термін використання колісних пар значно зростає. Позитивний досвід впровадження розроблених матеріалів і технології електроерозійного відновлення дали підстави для рекомендації щодо широкого застосування цих розробок на більшості вагоноремонтних підприємств «Укрзалізниці». З цією метою на підприємства Укрзалізниці передано «Технологічну інструкцію з відновлення шийок осей колісних пар електроерозійним методом».

Для зміцнення металообробного інструмента та валків прокатних станів на підприємстві «Укрметалургремонт» (м. Дніпропетровськ) було виготовлено партії електродів зі сплавів ВК3У (WC–3 % Co–0,4 % C) і К4Ф (WC–3 % Co–4 % Cr–0,4 % C) [3] на основі карбіду вольфраму. Електроди розміром 3,5×3,5×57 мм виготовлялись методами порошкової металургії. Покриття для зміцнення наносяться на свердла діаметром 8–20 мм для свердління отворів у важкооброблюваних марганцевих сталях, на ріжучі поверхні кінцевих і дискових фрез та ланцюгових пилок. Ці покриття наносились на установці ЭИЛ-8 на режимах з енергією імпульсу 0,2–0,4 Дж. Стійкість зміцненого інструмента зростає в 2–3 рази. Вартість зміцнення складає 2–4 % вартості інструменту.

Крім того, на підприємстві ЧП «ПАПІРЦЕНТР» впроваджено технологію електроерозійного зміцнення ножів для різання паперу. Технологія передбачає використання установки ЭИЛВ-8а і електродних матеріалів марок ВК3У і К4Ф [3]. Стійкість зміцнених ножів в порівнянні з ножами до зміцнення підвищилась в 1,5–2 рази.

Висновки

1. Розроблено нові електродні матеріали на основі металевих сплавів систем Ni–Cr–Al, Fe–Cr–Al, Fe–Cr–Ni , тугоплавких сполук (AlN, $MoSi_2$) та технології їх виготовлення.

2. Показано, що за рахунок технології виготовлення і складу електродних матеріалів можливо створювати оптимальні з точки зору ерозійних властивостей структури та фазовий склад.

3. Виготовлено партії електродів для реалізації процесів електроіскрового зміцнення та відновлення розмірів і властивостей зношених поверхонь, проведено дослідно-промислове використання розроблених матеріалів і технології електроерозійної обробки.

1. *Электроискровое* легирование металлических поверхностей / А.Е. Гитлевич, В.В. Михайлов, Н.Я. Парканский, В.М. Ревуцкий. — Кишинев: Штиница, 1985. — 196 с.
2. *Комплекс* машин и методики определения антифрикционных свойств материалов при трении — скольжении / Э.Т. Мамыкин, М.К. Ковпак, А.И. Юга и др. // Порошковая металлургия. — 1973. — № 1. — С. 67–72.
3. *Технологія* та матеріали для електроерозійного зміцнення та відновлення деталей машин / О.В. Паустовський, Ю.Г. Ткаченко, Г.М. Анісімов та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин / Під ред. Б.Є. Патона. — К.: Ін-т електрозварювання, 2006. — С. 553–557.

ПРОЕКТ 8.10

Розробка енергозберігаючих технологій відновлення ресурсу безпечної експлуатації робочих органів обладнання для горячого деформування металів завдяки підвищенню їх зносостійкості, термічної й механічної втомної міцності

УДК 621.791.92

РАСЧЕТ ОСТАТОЧНЫХ И ЦИКЛИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ МНОГОСЛОЙНОЙ НАПЛАВКЕ И ОЦЕНКА ИХ ВЛИЯНИЯ НА УСТАЛОСТНУЮ ПРОЧНОСТЬ И ТЕРМИЧЕСКУЮ СТОЙКОСТЬ НАПЛАВЛЕННОГО МЕТАЛЛА

И.К. СЕНЧЕНКОВ[1], д-р физ.-мат. наук, **И.А. РЯБЦЕВ**[2], канд. техн. наук,
О.П. ЧЕРВИНКО[1], канд. физ.-мат. наук, **И.А. КОНДРАТЬЕВ**[2], канд. техн. наук
([1]Ин-т механики им. С.П. Тимошенко НАН Украины,
[2]Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Проведено математическое моделирование остаточных напряжений и микроструктуры образцов из стали 40Х, наплавленных порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС, без и с пластичным подслоем, наплавленным проволокой Св-08, а также при их последующем циклическом термическом нагружении. Установлено и экспериментально подтверждено, что наличие высокопластического подслоя повышает на 30 % предел циклической выносливости образцов за счет снижения напряжений в основном и наплавленном металлах.

Ключевые слова: *многослойная наплавка, высокопластичный подслой, численное моделирование, усталостная прочность, термостойкость*

При изготовлении и восстановлении деталей многослойной наплавкой большое значение имеет выбор материалов и технологии нанесения слоев. В настоящей работе эта задача решается путем численного моделирования технологического (остаточного) и накладываемого на них эксплуатационного напряженно-деформированного состояния наплавленной детали и сопоставления полученных результатов с данными экспериментов, в которых воспроизводятся указанные процессы. Для оценки прочности и ресурса эксплуатации наплавленных деталей используются теории прочности, обзор которых дан в монографиях [1–4]. Указанный комплекс исследований проведен для наплавленных по различным схемам образцов, условия наплавки и испытания которых моделируют условия изготовления и эксплуатации валков прокатных станов, штампов и других инструментов для горячей обработки металлов и сплавов.

Численное моделирование осуществлялось в рамках подхода, развитого в работах [5–7], в основе которого лежат метод конечных элементов, теория растущих тел, модель термовязкопластического течения Боднера–Партома и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита в исследованных материалах.

Моделирование остаточных напряжений в наплавленных образцах. На рис. 1 представлены изотермы квазистационарного (в установившимся цикле вращения) температурного поля в прокат-

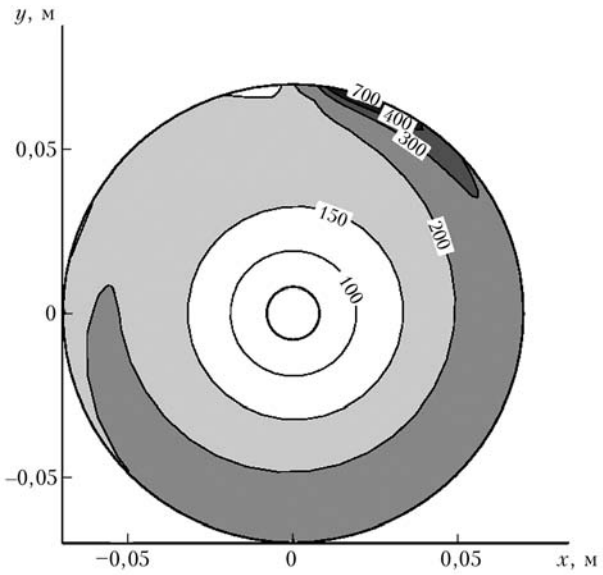


Рис. 1. Изотермы квазистационарного температурного поля в прокатном валке

© И.К. СЕНЧЕНКОВ, И.А. РЯБЦЕВ, О.П. ЧЕРВИНКО, И.А. КОНДРАТЬЕВ, 2009

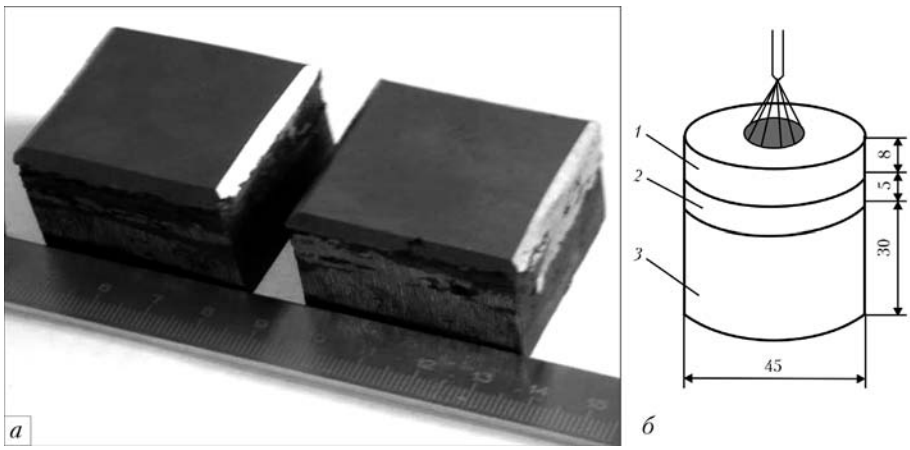


Рис. 2. Внешний вид образцов для испытаний термостойкости наплавленного металла (*а*) и расчетная осесимметричная модель образца (*б*): *1* — наплавленный слой; *2* — подслой; *3* — основной металл

ном валке. Полученный температурный цикл нагружения валка используется для исследования термомеханического и структурного состояний наплавленных образцов, испытанных в последующем на термическую усталость на лабораторной установке.

Для выявления качественных особенностей напряженно-деформированного и структурного состояния валка при наплавке и эксплуатации, а также для исследования термической усталости наплавленного металла применяли образцы размером 40×40×30 мм (рис. 2, *а*). На рис. 2, *б* приведена осесимметричная модель образца, используемого в расчетах.

Математическая модель для расчета остаточных напряжений, которые возникают в процессе наплавки инструментов и оснастки для горячей обработки металлов давлением, а также напряжений, действующих в процессе их эксплуатации, разрабатывалась для четырех вариантов наплавки: многослойная (не менее пяти слоев) под флюсом АН-26 порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС на заготовку из стали 40Х; однослойная под флюсом АН-348А сплошной проволокой Св-08 на заготовку из стали 40Х, затем многослойная (не менее пяти слоев) под флюсом АН-26 порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС; двухслойная под флюсом АН-348А сплошной проволокой Св-08 на заготовку из стали 40Х, затем многослойная (не менее пяти слоев) под флюсом АН-26 порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС; однослойная под флюсом АН-348А сплошной проволокой Св-14Г2С на заготовку из стали 40Х, затем многослойная (не менее пяти слоев) под флюсом АН-26 порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС.

Общая толщина слоя, наплавленного порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС, составляла 8-10 мм. После наплавки заготовки медленно охлаждали под слоем флюса.

Расчет остаточного напряженно-деформированного и структурного состояния проводили в рамках схемы мгновенного наложения сначала материала промежуточного слоя из стали 08кп толщиной 5 мм при температуре θ = 1800 °С с последу-

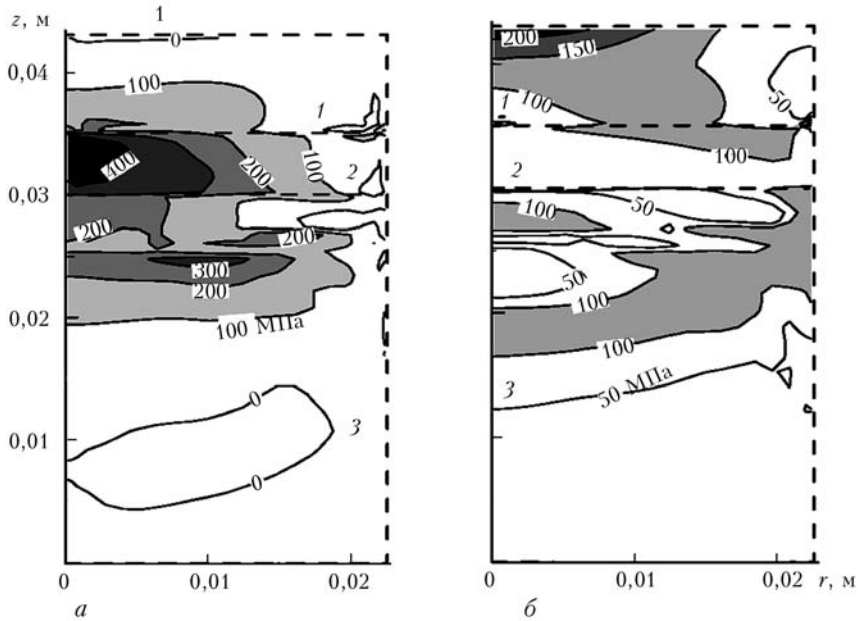


Рис. 3. Распределения остаточных напряжений σ_1 (*а*) и τ в (*б*) наплавленных образцах (*1–3* — см. рис. 2)

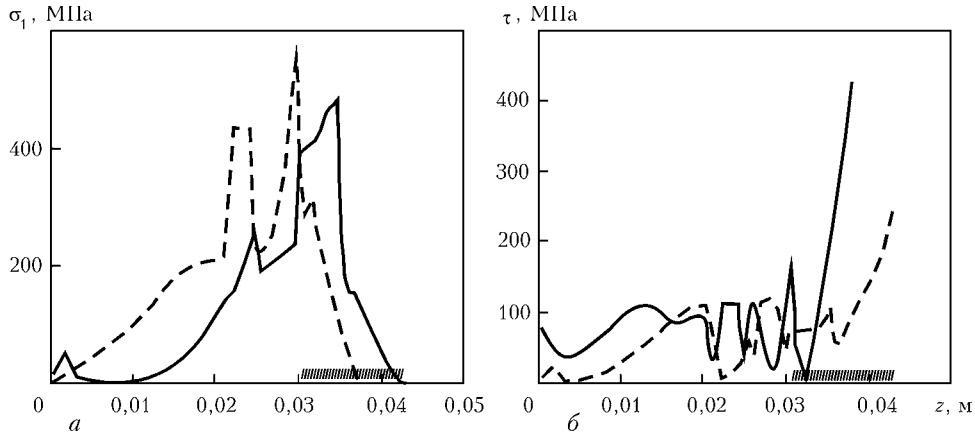


Рис. 4. Осевые распределения параметров напряженного состояния образца σ_1 (*а*) и τ (*б*) при однослойной (штриховые) и двухслойной (сплошные линии) наплавке (штриховкой по оси *z* выделена область, соответствующая наплавленному слою)

ющим охлаждением до 300 °С, а затем износостойкого слоя толщиной 8 мм также при θ = 1800 °С.

Распределение остаточных главного напряжения σ_1 и максимального касательного напряжения $\tau = (\sigma_1 - \sigma_3)/2$ показано на рис. 3.

Определено, что в наружном слое преобладает мартенсит, который обусловливает появление существенных сжимающих напряжений $\sigma_{3\,max} \approx -470$ МПа. При этом значения растягивающих напряжений σ_1 в этом слое не превышает 100 МПа. Максимальные значения касательных напряженихй τ_{max} и близкие к ним максимальные значения интенсивности напряжений s_i составляют 240–280 МПа. Промежуточный слой не претерпевает структурных изменений и подвержен растяжению $\sigma_1 \approx 400$ МПа. Основной материал имеет зону термического влияния (ЗТВ) протяженностью около 5 мм, в которой формируется бейнитно-перлитная структура. Здесь действуют растягивающие напряжения, причем максимального значения $\sigma_1 \approx 300$ МПа они достигается на глубине 10 мм наплавленной поверхности.

Максимальные пластические деформации имеют место в промежуточном слое на границе с наружным слоем ближе к боковой поверхности. Они обусловлены усадкой расплавленного материала слоев. Деформация основного металла не превышает 1 %, поскольку усадочное воздействие наружного слоя смягчается высокопластичным промежуточным слоем. Для оценки влияния промежуточного слоя на остаточные напряжения рассматривается случай непосредственной наплавки на образец из стали 40Х слоя износостойкой стали толщиной 8 мм. Сравнительный анализ результатов расчета для двух схем наплавки позволяет сделать следующие выводы.

При наплавке без подслоя концентрация мартенситной фазы в наружном слое несколько выше. Мартенситная фаза формируется уже в основном материале и значение пластических деформаций в основном металле существенно выше, а усадка наружного слоя деформирует основной металл.

Сравнение напряженных состояний проводится путем сопоставления распределений его параметров по координате *z* вдоль оси *r* = 0 (рис. 4).

Определено, что применение пластичного подслоя изменяет максимальные значения сжимающих напряжений σ_3 в наружном слое с –849 до –476 МПа, и максимальное растягивающее напряжение σ_1 в основном металле, также заметно уменьшаются значения параметров τ и s_i.

Моделирование термомеханического состояния образца при усталостных испытаниях. В процессе испытаний наплавленный образец как и инструмент для горячего деформирования металлов и сплавов подвергается циклическому нагреву и охлаждению на наплавленном торце. Разницу между температурой нагрева и охлаждения $\Delta\theta = \max\limits_{T} \theta(t) - \min\limits_{T} \theta(t)$ принимали равной эксплуатационной $\Delta\theta$ = 800 °С – 60 ° С (рис. 5). Буквой *T* обозначен период одного цикла нагрева–охлаждения. Продолжительность стадии нагрева составляла 11 с, а охлаждения — 8 с. Параметры конвективного теплообмена и тепловой поток подбирали из условий реализации данного цикла.

Для описания расчетных данных используются амплитудные (индекс *a*), средние (*m*) и усредненные (*s*) характеристики тепловых и механических величин. Они, например, для температуры, определяются следующими соотношениями:

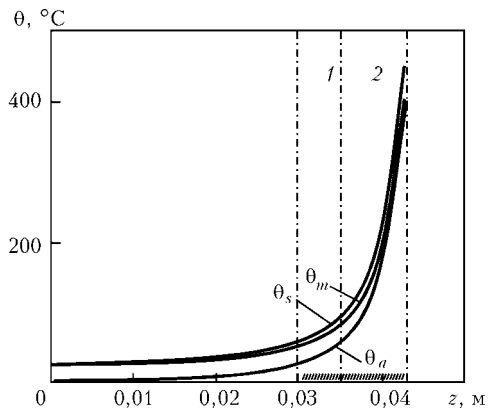


Рис. 5. Распределения средних и амплитудных составляющих температуры θ_m, θ_s и θ_a по глубине образца вдоль оси *r* = 0 (штрих-пунктирными линиями выделены области подслоя *1* и основного слоя *2*)

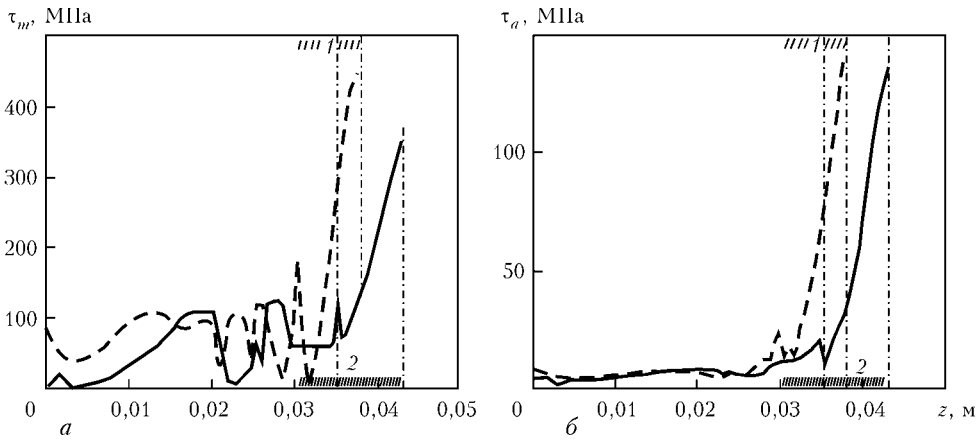


Рис. 6. Сравнение осевых распределений средних τ_m (*а*) и амплитудных τ_a (*б*) составляющих максимального касательного напряжения τ при наплавке с подслоем (сплошные линии) и без подслоя (штриховые): *1* — наплавка без подслоя; *2* — с подслоем

$$\theta_a = (\max_T \theta(t) - \min_T \theta(t))/2;$$

$$\theta_m = (\max_T \theta(t) + \min_T \theta(t))/2;$$

$$\theta_s = \frac{1}{T}\int_t^{t+T} \theta(\tau)d\tau.$$

Отметим, что форма цикла в рассматриваемых процессах такова, что его средние и усредненные характеристики практически совпадают. Очевидно, что средние значения механических величин определяются наложением остаточного наплавленного состояния, а также их средними значениями, обусловленными циклической термической нагрузкой.

В принятой схеме решения задачи процессы наплавки и циклического нагружения рассматриваются как единый процесс. Сразу после остывания образец подвергается термическому циклическому нагружению.

Расчеты показали, что для принятых параметров термического цикла деформирование образца происходит в упругой области, т. е. остаточные пластические деформации не изменяются. Поэтому представительными механическими величинами являются главные нормальные или максимальные касательные напряжения. Затухание на оси по глубине образца средней и амплитудной составляющих температуры показано на рис. 5. Из рисунка видно, что основное затухание температуры происходит в наружном наплавленном слое. В промежуточном слое максимальная температура не превышает 200 °С, а в основном материале не превышает 100 °С. Следовательно, в высокотемпературной области деформируется лишь наружный наплавленный слой. При этом максимальная температура в нем ниже температуры аустенизации A_{c1}, поэтому аустенизация не происходит.

Однако по толщине слоя произойдет отпуск при различных температурах, который будет сопровождаться превращением мартенсита в перлитные фазы с меньшим свободным объемом, а следовательно, снижением сжимающих напряжений. Лишь в зоне, прилегающей к промежуточному слою, при $\theta \le$ $\le$ 200 °С сохранится отпущенный мартенсит.

В наружном слое высокие амплитуды $\sigma_{3a} \approx$ $\approx$ 270 МПа соосны значительным сжимающим напряжениям $\sigma_{3s} \approx -690$ МПа, а в части, прилегающей к промежуточному слою, амплитуды максимального и минимального главных напряжений примерно одинаковы $\sigma_{1a} \approx \sigma_{3a}$ и действуют на фоне средних растягивающих напряжений $\sigma_{1s} \approx 100$ МПа.

В промежуточном слое во всех направлениях действуют средние растягивающие напряжения $\sigma_{1s\,-\,3s} \approx$ $\approx$ 320–420 МПа, на которые накладываются амплитуды $\sigma_{1a\,-\,3a} \approx 100$ МПа, т. е. состояние близко к всестороннему растяжению. В ЗТВ основного металла на среднее растяжение $\sigma_{1s} \approx 220$ МПа накладываются колебания с амплитудой $\sigma_{1a} \approx$ $\approx$ 35 МПа. Усредненные (τ_s = 300 МПа) и амплитудные (τ_a = 100 МПа) составляющие максимального касательного напряжения локализованы в центральной части наружного слоя и имеют низкий уровень, где напряженное состояние близко к гидростатическому.

Рассмотрим термомеханическое состояние образца с наплавкой без подслоя. Влияние схем наплавки, в частности, наличие промежуточного слоя, на усталостную прочность исследуется путем сопоставления уровней средних и амплитудных составляющих напряжений при одно- и двухслойной наплавке. Результаты расчетов, полученные при двух схемах наплавки, представлены на рис. 6 осевыми распределениями средних и амплитудных составляющих максимального касательного напряжения. Из рисунка видно, что при отсутствии подслоя уровни напряжений в наплавленном металле оказываются на 25–30 % выше по средней составляющей при практически равных амплитудных. Следовательно, схема наплавки с пластичным подслоем обеспечивает меньшую усталостную нагрузку на наружный и основной металл.

Сравнение усталостной прочности образцов, полученных наплавкой по двум схемам. Для оценки усталостной прочности образцов, наплавленных по двум схемам, используется модель Гудмена, сформулированную для максимального касательного напряжения $\tau = \tau_{\max} = (\sigma_1 - \sigma_3)/2$. По данным работы [3], она удовлетворительно описы-

Таблица 1. Наплавка по двум схемам

Материал	θ_s, °С	$\sigma_в$, МПа	$\tau_в$, МПа	τ_{-1}, МПа	τ_a, МПа	τ_m, МПа	n
С подслоем							
Износостойкий слой	400	1250	722	361	125	329	0,637
Подслой	110	313	181	90	17	60	0,280
Основной металл	86	424	245	122	8	69	0,090
Без подслоя							
Износостойкий слой	440	1240	694	347	121	432	0,920
Основной металл	120	422	246	121	20	100	0,270

вает предельное состояние пластичных материалов при асимметричном цикле нагружения.

Уравнение Гудмена в терминах касательных напряжений имеет вид:

$$\tau_R = \tau_{-1}\left(1 - \frac{\tau_m}{\tau_в}\right),$$

где τ_R — предел выносливости при ассиметричном цикле; τ_m — среднее значение составляющих напряжений образца; τ_{-1} — предел выносливости для симметричного цикла; $\tau_в$ — временное сопротивление. Влияние температуры учитывается через зависимости $\tau_{-1}(\theta)$ и $\tau_в(\theta)$. При расчете $\tau_{-1}(\theta)$ используется аппроксимация $\tau_{-1}(\theta) = \alpha\tau_в(\theta)$, α = = 0,5 [3]. Для качественных оценок в случае отсутствия экспериментальных данных принимается $\tau_в(\theta) = \sigma_в(\theta)/\sqrt{3}$, где $\sigma_в(\theta)$ — временное сопротивление при одноосном сопротивлении.

Неизотермическое термоциклическое нагружение в точках образца заменяется изотермическим для средней за цикл температуры θ_m (или θ_s). Согласно работам [1, 3, 4], такой подход оправдан для жаропрочных сталей до температур $\theta_{max} \approx$ ≈ 500–650 °С.

Запас усталостной прочности n по амплитуде напряжений τ_a с учетом уравнения Гудмена определяется по формуле

$$n = \frac{\tau_a}{\tau_R} = \frac{\tau_a}{\tau_{-1}(1 - \tau_m/\tau_в)},$$

где τ_a и τ_m — расчетные значения амплитудных и средних составляющих напряжений образца. Предельному состоянию отвечает значение n = 1. Исходные данные, а также результаты расчета приведены в табл. 1. Сравнение данных, представленных в последних колонках таблицы, показали, что двухслойная наплавка с промежуточным высокопластичным мягким слоем на 35 % повышает запас усталостного сопротивления в наружном слое и в 3 раза — в основном металле.

Экспериментальное исследование влияния техники и технологии наплавки на термическую стойкость наплавленного металла. Оценку термической стойкости наплавленного металла производили по количеству циклов нагрева–охлаждения до появления сетки трещин разгара [8]. Большое значение при этом имело качество наплавленного металла: он не должен иметь трещин, пор и прочих дефектов, которые могут вызвать преждевременное появление трещин термической усталости.

В принятой нами методике испытаний термической стойкости из наплавленных заготовок вырезали образцы размером 40×40×30 мм, наплавленная поверхность которых (в плане размером 40×40 мм) подвергалась шлифовке. Толщина износостойкого наплавленного слоя после шлифовки не должна составлять меньше 6 мм (третий наплавленный слой). Внешний вид образцов до испытаний приведен на рис. 2, *а*.

В процессе испытаний шлифованную наплавленную поверхность нагревали газовым резаком (пятно нагрева диаметром 15–20 мм) в течение 11 с, а затем охлаждали струей воды в течение 8 с. Контроль термического цикла нагрева–охлаждения исследуемого образца с помощью термопар показал, что за 11 с поверхность образца нагревается до температуры 750–800 °С, после охлаждения струей воды температура образца 60–80 °С. В процессе испытаний после каждых 10 циклов теплосмен наплавленную поверхность образца подвергают визуальному контролю на предмет обнаружения сетки трещин разгара. После появления на поверхности образца развитой сетки трещин разгара испытания прекращали и фиксировали окончательное количество циклов нагрева–охлаждения.

Результаты испытаний термической стойкости всех четырех вариантов наплавленных образцов (средние значения по трем образцам каждого варианта) приведены в табл. 2. Анализ полученных результатов показывает, что наплавка подслоя позволяет повысить термическую стойкость

Таблица 2. Термическая стойкость образцов наплавленного металла

Вариант наплавки	Количество циклов нагрева–охлаждения до		
	появления первых трещин	развития трещин	появления сетки трещин
1	40	50	70
2	50	60	80
3	60	70	90
4	50	60	80

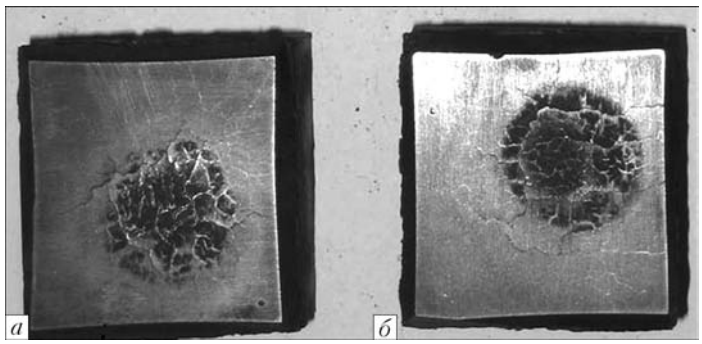


Рис. 7. Внешний вид наплавленных образцов после испытаний термостойкости: *а* — наплавка без подслоя; *б* — с подслоем, наплавленными проволоками Св-08

износостойкого наплавленного слоя. Особенно это относится к стадии развития сетки разгара.

Все образцы были подвергнуты 200 циклам нагрева–охлаждения. Оказалось, что у образцов, наплавленных с подслоем, сетка трещин термической усталости значительно менее выражена, чем у образцов без подслоя (рис. 7). При этом количество слоев в подслое (один или два) особой роли не играет. Для наплавки подслоя не существенна также и марка проволоки. Возможно, это объясняется тем, что образцы металла, наплавленные проволоками Св-08 и Св-14Г2С, имеют близкие механические и теплофизические свойства. К тому же, однослойный наплавленный металл подслоя в процессе наплавки разбавляется основным металлом и износостойким наплавленным металлом, что приводит к выравниванию химического состава подслоя.

Таким образом, проведено математическое моделирование остаточных напряжений и микроструктуры образцов из стали 40Х, наплавленных порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС, без и с пластичным подслоем, наплавленным проволокой Св-08. Моделировали также последующее циклическое термическое нагружение образцов. Установлено и экспериментально подтверждено, что наличие высокопластического подслоя примерно на 30 % повышает предел циклической выносливости образцов за счет снижения напряжений в основном и наплавленном металлах.

1. *Прочность* сварных соединений при переменных нагрузках / Под ред В.И.Труфякова. — Киев: Наук. думка, 1990. — 256 с.
2. *Махненко В.И.* Ресурс безопасности эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. — Киев: Наук. думка, 2006. — 618 с.
3. *Трощенко В.Т., Сосновский Л.А.* Сопротивление усталости металлов и сплавов: Справ. — Киев: Наук. думка, 1978. — Ч. 1. — 506 с.; Ч. 2. — 1304 с.
4. *Дульнев Р.А., Котов П.И.* Термическая усталость металлов. — М: Машиностроение, 1980. — 200 с.
5. *Исследование* термомеханического состояния цилиндрических деталей, наплавленных слоями аустенитной и мартенситной сталей / И.К. Сенченков, Е. Турык, И.А. Рябцев, О.П. Червинко // Свароч. пр-во. — 2007. — № 8. — С. 6–13.
6. *Examination* of the thermomechanical state of cylindrical components deposed with layers of austenitic and martensitic steels / I.K. Senchenkov, O.P. Chervinko, E. Turyk, I.A. Ryabtsev // Welding Intern. — 2008. — **22**, N 7. — P. 457–464.
7. *Modelling* of residual stresses developed in steel cylinders subjected to surface-layer deposition by welding / Y.A. Zhuk, O.P. Chervinko, E. Turyk, I.K. Senchenkov // J. Eng. Math. — 2008. — **61**, N 2–4. — P. 271–284.
8. *Рябцев И.И., Черняк Я.П., Осин В.В.* Блочно-модульная установка для испытаний наплавленного металла // Сварщик. — 2004. — № 1. — С. 18–20.

ПРОЕКТ 8.11

Створення перспективних ремонтних технологій відновлення конструктивних елементів із жароміцних нікелевих сплавів для підвищення надійності та подовження ресурсу авіаційних двигунів

УДК 621.791.92

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ТОРЦОВ БАНДАЖНЫХ ПОЛОК РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТВД АВИАЦИОННОГО ДВИГАТЕЛЯ Д18Т МЕТОДОМ МИКРОПЛАЗМЕННОЙ ПОРОШКОВОЙ НАПЛАВКИ

Академик НАН Украины **К.А. ЮЩЕНКО, В.С. САВЧЕНКО**, д-р техн. наук, **А.В. ЯРОВИЦЫН, А.А. НАКОНЕЧНЫЙ, Г.Ф. НАСТЕНКО,** инженеры (Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины), **В.Е. ЗАМКОВОЙ, О.С. БЕЛОЗЕРЦЕВ, Н.В. АНДРЕЙЧЕНКО,** инженеры (ЗМКБ «Прогресс» им. А.Г. Ивченко)

Описана разработанная в ИЭС им. Е.О. Патона технология ремонтной микроплазменной порошковой наплавки торцов бандажных полок рабочих лопаток турбины высокого давления из сплава ЖС32-ВИ двигателя Д18Т с использованием однородного основному металлу присадочного порошка. Показано, что при однослойной микроплазменной порошковой наплавке сплава ЖС32-ВИ в наплавленном металле сохраняется преимущественное наследование структуры основного металла. Установлено, что образцы, имитирующие условия ремонтной наплавки, при испытаниях на длительную прочность вдоль линии сплавления при температуре 1000 °С имеют уровень равнопрочности относительно основного металла около 50 %. Технология ремонтной микроплазменной порошковой наплавки рабочих лопаток турбин высокого давления из сплава ЖС32-ВИ двигателя Д18Т и два комплекта специализированного наплавочного оборудования внедрены в производство на ЗМКБ «Прогресс» А.Г. Ивченко, г. Запорожье.

Ключевые слова: *рабочие лопатки ТВД, жаропрочный никелевый сплав ЖС32-ВИ, микроплазменная порошковая наплавка торцов бандажных полок, преимущественное наследование структуры основного металла, испытания на длительную прочность*

В связи с растущими объемами заказов на авиационные перевозки крупногабаритных нестандартных грузов в последние годы возник дефицит авиационного парка транспортных рамповых самолетов, имеющих сертифицированные за рубежом авиационные двигатели. Стало актуальным продление ресурса эксплуатации самолета АН-124 «Руслан», оснащенного двигателем последнего поколения Д18Т [1], с 24 до 40 тыс. летных ч, что позволит увеличить срок эксплуатации самолета до 30–32 лет [2]. Для этого, в частности, необходимо продление ресурса рабочих лопаток турбины высокого давления (ТВД), имеющих значительные наработки.

На поступающих в ремонт рабочих лопатках из сплава ЖС32-ВИ, кроме эксплуатационного износа торцов и боковых стенок бандажных полок, имеют место термоусталостные трещины. Ввиду увеличения эксплуатационных повреждений на проточной поверхности бандажных полок рабочих лопаток ТВД двигателя Д18Т (ЗМКБ «Прогресс») принято решение усовершенствовать применяемую ранее технологию их восстановления методом аргонодуговой наплавки [3, 4].

Технологическими задачами при ремонте проточной поверхности верхней бандажной полки рабочих лопаток ТВД из сплава ЖС32-ВИ были следующие:

- восстановление торцов бандажной полки на высоту до 2,5 мм, а при наличии термоусталостных трещин — на высоту до 4–5 мм после механического удаления поврежденных участков лопаток;
- утолщение бандажной полки до регламентированной чертежом лопатки толщины 1,5 мм в зоне ремонтной наплавки;
- ограничение температуры послесварочной термообработки до 1050 °С с целью сохранения функциональных свойств термозащитного диффузионного покрытия СДП-2 на неремонтируемых зонах лопатки.

Задача ремонта сильно поврежденных торцов бандажных полок рабочих лопаток ТВД из жаропрочного никелевого сплава ЖС32-ВИ (химический состав, мас. %: 0,15 C; 5 Cr; 9,3 Co; 2–10 W; 0,5–5,0 Mo; 4,5–8,0 Al; 1,5–5,0 Nb; 4 Re; 4 Ta; 0,01–0,03 B) с направленной кристаллизацией и содержанием γ'-фазы 62 % [5] была успешно решена с помощью микроплазменной порошковой наплавки с использованием однородного основному

© К.А. ЮЩЕНКО, В.С. САВЧЕНКО, А.В. ЯРОВИЦЫН, А.А. НАКОНЕЧНЫЙ, Г.Ф. НАСТЕНКО, В.Е. ЗАМКОВОЙ, О.С. БЕЛОЗЕРЦЕВ, Н.В. АНДРЕЙЧЕНКО, 2009

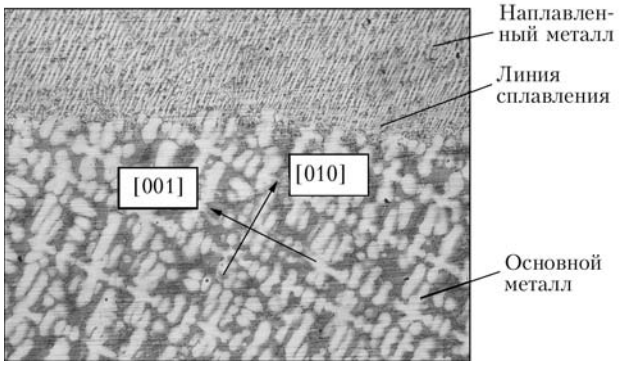


Рис. 1. Микроструктура (×50) линии сплавления при однослойной наплавке порошком сплава ЖС32-ВИ на торец пластины из того же сплава (ионное травление; стрелками указаны направления кристаллографической ориентации в основном металле)

металлу присадочного порошка. Порошок из сплава ЖС32-ВИ был получен методом сухого распыления слитка в атмосфере аргона. Для микроплазменной ремонтной наплавки торцов бандажных полок использовали порошок фракции 63–160 мкм (согласно ГОСТ 6613–86), которая составляла около 30–40 % первоначальной массы распыленного слитка.

Применительно к ремонтной микроплазменной порошковой наплавке жаропрочного дисперсионно-твердеющего сплава ЖС32-ВИ проведены исследования по следующим основным направлениям:

• изучение микроструктуры сварных соединений на узкой подложке с целью обеспечения их технологической прочности при наплавке и последующей термообработке;

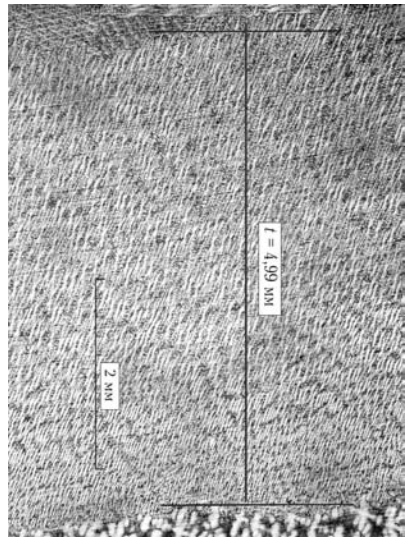


Рис. 2. Микроструктура (×25) однослойной микроплазменной порошковой наплавки сплава ЖС32-ВИ, выполненной на торце пластины (ионное травление; t — высота слоя ориентированной структуры в наплавленном металле)

• обеспечение формирования наплавляемого металла на торцевой поверхности бандажной полки;

• оценка уровня механических свойств сварных соединений сплава ЖС32-ВИ, полученных ремонтной микроплазменной порошковой сваркой.

Особенностью микроструктуры однослойной микроплазменной порошковой наплавки сплава ЖС32-ВИ является наличие высокодисперсной дендритной структуры, ориентированный рост которой обусловлен направленным отводом тепла в глубь основного металла (рис. 1). Высота слоя ориентированной структуры может составлять

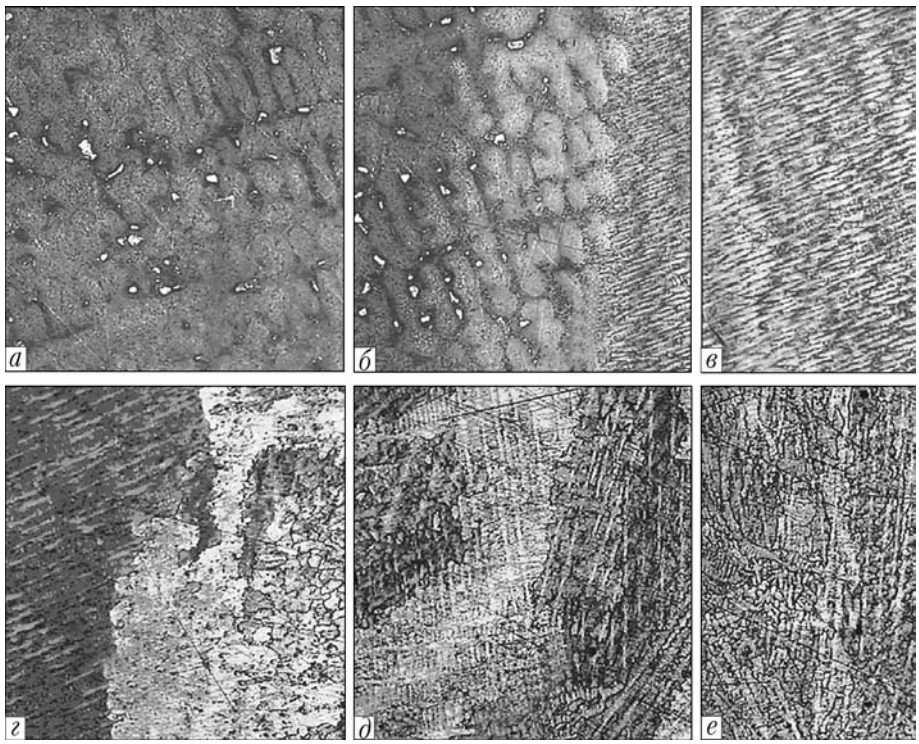


Рис. 3. Микроструктура (×75) двухслойной наплавки порошка сплава ЖС32-ВИ на торец бандажной полки лопатки сплава ЖС32-ВИ (химическое травление в реактиве Марбле): *а, б* — основной металл; *б–г* — наплавленный металл первого слоя; *г–е* — наплавленный металл второго слоя



Рис. 4. Межзеренная трещина в наплавленном металле сплава ЖС32-ВИ в районе линии сплавления между первым и вторым слоем наплавленного металла (×113)

около 5 мм (рис. 2). Преимущественное наследование ориентированной структуры исчезает в приповерхностных слоях при однослойной наплавке (рис. 2), а также во втором слое наплавки (рис. 3).

При отработке технологии наплавки выяснилось, что переход от однослойной к двухслойной наплавке значительно увеличивается вероятность образования подваликовых трещин (рис. 4) в процессе послесварочной термической обработки. Поэтому для обеспечения приемлемого уровня технологической прочности ремонтных наплавок торцов бандажных полок было принято решение при наплавке ограничиваться одним слоем наплавленного металла (рис. 5).

С точки зрения техники наплавки проточная поверхность бандажных полок рабочей лопатки ТВД (рис. 6) характеризуется сложной формой, разнотолщинностью элементов бандажной полки в пределах 0,50–1,85 мм; наличием трех адиабатических границ начало–конец наплавки. Для обеспечения необходимой высоты наплавки, удержания сварочной ванны на узкой подложке, улучшения формирования наплавленного металла микроплазменную порошковую наплавку выполняли в медном приспособлении в интервале токов 8–20 А с использованием в качестве защитного газа смеси 90 % Ar + 10 % H_2.

С целью оценки длительной прочности образцов, моделирующих реальные условия микроплазменной ремонтной сварки рабочих лопаток ТВД, выполнена наплавка порошка сплава ЖС32-ВИ на узкую подложку шириной 3,5 мм (рис. 7, *а*). Пластина из сплава ЖС32-ВИ размером 75×40 мм подвергалась стандартной термообработке, перед сваркой она была дополнительно термообработана

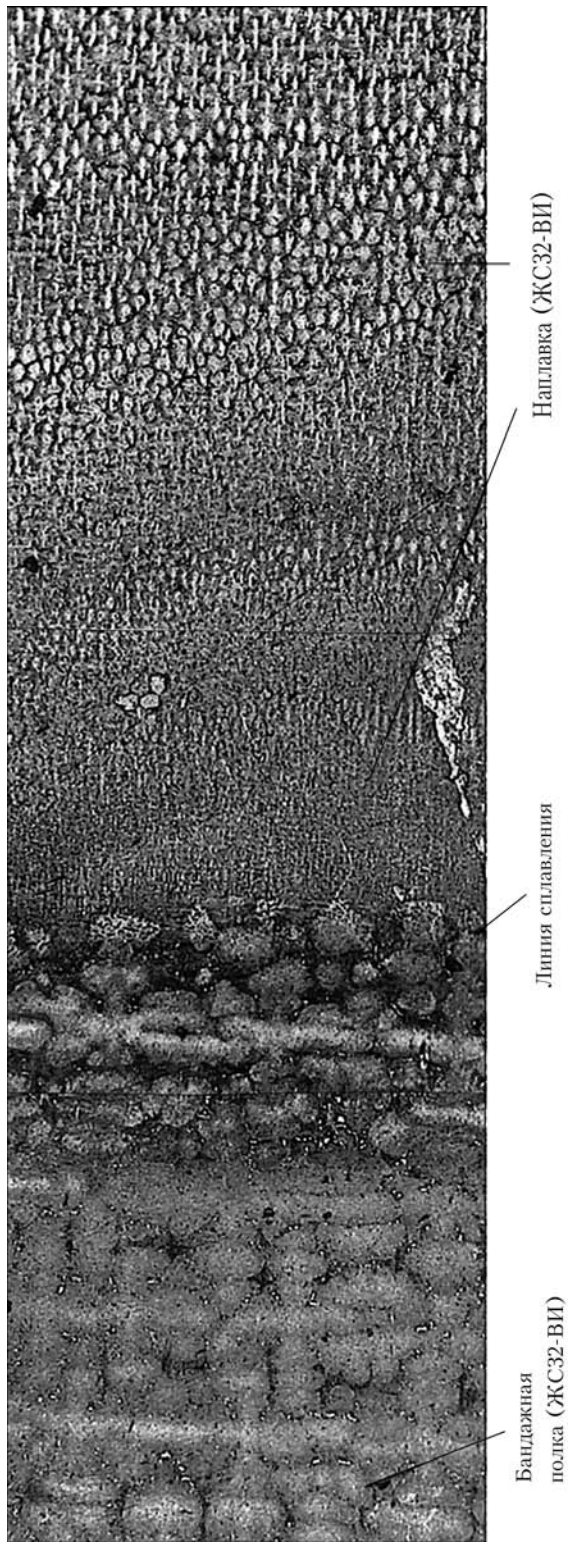
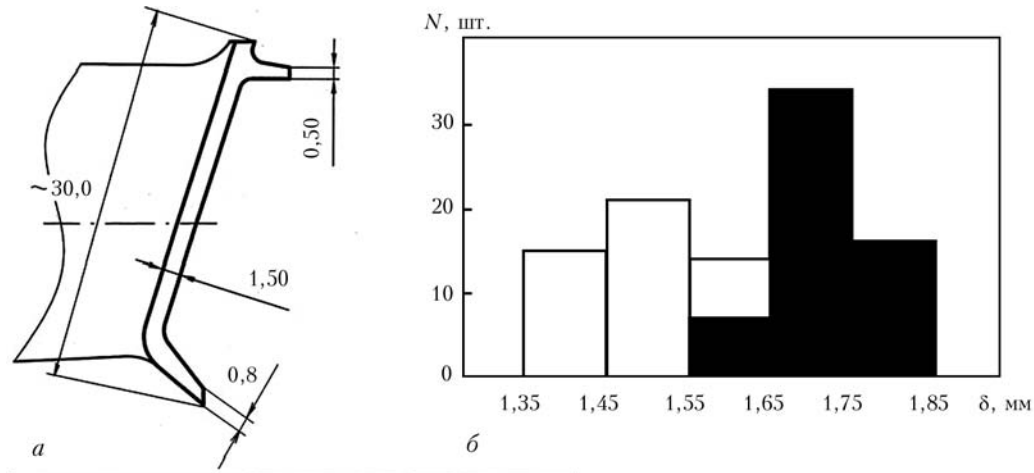


Рис. 5. Микроструктура (×75) однослойной наплавки на торец бандажной полки (химическое травление в реактиве Марбле)

по режиму, имитирующему подготовку лопаток к ремонтной сварке (выдержка в течение 2 ч 30 мин при T = (1050±10) °С). После наплавки пластину термообрабатывали по такому же режиму. На каждом этапе отсутствие дефектов (трещин, несплавлений) определяли методом цветовой дефектоскопии. Схема вырезки образца в виде 50 % основного и 50 % наплавленного металла сплава



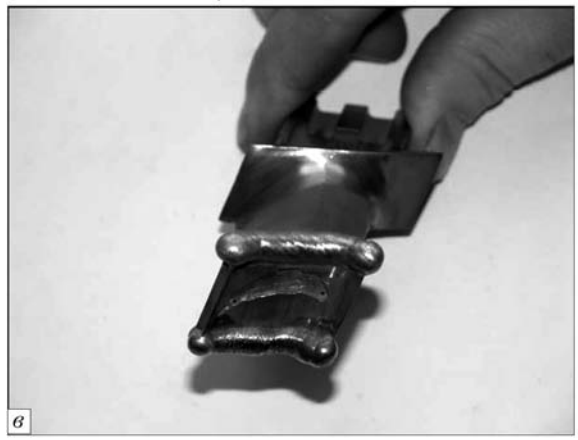


Рис. 6. Геометрические характеристики зоны ремонта (*а, б*) и внешний вид (*в*) восстановленной рабочей лопатки ТВД из сплава ЖС32-ВИ: ❒, ■ — занижение поврежденной поверхности перед наплавкой на 1,0 и 2,5 мм в партии из N = = 100 лопаток; δ — ширина торца бандажной полки

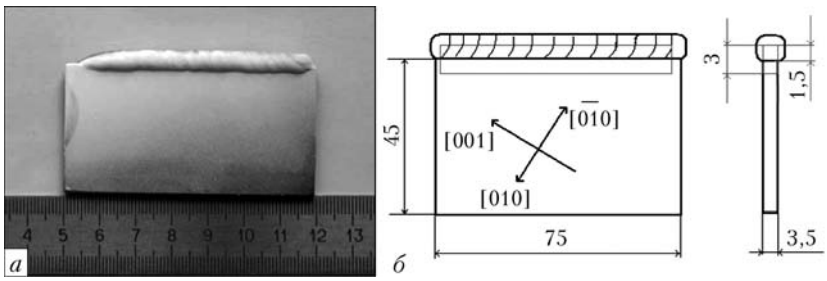


Рис. 7. Внешний вид наплавки порошком из сплава ЖС32-ВИ на торец пластины (узкую подложку) из сплава ЖС32-ВИ (*а*) и схема вырезки образца, имитирующего условия ремонтной наплавки, для механических испытаний (*б*) (стрелками указаны направления кристаллографической ориентации в основном металле)

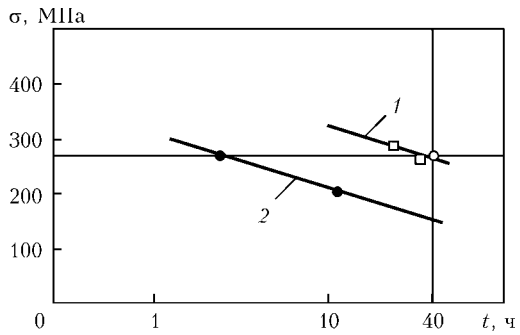


Рис. 8. Длительная прочность σ при T = 1000 °С основного металла (*1*) и образца (*2*), имитирующего однослойную наплавку бандажной полки: ❒ — данные об испытании основного металла; ❍ — табличные данные

ЖС32-ВИ приведена на рис. 7, *б*. Толщина рабочей части образца металла составляла около 3 мм и включала (согласно данным работы [6]) зону фазового превращения $\gamma + \gamma' \rightarrow \gamma \rightarrow \gamma + \gamma'$ под действием термического цикла наплавки, которая является одним из наиболее опасных мест разрушения при механических испытаниях жаропрочных никелевых сплавов.

Испытания на длительную прочность при 1000 °С в течение 40 ч образцов, имитирующих условия ремонтной наплавки, выполняли на испытательной машине МП-3Г. Сечение рабочей части образца составляло приблизительно 3,0×3,5 мм. Результаты испытаний приведены на рис. 8. Установлено, что для образца по схеме 50 % основного и 50 % наплавленного металла ЖС32-ВИ, испытанного вдоль линии сплавления при 1000 °С σ_{40} составляет 135 МПа, а уровень равнопрочно-

сти образца относительно основного металла — $A \approx 50$ %.

В ИЭС выполнен ремонт микроплазменной порошковой наплавкой опытно-промышленной партии рабочих лопаток ТВД из сплава ЖС32-ВИ в количестве 512 шт. (4 комплекта для двигателя Д18Т). Восстановленные микроплазменной порошковой наплавкой лопатки передавались на ЗМКБ «Прогресс» для механической обработки и капиллярного контроля ЛЮМ1-ОВ. Согласно статистическим исследованиям ЗМКБ «Прогресс», проведенным по данным капиллярного контроля ЛЮМ1-ОВ, общий процент брака при восстановлении торцов бандажных полок рабочих лопаток ТВД микроплазменной порошковой сваркой порошком ЖС32-ВИ не превышал 3–5 %.

Разработанная ИЭС им. Е.О. Патона технология ремонтной микроплазменной порошковой наплавки рабочих лопаток из сплава ЖС32-ВИ двигателя Д18Т и 2 комплекта специализированного оборудования внедрены в производство на ЗМКБ «Прогресс», г. Запорожье.

1. *Пейчев Г.И., Замковой В.Е., Ахрамеев Н.В.* ЗМКБ «Прогресс»: новые материалы и прогрессивные технологии в авиадвигателестроении // Технолог. системы. — 2000. — № 2. — С. 5–15.
2. *Новости* от 14 ноября 2006 г. — www. avia.ru.
3. *Перемиловский И.А., Петрик И.А.* Упрочнение бандажных полок лопаток турбины жаропрочными сплавами // Газотурбин. Технологии. — 2002. — № 3. — С. 90–92.
4. *Разработка* и внедрение высокотемпературного износостойкого сплава для упрочнения бандажных полок лопаток ГТД / Г.И. Пейчев, А.К. Шурин, В.Е. Замковой и др. // Технолог. системы. — 2000. — № 3. — С. 40–42.
5. *Мелехов Р.К., Похмурський В.І.* Конструкційні матеріали енергетичного обладнання. Властивості, деградація. — К.: Наук. думка, 2003. — 384 с.
6. *Характер* образования горячих трещин при сварке литых жаропрочных никелевых сплавов / К.А. Ющенко, В.С. Савченко, Н.О. Червяков, А.В. Звягинцева // Автомат. сварка. — 2004. — № 8. — С. 35–40.

ПРОЕКТ 8.13

Оптимизація технології осадження та структури захисних покриттів, які забезпечують подовження строку експлуатації конструкційних елементів в умовах вібраційного навантаження

УДК 534.282:620:168.3

О ВОЗМОЖНОСТЯХ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ МАШИН

А.И. УСТИНОВ, д-р физ.-мат. наук (Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины),
А.П. ЗИНЬКОВСКИЙ, д-р техн. наук, **И.Г. ТОКАРЬ**, канд. техн. наук
(Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины), **В.С. СКОРОДЗИЕВСКИЙ**, канд. физ.-мат. наук
(Ин-т металлофизики им. Г.В. Курдюмова НАН Украины)

Изложены результаты экспериментальных исследований по определению влияния характеристик структуры на физико-механические свойства материалов покрытий и демпфирующую способность конструктивных элементов с покрытиями при учете таких факторов, как температура, частота и амплитуда напряжения.

Ключевые слова: *покрытие, наноструктура материала, температура, конструктивный элемент, частота колебаний, логарифмический декремент колебаний, динамическая напряженность*

Введение и постановка задачи. Развитие современного машиностроения предъявляет высокие требования к надежности и долговечности как отдельных конструктивных элементов, так и машин в целом. Поскольку большинство из них эксплуатируются в условиях широкого спектра динамических нагрузок, которые могут вызвать выход из строя и разрушение конструктивных элементов, а также привести к катастрофическим последствиям, то одной из ключевых задач достижения надежного функционирования в течение требуемого ресурса является обеспечение их динамической прочности.

Особенно актуальной эта задача является для авиационных газотурбинных двигателей (АГТД), большинство (более 60 %) дефектов которых, выявляемых при проектировании, доводке и эксплуатации, обусловлены недостаточной прочностью узлов и конструктивных элементов, в первую очередь рабочих лопаток. При этом около 70 % дефектов имеют вибрационное происхождение.

Одним из наиболее важных технико-экономических показателей качества изделий машиностроения является обеспечение их вибрационной надежности. Однако в большинстве случаев вследствие значительной плотности частот собственных и вынужденных колебаний при эксплуатации рассматриваемых объектов невозможно исключение опасных резонансных режимов. Поэтому используют различные конструктивно-технологические способы, снижающие опасность их последствий, среди которых определяющим является повышение демпфирующей способности как средства ограничения максимальных резонансных напряжений наиболее напряженных конструктивных элементов.

Применительно к рабочим лопаткам компрессоров АГТД, изготовляемым из высокопрочных с низкими значениями диссипативных свойств титановых сплавов, одним из эффективных способов повышения вибрационной надежности является нанесение на перо высокодемпфирующих покрытий [1]. Поскольку эти сплавы чувствительны к поверхностным повреждениям, покрытия должны также отличаться необходимым комплексом физико-механических характеристик — высокими показателями твердости, предела выносливости, коррозионной стойкости и прочее, т. е. они должны одновременно обеспечивать надежное сопротивление воздействию условий, в которых эксплуатируются конструктивные элементы.

В настоящее время накоплен значительный опыт в создании таких покрытий, которые в той или иной мере удовлетворяют условиям производства и эксплуатации АГТД [2]. Вместе с тем следует отметить, что параметры указанных характеристик материалов, которые можно было бы использовать в качестве высокодемпфирующих покрытий, недостаточны, а их повышение путем легирования или термомеханической обработки, как правило, приводит к ухудшению диссипативных свойств.

С учетом тенденций развития современного авиадвигателестроения, проявляющихся в повы-

© А.И. УСТИНОВ, А.П. ЗИНЬКОВСКИЙ, И.Г. ТОКАРЬ, В.С. СКОРОДЗИЕВСКИЙ, 2009

шении температуры газа и амплитуд динамических напряжений, расширении спектра частот внешних нагрузок, возникает потребность в создании новых материалов для покрытий. К последним можно отнести разрабатываемые в Институте электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины наноструктурированные вакуумные конденсаты (в дальнейшем конденсаты) [3], осаждаемые на конструктивные элементы из паровой фазы по технологии, приведенной в работе [4].

Актуальной задачей с точки зрения возможности применения материалов таких покрытий в производстве рабочих лопаток компрессоров современных АГТД является определение оптимальных параметров структуры их материала и условий осаждения для обеспечения повышения демпфирующей способности лопаток при эксплуатации, что и является целью настоящей работы.

Материалы покрытий и способ их получения. В данной работе в качестве основного материала покрытия выбрали квазикристаллический сплав Al–Cu–Fe, характеризующийся повышенными значениями твердости (10–11 ГПа) и коррозионной стойкости [5, 6], а также медь чистую и с добавками железа (до 4 %). Последние два материала можно использовать как связующий подслой, отличающийся высоким уровнем адгезии с материалом конструктивного элемента и покрытия. Кроме того, наличие меди в составе покрытия обусловливает возрастание рассеяния энергии в колебательной системе, поскольку в наноструктурированном состоянии она относится к высокодемпфирующим материалам [7].

Покрытия толщиной 50–150 мкм из выбранных материалов получали по технологии электронно-лучевого испарения и осаждения в вакууме [4]. Осаждение осуществляли на стержневые образцы из титанового сплава ВТ1-0, характеризующегося низкими диссипативными свойствами при значениях температуры до 450 °С [8]. Заготовками для покрытий служили слитки меди и железа, а также таблетки спрессованной смеси порошков алюминия, меди, железа. При осаждении покрытий Cu–Fe испарение металлов осуществлялось из двух мишеней одновременно. Предварительно поверхность образца очищали в вакуумной печи ионным пучком аргона. Скорость осаждения покрытий составляла 2–3 мкм/мин, а их структурное состояние изменялось путем вариации температуры образца в пределах 160–600 °С.

Осаждение покрытий на компрессорные лопатки АГТД с целью обеспечения их однородности по всей поверхности выполняли в режиме их вращения. Для этого лопатки крепили к горизонтальному валу, вращающемуся в процессе формирования покрытий.

Структуру покрытий исследовали методами сканирующей и электронной микроскопии (прибор CamScan4), а их микротвердость измеряли на поперечных шлифах образцов методом Виккерса с использованием оптического микроскопа PolyvarMet при нагрузке 0,05 Н длительностью 10 с.

Основные положения методик исследования диссипативных свойств материалов покрытий и демпфирующей способности конструктивных элементов. Характеристики рассеяния энергии материала покрытий определяли расчетно-экспериментальным методом. Первоначально по результатам испытаний консольно закрепленных образцов с покрытием на установке, приведенной в работе [9], в режиме затухающих колебаний получали амплитудные зависимости логарифмического декремента колебаний. Затем на их основе по расчетной методике работы [10] определяли амплитудные зависимости истинного логарифмического декремента для материала покрытия, т.е. его характеристики рассеяния энергии при однородном напряженном состоянии.

Для определения демпфирующей способности конструктивных элементов использовали созданные в Институте проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины экспериментальные средства по изучению диссипативных свойств материалов и конструктивных элементов как при комнатной, так и повышенных значениях температуры [11], обеспечивающих минимизацию потерь энергии в сочленениях, не связанных с гистерезисными потерями в материалах объекта испытаний и покрытиях. Логарифмический декремент колебаний определяли методом резонансной кривой [1].

В качестве объекта испытаний выбрали консольный образец прямоугольного поперечного сечения ($h \times b \times l$ = 4×12×150 мм). Покрытие наносили только на одну поверхность рабочей части образца по всей ее ширине b начиная от корневого сечения. Оно имело неизменную длину 50 мм. Испытывали образец при постоянной толщине h = 4 мм и уменьшении длины l его рабочей части от 150 до 50 мм для достижения необходимой частоты колебаний.

В соответствии с постановкой задачи установлен следующий диапазон изменения параметров испытаний: частота колебаний 150–1000 Гц, температура 20–400 °С (в целом соответствует основным режимам эксплуатации рабочих лопаток компрессора АГТД).

Структура и свойства материалов покрытий. Структуру покрытий из меди изменяли путем вариации температуры осаждения T_c в диапазоне 160–600 °С, вследствие чего размер D зерна (кристаллита) столбчатой формы уменьшался от 4–5 мкм (T_c = 600 °С) до 0,3–0,4 мкм (T_c = = 160 °С). При этом обнаружено качественное изменение субструктуры кристаллитов.

Из рис. 1 видно, что с уменьшением температуры осаждения изменяется внутреннее строение кристаллитов, что проявляется в образовании прослойки из двойниковых доменов, расположенных преимущественно параллельно фронту роста кристаллитов (таблица). Количество таких двойников резко возрастает с понижением температуры осаж-

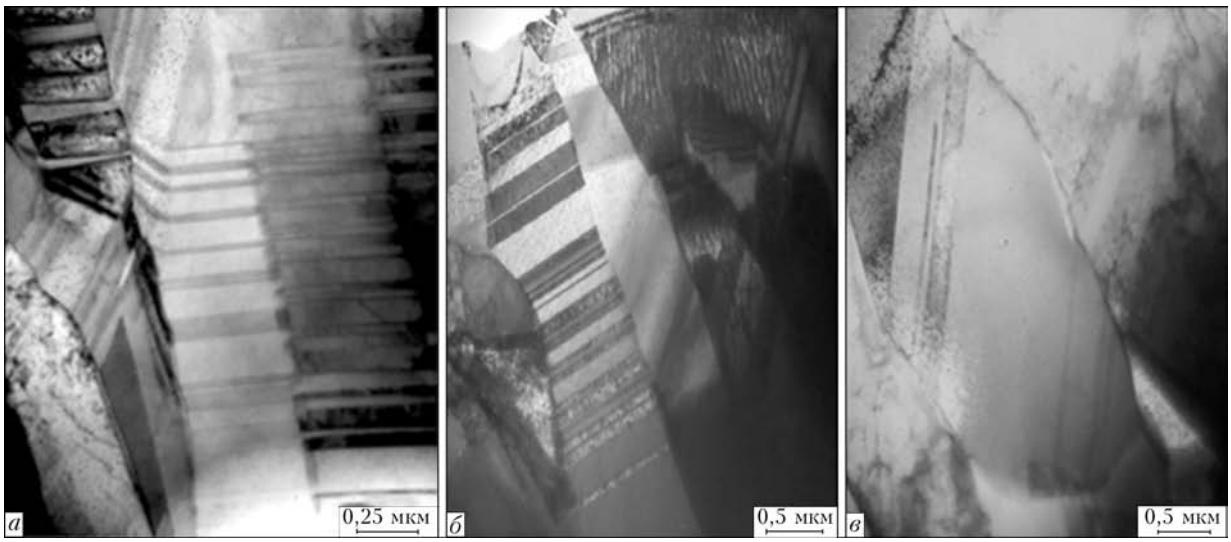


Рис. 1. Электронно-микроскопические изображения поперечного сечения конденсатов меди, осажденных на образец при температуре 170 (*а*), 230 (*б*) и 350 (*в*) °С; *а* — ×4000; *б, в* — ×2000

дения начиная с $T_c \approx 350$ °С [7]. При дальнейшем снижении температуры их количество увеличивается, что приводит к формированию в кристаллитах полидоменной нанодвойниковой субструктуры (рис. 1, *а*).

Переход к нанодвойниковому структурному состоянию покрытий из меди обусловливает резкое увеличение их микротвердости от 0,8 до 1,5 ГПа [7], а также качественное изменение характеристик рассеяния энергии, что проявляется в существенном ослаблении амплитудной зависимости логарифмического декремента, присущей крупнозернистой меди, с сохранением высоких значений при нагреве (рис. 2). Кроме того, в отличие от крупнозернистой меди, характеристики рассеяния энергии этих покрытий сохраняются после многократного циклического деформирования.

Дополнительного увеличения микротвердости покрытий (до 2 ГПа) достигают в результате добавления в медь 2–4 % железа. Характеристики рассеяния энергии такого покрытия Cu–Fe в этом случае снижаются при больших амплитудах деформации. Вместе с тем они остаются достаточно высокими и циклически стабильными при температуре испытаний 20–350 °С. При этом зафиксировано почти полное совпадение кривых, полученных в ходе циклического деформирования образцов при температуре 250 °С, с исходной кривой.

Изменение механических и диссипативных свойств покрытий из конденсатов меди и Cu–Fe при формировании в них нанодвойниковой субструктуры обусловлено существенным ослаблением роли внутризеренных дислокаций как в процессе пластической деформации, так и при рассеянии механической энергии.

При размерах структурных элементов примерно 100 нм генерация «свежих» дислокаций в металлах становится невозможной [12]. С другой стороны, с уменьшением размера зерен увеличивается роль зернограничной поверхности, в результате чего в наноструктурированных материалах доминирующими становятся механизмы рассеяния энергии, связанные с термически активированной перестройкой атомных конфигураций на границах зерен.

На рис. 3 приведены результаты исследования влияния размера зерна на характеристики рассеяния энергии для покрытий из композитного сплава Al–Cu–Fe. В покрытиях, осаждаемых при T_c = = 650 °С, средний размер зерен D составлял 580 нм. При снижении температуры осаждения до

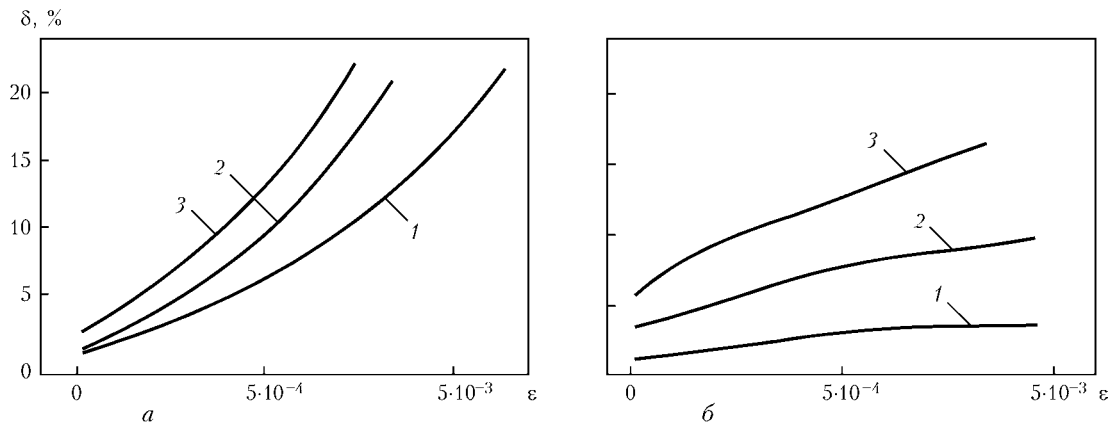


Рис. 2. Амплитудные зависимости логарифмического декремента колебаний для конденсата меди с размером зерна 2,5 мкм (*а*) и с полидоменной нанодвойниковой субструктурой (*б*) при температуре 20 (*1*), 250 (*2*) и 350 (*3*) °С

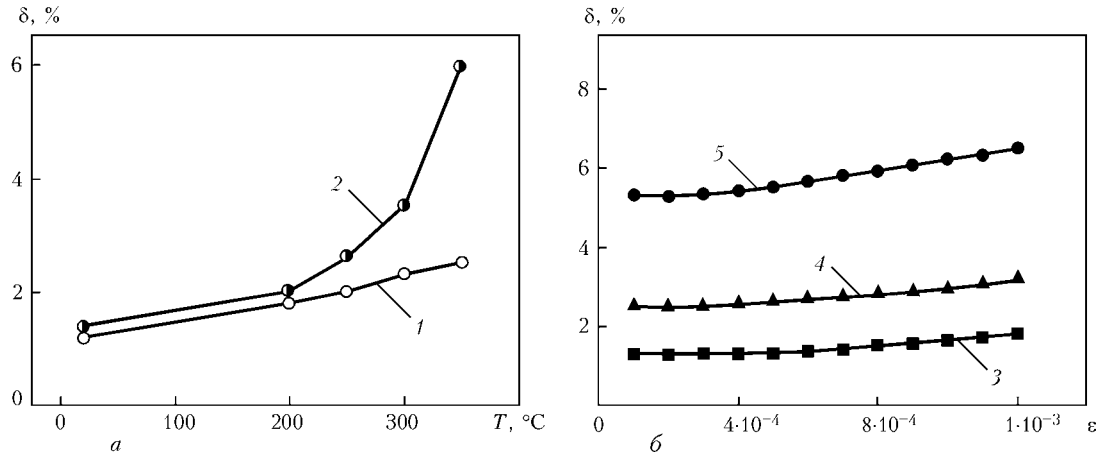


Рис. 3. Зависимости логарифмического декремента колебаний образца с покрытием из сплава Al–Cu–Fe от температуры (*а*) при амплитуде относительной деформации $\varepsilon = 5 \cdot 10^{-4}$ для размера зерна 580 (*1*) и 30 нм (*2*) и от амплитуды относительной деформации (*б*) при размере зерна 30 нм и варьировании температуры, °С: *3* — 20; *4* — 300; *5* — 350

350 и 270 °С он уменьшался соответственно до 270 и 30 нм. Для покрытий с размерами зерна 580 и 270 нм параметры характеристик рассеяния энергии в интервале значений температуры 20–400 °С оказались невысокими, однако с его уменьшением до 30 нм зафиксировано резкое возрастание декремента колебаний при температуре 250–400 °С (рис. 3).

Особенностью рассматриваемых наноструктурированных покрытий является амплитудно независимый характер вплоть до амплитуд относительной деформации $\varepsilon = 1 \cdot 10^{-3}$, что важно с практической точки зрения. Следует также отметить высокую твердость таких покрытий (15 ГПа) и меньшее значение модуля упругости (177 МПа), по сравнению с покрытием такого же состава с размерами зерна, равными 270 и 580 нм, и модулем упругости соответственно 207 и 210 МПа.

Таким образом, из результатов проведенных исследований следует, что путем выбора соответствующих режимов электронно-лучевого осаждения на поверхности конструктивных элементов можно формировать наноструктурированные покрытия с повышенным уровнем диссипативных и механических свойств.

Результаты определения демпфирующей способности конструктивных элементов с покрытиями и их анализ. Для анализа выбрали три вида покрытий из указанных материалов, характеристики которых приведены в таблице.

По полученным амплитудно-частотным характеристикам образцов определяли значения их логарифмического декремента колебаний и соответствующие его зависимости от амплитуды максимальных напряжений σ_{max} при варьировании частоты колебаний и температуры испытаний для различных значений параметров покрытий. Следует отметить, что при резонансных испытаниях невозможно обеспечить одинаковую частоту колебаний образцов. Но поскольку это расхождение незначительно, то оно несущественно повлияло на анализ результатов испытаний.

Для выполнения сравнительного анализа влияния тех или иных факторов на демпфирующую способность образцов с выбранными покрытиями предварительно определили амплитудные зависимости декремента колебаний для образца без покрытия в заданном диапазоне частот колебаний при комнатной температуре (20 °С), приведенные на рис. 4, *а*. Из представленных результатов видно, что указанные зависимости носят линейный характер, а влияние частоты колебаний на значение декремента колебаний несущественно при малых амплитудах напряжений и несколько возрастает при их увеличении.

Рассмотрим результаты выполненных испытаний с точки зрения влияния частоты колебаний на демпфирующую способность образцов с выбранными покрытиями.

Состав покрытий, характеристики их структуры и нанесения на образцы

№ образца	Состав покрытия	Температура осаждения $T_с$, °С	Размер зерна D / толщина двойников d, нм	Толщина покрытия $h_п$, мкм
1	Медь	605	3000	97
2	»	345–350	1400 / 160	150
3	»	240–245	780 / 65	170
4	»	600	2800	33
5	»	600	2800	100
6	»	300	1100 / 105	87
7	»	300	105	72
8	Железо	700	2500	110
9	»	340	70	102
10	Al–Cu–Fe	500	430	53
11	»	500	430	62
12	»	300	110	55
13	»	300	110	58

Примечание. Толщина двойников в конденсатах меди указана в знаменателе.

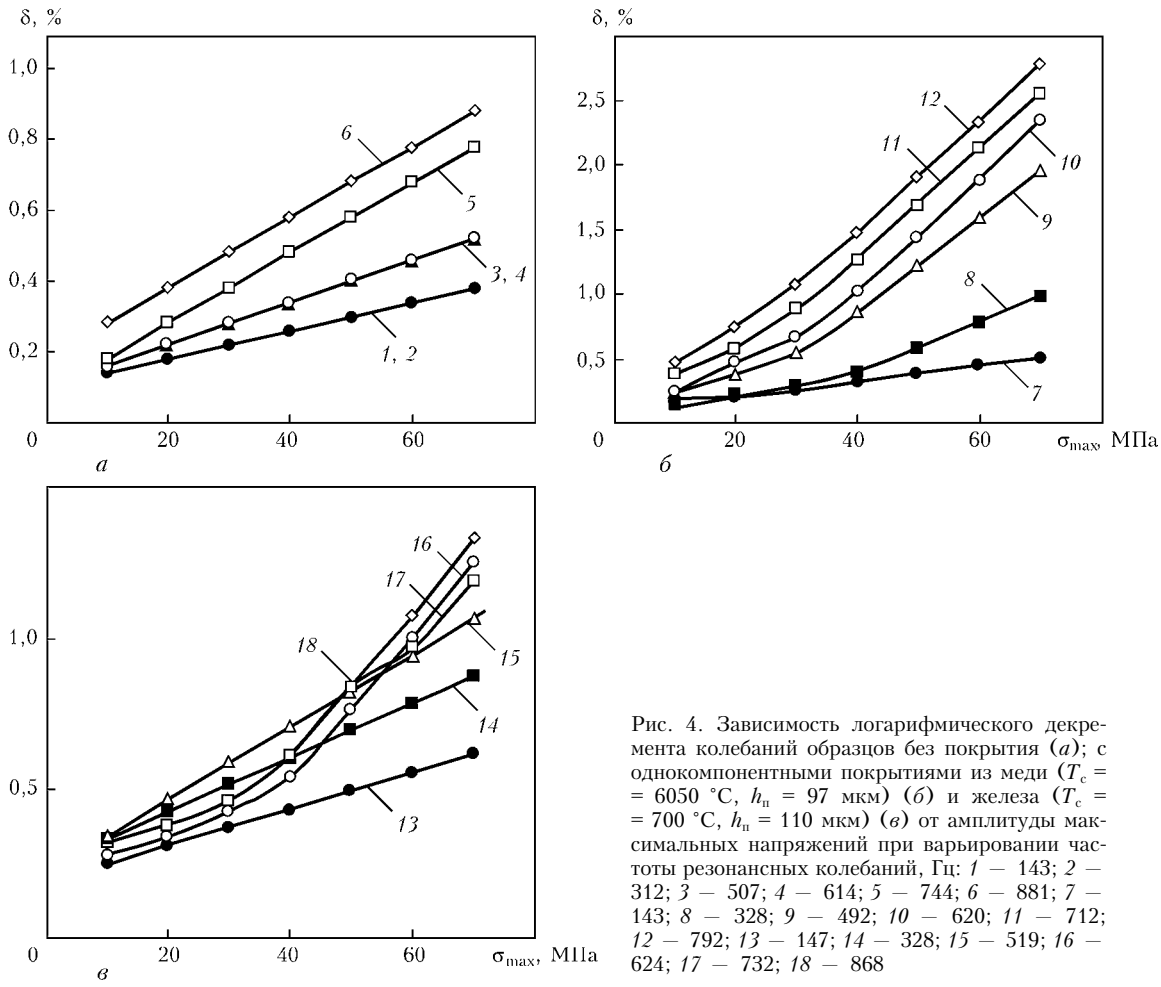


Рис. 4. Зависимость логарифмического декремента колебаний образцов без покрытия (*а*); с однокомпонентными покрытиями из меди (T_c = = 6050 °С, $h_п$ = 97 мкм) (*б*) и железа (T_c = = 700 °С, $h_п$ = 110 мкм) (*в*) от амплитуды максимальных напряжений при варьировании частоты резонансных колебаний, Гц: *1* — 143; *2* — 312; *3* — 507; *4* — 614; *5* — 744; *6* — 881; *7* — 143; *8* — 328; *9* — 492; *10* — 620; *11* — 712; *12* — 792; *13* — 147; *14* — 328; *15* — 519; *16* — 624; *17* — 732; *18* — 868

Анализ амплитудных зависимостей декремента колебаний образцов с однокомпонентными покрытиями (образцы *1–9*, полученные при комнатной температуре), соответствующих их определенному структурному состоянию (рис. 4, *б, в*), показал, что в данном случае влияние частоты колебаний на значение декремента зависит от типа покрытия. Так, наиболее существенная частотная зависимость декремента колебаний характерна для медного покрытия, особенно при повышенных амплитудах максимальных напряжений. Менее выражена она для образцов с покрытием из железа.

Наглядно влияние частоты на декремент колебаний образцов иллюстрируется частотными его зависимостями, которые для амплитуды максимальных напряжений (σ_{max} = 50 МПа) приведены на рис. 5. Здесь по оси абсцисс отложена средняя частота колебаний с учетом невозможности обеспечения при испытаниях ее одинакового значения.

Из представленных результатов испытаний следует, что демпфирующая способность образцов существенно зависит от характеристик микроструктуры.

В целом на основании полученных данных можно сделать вывод, что частотная зависимость логарифмического декремента колебаний образца больше характерна при осаждении медного покрытия. При этом степень его роста больше выражена для покрытий с крупными зернами и более высокими значениями амплитуды максимального напряжения. Для образцов с покрытием из железа указанная зависимость логарифмического декремента от частоты колебаний практически не зафиксирована, особенно при снижении амплитуды максимального напряжения.

В соответствии с постановкой работы, проанализируем результаты исследований по определению совместного влияния частоты колебаний и температуры эксплуатации на демпфирующую способность образцов с покрытиями. Решение задачи рассмотрим на примере покрытия из квазикристаллического сплава Al–Cu–Fe (более вероятного), в сравнении с однокомпонентными, для практической реализации, особенно для рабочих лопаток компрессоров АГТД.

Испытывали образцы при варьировании тех же технологических и эксплуатационных факторов, рассмотренных для однокомпонентных покрытий, а также температуры эксплуатации. Как и для однородных покрытий, получены амплитудные зависимости логарифмического декремента колебаний от амплитуды максимального напряжения, на основании анализа которых установлено, что демпфирующая способность образцов с рассматриваемым покрытием при повышенной температуре может возрасти в три и более раз.

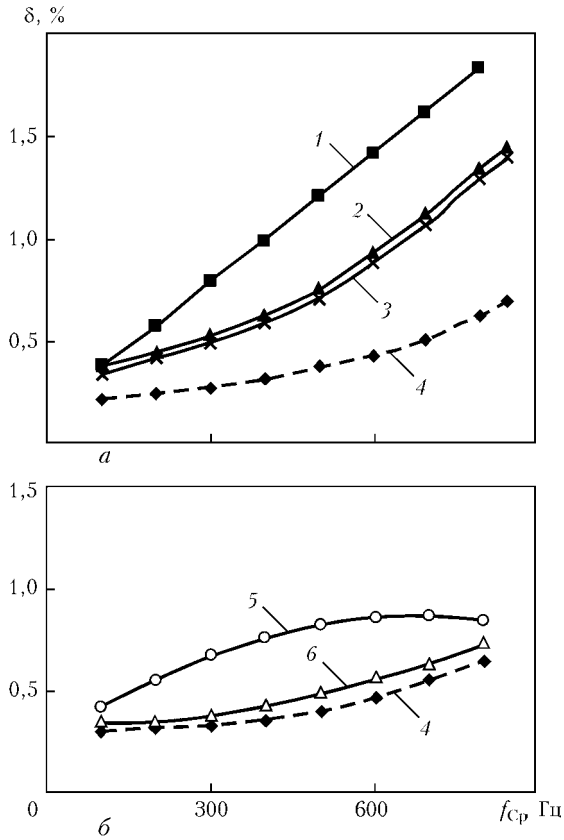


Рис. 5. Зависимость логарифмического декремента колебаний при амплитуде максимальных напряжений 50 МПа образцов с однокомпонентными покрытиями из меди (*а*) и железа (*б*) от средней частоты резонансных колебаний для различных параметров покрытия: *1* — $T_с$ = 605 °С, $h_п$ = 97 мкм; *2* — 350 °С, $h_п$ = 150 мкм; *3* — 245 °С, $h_п$ = 170 мкм; *4* — образец без покрытия; *5* — 700 °С, $h_п$ = 110 мкм; *6* — 340 °С, $h_п$ = 102 мкм

На основе полученных амплитудных зависимостей логарифмического декремента построили диаграмму его изменения в зависимости от частоты резонансных колебаний образца (рис. 6). Как следует из представленных данных, частота колебаний практически не оказывает влияния на демпфирующую способность образца с многокомпонентным покрытием из квазикристаллического сплава Al–Cu–Fe.

Оценка циклической прочности титановых лопаток с покрытиями из наноструктурированной меди. Высокий уровень и циклическая стабильность характеристик рассеяния энергии наноструктурированными конденсатами на основе меди, а также хорошая их адгезия по отношению к титановым сплавам позволяют рассматривать данные конденсаты в качестве возможной составляющей промежуточного слоя композитных защитных покрытий для лопаток АГТД.

На основе проведенных испытаний определены технологические режимы осаждения покрытий из меди на титановые лопатки, при которых обеспечивалось их наноструктурированное состояние. Исследовано влияние таких покрытий толщиной 5–10 мкм на устойчивость против разрушения титановых лопаток из сплава ВТ3-1. Для сравнения, на другую часть лопаток осаждали покрытия из

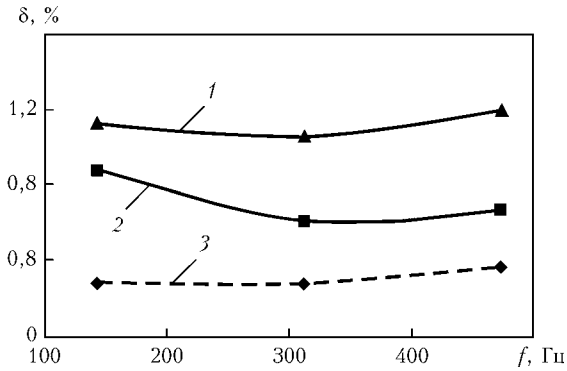


Рис. 6. Диаграмма изменения значения логарифмического декремента колебаний образца с покрытием из сплава Al–Cu–Fe ($T_с$ = 500 °С, $h_п$ = 62 мкм) от частоты резонансных колебаний при амплитуде максимальных напряжений 45 МПа и температуре испытаний 350 (*1*) и 20 (*2*) °С; *3* — образец без покрытия

меди с микронным размером зерен. Испытания проводили при температуре 20 °С и частоте колебаний 530 Гц. Циклическую усталость лопаток оценивали по ускоренной методике в условиях дискретного повышения амплитуды напряжений после каждых из $5 \cdot 10^6$ циклов колебаний [13].

Положительное влияние на вибрационную устойчивость лопаток, имеющих покрытия с микронным размером зерен, отмечено для 50 % образцов. В случае же наноструктурированных покрытий положительный результат получен для всех образцов, причем 50 % из них не разрушались вплоть до окончания испытаний.

Приведенные результаты подтверждают предположение о том, что конденсаты на основе наноструктурированной меди могут быть использованы в качестве составляющих композитных покрытий, например связующих слоев между конструктивным элементом и основной частью покрытия.

Выводы

1. Показано, что демпфирующая способность образцов с покрытиями существенно зависит от их структуры и параметров получения, в первую очередь от температуры осаждения покрытия, а также частоты колебаний.

2. Установлено, что логарифмический декремент изгибных колебаний образца с наноструктурированным покрытием при повышенной температуре может возрасти в три и более раз, по сравнению с таковым при комнатной температуре.

3. Необходим дальнейший поиск оптимальных наноструктуры покрытия и параметров ее получения для обеспечения максимальной демпфирующей способности конструктивных элементов машин типа рабочих лопаток компрессоров АГТД в условиях их эксплуатации.

Работа выполнена в рамках проекта 8.13 «Оптимизация технологии осаждения и структуры защитных покрытий, обеспечивающих продление срока эксплуатации конструктивных элементов в условиях вибрационной нагрузки» целевой программы научных исследований НАН

Украины «Проблемы ресурса и безопасности эксплуатации конструкций, сооружений и машин (РЕСУРС)».

1. *Матвеев В.В.* Демпфирование колебаний деформируемых тел. — Киев: Наук. думка, 1985. — 263 с.
2. *Яковлев А.П.* Диссипативные свойства неоднородных материалов и систем. — Киев: Наук. думка, 1985. — 248 с.
3. *Устинов А.И., Скородзиевский В.С., Косенко Н.С.* Изучение диссипативных свойств однородных материалов, осажденных в виде покрытий. Сообщение 2. Конденсаты меди с различными характеристиками микроструктуры // Пробл. прочности. — 2008. — № 2. — С. 149–159.
4. *Paton B.E., Movtchan B.A.*Composite materials deposited from the vapour phase in vacuum soviet technologies review // Weld and Surfacing. — 1991. — N 2. — P. 43–64.
5. *Effect* of the addition of crystalline β-phase in Al–Cu–Fe quisicrystalline coating on their tribological properties / M. Sales, A. Merstallinger, A.I. Ustinov et al. // Surf. and Coat. Tech. — 2007. — N 201. — P. 6206–6211.
6. *Mechanical* properties of quisicrystalline Al–Cu–Fe coatings with submicron-sized grains / Yu.V. Milman, D.V. Lotsko, S.N. Dub et al. // Ibid. — P. 5937–5943.
7. *Ustinov A.I., Skorodzievski V.S., Fesiun E.V.* Damping capacity of nanotwinned copper // Acta Materialia. — 2008. — N 56. — P. 3770–3776.
8. *Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.В.* Справочник по сопротивлению материалов. — Киев: Наук. думка, 1988. — 734 с.
9. *Устинов А.И., Мовчан Б.А., Скородзиевский В.С.* Исследование демпфирующей способности плоских образцов из титанового сплава Ti–6%Al–4%V с покрытиями из олова и иттрия // Пробл. прочности. — 2001. — № 4. — С. 55–61.
10. *Устинов А.И., Скородзиевский В.С., Косенко Н.С.* Изучение диссипативных свойств однородных материалов, осажденных в виде покрытий. Сообщение 1. Метод определения амплитудной зависимости истинного декремента колебания материала покрытия // Там же. — 2007. — № 6. — С. 134–143.
11. *Прочность* материалов и конструкций / А.А. Лебедев, В.Т. Троицкий, В.В. Матвеев и др. — Киев: Академпериодика, 2005. — 1008 с.
12. *Kaschner G.C., Gibeling J.C.* Evolution of dislocation glide kinetics during cycling deformation of copper // Acta Materialia. — 2002. — N 50. — P. 653–662.
13. *Матохнюк Л.Е.* Ускоренные усталостные испытания высокочастотным нагружением. — Киев: Наук. думка, 1988. — 200 с.

ПРОЕКТ 8.14.1

Підвищення триботехнічних та втомних властивостей виробів з високоміцного титанового сплаву ВТ22 комбінованою поверхневою обробкою

УДК 621.791:669.295

ПІДВИЩЕННЯ ТРИБОТЕХНІЧНИХ ТА ВТОМНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ВИРОБІВ З ВИСОКОМІЦНОГО ТИТАНОВОГО СПЛАВУ ВТ22 КОМБІНОВАНОЮ ПОВЕРХНЕВОЮ ОБРОБКОЮ

О.Г. МОЛЯР, канд. техн. наук (Ін-т металофізики НАН України),
В.А. ТРОФІМОВ, д-р техн. наук (АНТК «Антонов»)

Виконано дослідження по розробці підходів зносостійких покриттів, які, зокрема, працюють в деталях гідросистем літака, і крім зносостійкості, повинні витримувати значні втомні навантаження, а також забезпечувати гідравлічну щільність в трибоспряженні. Показано, що потрібного комплексу вимог можна досягти шляхом комбінованої поверхневої обробки — нанесенням певних зносостійких покриттів (вакуумне азотування та електроіскрове легування молібденом) з наступним поверхневим пластичним деформуванням (алмазним вигладжуванням). Розроблену технологію рекомендовано для виробництва деталей гідравлічної системи літаків «АН».

Ключові слова: *високоміцні титанові сплави, комбінована поверхнева обробка, зносостійкі покриття, поверхневе пластичне деформування, втомна довговічність, вакуумне азотування, електроіскрове легування, алмазне вигладжування, фретингостійкість, пара тертя, гідроагрегати*

Вступ. В сучасному машино- та авіабудуванні широко використовуються титанові сплави, зокрема високоміцний сплав ВТ22 та його більш новий аналог ВСТ5553 завдяки високій питомій міцності ($\sigma_в/\rho$), яка є рекордною серед конструкційних матеріалів при температурах 300–500 °С [1–3]. Для літаків із сплаву ВТ22 виготовляють найбільш відповідальні та навантажені деталі, такі як деталі шасі, рейки механізації крила, силові кронштейни, гідроциліндри, масивні деталі кріплення тощо [4, 5] Більшість цих деталей працюють на згин, кручення та зношування.

Титанові сплави мають дуже погані характеристики зносостійкості через високу хімічну активність та схильність до схоплювання з іншими металами [6], тому в вузлах триботехнічного призначення сплав ВТ22 застосовують тільки з модифікованою поверхнею.

В конструкціях літаків є ціла низка агрегатів, які водночас виконують дві такі функції:

- працюють як вузол тертя, і їх робочі поверхні піддаються зношуванню;
- використовуються як силовий конструкційний елемент і сприймають зовнішні знакозмінні навантаження та вібрації, тобто працюють на втому.

Для надійної роботи таких вузлів поверхні тертя мають бути захищені зносостійкими покриттями. З іншого боку, деталі цих вузлів під дією зовнішніх навантажень, зважаючи на низький модуль пружності титану, при роботі мають значні пружні деформації, що призводить до руйнування покриттів і всієї деталі в цілому.

Існує низка деталей, де традиційними технологіями неможливо або технічно невигідно забезпечувати ресурс роботи на рівні ресурсу літака. Це,

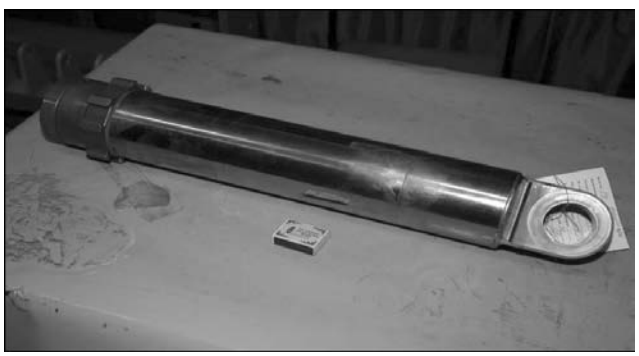


Рис. 1. Шток гідроциліндру — скол хромового покриття

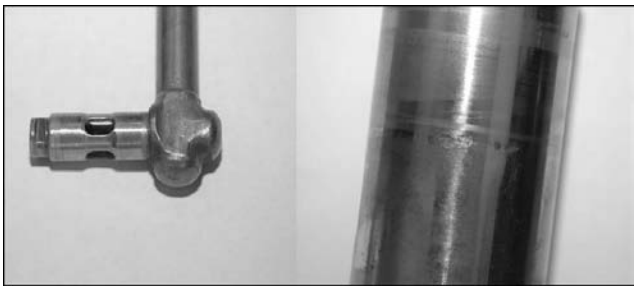


Рис. 2. Елементи гідрошарнірів зі сколами хромового покриття

© О.Г. МОЛЯР, В.А. ТРОФІМОВ, 2009



Рис. 3. Фретинг-зношування рейки механізації крила

наприклад, титанові штоки гідроциліндрів (рис. 1) та елементи гідрошарнірів (рис. 2), на яких через пружні деформації в експлуатації сколюються хромові покриття, рейки механізації крила (рис. 3), що виходять з ладу в результаті локального зношування по механізму фретингу та інші деталі з типовими експлуатаційними пошкодженнями.

Мета даної роботи полягала у розробці покриттів триботехнічного призначення на деталях з високоміцних $\alpha + \beta$-титанових сплавів, які працюють в умовах знакозмінних навантажень та пружних деформацій. Додатковою умовою для таких покриттів, зокрема для деталей гідросистеми літака, є їх гідравлічна щільність (при тиску рідини в системі близько 15–20 МПа).

Виконати поставлене завдання можна шляхом комбінованої обробки, яка включатиме поверхневе пластичне зміцнення деталей з попередньо нанесеними зносостійкими покриттями, які б витримували пластичну деформацію без руйнування. При цьому до зносостійкого покриття висуваються такі додаткові вимоги:

• покриття повинні мати високі адгезійні характеристики;

• покриття повинні мати необхідну пластичність для збереження цілісності при пластичній деформації основи;

• модуль зсуву покриття має бути близьким до титану або бути градієнтним з метою запобігання значних зсувних напружень як при пластичному деформуванні, так і при терті композиту покриття–основа.

Стан проблеми. Зважаючи на поставлене завдання (створити зносостійкі покриття на титанових сплавах, які б витримували поверхневе пластичне деформування) проведено огляд літературних даних стосовно існуючих способів нанесення покриттів, їх властивостей та способів поверхневого пластичного деформування титанових сплавів з метою підвищення втомних характеристик.

В літакобудуванні для забезпечення зносостійкості сплаву ВТ22 використовують різні способи модифікації поверхні, основними з яких є такі:

• гальванічні покриття, зокрема хром та нікель [2] — традиційні для авіаційної промисловості, але з низкою недоліків експлуатаційного та екологічного характеру;

• плазмові та детонаційні покриття металевими і неметалевими матеріалами, які знаходять останнім часом застосування, але не мають масового використання [7, 8];

• іонно-плазмові покриття через незначну товщину (від мікрон до десяти мікрон) мають обмежене використання [7, 9];

• дифузійні способи модифікації поверхневих шарів з урахуванням нових розробок знаходять все більше використання [7, 10];

• електроіскрове легування завдяки простоті процесу нанесення та високим адгезійним характеристикам використовується для захисту та відновлення локальних поверхонь [7, 11].

В роботах [12, 13] та інших показано, що способом регламентованого насичення поверхні домішками втілення (O_2, N_2) в технічному титані та низьколегованих сплавах з α-структурою можна досягти підвищення значення втомних характеристик, порівнянно з вихідним станом, за рахунок наведення в поверхневому шарі стискаючих напружень. Такий ефект добре відомий для сталей — азотування сталі підвищує низку експлуатаційних характеристик, зокрема втомну міцність і корозійну стійкість [14].

З іншого боку, насичення поверхні титану киснем або азотом [10] досить суттєво підвищує рівень його триботехнічних властивостей. Таким чином, для низьколегованих титанових сплавів існує можливість одночасного підвищення значень втомних та триботехнічних властивостей за допомогою досить простих технологічних прийомів — нагрівання до певної температури в контрольованих газових середовищах [10].

Але такі сплави через низькі питомі характеристики міцності не використовують в авіабудуванні для виготовлення багатонавантажених відповідальних вузлів, зокрема і триботехнічного призначення [15]. Спроби досягти такого результату на двохфазних $\alpha + \beta$-сплавах не мали успіху.

В роботі [11] встановлено, що більшість зносостійких покриттів, які застосовуються в авіаційній промисловості, є твердими, крихкими і, як правило, високомодульними.

В ході втомних випробувань зразків з високоміцного $\alpha+\beta$-сплаву ВТ22 з різними варіантами поверхневої обробки встановлено, що всі покриття, незалежно від способу нанесення (дифузійні, гальванічні або газотермічні), знижують рівень втомної міцності основи, іноді досить суттєво [16].

Крім того, при деформаціях у межах зони пружності основи практично всі покриття розтріскуються, плазмові покриття сколюються через низьку адгезійну міцність, вузол тертя стає гідравлічно негерметичним, а тріщини в покриттях ініціюють завчасне втомне руйнування. Сколювання покриттів пов'язане як з адгезійною міцністю, так і з виникненням на межі покриття–основа зсувних напружень, рівень яких залежить від співвідношення модулів зсуву покриття і основи [17, 18].

Фактографічні дослідження зламів випробуваних на втому зразків з високоміцних титанових α+β-сплавів свідчать про те, що тріщина найчастіше утворюється на межі покриття–основа, тобто зародження тріщини має підповерхневий характер.

Для виконання даної роботи запропоновано два види покриттів — вакуумне азотування та електроіскрове легування молібденом. Вибір покриттів обумовлений їх характеристиками та таким обгрунтуванням.

Технологія вакуумного азотування дозволяє регламентовано подавати азот до титанової поверхні, створюючи умови для росту градієнтних шарів з різними концентрацією азоту і фізико-механічними властивостями.

Змінюючи параметри процесу азотування (час, температуру, залишковий тиск азоту), можна отримувати як шари з твердорозчинним зміцненням з градієнтом концентрації азоту по глибині, так і гетерогенні структури, що складаються з поверхневого шару нітриду титану товщиною 2–3 мкм і значно більшого градієнтного шару твердого розчину азоту в титані. Шляхом регулювання хімічного складу поверхні азотованого шару можна визначити оптимальне поєднання втомних та триботехнічних властивостей деталі в цілому.

Серед інших способів створення зносостійких покриттів електроіскрове легування відрізняється простотою нанесення та високою адгезійною міцністю, можливістю використання широкої гами електропровідних матеріалів, що обумовило його вибір для цієї роботи. Матеріалом для електроіскрового легування титанових сплавів є молібден.

В роботі [19] вказується на хороші триботехнічні властивості молібденових покриттів для експлуатації в умовах рідинного або граничного тертя, які є характерними для роботи гідроагрегатів літака. Молібден має модуль зсуву, близький до титанового, досить високу пластичність та необмежену розчинність з β-титаном, що дозволяє впливати на перехідні шари за рахунок додаткової термічної обробки.

Поверхневим пластичним деформуванням, зокрема високоміцних титанових сплавів, можна значно підвищити втомні характеристики [20–22].

Алмазне вигладжування, порівняно з іншими способами поверхнево-пластичного деформування, дозволяє створювати поверхневий рельєф з мінімальною шорсткістю та максимальною (до 0,7 мм) глибиною напруженого шару [20, 22], що обумовлює його використання в даній роботі у поєднанні із попереднім азотуванням або електроіскровим легуванням, оскільки непокриті титанові сплави алмазному вигладжуванню не піддаються через взаємодію титану з алмазом в трибоконтакті [20]. Завданням такої комбінованої обробки є створення на межі покриття з основою стискаючих напружень для запобігання зародженню втомної тріщини на цьому переході та забезпечення необхідної шорсткості поверхні [23].

Матеріали, обладнання та методики для проведення досліджень. Дослідження проводили на високоміцному α+β-титановому сплаві ВТ22, система легування Ti–5Al–5V–5Mo–1Fe–1,5Cr. Для досягнення поставленої мети потрібно виконати такі дослідження.

Статичні механічні випробування. Статичні механічні випробування на розтяг виконували на циліндричних зразках на розривній машині INSTRON 3367 у відповідності до стандарту ASTM E8. Розривна машина обладнана комп'ютеризованою системою управління з автоматичним записом кривих навантаження і розрахунком властивостей ($\sigma_{0,2}$, $\sigma_в$, δ, ψ).

Металографічні дослідження. Дослідження структури покриттів, перехідної зони та основи виконували на поперечних та косих шліфах за допомогою мікроскопу «Олімпус IX-70». Фактографічні дослідження зламів втомних зразків та доріжок тертя після триботехнічних випробувань здійснюють на скануючому електронному мікроскопі JSM-35C.

Втомні випробування. Стандартні випробування на обертовий чистий згин при фіксованому навантаженні проводили на експериментальній установці, розробленій у Фізико-механічному інституті НАН України (м. Львів). Середовище випробувань — повітря, температура кімнатна, частота обертання 45,5 Гц, цикли симетричні (показник асиметрії — 1).

Триботехнічні дослідження. Триботехнічні дослідження виконували на установках конструкції Національного авіаційного університету за схемою торцьового тертя в середовищі авіаційної гідравлічної рідини АМГ10 та на установці М22М за схемою вал–вкладиш при граничному змащуванні рідиною АМГ10. Випробування на фретинг-корозію проводили на установці МФК1 при заданих амплітуді переміщень та навантаженні з фіксацією лінійного зносу.

Розробка технологій нанесення покриттів та поверхнево-пластичного зміцнення. Для виконання поставленого в роботі завдання відпрацьовано вибрані технології стосовно титанового сплаву ВТ22.

Вакуумне азотування. Існує досить багато способів азотування титану [10], в тому числі стандартний для сталей процес в аміаку, іонний в тліючому розряді, іонно-плазмовий в установках КІБ [19] при позитивному потенціалі на деталі, в азоті при високочастотному активуванні, лазерний тощо. Але найбільш гнучким способом, що дозволяє в широких межах регулювати властивості покриття, є вакуумне азотування в розрідженому азоті.

В роботі [24] для забезпечення механічних характеристик серцевини з високоміцного титанового сплаву ВТ22 запропоновано виконувати вакуумне азотування за режимом, суміщеним з прийнятою ступеневою термообробкою вказаного сплаву з подачею азоту в контейнер при залишковому тиску в межах $P_з = (2–5)–(2–5)\times10^{-1}$ Па.

Таблиця 1. Вплив режимів азотування на поверхневу твердість та механічні властивості сплаву ВТ22

Режим азотування	Параметри шару		Механічних властивості основи		
	HV, ГПа	Глибина, мкм	$\sigma_в$, МПа	δ, %	ψ, %
Вихідний стан	–	–	1187	17,38	64,21
t = 825 °С, τ = 5 год, $P_{зал}$ = 2–5·10^{-1} Па	7,2–7,5	35–40	1164	18,91	48,1
t = 825 °С, τ =10 год, $P_{зал}$ = 2–5 Па	7,8–8,3	45–50	1156	14,34	36,8
t = 825 °С, τ = 24 год, $P_{зал}$ = 6–10 Па	8,9–9,4	65–75	1021	8,62	27,48

В залежності від залишкового тиску азоту в контейнері, тобто його концентрації в насичуючому середовищі, азотування може бути або з утворенням на поверхні нітридного шару, або без нього. В останньому випадку відбувається твердорозчинне зміцнення поверхні титанових сплавів азотом.

Електроіскрове легування. Електроіскрове легування виконували на установці «ЭЛИТРОН-20» на «м'якому» режимі при робочому струмі 1,5 А і ємності батарей накопичувальних конденсаторів 210 мкФ. Електрод — молібденовий дріт діаметром 4 мм. Такий режим обирали для забезпечення мінімальної шорсткості покриття. Одержали шари товщиною 15–20 мкм.

Алмазне вигладжування. Алмазне вигладжування виконували на зразках для втомних випробувань на токарному станку 1К-62 алмазним підпружиненим індентором із сферою 2 мм. Режими обирали у відповідності з інструкцією НІАТ 1.4.517–78 як для загартованої сталі 30ХГСА з міцністю (твердістю), близькою до такої сплаву ВТ22. Розтріскування покриттів та взаємодії з алмазом, виглажених за вказаним режимом, не зафіксовано.

Результати досліджень. *Дослідження структури та статичних механічних властивостей*. На азотованих за різними режимами зразках визначали твердість та глибину азотованого шару, вивчали вплив режиму азотування на механічні властивості основи та досліджували мікроструктуру. На зразках, легованих молібденом, вивчали мікроструктуру та параметри шару. Результати досліджень показані в табл. 1.

Втомні випробування. На кожній стадії комбінованої обробки виконували випробування на втомну міцність сплаву ВТ22.

Залежність умовної межі втомної міцності від поверхневої обробки ВТ22 такі, МПа:

Вихідний стан поверхні (без обробки)	507,6
Електроіскрове легування молібденом	339
Азотування з твердорозчинним зміцненням	450
Азотування з нітридним шаром	378,7
Електроіскрове легування молібденом + алмазне вигладжування	507,5
Азотування з твердорозчинним зміцненням + алмазне вигладжування	501,6

Триботехнічні випробування. Технологію комбінованої поверхневої обробки розробляли для деталей вузлів тертя гідравлічної системи літака, в зв'язку з чим обрані способи, режими та середовище для випробувань. Випробування на тертя–зношування виконували способом торцьового тертя ковзання по контртілу, виготовленому з бронзи БрАЖМц 10-3-1,5 при трьох рівнях навантаження, швидкості 0,5 м/с в авіаційній гідрорідині АМг10. Випробування проводили в порівнянні з покриттями, використовуваними в гідроциліндрах літаків АН — гальванічний нікель та плазмове

Таблиця 2. Триботехнічні характеристики покриттів на сплаві ВТ22 при терті по бронзі БрАЖМц10-3-1,5

Покриття	Товщина, мкм	Навантаження, МПа	Інтенсивність зношування		Коефіцієнт тертя
			покриття	контртіла	
Хімічний нікель	25	2	2,30	22,0	0,26
		4	4,10	108,0	0,27
		6	4,80	126,0	0,27
Плазмове ВКНА	250	2	3,38	14,1	0,20
		4	4,30	19,6	0,22
		6	7,20	33,8	0,20
Азотування	40	2	0,40	18,0	0,28
		4	0,40	28,0	0,27
		6	0,60	68,0	0,25
Електроіскрове молібденом	20	2	0,16	7,8	0,12
		4	0,20	12,0	0,12
		6	0,25	14,3	0,11

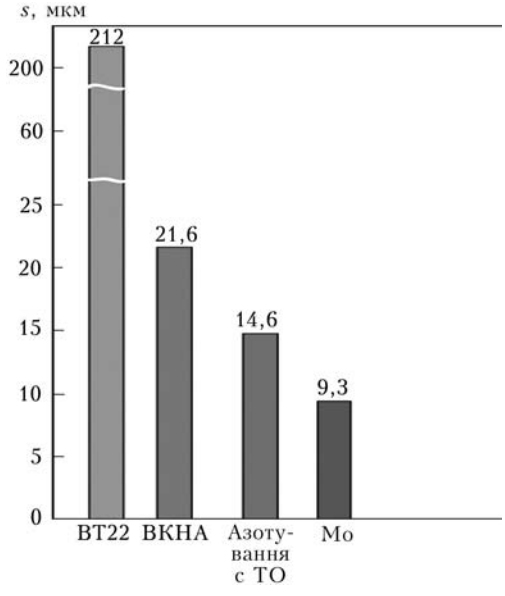


Рис. 4. Зношування s сплаву ВТ22 та покриттів при випробуванні на фретинг-корозію; T_0 — термічна обробка

покриття ВКНА (нікелід алюмінію). Результати випробувань наведені в табл. 2.

Оскільки деталі гідросистеми працюють на тертя періодично, але піддаються дії вібрації постійно (в період всього польоту), проведено дослідження фретингостійкості запропонованих покриттів. Випробування проводили на машині МФК1 за таким режимом: амплітуда переміщень 175 мкм; навантаження 20 МПа; частота 30 Гц; температура 273 К; база випробувань 500 тис. циклів.

При випробуваннях фіксувався лінійний знос покриття за 500 тис. циклів. Результати випробувань представлені на рис. 4.

Вакуумне азотування з подальшим алмазним вигладжуванням. Режими вакуумного азотування обирали на основі результатів досліджень структури та механічних властивостей, які показали перевагу твердорозчинного азотування. Втомні випробування також підтвердили перевагу твердорозчинного азотування, порівняно з азотуванням з нітридним шаром, яке значно менше знижує межу витривалості сплаву ВТ22, — відповідно на 10–15 і 20–25 %. Алмазне вигладжування дозволяє підняти рівень втомних характеристик сплаву ВТ22 з комбінованою поверхневою обробкою практично на вихідний рівень. Крім того, алмазне вигладжування знижує шорсткість поверхні, порівняно із станом після азотування, і дозволяє довести її до рівня вимог для деталей тертя гідросистеми.

Додатковою перевагою вакуумного азотування є можливість одержання покриття на внутрішніх поверхнях циліндричних деталей невеликого діаметру і значним співвідношенням довжини до діаметру, що важливо для деталей типу гідравлічних циліндрів.

Показано можливість виготовлення циліндрів з титанового сплаву ВТ22 з азотованим шаром на внутрішній поверхні.

Електроіскрове легування молібденом з подальшим алмазним вигладжуванням. Дослідження легованих молібденом зразків з титанового сплаву ВТ22 зафіксували хороші триботехнічні характеристики, але виявили, що електроіскрове легування значно збільшує шорсткість поверхні.

Подальші дослідження показали, що після електроіскрового легування суттєво (приблизно на 30 %) знижується межа втомної міцності титанового сплаву ВТ22.

Виконані дослідження продемонстрували, що комбінована поверхнева обробка (електроіскрове легування з подальшим алмазним вигладжуванням) дозволяє досягти вимог, які висуваються до деталей гідросистеми літака. Враховуючи весь комплекс проведених досліджень можна дійти висновку, що молібденове покриття для заданих умов випробування є оптимальним.

Крім того, зважаючи на результати випробувань на фретинг-корозію, молібденове покриття рекомендовано випробувати при ремонті титанових рейок закрилків літака АН124, які виходять з ладу під дією фретинг-зношування.

Висновки

1. Дослідження розробленої технології комбінованої поверхневої обробки високоміцного титанового сплаву ВТ22 показали можливість її використання для виготовлення деталей тертя гідросистеми та інших систем літака.

2. Комплексні дослідження впливу розроблюваної технології на структуру, механічні, втомні та триботехнічні властивості сплаву ВТ22 показали таке:

- нанесення зносостійких покриттів, як електроіскрових, так і дифузійних, суттєво (до 30 %) знижує втомні характеристики високоміцного титанового сплаву ВТ22;
- втомні властивості сплаву ВТ22 з покриттями можуть бути відновлені до вихідного стану подальшим алмазним вигладжуванням;
- механічні властивості при обраних варіантах технології змінюються несуттєво, дещо знижуються характеристики пластичності;
- зносостійкість сплаву з покриттями зростає, порівняно з непокритим сплавом, на порядок і у 3–6 разів, порівняно з традиційними покриттями;
- фретингостійкість сплаву з покриттями зростає в 20 разів, порівняно з непокритим сплавом, і в 1,5–2,0 рази, порівняно з традиційними для літакобудування покриттями.

1. *Кривов Г.А.* Технология самолетостроительного производства. — Киев: КВІЦ, 1997. — 459 с.
2. *Механіка* руйнування і міцність матеріалів. Довідниковий посібник / Під ред. В.В. Панасюка. Т. 9: Міцність та довговічність авіаційних матеріалів та елементів конструкцій / О.П. Осташ, В.М. Федірко, В.М. Учанін та ін. — Львів: Сполом, 2007. — 1068 с.
3. *Тетюхин В.В., Шибанов А.С., Винокуров В.Д.* Опыт промышленного производства крупногабаритных сложноконтурных штампованых поковок из нового высокопрочного сплава VST5553 // Сб. тр. междунар. конф. «Ti-2008 в СНГ» (Россия, г. Санкт-Петербург, 18–21 мая 2008 г.). — Киев: ИМФ НАН Украины, 2008. — С. 66–70.
4. *Titanium* alloy development needs for commercial airframes / J.D. Cotton, R.D. Bouer, G.R. Weber, K.T. Slattery // Там же. — Киев: Ин-т металлофизики НАН Украины, 2008. — С. 40–41.
5. *Molyar A.G., Trofimov V.A.* Features of application of high-strength materials for units of the landing gear of aircrafts «AN» // Proc. of the NATO Advanced Research Woorkshop on Metallic Materials with High Structural Efficiency (Kyiv, Ukraine, 7–13 Sept., 2003). — Kyiv, 2003. — P. 279–284.
6. *Цвиккер У.* Титан и его сплавы. — М.: Металлургия, 1979. — 410 с.
7. *Інженерія* поверхні / К.А. Ющенко, Ю.С. Борисов, В.Д. Кузнєцов, В.М. Корж. — Київ: Наук. думка, 2007. — 557 с.
8. *Тюрин Ю.Н., Жадкевич М.Л.* Плазменные упрочняющие технологии. — Киев: Наук. думка, 2008. — 215 с.
9. *Модифицирование* поверхностного слоя изделий из титановых сплавов методами вакуумной ионно-плазменной обработки / В.С. Спектор, Л.М. Петров, С.Б. Званчук и др. // Сб. тр. междунар. конф. «Ti-2008 в СНГ» (Россия, г. Санкт-Петербург, 18–21 мая 2008 г.). — Киев: Ин-т металлофизики НАН Украины, 2008. — С. 310–316.
10. *Федірко В.М., Погрелюк І.М.* Азотування титану та його сплавів. — Київ: Наук. думка, 1995. — 220 с.
11. *Выбор* износостойких покрытий для титановых деталей, работающих в условиях знакопеременных нагрузок и упругих деформацій / А.Г. Моляр, О.М. Ивасишин, В.А.

Краля и др. // Сб. тр. междунар. конф. «Ті-2007 в СНГ» (Украина, г. Ялта, 15–18 апр. 2007 г.). — Киев: Ин-т металлофизики НАН Украины, 2007. — С. 287–292.
12. *Влияние* факторов отжига на усталостную долговечность сварных соединений титановых сплавов ВТ1-0 и ПТ7М / А.Т. Пичугин, В.М. Федирко, А.Г. Лукьяненко, И.Г. Лавренко // Сб. тр. междунар. конф. «Ті-2007 в СНГ» (Ялта, 15–18 апр. 2007 г.). — Киев, 2007. — С. 431–440.
13. *Влияние* режимов отжига на циклическую прочность сварных соединений технического титана ВТ1-0 / А.Б. Коломенский, И.И. Муравьев, Б.А. Колачев и др. // Автомат. сварка. — 1983. — № 8. — С. 8–10.
14. *Лахтин Ю.М, Леонтьева В.П.* Материаловедение. — М.: Машиностроение, 1972. — 510 с.
15. *Титановые* сплавы в самолетах АНТК им. О.К. Антонова / О.М. Ивасишин, А.Г. Моляр, С.Л. Антонюк, В.А. Трофимов // Сб. тр. междунар. конф. «Ті-2005 в СНГ» (Киев, 22–25 мая 2005 г.). — Киев: Ин-т металлофизики НАН Украины, 2005. — С. 289–305.
16. *Втомні* характеристики титанового сплаву ВТ22 із зносостійкими покривами / В.О. Краля, О.Г. Моляр, А.М. Хімко, Д.О. Пугачевський // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 2006. — № 6. — С. 119–122.
17. *Кіндрачук М.В., Лучка М.В., Корнієнко А.О.* / Експериментально-аналітичні дослідження триботехнічних характеристик покриттів матрично-наповненого типу // Пробл. трибології. — 2005. — № 2. — С. 74–80.
18. *Напружено-деформований* стан композиційного матеріалу, навантаженого силами тертя та температурою / В.М. Кіндрачук, А.О. Корнієнко, С.В. Федорчук, О.В. Тісов // Там же. — 2006. — № 1. — С. 153–157.
19. *Хасуй А., Маричаки О.* Наплавка и напыление. — М.: Машиностроение, 1985. — 239 с.
20. *Производственная* инструкция ПИ1.4517–78: Поверхностное упрочнение деталей алмазным выглаживанием. — М.: НИАТ, 1980. — 14 с.
21. *Поспехов С.В., Якушкин И.А., Ерохин А.А.* Упрочнение — важный резерв повышения ресурса самолетов // Авиац. пром-сть. — 1982. — № 4. — С. 3–5.
22. *Бронdз Л.Д.* Технология и обеспечение ресурса самолетов. — М.: Машиностроение, 1986. — 184 с.
23. *Ильин А.А., Колачев Б.А., Полькин И.С.* Титановые сплавы. Состав, структура, свойства. Справочник. — М.: ВИЛС-МАТИ, 2009. — 520 с.
24. *Пат. 200502148, Украина, МПК С 21 Д 1/78.* Спосіб обробки титанових сплавів / В.М. Федірко, І.М. Погрелюк, В.А. Трофімов та ін. — Опубл. 17.10.2005; Бюл. № 10.

ПРОЕКТ 8.14.2

Підвищення ресурсу виробів з титанових сплавів, зокрема зварних, формуванням поверхневих шарів з регламентованими структурою та рівнем зміцнення

УДК 669.295:621.785.34

ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ ЗВАРНИХ ДЕТАЛЕЙ З ОДНОФАЗНИХ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ ЗА НЕПОВНОГО ВІДПАЛУ У ВАКУУМІ

Чл.-кор. НАН України **В.М. ФЕДІРКО, А.Т. ПІЧУГІН, О.Г. ЛУК'ЯНЕНКО**, кандидати техн. наук, **В.С. ТРУШ**, асп. (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України), **С.Л. АНТОНЮК**, канд. техн. наук, **Т.М. ГУРЕВИЧ**, нач. бюро, **А.Є. БАЙЦЕР**, інж.-технолог (АНТК ім. О.К. Антонова)

Питання забезпечення надійності й довговічності зварних з'єднань α-сплавів титану вельми актуальні, оскільки ці сплави широко використовуються в літакобудуванні для виготовлення зварних конструкцій (високоресурсні зварні титанові трубопроводи систем протизледеніння, підготовки та кондиціонування повітря), що працюють за умов циклічних і статичних навантажень. Саме тому досліджено вплив технологічних факторів неповного відпалу та подальшого хімічного травлення поверхні на втомну довговічність та статичну міцність зварних з'єднань тонколистових титанових сплавів ВТ1-0 і ПТ7М, виконаних автоматичним аргонодуговим зварюванням. Проаналізовано закономірності руйнування зварних з'єднань титанових сплавів залежно від параметрів відпалу та фазово-структурного стану поверхневих шарів металу. Показано, що вакуумний відпал ($P \le 5 \cdot 10^{-3}$ Па, $\tau = 1 \div 2$ год) зварних з'єднань тонколистових титанових сплавів ВТ1-0 ($T = 400 \div 550$ °С) та ПТ7М ($T = 400 \div 630$ °С) підвищує їх малоциклову довговічність та статичну міцність порівняно з відпалом на повітрі, а облагороджувальне травлення після відпалу на повітрі негативно впливає на ці характеристики. За результатами випробувань вакуумний відпал рекомендовано як заключну технологічну операцію, що покращує експлуатаційні властивості зварних з'єднань тонколистових титанових сплавів ВТ1-0 та ПТ7М, виконаних автоматичним аргонодуговим зварюванням.

Ключові слова: *однофазні титанові сплави, зварні з'єднання, газонасичення, відпал на повітрі та у вакуумі, малоциклова втома, статична міцність*

При створенні конструкцій з титанових сплавів перевагу надають зварюванню, тому що всі однофазні титанові сплави (з α-структурою) можна зварювати плавленням та отримувати властивості зварного з'єднання, наближені до основного металу, безпосередньо після зварювання або шляхом наступної термічної обробки.

В українському літакобудуванні для підвищення науково-технічного рівня розробок та виробництва літаків здійснюється перехід на високоресурсні зварні трубопроводи систем протизледеніння, підготовки та кондиціонування повітря. Отже, питання забезпечення надійності й довговічності зварних з'єднань α-сплавів титану вельми актуальні, оскільки сплави ВТ1-0 (технічно чистий титан) і ПТ7М (Ti–2Al–2,5Zr) широко використовуються в літакобудуванні для виготовлення тонкостінних зварних конструкцій, що працюють за умовах циклічних та статичних навантажень (рис. 1).

Результати фізико-хімічних процесів свідчать, що під час зварювання виникають структурна неоднорідність; залишкові напруження; наводнення металу шва з формуванням його нерівномірного концентраційного розподілу; окиснення і газонасичення металу шва та зони термічного впливу.

Виникнення структурної неоднорідності. Протяжність різних ділянок зварних з'єднань, що відрізняються структурою і властивостями, залежить від виду і режимів зварювання, товщини зварюваних напівфабрикатів, їх вихідного стану, складу сплавів, присадних матеріалів і вставок.

Виникнення залишкових напружень. Значення максимальних розтягувальних зварювальних напружень, відповідальних за працездатність зварної конструкції, залежить від виду і режимів зварювання, габаритів вихідних заготовок, хімічного і фазового складу зварюваних матеріалів. Найбільш високі залишкові напруження виникають у зварних з'єднаннях однофазних сплавів титану.

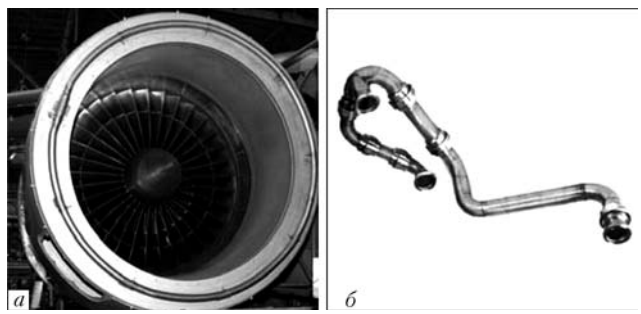


Рис. 1. Елементи повітрозабірника двигуна (*а*) та повітряної системи (*б*) літака

© В.М. ФЕДІРКО, А.Т. ПІЧУГІН, О.Г. ЛУК'ЯНЕНКО, В.С. ТРУШ, С.Л. АНТОНЮК, Т.М. ГУРЕВИЧ, А.Є. БАЙЦЕР, 2009

Наводнення металу шва з формуванням його нерівномірного концентраційного розподілу. Водневі максимуми, що утворюються при зварюванні, в 2–3 рази перевищують середню концентрацію водню в металі та погано розсмоктуються при відпалі на повітрі в ($\alpha + \beta$)-області. Залишкові напруження, що виникають при зварюванні у пришовній зоні, можуть бути достатні для розвитку уповільненого руйнування, якщо вміст водню у водневих піках перевищує критичні значення.

Окиснення та газонасичення металу шва і зони термічного впливу. Внаслідок взаємодії з газами атмосфери титанові сплави втрачають пластичність, набувають схильність до уповільненого руйнування. В зв'язку з неоднорідністю структури, хімічного складу металу зварного з'єднання, залишковими напруженнями та іншими факторами газонасичення впливає на властивості швів та зони термічного впливу ще більш негативно, ніж на властивості титанових сплавів. Особливо чутливі до газонасичених шарів вироби з малим перерізом: листи, стрічки, труби, профілі, дріт тощо.

Сукупний вплив наведених вище факторів на фізико-механічні властивості металу зварного шва приводить до зниження втомних властивостей матеріалу та спричинює сповільнене руйнування виробів.

Термічна обробка зварних з'єднань титанових сплавів. Для забезпечення надійності й довговічності зварні з'єднання титанових сплавів піддають термічній обробці. Відпал є єдиним видом термічної обробки для однофазних сплавів титану, який проводять для зняття внутрішніх напружень, стабілізації структури зварного з'єднання, дегазації зварного з'єднання від водню (вакуумний відпал).

Найчастіше для титанових сплавів і їх зварних з'єднань застосовують неповний відпал, за якого сплави нагрівають нижче за температуру A_{C_3}.

Для зменшення залишкових напружень, що утворюються в титанових сплавах за різних технологічних операцій (механічній обробці, правці, зварюванні тощо), застосовують неповний відпал (нагрівання нижче за температури A_{C_3}) за порівняно низьких температур (450–650 °С), недостатніх для розвитку рекристалізації й полігонізації. Наприклад, для з'єднань технічного титану (ВТ1-00, ВТ1-0) температура неповного відпалу становить приблизно 460, для з'єднань сплавів ВТ5, ВТ5-1 — 550–600, а для з'єднань сплаву ВТ20 — 600–650 °С. Неповний відпал знімає 70–80 % залишкових напружень [1].

Залежно від атмосфери печі, в якій проводиться нагрівання зварних з'єднань, розрізняють відпал у повітряній атмосфері, в середовищі інертних газів, вакуумі та аргоново-вакуумний відпал.

Зазвичай неповний відпал проводять в повітряних печах протягом 1–4 год. Відпал на повітрі, проведений після зварювання, знімає залишкові напруження, однак, практично не впливає на значення водневих максимумів. Таким чином, внаслідок відпалу на повітрі знімається небезпека виникнення уповільненого руйнування до тієї миті, як у деталі знов виникнуть напруження, наприклад, внаслідок холодного правлення або після встановлення деталі в конструкцію, яка піддається експлуатаційним навантаженням. До того ж, внаслідок нагрівання металу на повітрі — в технологічній атмосфері з високим залишковим тиском кисню, на його поверхні утворюється газонасичений шар. Існує думка, що за температур нижчих близько 500 °С швидкість взаємодії титану з киснем настільки мала, що навіть за тривалих витримок механічні властивості титану та його сплавів через поглинання кисню помітно не змінюються. Однак такий підхід справедливий лише за умови, що метал не тонкостінний і не знаходиться під дією напружень, тобто він не може бути апріорі застосований до тонколистових зварних з'єднань [2, 3].

Одним із способів запобігання негативному впливу газонасичених шарів на експлуатаційні властивості зварних виробів з титанових сплавів є їх повне або часткове видалення хімічним травленням. Існують думки, що така обробка, як мінімум, відновлює до початкового рівня втомні властивості металу. Проте хімічне травлення, за неправильного підбору складу травильного розчину або режимів травлення, може бути причиною додаткового наводнювання металу або погіршення якості поверхні виробів [4].

Вакуумний відпал — радикальний метод боротьби з водневим окрихчуванням та газонасиченням зварних з'єднань титанових сплавів. Однак думки стосовно вибору оптимального технологічного середовища (вакуум або повітря) для відпалу титанових сплавів та їх зварних з'єднань за температур нижчих 600 °С розходяться.

Проведення даної роботи, в якій досліджували вплив технологічних чинників неповного відпалу (температура, склад газового середовища: повітря, вакуум) і подальшої обробки (облагороджувальне травлення) на втомну довговічність та схильність до сповільненого руйнування зварних з'єднань тонколистових титанових сплавів ВТ1-0 і ПТ7М, було зумовлено саме необхідністю оптимізації параметрів технологічного середовища відпалу для забезпечення високого рівня експлуатаційних властивостей зварних з'єднань однофазних сплавів титану.

Об'єкт і методика досліджень. Дослідження проводили на зварних з'єднаннях тонколистових (1,0 мм) титанових сплавів ВТ1-0 (технічно чистий титан, ГОСТ 22178–76) та ПТ7М (α-сплав Ti–2Al–2,5Zr, ТУ 1-92-30–70), виконаних в АНТК ім. О.К. «Антонов» автоматичним аргонодуговим електрозварюванням (ААрДЕЗ) пластин на поздовжньому стапелі для лінійних швів.

Термічну обробку зварних з'єднань титанових сплавів ВТ1-0, ПТ7М проводили на лабораторному термічному обладнанні за режимами, наведеними в табл. 1.

Після термічної обробки досліджували параметри газонасичених шарів, стан поверхні металу, втомну та статичну міцність зварних з'єднань.

Результати досліджень. Технологічне середовище (вакуум, повітря) під час неповного відпалу за температур 400–550 °С практично не впливає на короткочасну міцність зварних з'єднань титанових сплавів ВТ1-0 і ПТ7М порівняно з невідпаленим станом $\sigma_в$ змінюється в межах розкиду експериментальних даних. Однак відпал на повітрі незначно погіршує пластичність зварних з'єднань — відносне подовження δ зразків зменшується на 1–1,5 %. Оскільки дифузійні процеси за цих температур відбуваються сповільнено, такий вплив можна пов'язати з додатковим окисненням поверхні та газонасиченням дуже тонкого приповерхневого шару металу. Відпал у повітрі за цих температур впливає лише на розподіл водню та значення і розподіл залишкових напружень.

Однак для безпечної експлуатації відповідальних виробів з титанових сплавів авіаційного призначення важливо, щоб не було руйнування за весь час роботи за різних видів навантаження. Одним з критеріїв працездатності виробів, особливо зі зміцненими поверхневими шарами, є їх втомна довговічність та схильність до сповільненого руйнування під статичним навантаженням.

Встановлено, що вакуумний відпал ($P \le 5 \cdot 10^{-3}$ Па, $\tau = 1 \div 2$ год) зварних з'єднань тонколистових титанових сплавів ВТ1-0 ($T = 400 \div 550$ °С) та ПТ7М ($T = 400 \div 630$ °С) підвищує їх малоциклову довговічність та статичну міцність за умов сповільненого руйнування, порівняно з відпалом на повітрі за всіх температур відпалу (табл. 2). При цьому зростання температури відпалу як на повітрі, так і у вакуумі зумовлює зниження втомної та статичної міцності зварних з'єднань.

Найбільш яскраво позитивний вплив вакуумного відпалу на втомну та статичну міцність зварних з'єднань титанових сплавів виявляється за температури відпалу 550 °С (рис. 2).

За малоциклового згину руйнування зразків зварних з'єднань титанових сплавів ВТ1-0 та ПТ7М, виконаних ААрДЕЗ, відбувається в зоні термічного впливу, при цьому вакуумний відпал, особливо за вищих температур, зумовлює зміщення статистичного місця зламу зразків у бік основного металу з невеликим приростом ($K = 25 \div 35$ %) поверхневої твердості, що свідчить про необхідність зміцнення цієї зони металу для підвищення втомних характеристик зварних з'єднань.

Таблиця 1. Параметри термічної обробки (відпалу) зварних з'єднань титанових сплавів ВТ1-0 і ПТ7М, виконаних ААрДЕЗ

Матеріали, що зварювалися	Технологічне середовище	Режими відпалу
ВТ1-0 + ВТ1-0	Повітря	400 °С, 2 год 470 °С, 1 год 550 °С, 1 год
	Вакуум, $P < 5 \cdot 10^{-3}$ Па	
ПТ7М + ПТ7М	Повітря	400 °С, 2 год 550 °С, 1 год 630 °С, 1 год
	Вакуум, $P < 5 \cdot 10^{-3}$ Па	

Облагороджувальне травлення тонколистових зварних з'єднань титанових сплавів ВТ1-0, ПТ7М після відпалу на повітрі негативно впливає (знижує) на їх малоциклову довговічність та міцність за умов сповільненого руйнування. Негативний вплив облагороджувального травлення пов'язаний з видаленням зміцненого поверхневого шару та наводненням металу під час травлення. Облагороджувальне травлення після повітряного відпалу не приводить до суттєвих змін шорсткості поверхні металу [5], тому цей параметр не може бути визначальним у впливі на втомні властивості та сповільнене руйнування зварних з'єднань цих сплавів.

За результатами випробувань на малоциклову довговічність та сповільнене руйнування за статичного навантаження вакуумний відпал рекомендований як заключна технологічна операція для зварних ААрДЕЗ з'єднань тонколистових титанових сплавів ВТ1-0 ($T = 400 \div 550$ °С), ПТ7М ($T = 400 \div 630$ °С), як така, що забезпечує часткове зняття залишкових напружень, зневоднювання поверхневих шарів та об'єму металу, розсмоктування інтерференційно забарвлених оксидних плівок, підвищення втомної довговічності, експлуатаційної надійності зварних з'єднань.

Таблиця 2. Вплив температури і технологічного середовища відпалу на величину руйнівних напружень $\sigma_р$ (база 1200 год) за умов сповільненого руйнування під статичним навантаженням та малоциклову довговічність N ($\varepsilon_а = 0{,}8$ %) зварних з'єднань титанових сплавів ВТ1-0, ПТ7М

Термічна обробка	ВТ1-0		ПТ7М	
	$\sigma_р$, МПа	N, цикл	$\sigma_р$, МПа	N, цикл
Відпал на повітрі 470 °С, 1 год	355	17870	–	–
Відпал на повітрі 470 °С, 1 год + ОТ	345	13250	–	–
Вакуумний відпал 470 °С, 1 год	360	21450	–	–
Відпал на повітрі 550 °С, 1 год	350	16420	475	26650
Відпал на повітрі 550 °С, 1 год + ОТ	330	12500	480	23320
Вакуумний відпал 550 °С, 1 год	360	20120	495	39730
Відпал на повітрі 630 °С, 1 год	–	–	486	31680
Відпал на повітрі 630 °С, 1 год + ОТ	–	–	500	35400
Вакуумний відпал 630 °С, 1 год	–	–	485	40880

Примітка. ОТ — облагороджувальне травлення.

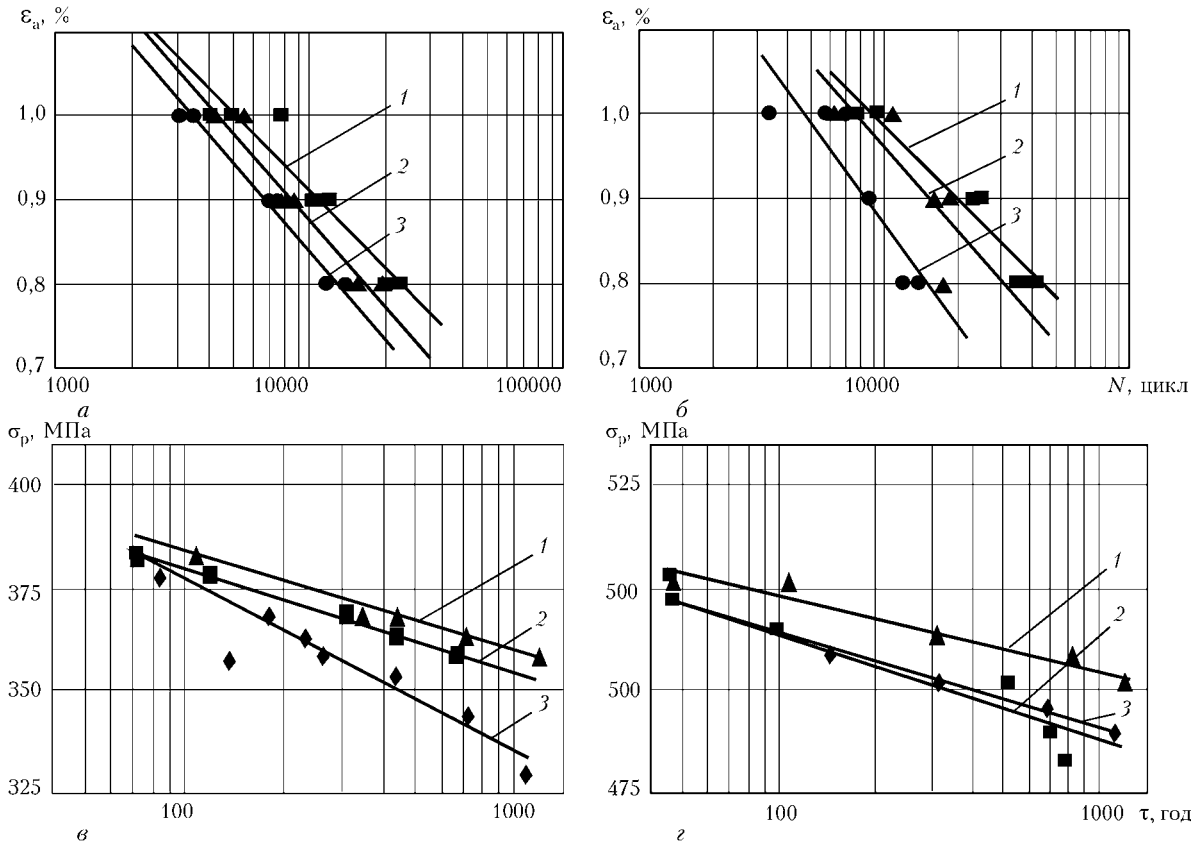


Рис. 2. Вплив технологічного середовища відпалу (T = 550 °С, τ = 1 год) та наступної обробки на малоциклову втому за умов чистого згину (*а, б*) та сповільнене руйнування за статичного розтягу (*в, г*) зварних з'єднань титанових сплавів ВТ1-0 (*а, в*), ПТ7М (*б, г*): *1* — вакуумний відпал; *2* — відпал на повітрі; *3* — відпал на повітрі + облагороджувальне травлення

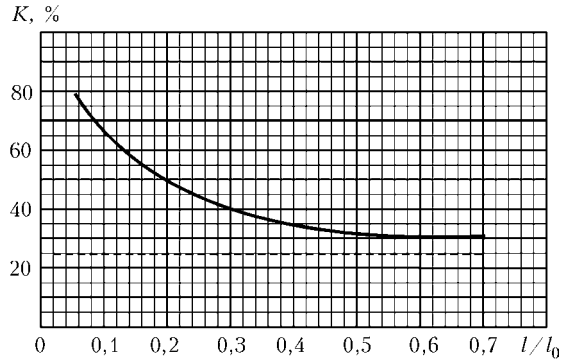


Рис. 3. Номограма для визначення допускних параметрів газонасичення тонкостінних (≤ 3 мм) виробів з однофазних титанових сплавів ВТ1-0, ПТ7М

За результатами роботи спільно з відділом головного металурга АНТК ім. О.К. Антонова розроблена технологічна інструкція РТИ 16-622–68 на «Вакуумну термічну обробку зварних деталей з однофазних титанових сплавів ВТ1-0 та ПТ7М», де наведено вимоги до параметрів вакуумного технологічного середовища та запропоновано вдосконалений критерій для визначення якості поверхневих газонасичених шарів [6]. Зокрема, запропоновано допускний рівень газонасичення за вакуумного відпалу деталей із сплавів ВТ1-0 і ПТ7М визначати за номограмою — залежністю максимально допускних значень відносного приросту поверхневої твердості від відносної глибини газонасичення (рис. 3).

Запропоновано придатними до експлуатації вважати деталі з параметрами газонасичення, які відповідають області, що розташована нижче кривої, представленої на номограмі.

Відносний приріст поверхневої твердості (K, %) визначаємо за формулою

$$K = [(HV^s - HV^c)/H^c]100, \%,$$

де HV^s — мікротвердість поверхні, МПа; HV^c — мікротвердість серцевини, МПа. Відносну глибину газонасичення n визначаємо за формулою

$$n = 2l/l_0,$$

де l — глибина зміцненої газонасиченої зони, мм; l_0 — товщина деталі, що відпалюється, мм.

1. *Лясоцкая В.С.* Термическая обработка сварных соединений титановых сплавов. — М.: Экомет, 2003. — 352 с.
2. *Металлургия* и технология сварки титана и его сплавов / С.М. Гуревич, В.Н. Замков, В.Е. Блащук и др. — Киев: Наук. думка, 1986. — 240 с.
3. *Вакуумный* отжиг титановых конструкций / Б.А. Колачев, В.В. Садков, В.Д. Талалаев и др. — М.: Машиностроение, 1991. — 224 с.
4. *Мамаев А.А.* Разработка основных принципов технологии изготовления титановых конструкций, безопасных с позиций водородной хрупкости // Авиац. пром-сть. — 1983. — № 10. — С. 16–21.
5. *Труш В.С.* Зміна шорсткості поверхні зварних з'єднань титанових сплавів після термообробки // Металлофизика и новейшие технологии. — 2008. — **30**. — С. 595–605.
6. *Механіка* руйнування і міцність матеріалів: Довідн. посібник / Під заг. ред. В.В. Панасюка. Т. 9: Міцність і довговічність авіаційних матеріалів та елементів конструкцій / О.П. Осташ, В.М. Федірко та ін.; Під заг. Ред. О.П. Осташа, В.М. Федірка. — Львів: Сполом, 2007. — 1068 с.

ПРОЕКТ 8.15

Підвищення ресурсу доліт для видобування розсіяного метану шляхом створення технології паяння алмазно-твердосплавних різців та вдосконалення конструкцій бурових елементів

УДК 621.791.3

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДОЛОТ ДЛЯ ДОБЫЧИ РАССЕЯННОГО МЕТАНА В ШАХТНЫХ ВЫРАБОТКАХ

Чл.-кор. НАН Украины **В.Ф. ХОРУНОВ, С.В. МАКСИМОВА**, канд. техн. наук, **Б.В. СТЕФАНИВ**, инж.
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Показано, что при сочетании усовершенствованной конструкции бурового долота и стабилизатора, разработанных припоев и технологии пайки удалось значительно увеличить проходку, что подтверждено результатами промышленных испытаний.

Ключевые слова: *сверхтвердые материалы, алмазный слой, алмазно-твердосплавный резец, породоразрушающий инструмент, долото, метан, пайка, припой*

Для бурения скважин в горных породах низкой и средней прочности применяют буровые долота, резцы и другие типы инструментов, оснащенные режущими элементами в виде двухслойных алмазно-твердосплавных пластин (АТП) и алмазно-твердосплавных резцов (АТР). Основными материалами для их изготовления служат металлокерамические твердые сплавы типа ВК-6, ВК-8, ВК-15, ВК-20, Т15К6, Т15К10 и другие сплавы, а также сверхтвердые материалы, которые представлены природными и синтетическими алмазами. Теоретические и технологические основы получения таких инструментов разработаны в Институте сверхтвердых материалов НАН Украины.

АТР (рис. 1) получают путем пайки АТП с твердосплавными державками (ТД) сплавами на основе карбида вольфрама, где в качестве связки используют кобальт (от 2 до 25 мас. % в зависимости от марки сплава). Используемые в экспериментах АТП представляли собой пластины из твердого сплава диаметром 13,5 мм и высотой 3,5 мм, покрытые тонким слоем (0,7–0,8 мм) синтетических поликристаллических алмазов на кобальтовой связке, последний к тому же служит катализатором при спекании. Микроструктура алмазного слоя представлена на рис. 2. Алмазный слой отличается высокой твердостью, износостойкостью, низким коэффициентом термического расширения. Они отличаются стабильностью формы, высокой твердостью, износостойкостью, низким коэффициентом термического расширения. Алмаз является метастабильной модификацией углерода и при нагреве АТП до критической температуры (670–700 °С) [1] физико-механические свойства алмазного слоя резко деградируют (рис. 3) вследствие диффузионного взаимодействия между алмазными частицами и кобальтом. Происходят каталитическая графитизация поликристаллических синтетических алмазов, образование трещин, вызванных различием коэффициентов термического расширения алмаза и кобальта, и, как следствие, разрушение алмазного слоя.

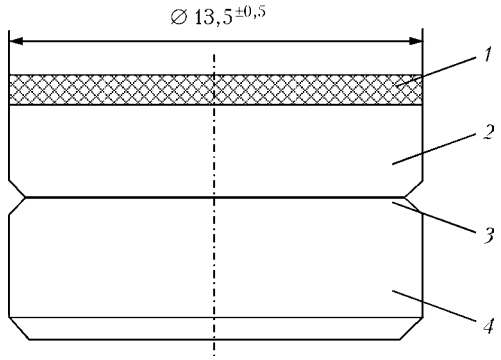


Рис. 1. Схема АТР: *1* — алмазный слой; *2* — твердосплавная подложка; *3* — паяный шов; *4* — твердосплавная державка

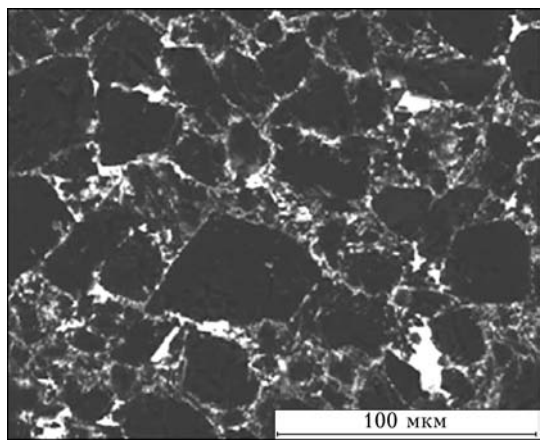


Рис. 2. Микроструктура алмазного слоя на АТП

© В.Ф. ХОРУНОВ, С.В. МАКСИМОВА, Б.В. СТЕФАНИВ, 2009

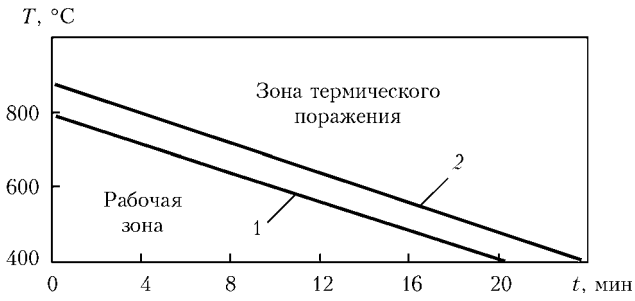


Рис. 3. Зависимость предельной температуры устойчивости алмазного покрытия от времени нагрева: *1, 2* — соответственно нижняя и верхняя границы деградации алмазного покрытия

Температура графитизации каждой марки синтетических поликристаллических алмазов зависит от многих факторов, в том числе от степени чистоты (массовой доли примесей металлов-катализаторов), среды нагрева и времени выдержки при повышенной температуре [2].

Поэтому при изготовлении АТР путем пайки традиционных АТП (с поликристаллическими синтетическими алмазами) с твердыми сплавами необходимо учитывать указанные особенности синтетических алмазов. Температура плавления не должна превышать 650–700 °С, а припой должен отличаться хорошей жидкотекучестью и смачиваемостью по отношению к паяемым материалам. Поскольку имеется существенная разница в коэффициентах термического расширения основного материала и применяемых металлических припоев, то последние должны характеризоваться высокой пластичностью для релаксации напряжений, возникающих на межфазной границе. Кроме того, учитывая нагрузки, действующие на АТР во время эксплуатации, прочность паяного шва на срез должна быть не ниже 300 МПа, а износ АТР в оговоренных ниже условиях испытаний — не более 0,2 мм.

Такие противоречивые требования было сложно выполнять при существующей еще с советских времен технологии изготовления АТР и имеющейся базе припоев. Для соединения твердых сплавов широкое применение получили медно-цинковые припои, легированные различными элементами, улучшающими их физико-механические и технологические характеристики. При получении соединений твердых сплавов и сталей они хорошо растекаются по этим материалам, но при пайке АТП их использование приводит к деградации синтетических алмазов из-за высокой температуры процесса.

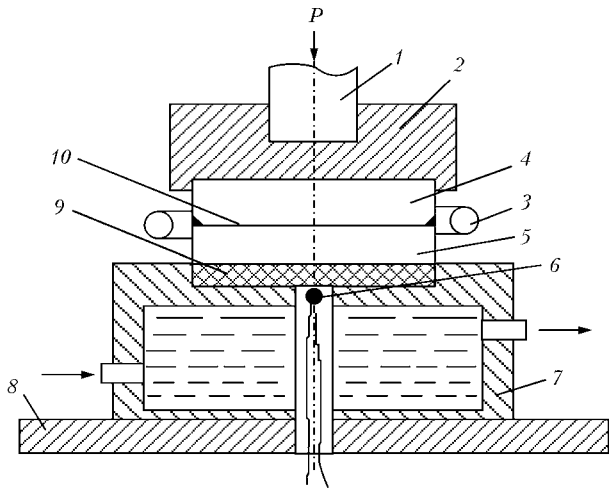


Рис. 4. Схема устройства для пайки АТР: *1* — прижим; *2* — суппорт; *3* — индуктор; *4* — твердосплавная державка; *5* — АТП; *6* — термопара; *7* — холодильник; *8* — основа; *9* — алмазний слой; *10* — паяный шов

Площадь растекания припоев по подложке из твердого сплава

Марка припоя (или базовая система)	Время нагрева t, с	Температура плавленія припоя $T_{пл}$, °С	Площадь растекания S, мм^2
ПСр-40	24	610	89,87
ПСр-45	7	730	67,63
Ag–Cu–Zn–Sn	26	650	46,33
Ag–Cu–Zn–Ni–Mn	23	750	121,4
ПМ-50	25	850	119,18
ПМ-72	40	970	50,19

Для пайки АТП с твердыми сплавами более перспективными являются медно-серебряные припои, характеризующиеся невысокой температурой плавления, достаточной пластичностью, хорошей жидкотекучестью. Базовым служит эвтектический сплав системы Cu–Ag с температурой плавления 779 °С [3]. Введение в систему Cu–Ag таких металлов, как цинк, кадмий, олово, позволяет снизить температуру плавления припоя, что положительно сказывается на свойствах паяных соединений.

Следует отметить, что при соединении АТП с твердосплавными державками фактически осуществляется пайка двух твердых сплавов, поскольку алмазное покрытие расположено на наружной поверхности АТП. Поэтому на первом этапе при определении прочности паяных соединений на срез паяли две пластины твердого сплава ВК-8, которые имитировали АТР, что существенно упрощало исследования. Результаты механических испытаний показали, что припои системы Cu–Ag, легированные другими элементами (цинком, марганцем, никелем и др.), обеспечивают достаточную прочность на срез (около 300 МПа) и хорошее растекание припоя по подложке из твердого сплава (таблица).

Для выбора оптимального состава припоя при изготовлении АТР прочность на срез паяных соединений является обязательным параметром, однако недостаточным. Для получения достоверной информации необходимо проводить комплексные испытания, которые включают показатели прочности и износостойкости. Износостойкость является основным параметром, наиболее реально отражающим условия эксплуатации буровых долот, оснащенных алмазными резцами. Для изучения износостойкости АТР их пайку осуществляли в специальном приспособлении (рис. 4), в котором алмазный слой контактировал с охлаждаемой поверхностью. Для сравнения отдельные АТР паяли без охлаждения. Полученные АТР (рис. 5) испытывали на стенде, который имитирует реальные условия эксплуатации, другими словами, осуществляли строжку той горной породы (например,

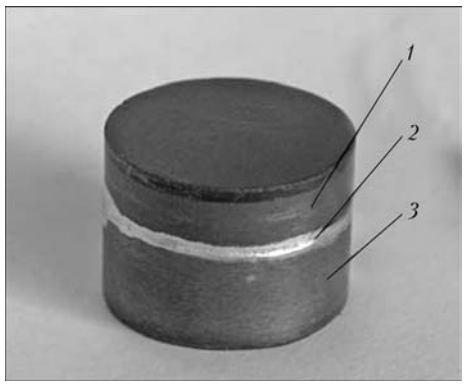


Рис. 5. Паяный АТР для бурового инструмента: *1* — алмазно-твердосплавная пластина; *2* — паяный шов; *3* — твердосплавная державка

кварцевого песчаника), для которой предназначен данный резец.

Условия испытаний следующие: скорость продольной подачи 0,55 м/с; глубина реза 0,5 мм; поперечная подача 28 мм/проход; охлаждение отсутствовало; вода не использовалась; продукты разрушения горной породы из зоны строжки не удалялись. Износ после строжки замеряли на задней грани АТР с помощью микроскопа. Проведенные испытания позволили выбрать припои, которые обеспечивали необходимый уровень износостойкости (не более 0,2 мм). Полученные результаты были использованы при разработке технологии пайки АТР с лопастью.

Технология пайки является ответственной операцией с точки зрения сохранения свойств алмазного слоя. В традиционной технологии пайку АТР выполняют последовательно, т. е. предыдущий резец подвергается вторичному нагреву при пайке последующего. Более того, индукционный нагрев иногда сочетается с газопламенным поверхностным нагревом, что создает опасность непосредственного контакта алмазного слоя с пламенем горелки.

В процессе выполнения настоящей работы была разработана специальная конструкция двухвиткового индуктора, которая обеспечивает равномерное температурное поле в области пайки АТР. На основании полученного решения стало возможным одновременная пайка всех АТР с применением только высокочастотного нагрева. При использовании такой технологии алмазный слой находится при высокой температуре минимальное время и сохраняет необходимые эксплуатации свойства. Следует отметить, что припои разработанных составов хорошо смачивают низколегированную сталь лопасти и материал подложки резцов и обеспечивают надежное крепление последних в лопасти (рис. 6).

Соединение лопастей с корпусом долота выполняли механизированной сваркой плавящимся электродом в среде аргона. Были отработаны режимы сварки, количество и порядок наложения швов, продолжительность временных пауз для остывания слоев и пр. Особое внимание уделяли сварке верхней части долота, особенно там, где сварочная дуга близко подходила к алмазному слою.

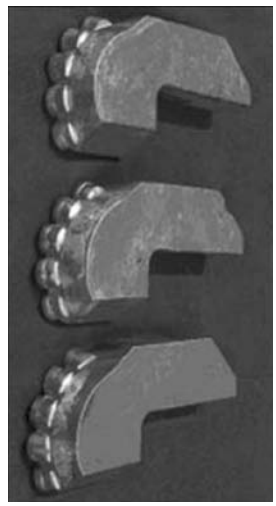


Рис. 6. Лопасти буровых долот со впаянными АТР



Рис. 7. Буровое долото, оснащенное АТР

С использованием разработанной технологии и припоев изготовлена партия буровых долот, предназначенных для бурения горных пород средней твердости (рис. 7), которая успешно прошла промышленные испытания и внедрена в технологический процесс добычи рассеянного метана на шахте им. А.Ф. Засядько (г. Донецк).

В процессе промышленных испытаний установлено, что применение разработанных припоев и технологии с использованием отечественных АТП позволило увеличить длину проходки с 100–120 до 400–450 м. При использовании АТП иностранного производства без изменения конструкции долота и стабилизатора длина проходки несколько увеличилась, однако возможности этих резцов практически не были использованы. И только при сочетании усовершенствованной конструкции долота и стабилизатора, разработанных припоев и технологии пайки удалось достичь длины проходки более 1000 м.

1. *Артюхов В.П., Прусс О.П.* Исследование процессов пайки алмазно-твердосплавных резцов // Сверхтвердые материалы. — 1997. — № 2. — С. 38–43.
2. *Найдич Ю.В., Уманский В.П., Лавриненко И.А.* Прочность алмазо-металлического контакта и пайка алмазов. — Киев: Наук. думка, 1988. — 136 с.
3. *Диаграммы* состояния двойных металлических систем: Справ.: В 3 т. Т. 1 / Под общ. ред. Н. П. Лякишева. — М.:Машиностроение, 1996. — 991 с.

ПРОЕКТ 8.16

Дослідження закономірностей формування багатошарових ерозійностійких покриттів, отриманих методами іонно-плазмового розпилення матеріалів, як для підвищення ресурсу роботи компресорних лопаток газотурбінних двигунів, так і їх ремонту

УДК 621.793.12

ЭРОЗИОННОСТОЙКИЕ МНОГОСЛОЙНЫЕ ПОКРЫТИЯ НА ОСНОВЕ КАРБИДА И НИТРИДА ТИТАНА С ПЛАСТИЧНЫМИ ПРОСЛОЙКАМИ

Е.В. ДАБИЖА, канд. техн. наук, **А.А. ЛЕЩУК**, д-р техн. наук, **И.В. БОНДАРЬ, Н.Н. БОРИСОВА**, кандидаты техн. наук
(Ин-т сверхтвердых материалов им. В.М. Бакуля НАН Украины)

Обоснована перспективность использования ионно-плазменных методов для нанесения износостойких эрозионностойких многослойных защитных покрытий. Показано, что методы микроэлектродугового плазменного вакуумного и магнетронного вакуумного напыления, которые относятся к данной группе, являются наиболее многофункциональными. Приведены результаты модернизации вакуумной установки ВУ-700«Д»(М), в которой смонтированы три периферийных источника микроэлектродугового распыления и один источник магнетронного распыления. Разработаны новые технологические и аппаратурные решения, позволяющие наносить защитные эрозионностойкие многослойные покрытия общей толщиной до 30 мкм на компрессорные лопатки газотурбинных двигателей. Исследовано влияние толщины мягкой кобальтовой прослойки и температуры процесса осаждения на критическую толщину многослойных покрытий из карбида и нитрида титана, а также нанотвердость данных покрытий.

Ключевые слова: *защитное износостойкое покрытие, плазменно-дуговой способ нанесения покрытий, магнитронное распыление, карбид и нитрид титана, лопатка, газотурбинный двигатель, износостойкость, эрозионная стойкость, пластичная прослойка, кобальт*

Применение покрытий является одним из прогрессивных способов модификации поверхности деталей и улучшения их поверхностных свойств в машино- и приборостроении, повышения эксплуатационных характеристик инструмента. Это важное звено во многих технологических циклах создания новых материалов. В связи с этим развитию способов и технологий нанесения покрытий и их всестороннему изучению уделяется особое внимание.

В настоящее время разработано большое количество способов нанесения покрытий, реализованных в ряде вакуумных установок, которые предназначены для осаждения покрытий из различные материалов на разнообразные изделия.

Среди многообразия современных способов получения покрытий наиболее многофункциональными и перспективными признаны способы нанесения покрытий в низкотемпературной газоразрядной плазме, создающие помимо пара металла ионизированные частицы, которыми можно управлять с помощью электрического и магнитного полей. По сравнению с более энергоемкими способами термического и электронно-лучевого испарения, указанные позволяют более эффективно (т. е. с меньшими затратами энергии и реагентов) выполнять диспергирование материалов в атомарное, молекулярное, кластерное состояние и осуществлять их осаждение на поверхность изделий в виде тонких (до 10 мкм) функциональных, вспомогательных или декоративных покрытий [1].

При ионно-плазменном нанесении покрытий высокая адгезия их к основе обеспечивается физико-химическим взаимодействием потока плазмы с поверхностью подложки, которая находится под заданным потенциалом, в связи с чем наряду с конденсацией происходит ионная бомбардировка поверхности детали и ее активирование, а в результате этого — интенсивное внедрение в поверхностный слой подложки атомов требуемого материала.

К ионно-плазменным способом нанесения покрытия относятся магнетронное распыление, микроэлектродуговое испарение (распыление) и активированное реактивное испарение [2–4]. Наиболее перспективны в этой группе первые два способа нанесения покрытия, а последний является модификацией термического испарения, что расширяет его возможности, но полностью не устраняет имеющиеся недостатки.

Основные преимущества указанных способов нанесения покрытия обусловлены физическими принципами, лежащими в основе их реализации. Возможность распыления (испарения) материала из твердой фазы или зоны частичного расплавления позволяет отказаться от дорогостоящих испарительных элементов, изготовленных, как правило, из тугоплавких дефицитных материалов. Отсутствие испарительных элементов с ограниченным сроком службы и сравнительно небольшой

© Е.В. ДАБИЖА, А.А. ЛЕЩУК, И.В. БОНДАРЬ, Н.Н. БОРИСОВА, 2009

загрузкой дает возможность резко увеличить скорость роста покрытия и возможную его толщину, а также общую поверхность покрываемых деталей. Возможность наращивания толстых слоев покрытия является определяющим условием для использования указанного способа для нанесения толстых эрозионностойких покрытий на различные изделия.

Распыление ионами материала катода или взрывное его микроиспарение открывают путь к созданию покрытий в виде сплава с сохранением стехиометрического состава исходного материала, а введение химически активного газа — к получению химических соединений. Благодаря наличию ионной составляющей в распыляемом материале появляется возможность ее ускорения при подаче на подложку с отрицательным потенциалом. В связи с этим на подложке происходят процессы активации поверхностных атомов, способствующие повышению адгезии покрытия к подложке, распыления атомов с ее поверхности (ионное травление) и имплантации ионов.

Габариты систем ионно-плазменного распыления можно изменять в широких пределах, что позволяет наносить покрытия на изделия различных размеров, при этом достигается высокая воспроизводимость результатов и относительная простота управления процессом распыления.

Как известно, способ микродугового испарения с ионной бомбардировкой основан на инициировании микродугового разряда в вакууме на поверхности катода и образовании таким образом катодных пятен, имеющих исключительно высокую плотность и температуру [5–7]. Выделение большой мощности обусловлено бомбардировкой зоны катодного пятна ионами распыляемого материала. Благодаря высокой температуре и ионной бомбардировке в состав продуктов эрозии катода в зоне пятна входят капли расплавленного металла, атомы и ионы. Размер капель и их количество определяются теплофизическими свойствами материала катода и током дугового разряда [5]. Как показано в работе [8], расход массы катода в ионной фазе на единицу переносимого заряда для данного материала является величиной постоянной, в то время как эрозия катода в капельной фазе (в каплях) зависит от технологических условий и увеличивается с ростом заряда, переносимого через единицу площади (ток микродугового разряда). Испускаемые катодом капли в процессе их переноса от катода к подложке дополнительно нагреваются за счет бомбардировки их поверхности ионами и, испаряясь, служат основным источником нейтрального пара в объеме разрядного промежутка. При этом, если распыляется сплав, в состав которого входят металлы, имеющие существенное отличие от упругости пара, то испарение более летучего компонента происходит с большой скоростью, что приводит к изменению состава как капли, так и осаждающегося покрытия по сравнению с составом материала катода [5].

В процессе бомбардировки испаряющегося пара ионами происходит также дополнительная ионизация его атомов, в результате чего доля ионов составляет 30–50 % общего потока, конденсируемого на поверхности изделия [8].

При подаче реакционного газа (азота, метана или кислорода) в разрядный промежуток происходят его взаимодействие с продуктами распыления металла катода и осаждение покрытия в виде соединений (нитридов, карбидов или оксидов переходных металлов), которые имеют высокую твердость, прочность и могут служить в качестве защитных износостойких и эрозионностойких покрытий на различных изделиях.

Реализация процессов микроэлектродугового реактивного распыления достигается простыми способами при использовании в качестве источника питания стандартных сварочных выпрямителей, что является значительным преимуществом данного способа по сравнению с другими [4]; однако этот способ имеет и существенные недостатки, например, наличие капельной фазы в покрытии.

Способ магнетронного распыления не отличает выше названным недостатком, поскольку у него осаждение происходит в виде атомов распыляемого материала (частично в виде его ионов). Магнетронная распылительная система — это модификация широко известных систем диодного распыления. Сохраняя все положительные свойства диодного распыления, магнетронное распыление имеет свои преимущества: высокую скорость конденсации материалов; уменьшение загрязнений конденсатов газовыми включениями; снижение температуры разогрева подложки в процессе осаждения покрытия.

Физической основой магнетронной распылительной системы является самостоятельный аномальный тлеющий разряд в разреженном газовом пространстве в скрещенных электрическом и магнитном полях. Магнитная система создает над поверхностью катода магнитное поле арочной конфигурации напряженностью 0,03–0,13 Тл [3]. Имеющиеся в этой зоне электроны совершают сложное циклоидальное движение и при столкновении с молекулами газа ионизируют их, создавая положительные ионы, которые ускоряясь в электрическом поле, бомбардируют поверхность мишени-катода и выбивают из нее частицы материала. При бомбардировке поверхности катода ионами распыляющего газа имеют место два основных эффекта — вторичная электронная эмиссия и ионное распыление мишени катода. Вторичная эмиссия электронов служит для поддержания разряда, а распыленные атомы конденсируются на подложке в виде покрытия.

Наличие концентрированной зоны плазмы в прикатодном пространстве позволяет получить более высокие, чем при диодном распылении, плот-

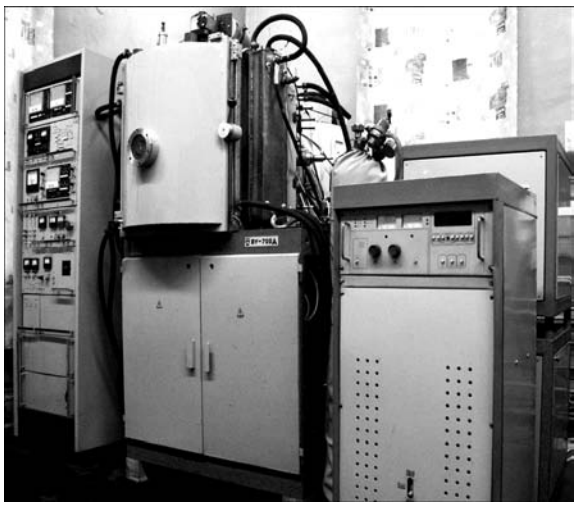


Рис. 1. Общий вид модернизированной вакуумной установки ВУ-700«Д»(М)

ность ионного тока и скорость распыления, что связано с изменением механизма распыления от прямого соударения при бомбардировке ионами для диодного распыления до механизма тепловых пиков для магнетронного распыления [9]. Как показано в данной работе, для механизма тепловых пиков, в отличие от механизма распыления прямым соударением, характерна линейная зависимость скорости осаждения от мощности магнетронного разряда, что позволяет легко автоматизировать подачу реакционного газа при осаждении покрытий в виде химических соединений распыляемого металла и реакционного газа.

В качестве рабочего газа в магнетронных распылительных системах обычно используют аргон, в режиме постоянного тока. Эти системы работают при давлении аргона от 0,01 до 100 Па и напряжении разряда 300–800 В [3].

Магнетронные распылительные системы позволяют получать покрытия практически из любых металлов, сплавов и полупроводниковых материалов без нарушения стехиометрического состава, что делает их весьма перспективными для применения в ряде областей науки и техники.

Наличие у этого способа ловушки для электронов, которая образуется в скрещенных магнитных и

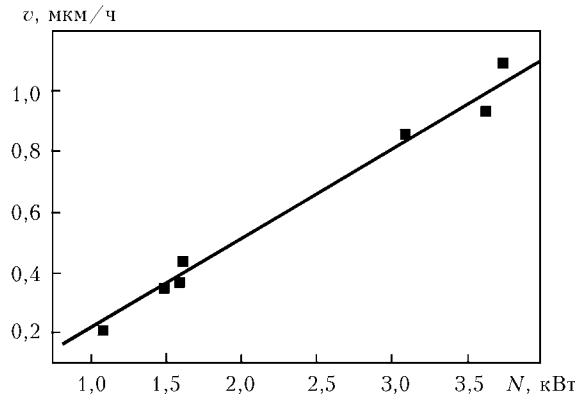


Рис. 2. Зависимость скорости осаждения v титана от мощности N, прикладываемой к магнетрону с косвенным охлаждением мишени-катода

Таблица 1. Состав и структура нитридного покрытия

Состав	Микротвердость, ГПа	Стойкость к окислению при наибольшей температуре на поверхности, °С	Коэффициент трения
TiN	19,3–22,0	600	0,50
TiC	28,0–30,0	400	Нет данных
TiCN	30,0	400	0,40
TiAlN	30,0–35,0	540	0,40
TiAlCrN	35,0	920	0,40
TiAlCrYN	27,0	950	Нет данных
CrN	16,5–21,5	700	0,50
Al_2O_3	21,0–30,0	1200	Нет данных
ZrN	28,0	600	0,60
MoS_2	15,0	–	0,02
WC/C	15,0	300	0,20

электрических полях, обеспечивает высокую степень ионизации атомов газа. В связи с этим введение в разрядный газовый объем дополнительно реакционных газов (азота, метана, кислорода) в результате высокой степени их ионизации и активации позволяет получать пленки соединений переходных металлов (нитридов, карбидов и оксидов).

Наиболее распространенные составы защитных износо- и эрозионностойких покрытий и их свойства приведены в табл. 1 [10].

Для реализации вакуумных технологий нанесения покрытий использована модернизированная вакуумная установка Сморгонского завода оптического станкостроения ВУ-700«Д»(М) (Беларусь), общий вид которой представлен на рис. 1. Базовая установка представляет собой цилиндрическую вакуумную камеру диаметром 700 мм и высотой 700 мм, в которой на левой стенке в кармане смонтирован магнетрон с косвенным охлаждением мишени, а на правой находится электрод для очистки поверхности напыляемых изделий в косвенном тлеющем разряде. На верху камеры имеется вакуумный ввод вращения, на котором смонтирована шестипозиционная удерживающая оснастка двойного планетарного вращения изделий длиной до 500 мм и диаметром до 140 мм для экспонирования их поверхностей в паровом потоке.

Характеристики данной распылительной системы исследовали при реализации процесса распыления мишени из титана (рабочее давление аргона составляло 0,08 Па). Зависимость скорости осаждения титанового покрытия от подводимой к магнетрону мощности показана на рис. 2. Как видно из рисунка, скорость осаждения покрытия представляет собой линейную зависимость от прикладываемой мощности. При мощности N = 3,5 кВт косвенное охлаждение мишени уже не справляется с ее охлаждением, а при выключении питания маг-

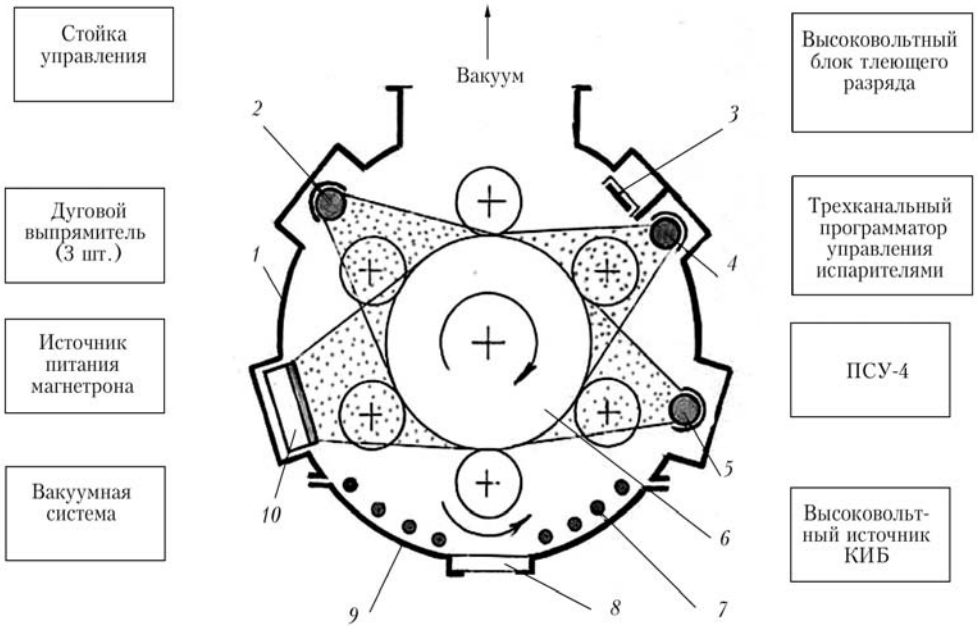


Рис. 3. Блок схема модернизированной установки ВУ-700«Д»(М): *1* — вакуумная камера; *2, 5* — дуговой испаритель (с титановым катодом); *3* — электрод косвенного тлеющего разряда; *4* — дуговой испарители (с кобальтовым катодом); *6* — удерживающая оснастка двойного планетарного вращения; *7* — электронагреватель; *8* — смотровая система; *9* — дверь; *10* — магнетрон

нетрона в камере видно слабое малиновое свечение мишени катода.

Исследование скорости осаждения при большей мощности проводили при циклическом включении магнетрона (5 мин работы и 5 мин остывания мишени магнетрона). Как показали результаты исследования, увеличение мощности, подводимой к магнетрону, более 3,5 кВт способствует еще большему разогреву мишени и некоторому ее короблению, что приводит к ухудшению охлаждения и увеличению разогрева мишени. При разогреве мишени до температуры более 700 °С происходит снижение эффективности распыления атомов титанового катода атомами аргона. Поскольку скорость осаждения покрытия 0,9 мкм/ч не решает задачи по наращиванию толстых многослойных эрозионностойких покрытий, потребовалась разработка магнетрона с прямым водяным охлаждением мишени-катода и модернизация вакуумной камеры установки для введения дополнительных испарительных и распылительных систем. На рис. 3 представлена блок-схема модернизированной установки ВУ-700«Д»(М). Как видно из рисунка, модернизированная установка оснащена нагревательными элементами *7*, которые смонтированы на двери *9*. Нагреватели закрытого исполнения предназначены для прогревания камеры и изделий в вакууме перед нанесением покрытий и поддержания температуры в процессе осаждения покрытий. Общая мощность нагревателей составляет 5 кВт. На левой стороне цилиндрической стенки вакуумной камеры *1* имеется «карман», в котором смонтирован линейный модернизированный магнетрон *10* с прямым охлаждением мишени-катода. Эскиз сборки катодного узла модернизированного магнетрона с прямым охлаждением мишени-катода представлен на рис. 4.

Общий вид модернизированного магнетрона представлен на рис. 5, размер мишени-катода магнетрона составляет 145×520 мм. Из рисунка видно, что длина зоны распыления немного меньше длины мишени-катода (460 мм). Зависимость скорости осаждения титанового покрытия от прикладываемой к магнетрону мощности для модернизированного магнетрона показана на рис. 6. Скорость осаждения покрытия имеет линейную зависимость и при мощности более 5 кВт, что свидетельствует о достаточно эффективном охлаждении мишени. Данная конструкция магнетрона позволяет ему работать при мощности до 10 кВт.

Как видно из рис. 3, в модернизированном варианте установки вакуумная камера имеет три дополнительных водоохлаждаемых кармана, в которых установлены два специально разработанных линейных периферийных дуготрона с титановым катодом (*2, 5*) и один периферийный дуготрон с кобальтовым катодом (*4*), а также катодный узел для предварительной очистки изделий в тлеющем разря-

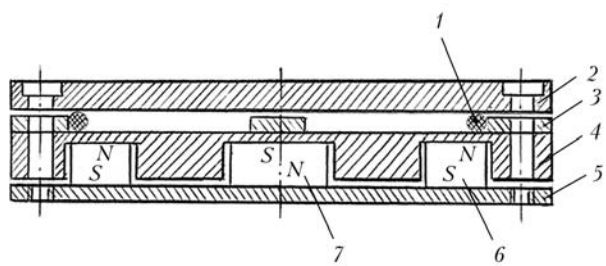


Рис. 4. Эскиз сборки катодного узла модернизированного магнетрона с прямым охлаждением мишени-катода: *1* — резиновый валик вакуумного уплотнения; *2* — мишень-катод; *3* — медная пластина водяного охлаждения; *4* — медный сепаратор для магнитов; *5* — нижний «башмак» магнитной системы; *6* — периферийные магниты магнетрона; *7* — центральные магниты магнетрона



Рис. 5. Общий вид модернизированного магнетрона с прямым охлаждением мишени-катода

де. Общий вид титанового и кобальтового дуготронов показан соответственно на рис. 7 и 8.

Как показали исследования, указанные дуготроны и разработанные для них блоки управления и питания эффективно работают при токе микроэлектродугового разряда 120–200 А. Необходимое охлаждение стенок карманов дуготронов обеспечивается в процессе их работы при токе разряда 200 А. Скорость осаждения покрытия из нитрида титана при токе микроэлектродугового разряда 165 А и работе одного дуготрона составляет 3,1 мкм/ч, в случае работы двух дуготронов — 6 мкм/ч.

Модернизированная установка укомплектована блоком питания магнетрона большей мощности БПМ-25, общая мощность которого составляет 25 кВт. Для процесса катодной ионной обработки изделий смонтирован дополнительный блок питания общей мощностью 25 кВт, который предназначен для разогрева изделий до 500 °С. Для автоматического смешивания газов (распылителя аргона и реакционного газа) в заданной пропорции при магнетронном реакционном осаждении покрытий установка дополнительно оснащена системой

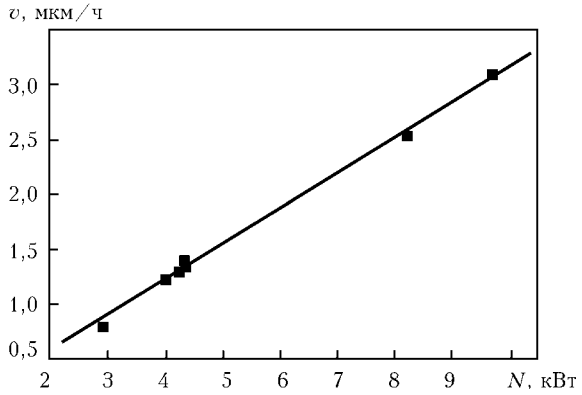


Рис. 6. Зависимость скорости v осаждения титана от мощности N, прикладываемой к магнетрону с прямым охлаждением мишени-катода

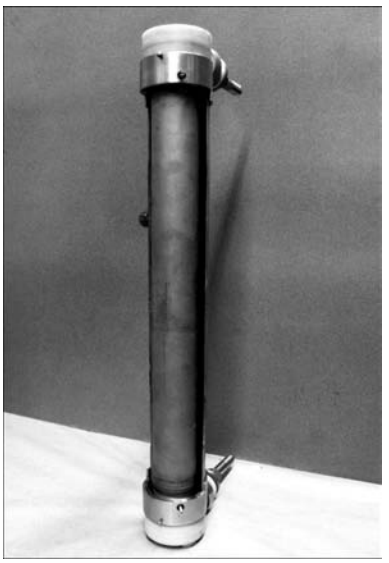


Рис. 7. Общий вид линейного периферийного дуготрона с титановым катодом

спектрального анализа и автоматического управления напусков газов ПСУ-4.

Используя микроэлектродуговое или магнетронное распыления можно получать различные защитные эрозионностойкие покрытия (см. табл. 1). Экспериментально доказано, что существует некоторая критическая толщина таких покрытий (5–7 мкм), при достижении которой происходит их разупрочнение и частичное или полное самопроизвольное разрушение после охлаждения до комнатной температуры, что вызвано высоким уровнем внутренних напряжений, возникающих вследствие различия коэффициента термического расширения материала покрытия и материала подложки [11].

Получение толстых покрытий из карбида или нитрида титана способом микродугового вакуумного ионно-плазменного испарения затруднено, поскольку происходит их отслоение от подложки. Указанный способ нанесения покрытий обеспечи-



Рис. 8. Общий вид блока катодного узла тлеющего разряда и дуготрона с кобальтовым катодом

вает эффективную очистку поверхности детали ионами высокой энергии, а также параллельно ее разогрев и активацию, что способствует высокой прочности адгезии покрытия к подложке.

Для уточнения природы отслоения покрытий от подложки на поверхность образца из стали Х18Н9Т размером 20×10×1,5 мм наносили суспензию из графита, смешанную с ацетоном. После высыхания на образце оставался тонкий слой дисперсного графита, который при осаждении на него покрытия должен обеспечить низкую прочность адгезии покрытия к поверхности образца. На подготовленный таким образом образец наносили покрытие из TiN толщиной 5 мкм. Температура нагрева образца в процессе осаждения покрытия составляла (500±20) °С; после остывания в вакуумной камере при вакууме 0,008 Па образец выгружали. Покрытие отслаивалось от его поверхности путем вздутия сплошной пленки, которая при этом не разрушилась.

Проведенные ранее исследования по нанесению такого покрытия на чистые пластинки из стали Х18Н9Т показали, что покрытие также отслаивалось, но в процессе отслоения от поверхности образца происходило одновременное его разрушение на мельчайшие частички. Это свидетельствует о том, что полученное покрытие имеет высокую прочность сцепления с поверхностью образца. Нескомпенсированное усилие, необходимое для отрыва и разрушения покрытия на маленькие фрагменты, придает им энергию, с которой они отлетают от поверхности образца. Усилие отрыва создает напряжения, которые накапливаются в слое покрытия при его прочном сцеплении с поверхностью. Как было описано выше, при отсутствии адгезии наблюдали только отслоение покрытия без его разрушения. Разрушение покрытия свидетельствует как о величине напряжений, накопленных в покрытии, так и о прочности адгезии покрытия к подложке. Поэтому удобной комплексной технологической характеристикой, оценивающей прочность сцепления покрытия с подложкой, можно считать критическую толщину слоя покрытия, при которой усилие, которое необходимо дополнительно прикладывать к поверхности покрытия для его отрыва от подложки, снижается настолько, что покрытие самостоятельно отслаивается от подложки. Отслоение, как правило, происходит после остывания образца с покрытием, но может происходить и в процессе осаждения покрытия, если толщина сформировавшегося покрытия значительно превышает критическое значение.

Нанесение покрытий на тонкие пластинки из нержавеющей стали Х18Н9Т размером 40×10×0,4 мм приводит к их изгибанию, что указывает на наличие значительных напряжений в формируемом слое покрытия.

Как показали исследования, значение внутренних напряжений в формируемом слое увеличиваются с ростом его толщины. Установлено, что напряжения больше из покрытий из нитрида титана, чем у карбида титана, а соответственно значение критической толщины у нитрида титана ниже. Для того, чтобы нарастить более толстый слой покрытия используем эффект уменьшения напряжений за счет чередования слоев, у которых толщина значительно меньше критической для данных материала и условий, с тонкими прослойками из пластичного материала [12]. Все это учитывалось при формировании многослойных покрытий из этих материалов с мягкой прослойкой.

В модернизированной установке ВУ-700«Д»(М) разработаны новые технологические и аппаратурные решения, позволяющие наносить защитные эрозионностойкие многослойные покрытия. С учетом значений критической толщины покрытия из карбида или нитрида титана расчетная толщина слоев в многослойном покрытии из карбида титана составляла 3,4 мкм, а из нитрида титана — 2,9 мкм.

Как показали проведенные нами исследования, в качестве мягкой прослойки могут служить тонкие слои из стали Х18Н9Т или кобальта, хотя последний является более эффективным материалом прослойки.

Были проведены исследования влияния толщины прослойки кобальта на значение критической толщины многослойного покрытия Co/TiC. В качестве образцов использовали пластинки размером 20×10×1,5 мм из стали Х18Н9Т. В вакуумной камере пластинки подвергались очистке способом конденсации с ионной бомбандировкой (КИБ) при 600 и 1200 В и нагревались при ионной бомбардировке до (400±20) °С. Давление реакционного газа метана CH_4 в процессе осаждения покрытия из TiC составляло (0,18±0,05) Па. После нанесения каждого слоя покрытия из TiC образец остывал в вакуумной камере при вакууме 0,008 Па до температуры 100 °С, после чего его выгружали и он остывал до комнатной температуры на воздухе.

Если многослойное покрытие после нанесения очередного слоя не отслаивалось, то образец загружали снова в вакуумную камеру для доращивания очередного слоя. При достижении критической толщины многослойного покрытия имеет место отслоение и разрушение покрытия от части или от всей напыляемой площади. Значение толщины многослойного покрытия, при котором это происходило, считалась критическим.

Зависимость критической толщины многослойного покрытия Co/TiC, которое формировалось при температуре (400±20) °С, от толщины кобальтовых прослоек показана на рис. 9. Как видно из рисунка, с увеличением толщины кобальтовой прослойки критическая толщина увеличивается не линейно, а с нарастанием. При толщине мягкой прослойки 0,27 мкм критическая толщина многослойного покрытия Co/TiN составляет 15 мкм. Поскольку при данном значении толщины пластичной прослойки на зависимости, показанной на рис. 9, насыщения не наблюдается, то в дальней-

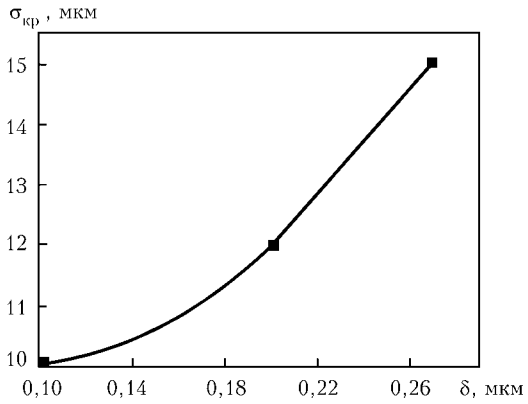


Рис. 9. Зависимость критической толщины $\delta_{кр}$ многослойного покрытия Co/TiC, которое формировалось при температуре подложки 400 °C, от толщины δ кобальтовых прослоек

шем будет представлять интерес исследовать влияние значительно большей толщины прослойки из кобальта на критическую толщину многослойного покрытия.

Проведенные нами исследования показали, что температура, при которой происходит формирование покрытия, является очень важным параметром процесса. Поскольку у покрытия из TiN напряжения в растущем слое нарастают интенсивнее, чем у покрытия из TiC, важно исследовать на сколько температура влияет на формирование многослойного покрытия на основе TiN. Для этого на образцы из стали Х18Н9Т размером 20×10×1,5 мм послойно, как и в предыдущих опытах, наносили многослойное покрытие Co/TiN при разной температуре процесса. Толщина слоев из TiN составляла 2,9 мкм, а у прослоек из Co — 0,27 мкм.

Температура формирования покрытия 300–500 °C является очень важной, именно в данном диапазоне температуры формируются структуры столбчатых или нитевидных кристаллов, которые являются характерными для процессов наращивания покрытий [13, 14]. При более высокой температуре вследствие объемной диффузии атомов образуется структура равноосных зерен, характерная для монолитного материала. Зависимость критической толщины многослойного покрытия из Co/TiN от температуры подложки, при которой происходит осаждение, показана на рис. 10. Из

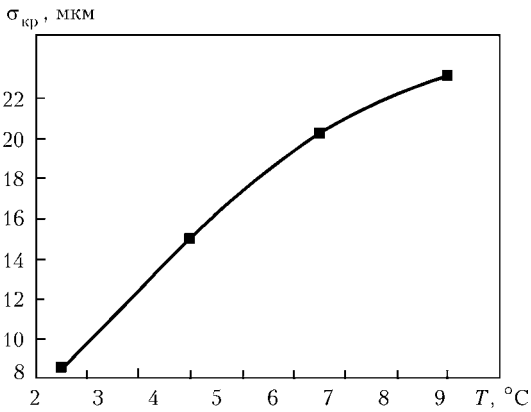


Рис. 10. Зависимость критической толщины $\delta_{кр}$ многослойного покрытия из Co/TiN от температуры подложки, при которой происходит осаждение

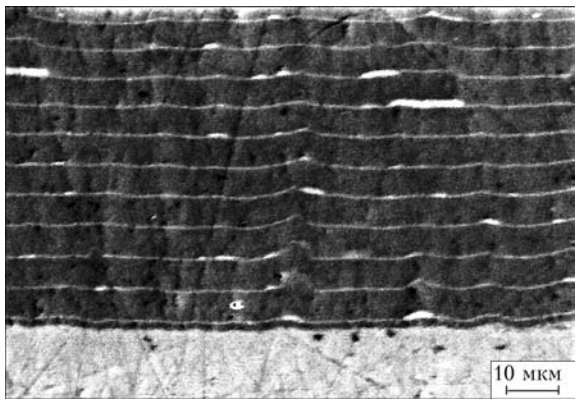


Рис. 11. Типичная микроструктура многослойного покрытия на основе TiCN с пластичными прослойками кобальта (суммарная толщина покрытия 30 мкм)

рисунка видно, что эта зависимость носит нелинейный характер. Наиболее существенное влияние оказывает этот параметр при температуре, близкой к 400 °C. При температуре подложки 450 °C и выше влияние этого параметра ослабляется. В то же время данная кривая не имеет явно выраженного насыщения при температуре, близкой к 500 °C.

Проведены исследование физико-механических свойств многослойных покрытий из Co/TiC. С этой целью, как и в предыдущих исследованиях, использовали пластинки из нержавеющей стали Х18Н9Т размером 20×10×1,5 мм, на которые было нанесено многослойное покрытие на основе TiC с прослойками из кобальта. Многослойное покрытие из Co/TiC получено послойным допылением очередного слоя после вскрывания камеры и выгрузки образца с данным количеством слоев для последующих исследований. Остальные образцы подвергались следующему циклу напыления: очередной слой покрытия из TiC наносился после разогрева образца способом КИБ до (400±20) °C и нанесения на него мягкой прослойки из кобальта. Толщина прослойки из кобальта составляла 0,3 мкм, а основного твердого эрозионностойкого слоя из TiC — 3,4 мкм. На образцах, изготовленных таким образом с разным количеством слоев многослойного покрытия Co/TiC, проводили ис-

Таблица 2. Физические свойства покрытия из нитрида титана

Покрытие Co/TiC (толщина, мкм)	Модуль упругости, ГПа	Среднее значение модуля упругости, ГПа	Нанотвердость, ГПа	Среднее значение нанотвердости, ГПа
Однослойное (3,4)	384,8	384,8	32,7	32,7
Двухслойное (6,8)	381,2 421,5 442,8	415,2	33,4 37,1 38,5	36,3
Четырехслойное (13,7)	408,3	408,3	35,8	35,8
Шестислойное (13,7)	364,8 343,6	354,2	31,9 29,7	30,8

следования их нанотвердости. Перед этим верхний слой покрытия из TiC приполировывали, чтобы уменьшить его шероховатость до значений, приемлемых для испытаний на наноиндентере.

Исследования нанотвердости проводили на установке «Nano Indenter-II, MTS Systems Corporatiion», Oak Ridge, TN, USA, испытания твердости — на трехгранном инденторе Берковича. После испытаний твердость определяли по глубине отпечатка под нагрузкой, а модуль упругости — по кривой разгрузки.

Результаты исследований нанотвердости и модуля упругости для многослойных покрытий Co/TiC, которые осаждались при температуре (400±20) °C, приведены в табл. 2.

Типичная многослойная структура показана на рис. 11.

Очень интересным является тот факт, что при многослойном нанесении покрытия на основе TiC нанотвердость покрытия в отдельных случаях достигала 38,5 ГПа, что значительно превышает микротвердость аналогичных, но однослойных покрытий. Нагрузка и глубина индентирования покрытия при данных испытаниях соизмеримы с условиями воздействия на него при эрозионном износе, поэтому высокие физикомеханические характеристики многослойного покрытия подтверждают эффективность его нанесения на изделия в качестве защитного эрозионностойкого покрытия.

Таким образом, данная модернизированная установка имеет новые технологические и аппаратурные возможности нанесения защитных эрозионностойких покрытий в многослойном варианте общей толщиной 30 мкм и более, в том числе для защиты компрессорных лопаток газотурбинных двигателей от эрозионного износа, что повышает их эксплуатационные характеристики и значительноо увеличивают срок службы.

1. *Мовчан Б.А., Малашенко И.С.* Жаростойкие покрытия, осаждаемые в вакууме. — Киев: Наук. думка, 1983. — 232 с.
2. *Бессо Ж.Ж.* Методы вакуумного нанесения покрытий и их сравнительный анализ // Семинар фирмы «Сит Алкатель», г. Москва, 1982 г. — М., 1982. — С. 15–18.
3. *Данилин Б.С., Сырчин В.К.* Магнетронные распылительные системы. — М.: Радио и связь, 1982. — 120 с.
4. *Электродуговое* распыление металлов и сплавов в вакууме: Обзор / Ю.Н. Андреев, Т.М. Андронова, А.И. Вовси и др. — Рига: ЛатНИИНТИ, 1982. — 45 с.
5. *Раховский В.И.* Физические основы коммутации электрического тока в вакууме. — М.: Наука, 1970. — 636 с.
6. *Любимов Т.А., Раховский В.И.* Катодное пятно вакуумной дуги // Успехи физ. наук. — 1978. — **125**, № 4. — С. 665–706.
7. *Вакуумные* дуги. Теория и приложение / Под ред. Дж. Лаферти. — М.: Мир, 1982. — 428 с.
8. *Лунев В.М. Падалка В.Г., Хороших В.М.* Исследование некоторых характеристик плазмы вакуумной металлической дуги // Журн. техн. физ. — 1977. — **47**, вып. 7. — С. 1491–1495.
9. *Бондарь И.В.* Закономерности формирования металлизационных покрытий на алмазных порошках при вакуумном напылении: Дис. … канд. техн. наук. — Киев, 1991. — 100 с.
10. *Современные* вакуумные технологии получения покрытий / Е.В. Дабижа, Н.В. Новиков, Н.Н. Борисова и др. // Современ. электрометаллургия. — 2005. — № 4. — С. 34–40.
11. *Properties* of titanium based hard coatings deposited by the cathodic arc method / A. Popescu, I. Tudor ,V. Braic et al. // J. of Optoelectronics and Advanced Materials. — 2002. — **4**, N 1, March. — P. 115–120.
12. *Пат. 6804 Украина, МПК С 23 С 14/32.* Многослойное износостойкое покрытие, полученное ионноплазменным методом / О.Л. Головченко, В.Е. Дабижа. — Опубл. 16.05.2005.
13. *Мовчан Б.А., Демчишин А.В.* Исследование структуры и свойств толстых вакуумных конденсатов никеля, титана, вольфрама, окиси алюминия и двуокиси циркония // Физ. металлов и металловедение. — 1969. — **28**, вып. 4. — С. 653–660.
14. John A.Th. Tufluce of substrate temperature and deposition rate on structure of thick sputtered Cu coatings // J. Vac. Sci. Techn. — 1986. — A4(6), Nov./Dec. — P. 3059–3065.

ПРОЕКТ 8.17

Розробка технологій відновлення технологічних агрегатів та вантажопідйомних механізмів у проектному положенні з використанням зварювання порошковим дротом

УДК 621.791.03-52

ВІДНОВЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ АГРЕГАТІВ ТА ВАНТАЖОПІДЙОМНИХ МЕХАНІЗМІВ У ПРОЕКТНОМУ ПОЛОЖЕННІ З ВИКОРИСТАННЯМ ЗВАРЮВАННЯ ПОРОШКОВИМ ДРОТОМ

В.М. ШЛЕПАКОВ, д-р техн. наук, **Ю.О. ГАВРИЛЮК, О.С. КОТЕЛЬЧУК**, кандидати техн. наук, **В.М. ІГНАТЮК**, інж.
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Проаналізовано типові експлуатаційні дефекти конструкцій металургійних агрегатів для виплавки й обробки чавуну та сталі, а також кранів-перевантажувачів рудної сировини та маніпуляторів. Наведено результати розробки порошкових дротів та базової технології механізованого та автоматичного ремонтно-відновлювального зварювання таких об'єктів. Випробування запропонованої технології засвідчили підвищення продуктивності зварювання в 1,5–2,0 рази. Використання цих розробок дозволяє забезпечити економію зварювальних матеріалів, знизити залишкові напруження в зварних з'єднаннях та підвищити експлуатаційну надійність останніх.

Ключові слова: *ремонтно-відновлювальне зварювання, порошковий дріт, технологія зварювання, агрегати металургійного виробництва, крани-перевантажувачі*

Вирішення проблем забезпечення надійності експлуатації та витривалості обладнання й конструкцій металургійного комплексу, гірничо-збагачувального, цементного та подібних виробництв є актуальним завданням для підприємств України у зв'язку із суттєвим старінням основних фондів, збільшенням витрат на реконструкцію при використанні недосконалих технологій відновлення та ремонту відповідальних конструкцій.

Ремонт та відновлення великих технологічних агрегатів (доменних печей, конверторів, засобів транспортування та розливання металевих розплавів — стальковшів, промковшів та міксерів, — кранів-балок перевантаження рудної сировини металургійного виробництва, печей для виготовлення цементу, мінеральних добрив, рудних концентратів тощо) виконували із застосуванням переважно ручного електродугового зварювання покритими електродами. Продуктивність такого способу є досить низькою, надійність відновлених конструкцій — невисокою через вплив суб'єктивних факторів та значних залишкових напружень у металоконструкціях.

Нових розробок в цій галузі потребують підприємства металургійного комплексу України, гірничо-металургійні та хімічні комбінати, а також заводи з виробництва цементу та мінеральних добрив. Роботу виконували із залученням металургійних комбінатів ВАТ «Дніпровський металургійний комбінат ім. Ф.Е. Дзержинського» та ВАТ «АрселорМіттал», виробничих об'єднань «Подільськцемент» та «Волиньцемент», Вольногорського гірничо-збагачувального комбінату, а також інших підприємств.

Для вирішення проблем подовження терміну експлуатації конструкцій підвищеної небезпеки запропоновано використовувати об'єктивно керований процес зварювання порошковим дротом за обгрунтованою технологією [1, 2].

Аналіз експлуатаційних дефектів конструкцій. Надійність та тривалість експлуатації металургійних агрегатів для виплавки й обробки чавуну та сталі суттєво залежить від стану конструкцій та режимів технологічних процесів. На стан конструкцій доменних печей та конверторів дуже впливають ерозія та пошкодження футеровки, коливання температури, термічні напруження, викиди розплавів та розжарених твердих матеріалів, що призводить до появи тріщин кожухів, незворотних деформацій, локальних втрат міцності та розривів на окремих ділянках [3].

Аналогічні процеси можуть відбуватися при експлуатації обладнання для обробки, транспортування і розливання металевих розплавів (стальковшів для позапічної обробки, міксерів та промковшів агрегатів безперервного розливання сталі). На термін експлуатації таких агрегатів значний вплив мають залишкові дефекти конструкцій сталевих кожухів, які пов'язані з використанням недосконалих технологій зварювання та дією суб'єк-

© В.М. ШЛЕПАКОВ, Ю.О. ГАВРИЛЮК, О.С. КОТЕЛЬЧУК, В.М. ІГНАТЮК, 2009

тивних факторів (насамперед кваліфікація зварників при ручному дуговому зварюванні).

За результатами обстеження конструкцій металургійних агрегатів на ряді підприємств встановлено, що найбільш небезпечними дефектами стосовно безпеки експлуатації є тріщини та несплавлення стикових з'єднань. Менш критичними вважають шлакові включення, пори, дефекти форми швів (підрізи або напливи на швах кутових з'єднань). При ремонтному зварюванні всі дефектні місця видаляють, виконують підготовку та зварювання з'єднань за встановленим технологічним регламентом. Для зниження залишкових напружень застосовують попередній підігрів визначених зон, а при зварюванні металу великої товщини, крім того, ще й супутній підігрів.

Крани-перевантажувачі рудної сировини та маніпулятори експлуатуються в умовах дії додаткових місцевих напружень та вібрацій. Найбільш небезпечними дефектами їх конструкцій є тріщини з різними розташуванням і походженням (технологічні, тріщини втоми, локальні волосяні), частина яких не пов'язана із зварними з'єднаннями, а є наслідком конструктивних недоліків та впливу динамічних навантажень. Ремонт усіх видів виявлених тріщин можна виконувати із застосуванням зварювання та подальшого навколошовного високочастотного механічного проковування [4].

Для конструкцій печей термічної обробки руд, мінералів, концентратів, матеріалів футеровки, які експлуатуються в умовах дії змінних температур відповідно до технологічних режимів, найбільш розповсюдженими дефектами є пошкодження, що виникли під впливом термічних навантажень, абразивного зношення робочих частин. Дефекти типу тріщин і відколів найчастіше виникають у зонах наявності залишкових напружень, які виникають під час зварювання. Типовим недоліком є також втрата геометричних розмірів та форми окремих частин металоконструкції. Такі частини при відновлювальному ремонті потребують заміни.

Порошкові дроти та базова технологія механізованого зварювання. Відповідно до задач даної роботи порошкові дроти повинні забезпечувати універсальність їх використання — можливість зварювання різних видів з'єднань у різних просторових положеннях при різноманітних умовах виконання робіт. При цьому необхідно забезпечити регламентовані значення міцності та в'язкопластичних характеристик зварних з'єднань, а також високий рівень продуктивності зварювання.

На основі експериментальних даних щодо основних параметрів зварювального процесу, типу з'єднання, характеристик основного металу (його склад та товщина), визначають значення одного з таких чотирьох параметрів, приймаючи в залежності від умов зварювання відповідні значення інших трьох: мінімальної погонної енергії зварювання, вуглецевого еквіваленту (ВЕ) основного металу і металу шва (за хімічним складом), рівня вмісту дифузійного водню в наплавленому металі, а також мінімально необхідної температури підігріву зварюваних пластин. Таким чином, оцінюють безпечні комбінації параметрів зварювання з позицій запобігання уповільненому руйнуванню з'єднань через утворення тріщин після зварювання [5].

На рис. 1 зображено діаграми безпечних рівнів погонної енергії Q при зварюванні стикових з'єднань різної складеної товщини (СТ) (для стикового з'єднання в даному випадку — це сумарна товщина зварюваних пластин). На діаграми нанесені області, що відповідають типовому хімічному складу металу шва та рівням вмісту в ньому дифузійного водню для досліджуваних порошкових дротів.

Хімічний склад та результати випробувань механічних властивостей металу швів і зварних з'єднань, виконаних з використанням самозахисних порошкових дротів двох типів фторидного (ПП АН60) і оксидно-фторидного (ПП АН7М), наведені в табл. 1, 2.

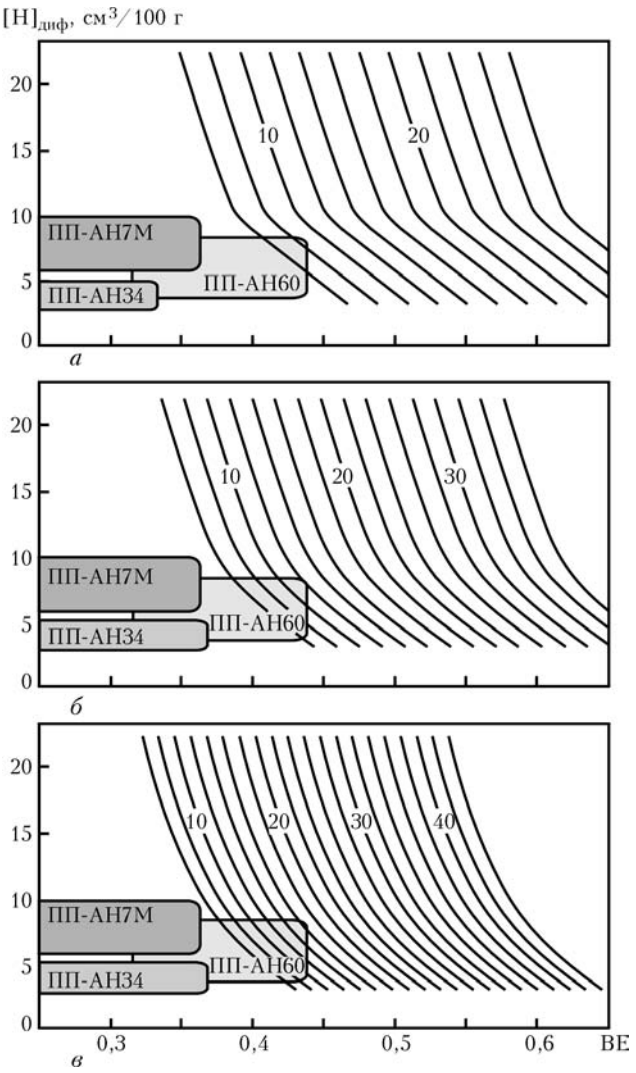


Рис. 1. Діаграми безпечних рівнів погонної енергії Q при зварюванні стикових з'єднань різної СТ в залежності від ВЕ металу при СТ, мм: *а* — 33; *б* — 44; *в* — 60

Таблиця 1. Типовий вміст легуючих елементів та домішок в металі, наплавленому з використанням самозахисних порошкових дротів, мас. %

Марка дроту	C	Si	Mn	Ni	Al	Zr	S	P
ПП АН60	Макс 0,10	0,1–0,15	1,1–1,3	0,9–1,0	0,65–0,75	0,01–0,015	Макс 0,005	Макс 0,01
ПП АН7М	Макс 0,15	0,3–0,4	0,9–1,2	–	–	–	Макс 0,030	Макс 0,03

Таблиця 2. Типові механічні властивості зварного з'єднання

Марка дроту	Часовий опір розриву, МПа	Границя текучості, МПа	Відносне видовження, %	Температура, при якій ударна в'язкість *KCV* не менша за 35 Дж/см^2, °С
		не менше		
ПП АН60	580–620	490	22	–40
ПП АН7М	500–650	440	20	–30
Примітка. Режими зварювання $I_{св}$ = 250–270 А, $U_д$ = 21–22 В з використанням дроту ПП АН60 (полярність пряма), ПП АН7М (полярність обернена).				

За зварювально-технологічними властивостями дроти характеризуються легким видаленням шлакової кірки, сприятливою формою швів та хорошими можливостями зварювання металу широкого діапазону товщин. Вони дозволяють виконувати зварювання металоконструкцій в умовах монтажної площадки в усіх просторових положеннях (нижньому, вертикальному вгору та вниз, стельовому). Дріт ПП АН60 рекомендують для зварювання конструкцій із низьковуглецевих низьколегованих сталей з границею текучості до 490 МПа, а дріт ПП АН7М — для зварювання сталей із границею текучості до 440 МПа.

Порошковий дріт та технологія автоматичного електродугового зварювання з примусовим формуванням шва. До шлакової системи порошкового дроту для зварювання з примусовим формуванням шва висувають ряд специфічних вимог, пов'язаних з особливостями ремонтно-відновлювального процесу. При застосуванні цього способу на вертикальній площині важливе значення має рівномірне відкладення шлаку між водоохолоджуваним мідним пристроєм (повзуном) і металом шва, що формується. Попередніми дослідженнями встановлено, що таким вимогам відповідають шлакові системи на базі CaF_2–MgO–Al_2O_3 (рис. 2), які мають низьку хімічну активність по відношенню до рідкого металу та забезпечують оптимальне співвідношення в'язкості та поверхневого натягу [6, 7].

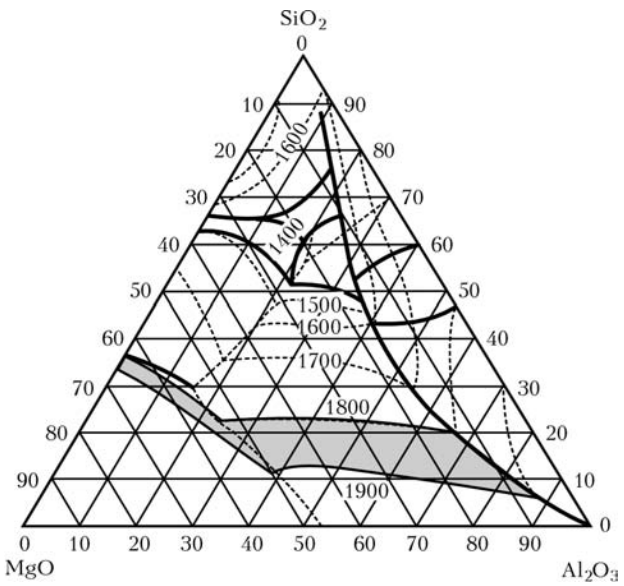


Рис. 2. Діаграма стану шлакової системи MgO–SiO_2–Al_2O_3

Шлак, утворюваний при плавленні порошкового дроту, виконує роль технологічного змащення і повинен надійно захищати поверхню повзуна, а також виключати можливість приварювання його до поверхні металу шва. При цьому для спрощення техніки зварювання об'єм шлаку має бути достатньо малим, щоб виконувати процес зварювання без зливання надлишку шлаку через верхній край повзуна. У зв'язку з цими особливостями для розробки композиції дроту використано систему MgO–SiO_2–Al_2O_3–CaF_2 [6, 7].

Великі технологічні агрегати металургійного виробництва виготовляються переважно з низьколегованих сталей марок 09Г2С та 10ХСНД. Відповідно до цього визначають легування металу зварного шва.

Досліджували системи легування C–Mn–Si–Ni та C–Mn–Si–Ni–Mo, які є традиційними для багатьох зварювальних матеріалів і забезпечують високі механічні властивості металу зварного шва. Із зростанням вмісту нікелю та молібдену в досліджуваних діапазонах підвищуються значення характеристик міцності металу зварних швів при високому рівні пластичних властивостей.

Дослідження проводили при зварюванні стикових з'єднань сталі марки 10ХСНД товщиною 20; 40 і 60 мм. При товщині металу 20 мм зварювання виконували за один прохід з V-подібним розкриттям країв (кут розкриття 38°), а при товщині 40 і 60 мм — за два та чотири проходи із зовнішнього та внутрішнього боків з'єднання з Х-подібним розкриттям країв. Зварювання виконували з використанням дослідних порошкових дротів діаметром

Таблиця 3. Типовий вміст легуючих елементів та домішок в металі шва, виконаного з використанням дослідних порошкових дротів, мас. %

Система легування	C	Mn	Si	Ni	Mo	S	P
	Не більше					Не більше	
C–Mn–Si–Ni	0,1	1,4–1,7	0,3–0,5	0,4–0,5	–	0,010	0,020
C–Mn–Si–Ni–Mo	0,1	1,4–1,6	0,3–0,4	0,4–0,5	0,15–0,20	0,010	0,020

Таблиця 4. Механічні властивості металу шва і зварного з'єднання

Система легування	Часовий опір розриву, МПа	Границя текучості, МПа	Відносне видовження, %	Відносне звуження, %	Робота удару, Дж, при –20 °С
C–Mn–Si–Ni	620–660	480–510	25–28	53–62	60–80
C–Mn–Si–Ni–Mo	590–620	470–490	26–29	60–68	70–90

1,6 мм при зварювальному струмі 340–380 А і напрузі на дузі 36–38 В з погонною енергією зварювання 100–110 кДж/см. Типовий хімічний склад наплавленого металу та механічні властивості металу шва і зварного з'єднання наведено в табл. 3, 4.

Працездатність та експлуатаційні характеристики зварних з'єднань значною мірою залежать від структури, що формується на лінії сплавлення та в зоні термічного впливу. Тому для визначення в'язко-пластичних властивостей зварного з'єднання проводили випробування роботи удару та вимірювання твердості металу по лінії сплавлення та в зоні термічного впливу однопрохідного зварного шва. Характер зміни значень роботи удару та твердості при системі легування C–Mn–Si–Ni вздовж перетину зварного з'єднання в зоні лінії сплавлення наведений на рис. 3, *а*.

Зміцнення на ділянці, що межує з металом шва, обумовлене великокристалічними феритоперлітними структурами, утворюваними там. Великокристалічна структура, що формується в зоні сплавлення через нагрівання до температури понад температуру рекристалізації, має значно меншу в'язкість, порівняно з більш дисперсними структурними складовими, які формуються на сусідніх ділянках.

Характер зміни значень роботи удару й твердості при системі легування C–Mn–Si–Ni–Mo по перетину зварного з'єднання в зоні лінії сплавлення наведено на рис. 3, *б*. Додаткове легування молібденом дозволяє зменшити окрихчення металу в зоні лінії сплавлення і значно підвищити значення роботи удару.

Таким чином, при зварюванні за один прохід найбільш доцільним є використання системи легування C–Mn–Si–Ni–Mo; за кілька проходів — C–Mn–Si–Ni. При зварюванні наступних проходів повторний тепловий вплив призводить до високо- та середньотемпературного відпуску структур, які формуються в зоні термічного впливу. Максимально цей ефект проявляється поблизу

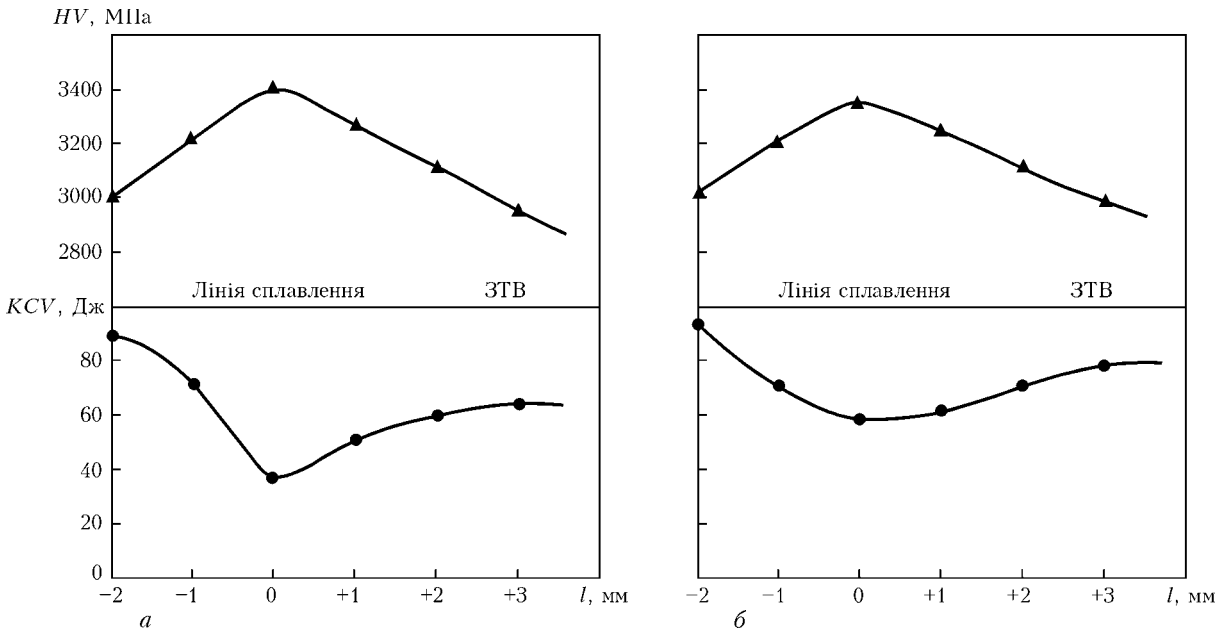


Рис. 3. Робота удару та твердість металу при системах легування C–Mn–Si–Ni (*а*) та C–Mn–Si–Ni–Mo (*б*) в зоні лінії сплавлення при однопрохідному зварюванні

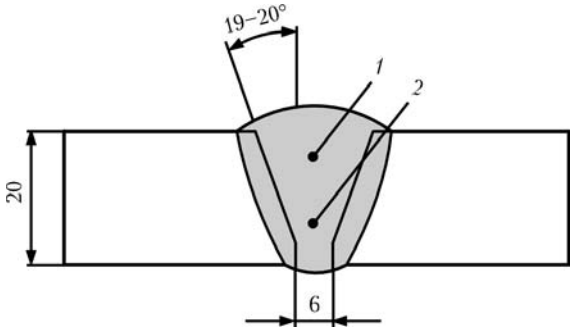


Рис. 4. Геометричні розміри зварного з'єднання і місця зупинок коливань електродного дроту; *1, 2* — місця зупинок електродного дроту

лінії сплавлення, що дозволяє підвищити рівень в'язкості зварного з'єднання.

На основі цих досліджень розроблено порошковий дріт марки ПП-АН34 діаметром 1,6 (2,0) мм, який класифікується як Т42 2KVH5 за стандартом EN 758.

Відповідно до запропонованої технології, зварювання вертикальних швів з примусовим формуванням швів виконують порошковим дротом на постійному струмі (обернена полярность) безперервно по всій довжині зварюваного з'єднання. Зварювання стикових з'єднань при товщині листів від 20 до 30 мм здійснюють за один прохід при V-подібному розкритті країв з кутом розкриття 38–40°; при товщині металу від 30 до 40 мм — за два проходи при аналогічній підготовці країв з'єднання та зазорі в корені. Зазор у корені складає 5–8 мм. Стикові з'єднання металу товщиною від 40 до 80 мм виконують за чотири проходи (по два проходи із зовнішнього і внутрішнього боків з'єднання) при Х-подібному розкритті країв з кутом розкриття 40°. При виконанні першого проходу із внутрішнього боку шва встановлюють мідну водоохолоджувальну трубку для формування металу шва.

Механічні властивості зварних швів суттєво залежать від техніки виконання зварювання, зокрема від тривалості зупинок коливань електроду. Два дослідні стики зварено майже в однакових умовах, окрім значення зварювального струму (у першому випадку він становив 340–370, а в другому — 360–380 А), тривалості зупинок коливань електродного дроту поблизу кореня шва (у першому випадку тривалість зупинок поблизу кореня і біля зовнішнього боку шва була однакова і становила 0,5 с, тоді як у другому — поблизу кореня — вона дорівнювала 0,1 с, а біля зовнішнього боку шва — 0,5 с) та погонної енергії зварювання (у першому випадку 110, у другому — 85 кДж/см). В обох випадках зварювання виконували при напрузі на дузі 36–38 В, частоті коливань електроду 1 Гц.

На рис. 4 наведено геометричні розміри зварного з'єднання і місця зупинок коливань електродного дроту, а в табл. 5 — механічні властивості зварних з'єднань. Додержання регламентованих коливань електродного дроту є суттєвим в запропонованій технології.

Освоєння зварювання порошковим дротом при ремонтно-відновлювальних монтажних роботах в умовах металургійного виробництва. Програму випробувань та освоєння запропонованої технології при ремонтно-відновлювальному зварюванні попередньо було погоджено з зацікавленими підприємствами. Вона включала вибір типових об'єктів зварювання, попередні випробування в монтажних умовах для визначення типів зварювального обладнання (напівавтоматів та автоматів), проведення практикумів для зварників та технічне супроводження технології зварювання порошковим дротом об'єктів металургійних підприємств.

Практикуми для зварників проводили з використанням обладнання, наявного на комбінатах, та порошкових дротів, виготовлених і поставлених державним підприємством «Дослідний завод зварювальних матеріалів ІЕЗ ім. Є.О. Патона».

Зразки з'єднань для освоєння техніки та випробувань готували відповідно до умов монтажу із застосуванням кисневого різання. Зварювання виконували у нижньому, горизонтальному та вертикальному положеннях. В результаті проведених практикумів усі зварники оволоділи технікою зварювання порошковим дротом і були допущені до виконання виробничих завдань.

На металургійному виробництві ВАТ «Дніпровський металургійний комбінат ім. Ф.Е. Дзержинського» за об'єкти ремонтного зварювання визначено корпуси конверторів, кожухів доменних печей, металоконструкції мостових кранів, трубопроводи та корпуси ковшів з необхідністю виконання швів у нижньому, горизонтальному та вертикальному положеннях (щити, підсилюючі пояси, накладки тощо).

При зварюванні на відкритих майданчиках встановлено, що самозахисні порошкові дроти забезпечують зварювання якісних швів незважаючи на негативний вплив вітру (при швидкості до 8 м/с). В регламенти зварювання введено дозвіл на застосування цього процесу при швидкості вітру до 7 м/с, що в кілька разів перевищує мож-

Таблиця 5. Механічні властивості металу дослідних зварних з'єднань (середні значення)

Тривалість зупинок коливань біля кореня шва, с	Зварювальний струм, А	Погонна енергія зварювання, кДж/см	Часовий опір розриву, МПа	Границя текучості, МПа	Відносне видовження, %	Відносне звуження, %	Робота удару, Дж, при –20 °С
0,5	340–370	110	640	510	27	58	70–90
0,1	360–380	85	590	460	21	51	30–40

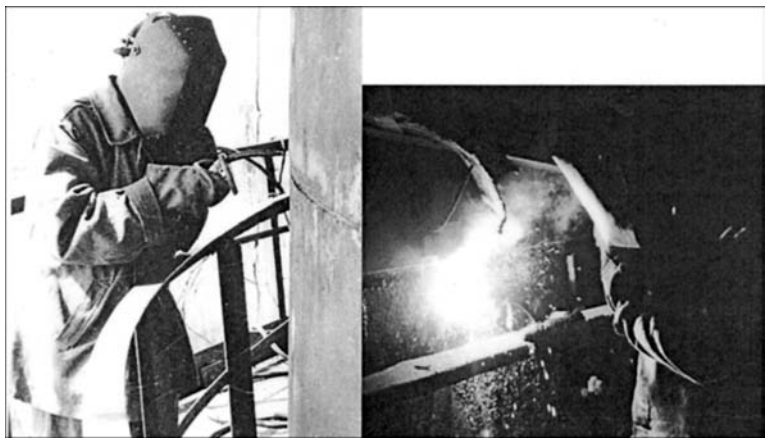


Рис. 5. Робочий момент механізованого зварювання горизонтального шва з використанням самозахисного порошкового дроту

ливості зварювання на монтажі дротом суцільного перетину. Робочий момент зварювання на відкритому майданчику показано на рис. 5.

За результатами дослідно-промислових випробувань прийнято рішення щодо розширення об'ємів використання механізованого зварювання самозахисним порошковим дротом металоконструкцій та обладнання металургійних підприємств. Визначено заходи щодо технічної та технологічної підготовки підприємств для розширення номенклатури об'єктів, які можна рекомендувати для впровадження зварювання порошковим дротом.

При розробці технології ремонту металоконструкцій грейферних кранів-перевантажувачів досліджено ефективність використання поверхневої обробки швів, зварених за допомогою порошкового дроту. Плоскі зразки із стикових з'єднань сталі 09Г2С випробовували на втому в діапазоні змінних напружень без додаткової обробки після зварювання, а також після високочастотної механічної проковки зон переходу від зварного шва до основного металу (товщина металу — 14 мм, зона проковки — 4 мм).

Високочастотну механічну проковку (ВМП) виконували з використанням обладнання у складі ручного інструменту з п'єзокерамічним випромінювачем, ультразвукового генератора потужністю 0,3 кВт з безперервним контролем параметрів [2]. Випробування на втому підтвердили значне підвищення витривалості зварних з'єднань після застосування ВМП (рис. 6).

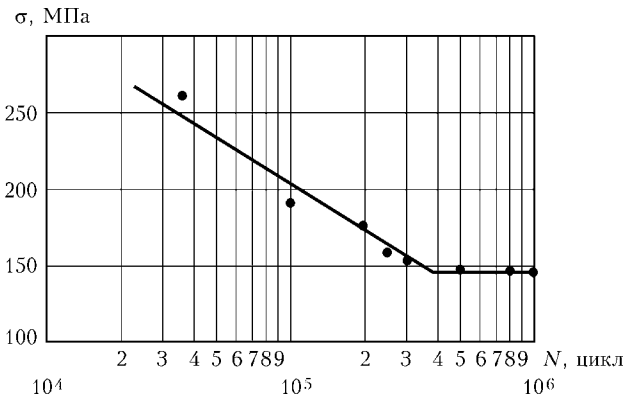


Рис. 6. Результати випробувань на втому плоских зразків зварних з'єднань, виконаних з використанням порошкового дроту, після ВМП

Таким чином, визначені основні технологічні етапи відновлювального ремонту металоконструкцій грейферних кранів-перевантажувачів: підготовчі операції; ремонтне зварювання; високочастотна проковка.

Підготовчі операції включають зачищення зони тріщини до чистого металу по ширині не менше ніж на 80 мм в кожен бік від тріщини; виявлення кінців тріщини водним розчином надсірчаного амонію, 10–20%-м водним (або спиртовим) розчином азотної кислоти, кольоровою або магнітною дефектоскопією, гасовою пробою; механічну обробку дефектних зон висвердлюванням отворів діаметром 8–12 мм у зоні вершин тріщин на відстані 15–20 мм по ходу її розповсюдження (рис. 7); розкриття країв тріщини під зварювання; визначення послідовності та схеми виконання зварювальних робіт (рис. 8).

Перед механізованим ремонтним зварюванням порошковим дротом дефектних та підсилювальних елементів конструкцій необхідно забезпечити підігрів кінцевих ділянок тріщини (рис. 7) полум'ям газового пальника до температури 100–150 °С та контролювати її в процесі заварюванні тріщини. Зварювання виконується зворотно-ступінчастим способом (при довжині тріщини понад 300 мм зварювання рекомендується виконувати зворотно-ступінчастим способом від кінців тріщини до її середини (рис. 8, *II*).

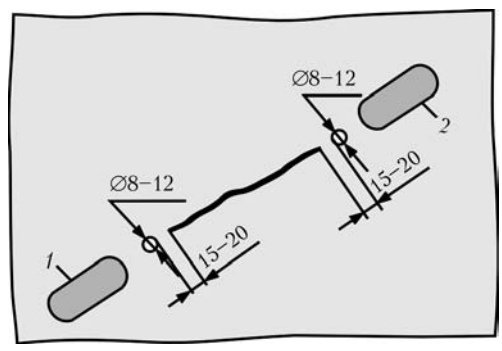


Рис. 7. Підготовка зони тріщини до ремонтного зварювання: *1, 2* — місця підігріву

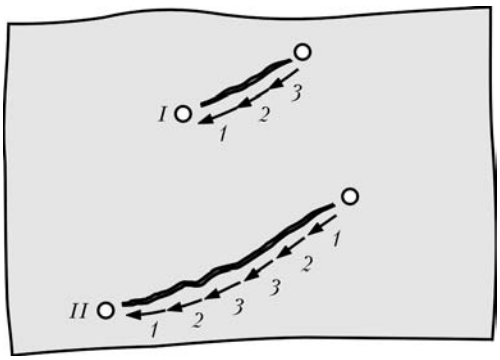


Рис. 8. Схема заварювання тріщини зворотно-ступінчастим способом при довжині тріщини до 300 (*I*); понад 300 (*II*) мм: *1–3* — кроки зварювання

Високочастотна механічна проковка застосовується в зонах примикання швів до основного металу, при необхідності виконується механічна обробка неплавних переходів.

Переваги запропонованої технології полягають у підвищенні якості зварних швів при високій продуктивності зварювання та збільшенні міжремонтного періоду і витривалості конструкції. Розрахунковий коефіцієнт збільшення витривалості ремонтних швів становить $K_в$ = 30–40.

За узгодженням із зварювальними службами підприємств розроблено типову технологічну інструкцію по застосуванню самозахисного порошкового дроту, основні положення якої використовуються технологічними відділами підприємств для підготовки регламентів ремонтного та відновлювального зварювання конкретних конструкцій. В інструкції враховано типові товщини металу, типи з'єднань, положення швів. Інструкція також рекомендує підготовку обладнання та матеріалів для зварювання в монтажних умовах, а також режими та техніку зварювання у різних просторових положеннях швів. В спеціальному розділі інструкції проаналізовано можливі відхилення від рекомендованої технології, визначаються причини таких відхилень і наводяться методи їх попередження та виправлення для забезпечення високої якості зварних з'єднань.

Висновки

1. Розроблено порошкові дроти та технологію їх застосування для механізованого й автоматичного зварювання об'єктів агрегатів металургійного комплексу. Результати випробувань запропонованої технології засвідчили підвищення продуктивності зварювання в 1,5–2,0 рази. Використання цих розробок дозволяє забезпечити економію зварювальних матеріалів, знизити рівень залишкових напружень у зварних з'єднаннях та підвищити їх експлуатаційну надійність.

2. Впровадження технології механізованого зварювання порошковим дротом при ремонтному зварюванні агрегатів металургійного виробництва в монтажних умовах дозволили забезпечити подовження експлуатаційного ресурсу металургійного обладнання.

1. *Механізоване* ремонтне зварювання порошковим дротом агрегатів металургійного комплексу / В.М. Шлепаков, В.М. Ігнатюк, О.С. Котельчук, Ю.М. Гитин // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 520–526.
2. *Ілюшенко В.М., Воропай М.М., Поляков В.О.* Технологічні особливості процесів автоматизованого дугового зварювання при ремонті великогабаритних резервуарів // Там само. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 527–531.
3. *Большаков В.Н.* Проблемы повышения прочности и надежности кожухов печей в работах ИЧМ // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. — 2005. — Вып. 11. — С. 237–246.
4. *Лобанов Л.М., Кир'ян В.І., Книш В.В.* Підвищення ресурсу зварних металоконструкцій високочастотною механічною проковкою // Фізико-механічна механіка матеріалів. — 2006. — № 1. — С. 56–61.
5. *Металлургия* дуговой сварки. Взаимодействие газов с металлами / И.К. Походня, И.Р. Явдощин, В.И. Швачко и др. — Киев: Наук. думка, 2004. — 442 с.
6. *Шлепаков В.Н., Наумейко С.М.* Расчет вязкости многокомпонентных шлаковых систем порошковых проволок // Автомат. сварка. — 2003. — № 5. — С. 33–35.
7. *Шлепаков В.Н., Наумейко С.М.* Влияние поверхностного натяжения солеоксидных сварочных шлаков на показатели сварочно-технологических свойств самозащитной порошковой проволоки // Там же. — № 11. — 2001. — С. 24–27.

ПРОЕКТ 8.18

Розробка технології виробництва, виготовлення дослідних партій та промислові випробування нового сплаву для зміцнення бандажних полиць робочих лопаток газотурбінних двигунів

УДК 669.018.25+669.018.85

РОЗРОБКА СПЛАВІВ ДЛЯ ЗМІЦНЕННЯ БАНДАЖНИХ ПОЛИЦЬ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБІННИХ ДВИГУНІВ

А.К. ШУРІН, д-р техн. наук, **Т.С. ЧЕРЕПОВА**, канд. техн. наук (Ін-т металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України)

Розроблено два сплави для зміцнення бандажних полиць лопаток ГТД, отриманих способами лиття та гарячого пресування. Досліджено фазовий склад, структуру, температуру плавлення, жаростійкість, твердість при високих значеннях температури, зносостійкість в умовах роботи лопаток ГТД. Показано досвід і перспективи використання нових розробок.

Ключові слова: *сплав, лопатка, напайка, жаро- та зносостійкість, міжремонтний ресурс*

Ресурс роботи авіаційних газотурбінних двигунів (ГТД) визначається надійністю та довговічністю найбільш відповідальних деталей його гарячого тракту (робочі та соплові лопатки), контактуючі поверхні яких зношуються при роботі в агресивному середовищі при високих значеннях температури та змінних навантаженнях протягом довготривалого часу. Бандажування лопаток в роторах турбіни збільшує міжремонтний ресурс ГТД.

Під час експлуатації контактуючі поверхні бандажних полиць піддаються тертю, коливанням, співударам, високотемпературному окисленню. В результаті кромки бандажних полиць зношуються, між ними виникає зазор, який при досягненні критичного розміру робить ротор непридатним для експлуатації.

Зміцнення бандажних полиць нанесенням на них більш зносостійкого матеріалу, ніж матеріал лопатки, дозволило подовжити термін експлуатації лопаток до ремонту. Сам ремонт полягає в заміні лише напайок або наплавок, а не самих лопаток.

Міжремонтний ресурс ГТД з незахищеними лопатками становить 1000 год. У ВІАМ (м. Москва) розробили сплав марки ВЖЛ-2 для зміцнення бандажних полиць лопаток двигуна шляхом нанесення на їх кромки пластинок з цього сплаву способом паяння високотемпературним припоєм, що дозволило подовжити ресурс двигуна до 2000 год.

Створений в Інституті металофізики НАН України разом з ДП ЗМКБ «Прогрес» сплав марки ХТН-61 [1] забезпечив збільшення ресурсу авіаційних ГТД до 6000 год. Цей сплав використовують у виробництві нових та ремонті старих двигунів літаків АН-124 «Руслан», АН-225 «Мрія», АН-148, ТУ-334 тощо на підприємствах ДП ЗМКБ «Прогрес» та ВАТ «Мотор-Січ». Сплав ХТН-61 успішно працює в діапазоні робочих температур 20–1000 °С.

Двигуни нових розробок в області авіаційного машинобудування потребують матеріалів, які б працювали при підвищених робочих температурах, збільшених навантаженнях на бандажні полиці, були досить термостійкими, мали високу міцність паяного з'єднання пластин з кромкою бандажної полиці лопатки.

Основні вимоги при розробці нових сплавів полягали у збільшенні діапазону робочих температур (20–1100 °С) та стабільний зносостійкості у всьому діапазоні. Крім того, критеріями відбору в процесі створення сплаву служили висока жаростійкість в продуктах згоряння палива, термостабільність структури у всьому діапазоні робочих температур. Температура плавлення повинна перевищувати температуру технологічних нагрівань і бути не нижчою за 1300 °С.

Автори даного проекту пропонують два нових базових сплави, які в основному відповідають вказаним вимогам: литий оптимально легований високотемпературний евтектичний сплав на основі кобальту та композитний сплав, що виготовляється способом порошкової металургії, зокрема способом гарячого пресування.

Литий сплав. Підвищеною зносостійкістю характеризуються матеріали, в яких високоміцна фаза диспергована у відносно м'якій і пластичній матриці. Таких структур досягають при кристалізації евтектик з максимальною об'ємною долею зміцнюючої фази. Основою сплаву служить евтектика Co–NbC, яка складається з двох фаз (твердого розчину на основі кобальту та карбіду ніобію). Підвищення експлуатаційних властивостей сплаву, таких як жаростійкість, при збереженні твердості і, як наслідок, зносостійкості, можна досягти за допомогою додаткового легування твердого розчину алюмінієм, який повністю розчиняється в кобальті.

© А.К. ШУРІН, Т.С. ЧЕРЕПОВА, 2009

Легування вольфрамом збільшує зносостійкість. При введенні в такий сплав вольфраму переважна його частина переходить у твердий розчин, решта — в карбід ніобію. Тому при розробці досконалішого промислового сплаву на основі евтектики Co–NbC важливо знати можливі межі спільної розчинності вольфраму і алюмінію в твердому розчині на основі кобальту, які мають значний вплив на експлуатаційні властивості сплаву. Відповіддю на це питання може служити потрійна діаграма станів системи Co–Al–W, точніше, частина цієї діаграми в області багатих на кобальт сплавів [2, 3].

Хром суттєво впливає на жаростійкість сплавів на основі кобальту, якщо його вміст залишається у межах твердого розчину і не може бути набагато збільшений через утворення крихкої фази.

На жаростійкість сплавів на основі кобальту впливають (позитивно чи негативно) ще декілька елементів, але межі легування цими елементами повністю невідомі. Таким чином, ефективний вміст легуючих елементів та їх перелік визначені з аналізу 72 різноманітних промислових сплавів на основі кобальту [4–7].

Встановлено, що при легуванні кобальтових промислових сплавів використовують понад 20 елементів (в дужках вказані найчастіше використовувані), мас. %: 18,5–33 (20–25) Cr; 0–20 (6–10) W; 0–10 (4–6) Mo; 0–30 (3–20) Ni; 0–5 (2–4) Fe; 0–15 (0,5–3,5) Al; 0–4 (1–3) Nb; 0–7,5 (2–7,5) Ta; 0–9,5 (8–9,5) V; 0–4 (1–4) Ti; 0–2,5 (0,2–1) C; 0–2,25 (0,2) Zr; 0–0,5 (0–0,5) Y; 0–0,25 (0–0,08) La, Ce; 0–0,5 (0–0,5) Hf; 0–1,4 (0,5–1,2) Mn; 0,1–2 (0,3–1) Si; 0–0,4 (0,01–0,03) B; 0–0,03 (0,03) Be.

З літературних джерел відомо, що найбільш позитивно на жаростійкість кобальтових сплавів впливають хром, алюміній, кремній, нікель, залізо, тантал, РЗМ. Молібден та ніобій знижують жаростійкість, а вольфрам практично не впливає.

Виходячи з наведеного аналізу літературних даних для вивчення впливу хімічного та фазового складу на жаростійкість евтектичного сплаву Co–NbC за основу прийнято сплав Co–20 % Cr–15,5 % Nb–1,95 % C. За основні легуючі елементи взято алюміній (для підвищення жаростійкості) та вольфрам (для зміцнення). Досліджували також вплив на жаростійкість елементів нікелю, молібдену, заліза, кремнію, ітрію.

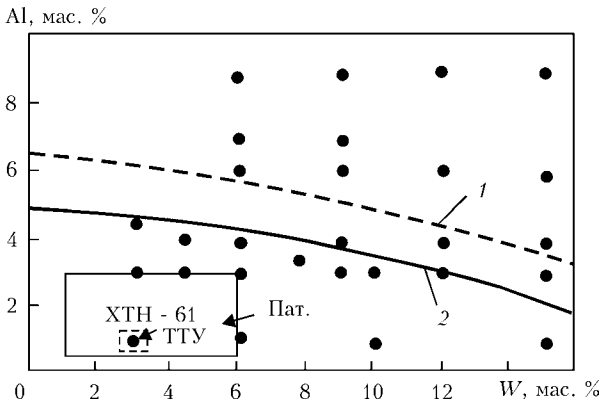


Рис. 1. Вміст алюмінію та вольфраму в сплавах

Сплави готували в лабораторній електродуговій печі в атмосфері аргону. Випробування на жаростійкість сплавів здійснювали вимірюванням збільшення маси Δm зразків під час відпалу в атмосфері повітря при температурах 800–1100°C. Визначення температури плавлення сплавів здійснювали за допомогою диференціального термічного аналізу на приладі марки ВДТА-8М.

Склад досліджених сплавів, температура їх плавлення та жаростійкість наведені в таблиці.

Збільшення маси зразків Δm надано за результатами їх зважування після вказаного терміну відпалу, віднесене до одиниці площі поверхні та часу. Для порівняння, в таблиці наведено результати вимірювання промислових сплавів ХТН-61(зразок № 20) та ЖС-32.

Під час виготовлення зливків сплавів та їх обробки виявлено, що при великому вмісті алюмінію та вольфраму в сплавах зафіксовано крихкість. На рис. 1 показано склад деяких сплавів з великим вмістом алюмінію та вольфраму. Вище штрихової лінії всі сплави характеризуються великою крихкістю. Вище суцільної лінії, у відповідності з металографічним аналізом, у структурі сплавів виявлено додаткову інтерметалідну фазу, що обумовлює зафіксовану крихкість. Вказано також область складу сплаву ХТН-61 (у відповідності з патентом № 8240А та технічними умовами підприємства ДП ЗМКБ «Прогрес» ТУУ 88.061.007–98).

Для зручнішого порівняння результатів випробування зразків на жаростійкість дані вимірювань збільшення маси наведено на рис. 2 в залежності від тривалості відпалу.

Понад 15 сплавів мають значно кращу жаростійкість, ніж сплав ХТН-61, у деяких вона вища, як у сплава ЖС-32. Аналіз впливу на жаростійкість евтектичного сплаву Co–NbC, легованого хромом (20 %), дозволяє зробити такі висновки:

- 2–8 % молібдену значно знижують жаростійкість;
- ніобій не впливає на жаростійкість, оскільки практично не присутній у твердому розчині на основі кобальту, а зв'язаний в карбід NbC;
- 10 % нікелю не дають позитивного ефекту;
- 0,5 % ітрію впливають негативно;
- алюміній (до 2 %), залізо (до 4 %), та кремній (до 2 %) підвищують жаростійкість сплаву;
- до 15 % вольфрам практично не впливає на жаростійкість;
- хром має позитивний вплив на жаростійкість сплаву, але більше 20 % додавати його в сплав ризиковано через небезпеку появи крихкості.

Найкращий ефект підвищення жаростійкості евтектичного сплаву Co–NbC дає комплексне легування хромом (20 %), алюмінієм (до 3,5–4,0 %), залізом (до 3–4 %), кремнієм (до 1,5–2,0 %). Таке легування сплаву не спричиняє появи небажаних

Склад, температура плавлення і жаростійкість сплавів

№ зразка	Масова частка, %			$T_{пл}$, °C	Δm, г/м^2 при T, °C (год)						
	W	Al	Інші сплави		800 (130)	950 (42)	1060 (8–10)	1060 (20)	1060 (30)	1060 (40)	1060 (50)
1	6	3	–	1300	–	–	27,175	–	–	–	–
2	6	6	–	1320	–	–	32,286	–	–	–	–
3	6	4	Ni–10	1290	–	–	18,887	–	–	–	–
4	6	9	–	–	–	–	–	–	–	–	–
6	9	3	–	1300	–	–	67,0	–	–	–	–
7	9	6	–	–	–	–	–	–	–	–	–
8	9	4	Ni–10	1300	–	–	51,037	–	–	–	–
9	9	9	–	–	–	–	–	–	–	–	–
10	10	1	–	–	–	–	–	–	–	–	–
11	12	3	–	1310	–	–	44,875	–	–	–	–
12	12	6	–	–	–	–	–	–	–	–	–
13	12	4	Ni–10	1320	–	–	32,437	–	–	–	–
14	12	9	–	–	–	–	–	–	–	–	–
15	15	1	–	1300	–	–	44,687	–	–	–	–
16	15	3	–	1310	–	–	72,875	–	–	–	–
17	15	6	–	–	–	–	–	–	–	–	–
18	15	4	Ni–10	–	–	–	–	–	–	–	–
19	15	9	–	–	–	–	–	–	–	–	–
20	3	1	Mo–2	1340	0,108	1,771	13,263	11,2	12,2	14,99	16,69
21	6	7	Mo–4	–	–	–	–	–	–	–	–
22	9	7	Mo–6	–	–	–	–	–	–	–	–
23	–	5	Mo–6	1300	–	–	158,95	–	–	–	–
24	–	7	Mo–8	–	–	–	–	–	–	–	–
25	3	3	–	–	–	0,75	–	–	–	–	–
26	3	4,2	–	–	–	0,663	–	–	–	–	–
27	4,5	3	–	–	–	0,589	–	–	–	–	–
28	4,5	4	–	–	–	0,54	–	–	–	–	–
29	6	4	–	1290	–	0,638	–	–	–	–	–
30	7,5	3,5	–	1310	–	0,761	–	–	–	–	–
31	3	3	Ni–10	–	–	0,908	–	–	–	–	–
32	3	4,2	Ni–10	–	–	0,908	–	–	–	–	–
33	4,5	3	Ni–10	–	–	0,589	–	–	–	–	–
34	4,5	4	Ni–10	–	–	1,374	–	–	–	–	–
35	6	3	Ni–10	–	–	0,613	–	–	–	–	–
36	7,5	3,5	Ni–10	–	0,18	0,466	2,905	3,24	3,016	3,1	2,704
37	4,5	4	Fe–3	–	0,144	–	1,507	1,97	1,77	2,14	1,95
38	4,5	4	Fe–3 Si–1,5	1270	0,174	–	2,128	2,08	1,62	1,57	1,508
39	4,5	4	Si–1,5	–	0,177	–	2,128	1,86	1,42	1,37	1,46
40	6	4	Fe–3	1280	0,124	–	2,313	2,13	2,22	2,53	2,034
41	6	4	Fe–3 Si–1,5	1240	0,193	–	2,423	2,14	1,67	1,61	1,548
42	6	4	Si–1,5	–	0,233	–	2,172	2,04	1,56	1,51	1,34
43	7,5	3,5	Fe–3	1310	0,135	–	1,763	1,62	1,37	1,44	1,312
44	4,5	3,5	Fe–3 Si–1,5	1270	0,271	–	1,686	1,39	1,06	1,06	0,992
45	7,5	3,5	Si–1,5	1280	0,208	–	1,867	1,68	1,33	1,31	1,158
46	7,5	3,5	Ni–10 Fe–3	1290	0,153	–	1,991	1,27	1,36	1,46	1,284

Закінчення таблиці

№ зразка	Масова частка, %			$T_{пл}$, °С	Δm, г/м^2 при Т, °С (год)						
	W	Al	Інші сплави		800 (130)	950 (42)	1060 (8–10)	1060 (20)	1060 (30)	1060 (40)	1060 (50)
47	7,5	3,5	Ni–10 Fe–3 Si–1,5	–	–	–	3,672	4,09	3,33	3,51	3,2
48	7,5	3,5	Ni–10 Si–1,5	–	0,185	–	2,709	3,67	3,14	3,27	2,936
49	7,5	3,5	Ni–10 Fe–3 Y–0,5	–	–	–	5,263	4,63	3,92	2,97	2,778
50	7,5	3,5	Fe–3 Y–0,5	–	0,320	–	–	–	–	–	8,98
51	10	3	Fe–3	–	0,146	–	5,20	3,25	3,16	2,8	2,66
52	10	3	Fe–3 Si–1,5	1260	0,284	–	2,654	2,27	2,12	2,53	2,388
53	10	3	Si–1,5	–	0,207	–	1,867	3,99	3,3	3,39	3,382
ЖС-32	–	–	–	–	0,032	–	1,283	3,25	2,53	2,61	3,098

Примітка. Окрім вказаних елементів, кожний сплав містить 20 % Cr, 15,5 % Nb і 1,95 % C.

додаткових інтерметалідних чи інших фаз. Слід зазначити, що кремній дає також негативний ефект — знижує температуру плавлення сплаву приблизно на 30 °С при вмісті його 1,5 %.

Порівняння мікроструктур сплавів до та після відпалу при 1100°С протягом 50 год свідчить про те, що така термічна обробка досліджених сплавів не змінює їх мікроструктури (рис. 3).

При комплексному легуванні сплавів на основі евтектики Co–NbC можливе зниження їх термостійкості. Для перевірки можливого негативного впливу легування 10 сплавів випробували на схильність до виникнення тріщин через термічне циклування за таким режимом: нагрівання до 1100 °С (1 хв) — охолодження до температури 200 °С (1 хв). Кількість циклів — 1000. Результати випробувань показали, що всі сплави мають досить високу термостійкість.

Для визначення зносостійкості сплавів в умовах, близьких до реальних, виготовили серію зливків, які передали ДП ЗМКБ «Прогрес». Визначення зносостійкості виконано цим підприємством на спеціальному стенді при питомому навантаженні на зразки 49 МПа (5 кг/мм^2) та амплітуді коливання 1,5 мм. Визначення температури плавлення виконано в Інституті металофізики

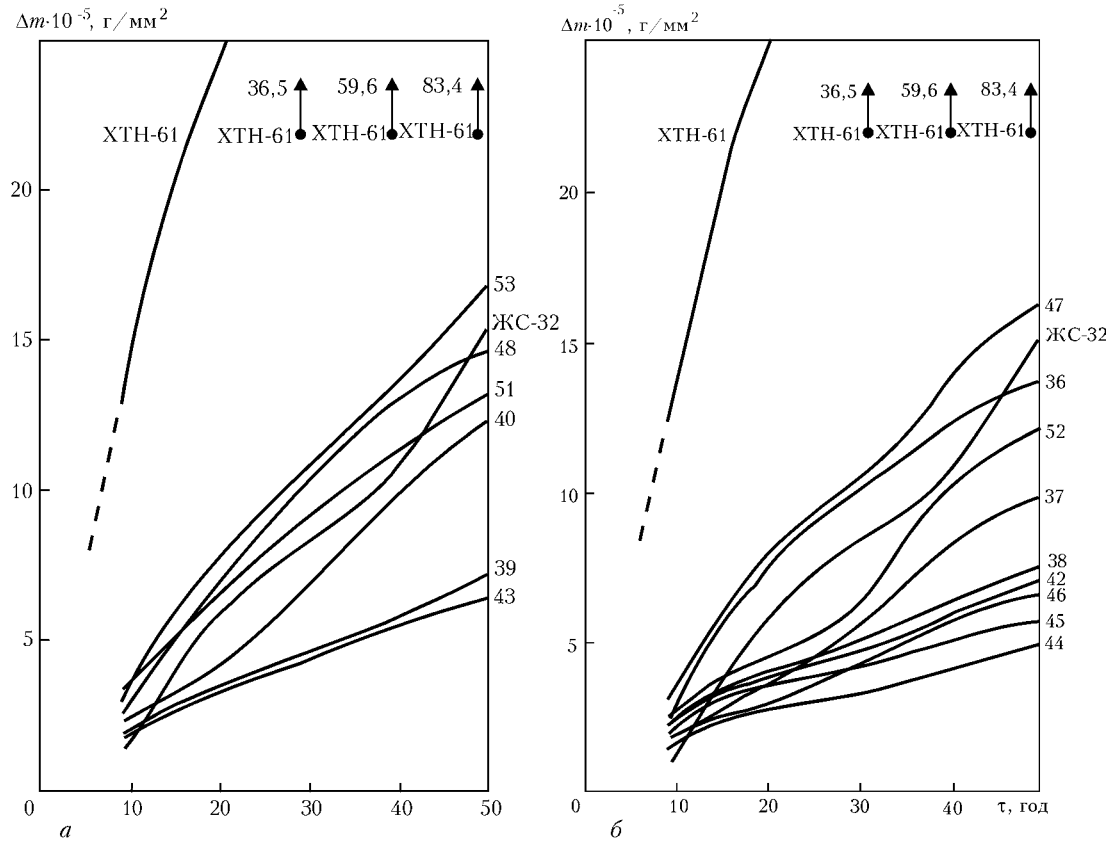


Рис. 2. Жаростійкість першої (*а*) та другої (*б*) партій сплавів при 1060 °С; τ — тривалість відпалу

НАН України. За зносостійкістю сплави не поступаються промисловому, який використовується для напаювання на бандажні полиці лопаток.

На основі аналізу властивостей досліджених сплавів (високотемпературної зносостійкості, жаростійкості, температури плавлення, структури, технології виготовлення) розроблено новий литий сплав — ХТН-62. Він має велику перевагу перед сплавом марки ХТН-61 щодо жаростійкості (у 10–20 разів краща), що обумовило інтерес до нього виробників авіаційних двигунів. Для підприємства ДП ЗМКБ «Прогрес» виготовили три зливки загальною масою 50 кг, з яких на підприємстві виготовили та встановили на чотирьох діючих авіаційних двигунах пластини для зміцнення кромок бандажних полиць робочих лопаток. Таким чином, сплав марки ХТН-62 зараз проходить льотні випробування.

На цей новий сплав отримано патент [8] та розроблено технічні умови.

Порошковий сплав. Сплав марки ХТН-61, використовуваний на підприємствах України ДП ЗМКБ «Прогрес» та ВАТ «Мотор-Січ» для зміцнення робочих лопаток двигунів, та новий сплав марки ХТН-62 містять лише 19 об. % карбідної фази (NbC).

Для подальшого зміцнення сплаву необхідно збільшити в ньому кількість карбідної фази. Звичайними способами плавки, коли в шихту вводять окремо карбідоутворюючі елементи (ніобій та вуглець), не можна це зробити через значне зростання температури ліквідус і неможливості повного розплавлення сплаву та утворення небажаних надто великих кристалів карбіду. Застосування способу електродугового плавлення та шихтування, замість карбіду ніобію, дрібнозернистого порошку карбіду титану, дало змогу підвищити вміст карбідної фази до 30 об. %.

Як показали дослідження, такий сплав має більш високий рівень жаростійкості, ніж промисловий лопаточний сплав марки ЖС-32, досить високу температуру плавлення і дрібнозернисту карбідну фазу в структурі. Однак він потребує детальніших досліджень.

За об'єкти дослідження обрали багатокомпонентні системи на основі карбіду титану і карбіду ніобію із складною зв'язкою Cr–Co–Ni–Nb–Fe–Al–W. Зразки виготовляли способом порошкової металургії, що включав подрібнення порошкових сумішей в планетарному млині і активоване спікання при гарячому пресуванні.

Досліджено вплив умов гарячого пресування (температури, навантаження, тривалості) на густину, пористість та мікротвердість зразків. Одержані результати свідчать про те, що способом гарячого пресування виготовлено композиційні сплави з вмістом 30–80 об. % карбідів титану і ніобію з відносною щільністю 0,95–0,97, гетерогенною дрібнозернистою структурою з розміром частинок 1–3 мкм і мікротвердістю 10–12 ГПа.



Рис. 3. Структура типового литого сплаву, ×300

Проведені дослідження дозволили оптимізувати склад і структуру сплавів при виготовленні партії зразків жаростійких композиційних матеріалів, властивості яких відповідають вимогам технічного завдання.

Пресовані сплави з карбідом титану показали кращу жаростійкість, ніж сплави, що містять карбід ніобію. Дослідження продемонстрували також, що зі збільшенням щільності (зменшенням пористості) рівень жаростійкості зростає і досягає найкращих показників в литих сплавах з мінімальною пористістю. Такі литі сплави мають задовільну температуру плавлення, але недостатню кількість зміцнюючої карбідної фази.

На рис. 4 представлено графічну залежність збільшення маси сплавів від тривалості витримки $\tau_{вит}$ (до 50 год) при 1100 °С в повітряній атмос-

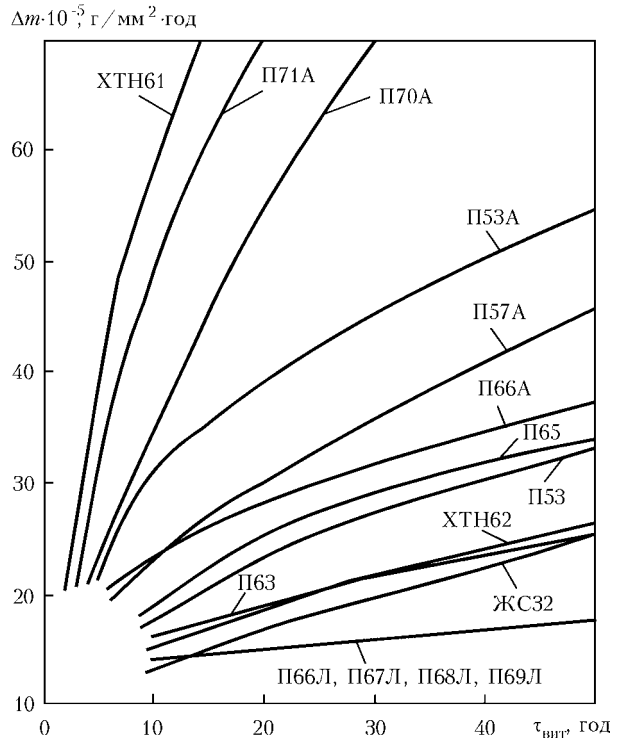


Рис. 4. Жаростійкість пресованих сплавів; $\tau_{вит}$ — тривалість витримки

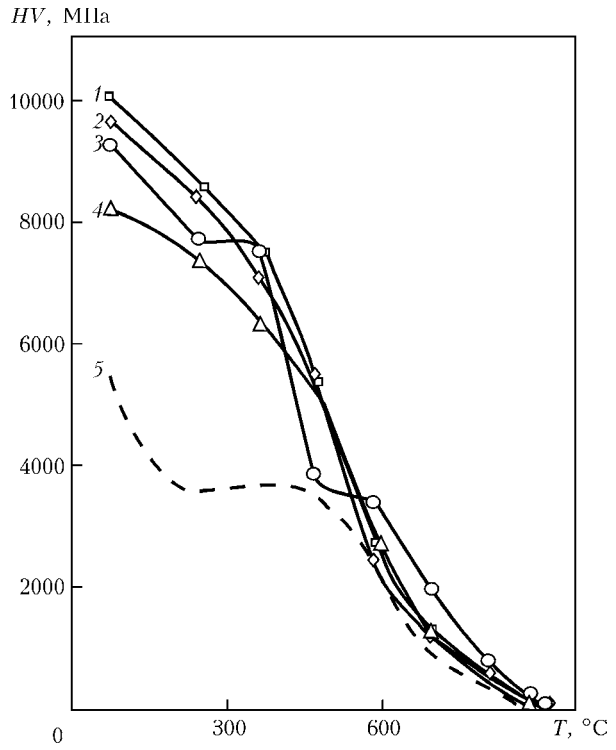


Рис. 5. Твердість композиційних сплавів системи Co–TiC: *1* — сплав П58 (40 об. % TiC); *2* — сплав П57 (30 об. % TiC); *3* — сплав П63 (60 об. % TiC); *4* — сплав П65 (50 об.%TiC); *5* — промисловий сплав ХТН-61

фері. Серед досліджених сплавів є кращі за промисловий сплав марки ХТН61 і навіть такі, що не поступаються за жаростійкістю сплавам ХТН62 і ЖС32.

Дослідження твердості та закономірностей її зміни (рис. 5) проводили при значеннях температури від кімнатної до 1150 °С в вакуумі на високотемпературному приладі для вимірювання твердості УВТ-2 з використанням сапфірового індентора. З підвищенням температури твердість всіх досліджених сплавів з карбідом титану перевищує твердість як промислового ХТН-61, так і пресованих сплавів з карбідом ніобію.

У відповідності з виконаними дослідженнями виготовлено дослідну партію порошкових гарячепресованих, оптимально легованих сплавів, яку передано до ЗМКБ «Прогрес» для випробування на термо- і зносостійкість на лабораторному стенді в умовах циклічного силового та температурного навантаження в атмосфері згоряння авіаційного палива.

Висновки

1. Розроблено новий литий сплав ХТН-62 для зміцнення робочих лопаток газотурбінних авіаційних двигунів, який значно (у 10–20 разів) перевищує за рівнем жаростійкості промисловий сплав марки ХТН-61 і не поступається йому по зносостійкості. За рішенням ДП ЗМКБ «Прогрес», сплав ХТН-62 встановлено на чотирьох авіаційних двигунах, де він проходить льотні випробування на літаках. Отримано патент на сплав та розроблено технічні умови.

2. Досліджено пресовані сплави на основі кобальту, зміцнюючою фазою яких служать карбіди ніобію та титану. Визначено вплив складу і технології пресування на їх температуру плавлення, жаростійкість, структуру, пористість, твердість.

3. Встановлено оптимальний склад кобальтової основи сплавів та значну перевагу карбіду титану щодо жаростійкості та твердості при високих температурах.

4. Для остаточної розробки пресованого сплаву необхідно провести його промислові випробування та розробити технічну документацію.

1. *Пат. 8240А України, МПК С 22 С 19/07*. Сплав на основі кобальта / Шурін А.К., Черепова Т.С., Дмитрієва Г.П. та ін. — Опубл. 29.03.96; Бюл. № 1.
2. *Шурін А.К., Дмитрієва Г.П., Черепова Т.С.* Фазові рівноваги в сплавах системи Co–CoAl–W. Повідомлення перше // Металознавство та обробка металів. — 2005. — № 4. — С.3–6.
3. *Шурін А.К., Дмитрієва Г.П., Черепова Т.С.* Фазові рівноваги в сплавах системи Co–CoAl–W. Повідомлення друге // Там же. — 2006. — № 2. — С. 22–25.
4. *Суперсплавы II*. Жаропрочные металлы для аэрокосмических и промышленных установок / Пер. с англ. Ч.Т. Симс. — М.: Металлургия, 1995. — 384 с.
5. *Жаропрочные* сплавы на основе кобальта для применения в газовых турбинах // Mater. Sci. and Eng. — 1987. — N 88. — С. 11–19.
6. *Резник И.Д., Соболь С.Н., Худяков В.М.* Кобальт. — М.: Машиностроение, 1995. — Т. 1. — 440 с.; 1996. — Т. 2. — 470 с.
7. *Physical* properties of materials / Materials engineering // Materials selector. — 1987. — **103**, N 12. — P. 81–83.
8. *Пат. 39450 України, МПК С 22 С 19/07*. Сплав на основі кобальту / А.К. Шурін, Т.С. Черепова, Н.В. Андрійченко, В.Є. Замковий. — Опубл. 25.02.2009; Бюл. № 4.

Розділ 9
Підготовка та друкування нормативних документів і науково-технічних посібників з питань оцінки ресурсу об'єктів тривалої експлуатації

Керівник розділу — академік НАН України В.В. Панасюк

Проблема оцінювання роботоздатності елементів конструкцій тривалої експлуатації є комплексною. Вона включає окремі підпроблеми, зокрема такі:

1. Підготовка відповідних науково-технічних посібників, в яких узагальнені результати фундаментальних і прикладних досліджень явищ деформування, руйнування та довговічності матеріалів і конструкцій тривалої експлуатації, а також сформульовані на цій основі постулати та критерії для оцінювання міцності та довговічності елементів конструкцій з урахуванням різних факторів їх навантаження та впливу робочих середовищ.

2. Підготовка, погодження та затвердження відповідних нормативних документів, стандартів, інструкцій і рекомендацій, яких необхідно дотримуватись під час оцінювання роботоздатності елементів конструкцій і об'єктів.

На розв'язання цих проблем спрямовані проекти розділу 9.

Впродовж 2007–2009 років за цим розділом виконано 9 проектів (завдань). Одержані результати можна об'єднати у такі два підрозділи:

1. Науково-технічні посібники.

2. Нові стандарти, нормативні документи та рекомендації для інженерної практики.

1. Науково-технічні посібники

Підготовлено та опубліковано сучасні науково-технічні посібники для інженерно-технічних працівників конструкторських та промислових підприємств щодо оцінювання довговічності та експлуатаційної надійності (ресурсу) елементів конструкцій технологічного устаткування та споруд тривалої експлуатації, зокрема нафтогазових трубопроводів, акусто-емісійних методів неруйнівного контролю пошкоджень елементів конструкцій об'єктів електростанцій і мостів, будівельних конструкцій тощо. Це наступні науково-технічні проекти.

Проект 9.1. Назарчук З.Т., Скальський В.Р. «Технічна діагностика елементів конструкцій за сигналами акустичної емісії» (уточнена назва «Акустично-емісійне діагностування елементів конструкцій»).

Строки виконання: 2007–2009 рр. Керівник проекту — академік НАН України З.Т. Назарчук (ФМІ НАН України).

Здійснено аналіз і синтез теоретичних та інженерно-технічних методів контролю за сигналами акустичної емісії про наявність дефектів типу тріщин в елементах конструкцій тривалої експлуатації, а також виявлення пошкоджень у структурі деформованого металу. Опрацьовані критерії та рекомендації щодо роботоздатності матеріалу інженерних об'єктів, підданих тривалим зовнішнім навантаженням. Наведено опис приладів і конкретних методів для реалізації зазначеного вище діагностування. Обсяг посібника понад 800 сторінок, складається із 3 частин, надрукований у видавництві «Наукова думка» НАН України (2009 р.). Більш детально розділи цієї книги, а також структура розділів подані у статті Назарчука З.Т. і Скальського В.Р.

Проект 9.2.1. Підготовка та друкування науково-технічного посібника «Міцність та довговічність трубопроводів і резервуарів».

Строки виконання: 2007–2008 рр. Керівник проекту — д-р техн. наук Г.М. Никифорчин (ФМІ НАН України).

Робота над проектом завершена, і книга надрукована у видавництві «СПОЛОМ» (Львів) у 2009 році. Редактор — Г.М. Никифорчин, автори: Г.М. Никифорчин, С.Г. Поляков, В.А. Черватюк, І.В. Ориняк, З.В. Слободян, Р.М. Джала. В книзі 554 сторінки тексту, 194 ілюстрації, 78 таблиць, 753 позиції бібліографічних джерел.

У книзі розглянуто умови експлуатації магістральних нафто- та газопроводів і резервуарів зберігання нафти, загальні відомості про їх руйнування, роль у цих процесах корозійно-наводнювальних

середовищ. Відзначені аспекти внутрішньої корозії сталей і пов'язані з цим проблеми деградації їх механічних, корозійних і корозійно-механічних властивостей. Наведено методи та засоби обстеження і діагностування технічного стану трубопроводів, приклади інженерних розрахунків їх міцності та довговічності. Серед способів підвищення роботоздатності трубопроводів відзначені електрохімічний та інгібіторний захисти, створення захисних покриттів, а також описано технологію ремонту трубопроводів.

Проект 9.3. Підготовка науково-технічного посібника «Ін'єкційні технології відновлення роботоздатності пошкоджених споруд тривалої експлуатації».

Строки виконання: 2007–2009 рр. Керівник проекту — д-р техн. наук В.П. Силованюк (ФМІ НАН України).

Наведено аналіз і синтез методів діагностування пошкоджень матеріалів будівельних конструкцій, зокрема бетонів і залізобетонів, що знаходяться у тривалій експлуатації. Синтезовано існуючі та розроблено нові технології ін'єкційного відновлення роботоздатності будівельних конструкцій і споруд тривалої експлуатації, розроблено та описано низку конкретних застосувань ін'єкційних технологій щодо відновлення реальних об'єктів будівельних конструкцій і споруд (колектори комунального господарства, гідротехнічні споруди, дамби, пам'ятники архітектури тощо). Книга надрукована у видавництві «СПОЛОМ» (Львів) у 2009 році. Обсяг книги 252 сторінки, автори В.І. Маруха, В.В. Панасюк і В.П. Силованюк.

2. Нові стандарти, нормативні документи та рекомендації для інженерної практики

Проект 9.2.2. Розроблення методики оцінювання довговічності залізничних коліс з високоміцної сталі.

Строки виконання: січень–грудень 2009 р. Керівник проекту — д-р техн. наук О.П. Осташ (ФМІ НАН України).

Проект націлений на розв'язання важливої для металургії України і Укрзалізниці проблеми, а саме: підвищити ресурс довговічності залізничних коліс, які виготовляють підприємства України з нової високоміцної сталі.

Для підвищення експлуатаційної надійності та довговічності залізничних коліс вирішили замінити середньоміцну сталь ($\sigma_в \le 1000$ МПа) на високоміцну ($\sigma_в \approx 1400$ МПа) під час виготовлення залізничних коліс. За стандартними фізико-механічними характеристиками високоміцна сталь має кращі фізико-механічні характеристики. Тому вважали, що й експлуатаційна довговічність залізничних коліс з цієї сталі буде вищою. Але практика експлуатації таких коліс не повністю підтвердила це. На ободах коліс із високоміцної сталі в окремих випадках з'являються вищербини та пітинги, що не забезпечує підвищення термінів експлуатації таких коліс. Метою проекту було встановлення причин вищерблювання ободів залізничних коліс із високоміцної сталі.

Встановлено, що причиною цього явища є недостатня тріщиностійкість високоміцної сталі, у порівнянні з тріщиностійкістю середньоміцної, а також деякі експлуатаційні фактори. Для встановлення цього висновку була розроблена необхідна методика випробувань і виконані дослідження фізико-механічних характеристик цих сталей за стандартними нормативними документами, а також за розробленою методикою визначення характеристик циклічної тріщиностійкості колісних сталей, проведені експериментальні випробування і встановлені значення характеристик циклічної тріщиностійкості колісних сталей (середньо- та високоміцної). Ці дані показали, що за характеристиками тріщиностійкості високоміцна сталь поступається середньоміцній сталі. Згідно з концепціями механіки втомного руйнування матеріалів, ця обставина і є однією із основних причин пониження границі втомної довговічності залізничних коліс із високоміцної сталі. Сформульовано пропозиції щодо усунення цієї причини, які включають інструкції стосовно режимів експлуатації залізничних коліс, а також підвищення тріщиностійкості високоміцної сталі.

Результати виконання цього проекту наведені в статті В.В. Панасюка, О.П. Осташа та ін.

Проект 9.4. Галузевий нормативний документ про порядок оцінювання технічного стану металу парогонів ТЕС.

Строки виконання: 2007–2009 рр. Керівник проекту — д-р техн. наук О.З. Студент (ФМІ НАН України).

Встановлено умову досягнення металом головних парогонів ТЕС граничного стану під час тривалої експлуатації та розроблено метод оцінювання роботоздатності металу, який враховує вплив деградації його фізико-механічних характеристик, а також пуски-зупинки технологічного процесу. Метод апробовано на двох теплостійких сталях 15Х1М1Ф та 12Х1МФ. Для цих сталей побудовано базові залежності зміни ефективного порогу циклічної тріщиностійкості від тривалості експлуатації. Базові діаграми дають можливість оцінити поточний технічний стан деградованого металу на будь-якому етапі його експлуатації без проведення механічних випроб на циклічну тріщиностійкість. Ці результати оформлені у вигляді відомчого нормативного документа, який апробований на Бурштинській ТЕС і рекомендований для використання в Укрзахіденерго.

Наукова та прикладна суть цієї розробки наведена в статті О.З. Студент та Г.В. Кречковської.

Проект 9.5. Розробка проекту Державного стандарту України (ДСТУ) «Метали. Метод випробувань на розтяг металів і сплавів за низьких та кріогенних температур».

Строки виконання: 2007–2009 рр. Керівник проекту — чл.-кор. НАН України В.О. Стрижало (ІПМіц НАН України).

Розроблено проект нормативного документа (ДСТУ), яким встановлено метод і засоби реалізації випробувань зразків металу на розтяг за умов низьких (мінусових) і кріогенних температур (в інтервалі 283–4,2 К) з метою визначення фізико-механічних властивостей металевих матеріалів. Дані про такі властивості металів мають важливе значення для енергетики, медицини, електроніки, сільського господарства тощо, оскільки використання металів у цих галузях інженерної практики як елементів різного устаткування збільшується. У світовій практиці з цієї проблеми існують певні нормативні документи. Наявні в Україні нормативні документи є застарілими і не враховують досягнень науки та вимірювальної техніки останніх десятиріч, а також не приведені у відповідність до світових нормативних документів. Виконання даного проекту було націлено на усунення цих недоліків. Виконання проекту завершено. Розроблено нормативний документ (ДСТУ), яким встановлено метод і засоби випробувань на розтяг металів і сплавів за умов низьких і кріогенних температур (283–4,2 К).

Проект нормативного документа пройшов рецензування в Міністерстві промислової політики України, Міністерстві оборони України, Національній академії наук України та ін.

Після проходження експертизи у Науково-дослідному інституті стандартизації ДП «Укр-НДНЦ» проект буде надісланий до Держспоживстандарту України для затвердження та надання йому чинності.

Структура нормативного документа (стандарту) України наведена у статті В.О. Стрижало та ін.

Проект 9.6. «Розробка нормативних документів для оцінювання ресурсу високотемпературних роторів і литих корпусних деталей парових турбогенераторів ТЕС».

Строки виконання: 2007–2009 рр. Керівники проекту — д-р техн. наук О.І. Балицький (ФМІ НАН України) і д-р техн. наук М.Г. Шульженко (ІПМаш НАН України).

У результаті виконання проекту розроблено та введено в дію «Методичні вказівки з діагностики та оцінки ресурсу литих корпусних деталей парових турбін ТЕС» (керівник розробки д-р техн. наук О.І. Балицький). Ці «Методичні вказівки…» затверджені як відомчий нормативний документ Мінпаливенерго України. Впроваджено ці документи в інженерну практику на підприємствах ВАТ «Західенерго» і Хмельницькій АЕС. Розроблено і введено в дію нормативний документ «Методичні вказівки» з технічного діагностування та оцінки ресурсу посудин, що працюють під тиском водню, та елементів конструкцій водневого охолодження турбогенераторів. Цей нормативний документ затверджений як галузевий регламент.

Наукові основи цих нормативних документів описані в статті О.І. Балицького.

Друга частина цього проекту була спрямована на «Підготовку проекту нормативного документа з розрахунку оцінювання та порядку продовження ресурсу роторів і корпусів парових турбін ТЕС».

Строки виконання: 2007–2009 рр. Керівник цієї частини проекту — д-р техн. наук М.Г. Шульженко).

У 1996 році фахівцями Росії та України був розроблений і введений у дію нормативний документ «Методические указания о порядке проведения работ при оценке индивидуального ресурса паровых турбин и продления срока их эксплуатации сверх паркового ресурса». Окремі положення цього документа вже застаріли і потребують уточнення з урахуванням практичного досвіду його використання та нових науково-технічних досягнень у цій галузі науки і техніки.

В ході виконання цього проекту спеціалістами Інституту проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного проведено аналіз зазначеного вище нормативного документа, аналіз і синтез досягнень науки та нові критерії оцінювання міцності (роботоздатності) високотемпературних роторів і корпусних деталей парових турбін, розроблено нові методики розрахунку надійності та довговічності елементів конструкцій парових турбін. Проектні пропозиції одержали позитивну оцінку і рекомендовані для впровадження.

Напрацьовані рекомендації та уточнення запропоновано ввести у чинний (тепер) в Україні нормативний документ і перезатвердити його. Детальніше див. статтю В.Г. Шульженка та ін.

Проект 9.7. Підготовка нормативного документа «Оцінювання ресурсу кріплень елементів конструкцій гідротурбін».

Строки виконання: 2007–2009 рр. Керівник проекту — чл.-кор. НАН України В.І. Кир'ян (ІЕЗ НАН України).

Виконання проекту передбачало 3 розділи досліджень, а саме:

1. Оцінка фізико-механічних властивостей металу елементів кріплення вузлів гідротурбін та врахування умов їх експлуатації.

2. Розробка методики числового аналізу напружено-деформованого стану болтових з'єднань робочого колеса з валом гідротурбіни.

3. Побудова математичної моделі обчислень коефіцієнтів інтенсивності напружень в елементах кріплення за наявності в них дефектів типу тріщин.

Передбачені проектом завдання виконані. Одержані результати покладені в основу нормативного (галузевого) документа. Оскільки головною причиною відриву робочого колеса від фланця вала гідротурбіни є зародження та розвиток тріщин утоми в елементах кріплення, то в основу нормативного документа оцінювання ресурсу кріплень покладені

діаграми статичної та циклічної тріщиностійкості металів кріплень і амплітуд експлуатаційних навантажень. Підготовлений нормативний документ (рекомендації) переданий для використання в інженерній практиці. Детальніше про виконання проекту див. статтю Г.Т. Сулима.

Проект 9.8. Розробка технічного регламенту «Зварні конструкції. Вимоги до якості зварювання».

Строки виконання: 2007–2009 рр. Керівник проекту — канд. техн. наук В.І. Юматова (ІЕЗ НАН України).

Виконання проекту завершено. Здійснено аналіз міжнародних стандартів, а також європейських норм стосовно вимог до якості зварювального устаткування та зварювального виробництва, необхідних для створення проекту технічного регламенту. Із загального переліку розглянутих стандартів ISO 4136, ISO 5173, ISO 9018, ISO 16060, ISO 17639, ISO 17641-1, ISO 17641-2, ISO 17641-3, ISO 17642-1, ISO 17642-2, ISO 17642-3, ISO 17655, ISO 2553, ISO 9692-1, ISO 9692-2, ISO 9692-3, ISO 9692-4, ISO 17659, ISO 25901 були відібрані найбільш актуальні для розроблення українського «Технічного регламенту… », а саме ISO 17671-1, ISO 17671-2, ISO 17671-3.

На цій основі розроблено проект Технічного регламенту «Зварні конструкції. Вимоги до якості зварювання». Об'єм нормативного документа становить 49 сторінок. Проект пройшов апробацію та рекомендований до друку.

Опис проекту нормативного документа та його особливості щодо гармонізації із зарубіжними аналогічними документами наведено в статті В.І. Юматової та ін.

ПРОЕКТ 9.1

Технічна діагностика елементів конструкцій за сигналами акустичної емісії. Науково-технічний посібник.

УДК 539.3:620.179.17

АКУСТИКО-ЕМІСІЙНЕ ДІАГНОСТУВАННЯ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ

Академік НАН України **З.Т. НАЗАРЧУК, В.Р. СКАЛЬСЬКИЙ**, д-р техн. наук
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Науково-технічний посібник спрямований на розв'язання важливої для економіки України задачі — діагностування виробів і елементів конструкцій тривалого експлуатування методом акустичної емісії (АЕ). Описано структуру його трьох томів. У першому томі розглянуто фізичну суть методу та теоретичні основи поширення пружних хвиль АЕ, які генеруються внаслідок утворення тріщин, у пружних середовищах. Другий том містить інформацію про фізичні аспекти відбору АЕ, методологію АЕ діагностування різних об'єктів на підставі проведених у Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України випробувань конструкційних матеріалів, розробки оригінальних портативних вимірювальних засобів. У третьому томі подано аспекти прикладного застосування явища АЕ на низці великогабаритних конструкцій відповідального призначення.

Ключові слова: *акустична емісія, пружна хвиля, тріщина, руйнування, технічна діагностика, неруйнівний контроль*

Серед існуючих методів неруйнівного контролю (НК), широко застосовуваних у інженерній практиці, акустична емісія (АЕ) приваблює оперативністю, можливістю використання у різних виробничих та експлуатаційних умовах, високою надійністю, чутливістю та економічною ефективністю. Її використовують для оцінювання ресурсу працездатності елементів конструкцій тривалої експлуатації.

Цільовою програмою НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» (розділ 9) передбачено підготувати серії науково-довідникової літератури, що висвітлює досягнення науки та інженерної практики у галузі теорії та методів оцінювання руйнування, а також міцності та довговічності конструкційних матеріалів, елементів конструкцій і споруд у заданих експлуатаційних умовах. Одним із таких науково-технічних посібників є «Акустико-емісійне діагностування елементів конструкцій», який складається із 3 томів.

Структура **першого тому** посібника включає п'ять розділів, в яких наведено оригінальні результати теоретичних досліджень [1–6], а також здійснено синтез відомих з науково-технічної періодики та різних монографічних видань теоретичних даних щодо поширення пружних хвиль АЕ у твердому тілі, обгрунтовано і викладено з єдиних позицій теоретичні основи методу АЕ в механіці руйнування, узагальнено результати досліджень як вітчизняних, так і зарубіжних учених.

Перший розділ присвячено теоретичним основам поширення пружних хвиль у твердому тілі. Описано особливості таких процесів під час проходження хвиль у стрижнях та пластинах, їх взаємодія з різними включеннями, несуцільностями та вільними поверхнями. Класифіковано та описано найпоширеніші типи пружних хвиль, які застосовують для діагностування реальних виробів і конструкцій методами НК та АЕ.

У другому розділі на підставі аналізу літературних джерел показано, що за останні 2–3 десятиліття відбувся інтенсивний розвиток фундаментальних та прикладних досліджень процесів руйнування твердих тіл із широким залученням для їх пізнання явища АЕ. В результаті цього виділилися дві тенденції застосування методу АЕ:

- для неруйнівного контролю і діагностування пошкодженості виробів і конструкцій;
- як фізичний метод дослідження (моніторингу) динаміки розвитку процесів деформації та руйнування у матеріалах.

У цьому розділі також показано, що більшість літературних джерел присвячено проблемі вивчення процесів руйнування матеріалів на макрорівні за допомогою явища АЕ. Це зумовлено тим, що під час поширення макротріщини виділяється пружна енергія АЕ, яка набагато перевищує енергію, спричинену процесами руйнування на мікрорівні. Подано найважливіші критерії механіки руйнування у взаємозв'язку з параметрами пружних хвиль АЕ.

У третьому розділі викладено головні положення теорії тріщин, динамічної теорії пружності та інтегральних перетворень, що застосовують під час дослідження задач про поширення пружних хвиль. Розглянуто специфіку напружено-деформованого стану та випромінювання пружних хвиль

© З.Т. НАЗАРЧУК, В.Р. СКАЛЬСЬКИЙ, 2009

в процесі поширення тріщин у твердому тілі. Сформульовано математичні моделі та крайові умови нестаціонарних динамічних задач про утворення та стрибкоподібний ріст тріщини під дією корозійно-механічних факторів.

Четвертий розділ присвячено теоретичним дослідженням акустико-емісійного випромінювання за умови сповільненого докритичного підростання тріщини під дією корозійно-механічних чинників. Подано аналіз форм пружних імпульсів, їх тривалості та діаграм АЕ випромінювання під час утворення тріщини зсуву, зроблено оцінку впливу пружних хвиль на переміщення поверхні напівпростору в процесі утворення внутрішньої тріщини. Встановлено низку аналітичних залежностей між коефіцієнтом інтенсивності напружень, приростом розмірів наскрізної та плоскої тріщин довільної форми у тривимірному тілі та параметрами сигналів АЕ, спричинених корозійним розтріскуванням, статичним та циклічним навантаженнями. Показано вплив вільної поверхні на просторово-часовий розподіл поля переміщень і визначено віддаль домінування хвиль Релея. Описано специфіку взаємовпливу системи тріщин у твердому тілі на випромінювання пружних хвиль АЕ.

У п'ятому розділі розглянуто теоретичні аспекти АЕ дефектометрії та діагностування елементів конструкцій, що містять тріщини на стадії субкритичного розвитку. Запропоновано розрахункову модель такого розвитку тріщини нормального відриву, поперечного та поздовжнього зсувів як випромінювачів пружних хвиль АЕ. У межах цієї моделі встановлено залежності між коефіцієнтом інтенсивності напружень, приростом тріщин з параметрами сигналів АЕ (підсумковим рахунком N, швидкістю рахунку $\dot{N}$ та амплітудами сигналів АЕ). Створено методологію визначення за параметрами АЕ геометричних і силових характеристик тріщин, що розвиваються.

У другому томі посібника детально проаналізовано фізичні аспекти проблеми відбору інформації про АЕ, описано основні методологічні засади практичного використання засобів АЕ, відомих як в Україні, так і поза її межами. На підставі багатолітнього досвіду досліджень АЕ наведено результати оцінки тріщиностійкості матеріалів, особливостей відбору корисних сигналів під час проведення як лабораторних, так і польових випробувань, використання методик у виробничих умовах. Викладені в монографії результати експериментальних досліджень отримані науковцями Фізико-механічного інституту ім. Г.В. Карпенка Національної академії наук України [7, 8].

Перший розділ другого тому присвячено узагальненню методичних аспектів оцінки АЕ параметрів тріщиностійкості матеріалів, контролю АЕ виробів і конструкцій тощо. Головну увагу зосереджено на найменш досліджених питаннях: критеріях селекції сигналів АЕ (САЕ) від тріщин з-поміж сигналів від інших джерел, підбору найінформативніших параметрів САЕ для контролю за зростанням тріщин, виборі робочої смуги частот первинних перетворювачів (ПАЕ) та вимірювального тракту, місцях розташування перетворювачів, способів фіксування на об'єкті контролю тощо. Розглянуто також деякі інші важливі методичні аспекти відбору та обробки сигналів АЕ.

У другому розділі показано, що для діагностування стану виробів, конструкцій чи їх окремих елементів важливо вміти встановити міцнісні характеристики матеріалів та параметри їх статичної тріщиностійкості. Серед останніх суттєве значення має силовий критерій — критичне значення коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН), що характеризує початок росту тріщини. За допомогою методик АЕ можна ефективніше визначати показники статичної тріщиностійкості конструкційних матеріалів.

Оскільки найпоширенішими і найнебезпечнішими з позицій механіки руйнування матеріалів є дефекти типу тріщин, то значну увагу у цьому розділі зосереджено на створені методик оцінки за сигналами АЕ стадій їх розвитку. Показано, що при отриманні інформації АЕ важливо враховувати згасання пружних хвиль, оскільки тоді можна досягти найкращої чутливості методу діагностування.

Важливе місце у розділі посідає опис методик визначення координат джерел АЕ.

Третій розділ даного тому присвячено розробці методу АЕ діагностування крихкого руйнування матеріалів за кількісними показниками параметрів САЕ, що супроводжують руйнування твердих тіл під впливом квазістатичного навантаження. Тут запропоновано кількісний критерій оцінювання типів руйнування. Це дозволило створити відповідні методичні рекомендації щодо АЕ діагностування реальних об'єктів, що підтвердили свою ефективність в ході випробувань відповідальних конструкцій тривалого експлуатування.

У четвертому розділі описано теоретичні основи методології кількісного визначення об'ємної пошкодженості кристалічних тіл в області пластично деформованого об'єму за параметрами сигналів АЕ, експериментально підтверджено гіпотезу про те, що різке зростання амплітуд сигналів АЕ на синхронно записаній із діаграмою руйнування акустограмі може свідчити про початок росту макротріщини. Встановлено, що визначене за таким критерієм значення коефіцієнта інтенсивності напружень для зразків різних матеріалів і товщин є інваріантним відносно товщини зразка та способу його навантаження, що добре узгоджується із відомими літературними даними. Отримано кількісні значення об'ємної пошкодженості матеріалів у зоні їх пластично деформованого об'єму перед макротріщиною.

У п'ятому розділі описано методики кількісної оцінки об'ємної пошкодженості конструкційних

матеріалів і підтверджено її основні положення. Для цього використано результати як власних теоретико-експериментальних досліджень, так і дані з різних літературних джерел [9]. Проведено дослідження конструкційних матеріалів широкого спектра: сталей, алюмінієвих сплавів, композитів, а також матеріалів, здеградованих під час тривалої експлуатації в енергетичному обладнані в процесі контакту з воденьвмісним середовищем [10–16].

Третій том науково-технічного посібника містить розгляд проблем прикладного застосування явища АЕ для діагностування елементів конструкцій і виробів тривалої експлуатації на підставі отриманих теоретичних досліджень та створених методологічних засад, поданих у попередніх томах посібника.

У першому розділі третього тому описано принципи побудови АЕ апаратури та її основні характеристики. Розглянуто фізичні основи перетворення пружних хвиль АЕ в електричні сигнали, специфіку конструкційного виконання первинних перетворювачів, показано сучасний стан технічного парку АЕ апаратури, напрями її розвитку та програмного забезпечення, технічні характеристики деяких приладів і систем відбору, обробки та реєстрування АЕ інформації.

У другому розділі наведено розробки малогабаритних первинних перетворювачів АЕ, попередніх широкосмугових підсилювачів, портативних накопичувачів сигналів АЕ та чотириканальної АЕ системи для діагностування елементів конструкцій.

Третій розділ висвітлює проблему побудови портативної багатоканальної вимірювальної АЕ системи, зокрема її концепцію, показано розробку принципових електричних схем попереднього підсилювача з високою швидкодією, аналогового каналу, який включає підсилювач з програмованим коефіцієнтом підсилення та масштабуючого підсилювача, блоків цифрової обробки сигналів АЕ та параметричних каналів. Наведено особливості конструкційного виконання окремих автономних блоків та АЕ системи в цілому.

У четвертому розділі показано особливості конструктивного виконання деяких пристроїв та установок для навантаження зразків, створення відповідних робочих середовищ, забезпечення надійного відбору АЕ інформації в ході лабораторних випробувань зразків конструкційних матеріалів. Серед них — камера для випробування зразків триточковим згином у робочих середовищах підвищених температур; хвильоводи для передачі сигналів АЕ; компактний пристрій для розтягування зразків; оригінальні установки для навантаження.

П'ятий розділ присвячено розгляду деяких специфічних типів застосування явища АЕ для діагностування матеріалів, виробів і елементів конструкцій, зокрема, це вибір частотного діапазону вимірювального каналу; калібрування чутливості первинних перетворювачів; вибір стійких параметрів сигналів АЕ; класифікація їх джерел; аналіз отриманих результатів. Окремо подано методики АЕ контролю стану морських платформ, ядерних реакторів, ємностей високого тиску, оцінки якості зварних з'єднань та результати випробувань резервуара для зберігання нафти.

Шостий розділ складають методики АЕ діагностування великогабаритних будівельних об'єктів. Вони побудовані як на теоретико-експериментальних дослідженнях, викладених у попередніх томах науково-технічного посібника, так і на результатах спеціально проведених лабораторних випробувань для з'ясування особливостей руйнування бетону і залізобетону, скляних виробів тощо з метою одержання необхідної діагностичної інформації про стан таких об'єктів. За вказаними підходами здійснено АЕ діагностичні обстеження мостів через ріки Західний Буг, Південний Буг, Прут, Дністер, Дніпро. Всі вони мали різне конструктивне виконання, габарити, вікові та стратегічні категорії тощо. На всіх мостах підтверджено ефективність розроблених методик і засобів для виявлення руйнування несучих елементів конструкцій. В цьому ж розділі описано аналогічні обстеження стану шляхопроводу та транспортного тунелю.

Усі три томи довідникового посібника спрямовані на розв'язання єдиного завдання: з позицій лінійної механіки руйнування та теоретико-експериментальних досліджень взаємозв'язку параметрів тріщин та сигналів АЕ створити методологію неруйнівного контролю стану елементів конструкцій і виробів тривалої експлуатації, які знаходяться під навантаженням і дією корозійно-механічних чинників.

Науково-технічний посібник «Акустико-емісійне діагностування елементів конструкцій» призначений для наукових працівників та інженерів-дослідників, а також аспірантів і студентів вищих навчальних закладів із спеціальностей діагностика матеріалів і конструкцій, методи неруйнівного контролю, фізична акустика, механіка руйнування тощо.

1. *Назарчук З.Т., Скальський В.Р.* Діагностика пошкодженості матеріалів і елементів конструкцій методом акустичної емісії // Актуал. пробл. современ. материаловед. В 2 т. Т. 2. — Киев: Академпериодика, 2008. — С. 497–527.
2. *Андрейків О.Є., Скальський В.Р., Сулим Г.Т.* Теоретичні основи методу акустичної емісії в механіці руйнування. — Львів: Сполом, 2007. — 480 с.
3. *Механіка* руйнування і міцність матеріалів. Довід. посібник / Під загальн. ред. В.В. Панасюка. Т. 5 Неруйнівний контроль і технічна діагностика / Під ред. З.Т. Назарчука. — Львів: ФМІ, 2001. — 1134 с.
4. *Analysis* of acoustic emission caused by internal cracks / O.Ye. Andreykiv, M.V. Lysak, O.M. Serhienko, V.R. Skalsky // Eng. Fracture Mechanics. — 2001. — **68**, N 11. — P. 1317–1333.
5. *Дослідження* вкладу хвиль Релея в акустичне поле, що виникає при розвитку внутрішнього дефекту / О.Є. Андрейків, О.М. Сергієнко, М.В. Лисак, В.Р. Скальський // Фіз.-хім.механіка матеріалів. — 1993. — № 2. — С. 12–19.

6. *Оцінка* сигналів акустичної емісії, викликаних утворенням дископодібної тріщини у в'язкопружному середовищі/ В.Р. Скальський, О.М. Сергієнко, Р.М. Плахтій, Р.І. Сулим // Надійність і довговічність споруд. — 2006. — Вип. 27. — С. 60–66.
7. *Скальський В.Р., Коваль П.М.* Акустична емісія під час руйнування матеріалів, виробів і конструкцій. Методологічні аспекти відбору та обробки інформації. — Львів: Сполом, 2005. — 396 с.
8. *Lysak M.W., Andrejkiw O.Je., Skalskyj W.R.* Schallemissionsmessungen beim Ri*fortschritt in Stah unter statischer Belastung // Mater. und Werkstofftechnik. — 1998. — **29**, N 2. — S. 90–93.
9. *Скальський В.Р., Андрейків О.Є.* Оцінка об'ємної пошкодженості матеріалів методом акустичної емісії. — Львів: Видавн. центр ЛНУ ім. І. Франка, 2006. — 330 с.
10. *Скальський В.Р.* Акустично-емісійне дослідження чутливості до водневої деградації ресорної сталі // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 1999. — № 4. — С. 113–119.
11. *Андрейків О.Є., Скальський В.Р., Сергієнко О.М.* Акустико-емісійні критерії для експрес-оцінки внутрішніх пошкоджень композитних матеріалів // Там же. — 2001. — № 1. — С. 91–100.
12. *Скальський В.Р.* Методологія оцінки розвитку дефектоутворення у сплавах Д16-Т та 1201-Т методом акустичної емісії // Машинознавство. — 2001. — № 3. — С. 13–18.
13. *Скальський В.Р., Лотоцький Ю.Л.* Оцінка об'ємної пошкодженості бетону на ранніх стадіях розвитку руйнування // Вісн. нац. ун-ту «Львівська політехніка». Сер. Теорія і практика будівництва. — 2005. — № 545. — С. 155–161.
14. *Andreykiv O.Ye., Lysak M.V., Skalsky V.R.* Method of accelerated evaluation of KISCC under srtess corrosion cracking// Eng. Fract. Mech. — 1996. — **54**, N 3. — P. 387–394.
15. *Назарчук З.Т., Андрейків О.Є., Скальський В.Р.* Метод діагностування воднево-механічного відшарування наплавок стінок високотемпературних ємностей //Машинознавство. — 2006. — № 9/10. — С. 3–12.
16. *Назарчук З.Т., Андрейків О.Є, Скальський В.Р.* Технічна діагностика металевих елементів конструкцій після довготривалої експлуатації у воденьвмісних середовищах //Там же. — 2006. — № 11/12. — С. 3–9.

ПРОЕКТ 9.2.1

Науково-технічний супровід і друкування науково-технічного посібника «Міцність і довговічність нафтогазових трубопроводів і резервуарів»

УДК 539.4:620.179:620.191:620.194

МІЦНІСТЬ І ДОВГОВІЧНІСТЬ НАФТОГАЗОВИХ ТРУБОПРОВОДІВ І РЕЗЕРВУАРІВ

Г.М. НИКИФОРЧИН, д-р техн. наук (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Підготовлено довідниковий посібник (том 11 серії «Механіка руйнування і міцність матеріалів» / Під загальною редакцією В.В. Панасюка): Міцність і довговічність нафтогазових трубопроводів і резервуарів / Г.М. Никифорчин, Р.М. Джала, І.В. Ориняк, С.Г. Поляков, З.В. Слободян, В.А. Черватюк / Ред. Г.М. Никифорчин). Розглянуто умови експлуатації магістральних нафто- та газопроводів і резервуарів зберігання нафти, подані загальні відомості про їх руйнування, описана роль у цих процесах корозійно-наводнювальних середовищ. Відзначено аспекти внутрішньої корозії сталей і пов'язані з цим проблеми деградації їх механічних, корозійних і корозійно-механічних властивостей. Приведено методи та засоби обстеження і діагностування технічного стану трубопроводів, приклади інженерних розрахунків їх міцності та довговічності. Серед способів підвищення роботоздатності трубопроводів відзначені електрохімічний та інгібіторний захисти, а також створення захисних покриттів. Описано технологію ремонту трубопроводів та арматури.

Ключові слова: *нафтогазопроводи, резервуари, деградація конструкційних сталей, фізико-хімічна механіка руйнування, корозія, захист від корозії, моніторинг, методи розрахунку, ремонт*

Нафтові та газові магістральні трубопроводи як складові нафтогазового комплексу України відіграють важливу роль у її економіці та інтеграції у Європейське співтовариство. З кожним роком нафтогазова транспортна система старіє, наростають проблеми з надійності та ефективності її експлуатації. Специфічні умови експлуатації — циклічні зміни тиску, коливання температури, дія на напружений метал корозійно-агресивних середовищ — прискорюють процес деградації трубопроводів, що призводить до формування дефектів в тілі труби. Так, причини руйнування магістральних газопроводів з 1994 по 2000 роки наведені на рис. 1. А зниження опору крихкому руйнуванню в процесі тривалої експлуатації металу, і в першу чергу поширенню тріщини, робить утворені дефекти більш небезпечними з огляду на можливе катастрофічне руйнування трубопроводу.

Таким чином, особливо актуальною науково-технічною проблемою стає, з одного боку, контроль технічного стану металу труби, особливо діагностування корозійних дефектів в процесі її тривалої експлуатації, а з іншого, — розроблення розрахункових методів обгрунтування працездатності експлуатованого матеріалу, які базуються на підходах механіки руйнування. Важливою ланкою у розв'язанні таких завдань є встановлення ступеня деградації фізико-механічних властивостей сталей труб, оскільки в розрахунок залишкового ресурсу необхідно закладати не вихідні, а реальні характеристики експлуатованого металу.

Старіння магістральних трубопроводів підсилює актуальність використання різних методів підвищення їх надійності та довговічності: особливо протикорозійного захисту, зокрема, електрохімічного; нанесення високоефективних сучасних захисних покриттів; у певних випадках інгібіторного захисту. Вони покликані не тільки захищати метал від загальної корозії, але й від локальних корозійних уражень типу виразок чи ножової корозії та тріщин корозійно-механічного руйнування.

Згадані аспекти розглядаються у довідниковому посібнику переважно з позицій фізико-хімічної механіки руйнування, тобто з урахуванням сумісної дії експлуатаційних навантажень та корозійно активних середовищ. При цьому до уваги береться не тільки негативний вплив зовнішнього середовища, що є традиційним, але й транспортованого продукту, з чим до останнього часу, за правило, не рахувалися.

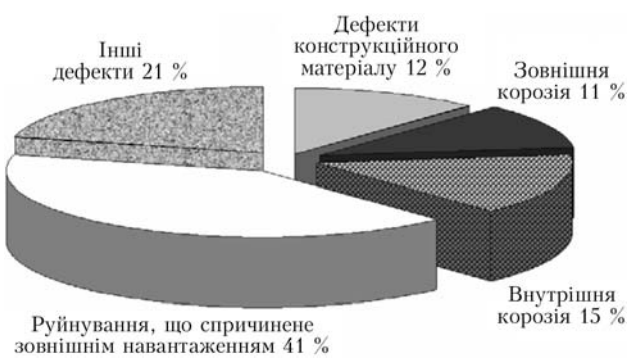


Рис. 1. Причини руйнування магістральних газопроводів згідно даних Portland Natural Gas Transmission System

© Г.М. НИКИФОРЧИН, 2009

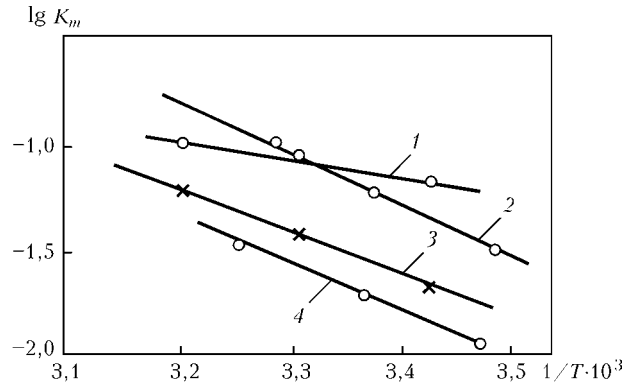


Рис. 2. Залежність швидкості корозії сталі K_m від температури в різних грунтах, залитих водою: *1* — гумус; *2* — інфузорна земля; *3* — річковий пісок; *4* — глина і суглинок

Таблиця 1. Швидкість корозії при температурі +20 − −60 °С різних фрагментів трубної сталі у модельній підтоварній воді

Матеріал труби	Температура T, °С	Швидкість корозії $K\cdot10^2$, г/(м^2·рік)	Глибинний показник П, мм/рік
Вихідний стан	20	2,45	0,027
	40	7,70	0,086
Експлуатований стан:			
«верх»	60	12,70	0,141
	20	4,07	0,045
	40	9,37	0,104
	60	13,10	0,148
«низ»	20	4,80	0,058
	40	10,87	0,121
	60	15,27	0,179

Посібник містить чотирнадцять розділів, які підготовлено таким чином, щоб читачу було достатньо познайомитися з одним із них для вияснення того чи іншого аспекту проблеми.

У розділі 1 приведена класифікація трубопроводів по їх видах та категоріях. Подано конструктивні вимоги до трубопроводів, номенклатура видів труб та марки сталей, що застосовуються для їх виготовлення, а також розглянуто умови експлуатації нафтогазопромислового обладнання і резервуарів для зберігання нафти та нафтопродуктів.

У розділі 2 приділена увага питанням забезпечення надійності трубопроводів та металоконструкцій при їх експлуатації, розглянуто основні підходи до оцінювання залишкового ресурсу старіючого обладнання. Рекомендовано методи і профілактичні заходи підвищення надійності трубопровідних систем. Проаналізовано питання технічного обслуговування об'єктів нафтогазового комплексу і його вплив на їх надійність.

Розділ 3 присвячено викладу загальних понять про хімічну та електрохімічну корозію металів, приведена класифікація різних видів корозії та корозійно-механічного руйнування, описані методи визначення швидкості корозії. Особлива увага надана розгляду специфіки протікання грунтової корозії (рис. 2). Відзначено особливості внутрішньої корозії нафтопроводів, зокрема, розглянуто вплив гідродинаміки потоку водно-нафтової емульсії на корозійні процеси. Описано корозійне руйнування елементів трубопроводів та резервуарів нафтопромислового обладнання.

У розділі 4 розглянуто аспекти внутрішньої корозії нафтопроводів і резервуарів великої міцності для зберігання нафти та спричиненої корозійно-наводнювальним чинником експлуатаційної деградації сталей «у об'ємі» стінки труби. За інтенсивністю втрати фізико-механічних властивостей виділено окремо «верх» та «низ» експлуатованої труби через дію в останньому випадку залишкової (підтоварної) води (табл. 1).

У розділі 5 розглянуто вплив тривалої (до 40 років) експлуатації магістральних газопроводів на деградацію корозійних, механічних та корозійно-механічних властивостей сталей «у об'ємі» стінки труби. Показано важливу роль транспортованого робочого середовища в інтенсифікації деградації матеріалу через його наводнювання зсередини труби. Наведено результати порівняльних експериментальних випробувань сталей у вихідному (труби запасу) та експлуатованому станах та показано, що деградація проявляється в першу чергу у суттєвому зниженні опору крихкому руйнуванню — тріщиностійкості $J_{0,2}$, ударної в'язкості та опору водневому розтріскуванню (табл. 2).

Таблиця 2. Механічні властивості сталі 17Г1С магістрального газопроводу після тривалої експлуатації

Тривалість експлуатації τ, рік	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	ψ, %	n	HRB	KCV, Дж/см^2	$J_{0,2}$, Н/мм
0	378	595	79	0,58	90/95	206/194	322
28	403	590	68	–	86/86	165/169	–
29	345	547	71	0,76	87/89	138	–
31	419	574	74	–	78/81	115/133	175/242
38	357	520	73	–	78/79	154	–
40	302	515	69	0,75	79/80	125	–

Примітка. В чисельнику — характеристики металу ближче до внутрішньої поверхні труби, в знаменнику — до зовнішньої.

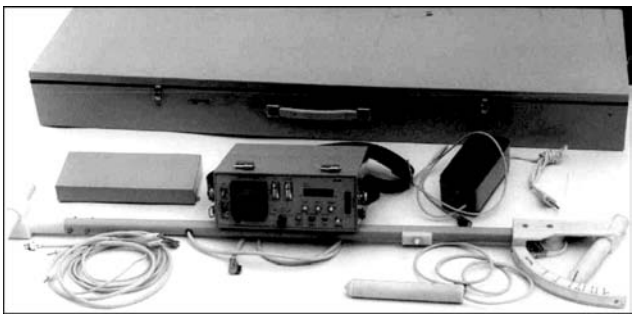


Рис. 3. Комплект апаратури БІТ-КВП для безконтактних вимірювань струму з корекцією відстані до труби, вольтметром та пам'яттю

Розділ 6 присвячено основам обстежень і контролю корозійного стану підземних трубопроводів (ПТ). Розглянуто основні поняття, параметри і задачі обстежень, контролю і діагностики, інтегральні і диференційні показники корозії та її термодинамічні й кінетичні аспекти, корозійну активність грунту, фактори небезпеки та вимоги до захисту, діапазони типових фізико-механічних і конструктивних параметрів сталевих магістральних трубопроводів. Проаналізовано сучасні електрометричні контактні методи обстежень стану ізоляції та електрохімічного захисту. Розглянуто нові методи інтегральних, диференційних і локальних обстежень і контролю стану протикорозійного захисту ПТ шляхом безконтактних вимірювань струмів з визначенням розподілу густини струму катодного захисту, перехідного опору труба–земля та його складових, питомого опору грунту, що оточує трубопровід, виявлення незадовільної ізоляції ПТ з використанням критерію критичних витрат струму та визначення поляризаційного потенціалу. Описано апаратурне забезпечення інформаційно-вимірювальної системи обстежень стану протикорозійного захисту і моніторингу магістральних трубопроводів. Один із прикладів такої апаратури наведено на рис. 3.

У розділі 7 розглянуто широкий спектр питань, які пов'язані з науковими основами та практичними засобами електрохімічного моніторингу корозійного стану магістральних трубопроводів та резервуарів. Висвітлено методи дослідження корозійних процесів, що протікають на поверхні металу, та критерії оцінювання його корозійного стану. Приведено технічні засоби оцінювання найбільш небезпечних видів корозійних пошкоджень трубопроводів у дефектах захисного покриття при за-



Рис. 4. Зовнішній вигляд електрохімічної мікропроцесорної системи

стосуванні електрохімічного захисту. На рис. 4 наведено електрохімічну мікропроцесорну систему для корозійного моніторингу трубопроводів. Завершується розділ описом методик оцінювання та прогнозування у трасових умовах корозійного стану трубопроводів при застосуванні електрохімічного захисту та захисних покриттів.

У розділі 8 розглянуто особливості застосування захисних покриттів трубопроводів, резервуарів та металоконструкцій. Приведено основні види матеріалів і вимоги до захисних протикорозійних ізоляційних покриттів, в тому числі атмосферотривких.

На основі багаторічних досліджень протикорозійних покриттів, що проводились у ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України і ввійшли в ряд нормативних документів, приведено основні експлуатаційні властивості захисних покриттів (табл. 3), їх конструкції та умови застосування. Розглянуто питання технології нанесення ізоляційних покриттів та їх контролю. Значну увагу приділено новим підходам до оцінювання довговічності захисних покриттів.

У розділі 9 описано методи і засоби електрохімічного захисту підземних трубопроводів та відомості про розвиток цих засобів. Розглянуто принципи засобів електрохімічного захисту металевих споруд від підземної корозії, можливості оцінки ефективності дії та критерії катодного захисту, методи здійснення катодної поляризації та залежності захисної густини струму від стану ізоляції трубопроводу та опору грунту. Приведено

Таблиця 3. Критерії оцінювання стану покриттів

Якісна оцінка ізоляції	Перехідний питомий електричний опір, Ом·м^2	Міцність при ударі, Дж	Діелектрична суцільність	Адгезія покриття до сталі, %
Відмінна	> $1\cdot10^5$	75 %	Відсутність пробою електричним струмом: при напрузі 5 кВ/мм товщини	75
Добра	Від $2{,}5\cdot10^3$ до $1\cdot10^4$	50 %	при напрузі 3 кВ/мм товщини	50
Задовільна	Від $1\cdot10^3$ до $2{,}5\cdot10^3$	30 %	при напрузі 1 кВ/мм товщини	30
Незадовільна	Від 50 до $1\cdot10^3$	< 30 %	Пробій	< 30

Таблиця 4. Порівняльна характеристика методів очищення трубопроводів і арматури

Очищення	Шорсткість очищеної поверхні, мкм	Продуктивність очищення, $м^2$/год	Клас очищення ГОСТ 9.402, ISO 8501-1–1988	Установка
Піскоструменеве	50–100	12–15	1–2/Sa2.5–Sa3	Пересувна
Дробеструменеве				Стаціонарна
Термоабразивне	50–100	25–30	1–2/Sa2.5–Sa3	Пересувна
Аерозольно-аеродинамічне	5–7	5–6	1–2/Sa2.5–Sa3	»
Гідроструменеве	7–12	7–9	2/Sa2.5	»
Механічне	15–25	8–10	3–4/St2–St3	Ручна

схеми установок катодного захисту, що діють від сторонніх джерел електроенергії, гальванічного захисту трубопроводів від грунтової корозії за допомогою протекторів, захисту від корозії блукаючими струмами та опис пристрою для захисту від корозії підземного трубопроводу в зоні впливу високої напруги ліній електропередач.

Розділ 10 присвячено загальній характеристиці інгібіторів корозії для захисту трубопроводів та резервуарів. Проаналізовані наукові основи вибору та синтезу інгібіторів для нафтової промисловості, зокрема для середовищ, що містять сірководень. Розглянуто особливості технології інгібіторного захисту внутрішніх поверхонь резервуарів та трубопроводів в газонафтовій промисловості.

В розділах 11–13 описано сучасні підходи до оцінки дефектів в трубопроводах. Розглянуто принципи нормування допустимих дефектів металу і форми, що базуються на категоризації напружень і використанні відмінних коефіцієнтів запасу і критеріїв граничного стану щодо напружень, які мають різні природу виникнення і протяжність дії. Особливу увагу приділено особливостям практичного застосування двукритеріального підходу механіки руйнування, що використовує поняття коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) як розрахункового параметру і критерію крихкого руйнування, а також поняття граничного зусилля в'язкого руйнування як критерію граничного пластичного стану.

Описано два інженерних методи розрахунку КІН: комбінований метод вагових функцій, що використовує відому асимптотику фундаментального рішення для КІН і відоме рішення для нього при певному законі навантаження берегів, а також метод зосереджених податливостей, де в перерізі з тріщиною виникають стрибки переміщень та кутів повороту. Обидва методи доповнюють один одного, і якщо перший дозволяє отримати рішення для КІН для заданого тіла при довільному законі навантаження берегів, то другий дає можливість отримати рішення для деякої іншої геометрії тіла, якщо рахувати, що рішення для смуги з краєвою тріщиною відоме.

Для характеристики рівня навантаженості пластичного тіла з дефектом описано поняття додаткових напружень. На основі теореми про нижню границю теорії ідеальної пластичності запропоновано моделі в'язкого руйнування труби з поверхневими та наскрізними дефектами. Отримані аналітичні формули, які дають граничне значення тиску в залежності від розмірів та форми дефектів, значення осьових напружень, сформульовані принципи розрахунку множинних дефектів. Порівняно міцність поверхневого та наскрізного дефектів та пояснено явище «течії перед руйнуванням», коли розвиток поверхневого дефекту до наскрізного не призводить до катастрофічного руйнування труби.

У розділі 14 розглянуто питання технології ремонту трубопроводів та арматури, приведена характеристика забруднених поверхонь, технологій і способів їх очищення (табл. 4). Значну увагу приділено обладнанню і монтажу металевих трубопроводів, компенсаціям температурних деформацій та проблемам, які супроводжують зварювання при ремонті трубопроводів.

ПРОЕКТ 9.2.2

Розроблення методики встановлення довговічності залізничних коліс з високоміцної сталі

УДК 539.43:669.14.018

ЕКСПЛУАТАЦІЙНА ДОВГОВІЧНІСТЬ ЗАЛІЗНИЧНИХ КОЛІС ІЗ ВИСОКОМІЦНОЇ СТАЛІ

Академік НАН України **В.В. ПАНАСЮК, О.П. ОСТАШ, О.П. ДАЦИШИН**, доктори техн. наук,
І.М. АНДРЕЙКО, канд. техн. наук, **В.В. КУЛИК, А.Ю. ГЛАЗОВ**, інженери
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

На підставі механічних характеристик, визначених на гладких зразках, а також на зразках з надрізом або втомною тріщиною, обгрунтовано підвищену роботоздатність високоміцних коліс типу КТП, підданих дії циклічних навантажень, що відповідають багатоцикловій області втоми матеріалів, за умови відсутності у них технологічних чи експлуатаційних тріщиноподібних дефектів. У випадках експлуатації в умовах низьких температур та наявності залишкових напружень високоміцні колеса потребують підвищення циклічної в'язкості руйнування. Запропоновано методологію оцінювання довговічності тіл кочення за критерієм утворення тріщиноподібних приповерхневих пошкоджень і пітингів, яку можна використати для оптимізації циклічної тріщиностійкості залізничних коліс.

Ключові слова: *колісна сталь, контактна взаємодія кочення, вищербини, втомна довговічність, низькі температури, залишкові напруження*

Заміна середньоміцних коліс типу КП-2 високоміцними типу КТП виробництва ВАТ «Інтерпайп НТЗ», виготовленими з розробленої в ІЧМ НАН України сталі [1] для підвищення твердості поверхні кочення до *HB* 325–340, потребує обгрунтування оптимального поєднання їх міцності і тріщиностійкості за умови циклічних навантажень, зокрема контактної втоми пари колесо–рейка.

Як показала практика експлуатації, впровадження високоміцних коліс типу КТП дозволило підвищити ресурс вагонних коліс за критерієм зносотривкості на 30–40 %, проте він скоротився, порівняно з серійними колесами типу КП-2, за критерієм пошкоджуваності (вищерблювання, відшарування тощо) поверхні кочення, що зумовлено тріщиноутворенням на поверхні і в підповерхневих шарах ободу коліс. Тому очевидною стає необхідність аналізу роботоздатності високоміцних залізничних коліс з позицій механіки втомного руйнування.

Міцність і тріщиностійкість колісних сталей. Досліджено фізико-механічні характеристики високо- (0,63 C; 0,72 Mn; 0,32 Si; 0,094 V; 0,16 Cr; 0,11 Ni; 0,05 Cu) і середньоміцної (0,58 C; 0,64 Mn; 0,34 Si) сталі коліс типу відповідно КТП і КП-2. Встановлено закономірності руйнування гладких зразків (границі текучості $\sigma_{0,2}$ і міцності $\sigma_в$, границя витривалості $\Delta\sigma_R$); зразків з вирізом, який моделює екзогенні металургійні включення (втомна довговічність $N_f^{1,5}$ і $N_f^{3,0}$ зразка з вирізом діаметрами відповідно 1,5 і 3,0 мм); зразків з втомною тріщиною (поріг втоми σK_{th} і циклічна в'язкість руйнування σK_{fc}, а також параметри K^* і n для середньоамплітудної ділянки діаграми швидкостей росту втомної тріщини [2]).

Результати експериментів показали, що за отриманими механічними характеристиками (табл. 1) заміна середньоміцних коліс високоміцними виправдана, якщо в колесах відсутні технологічні чи експлуатаційні тріщиноподібні дефекти або коли їх розмір безпечний, а робочі циклічні напруження відповідають багатоцикловій області втоми матеріалу.

Таблиця 1. Порівняння ресурсних характеристик сталей високо- і середньоміцних коліс

Сталь	Гладкі зразки			Зразки з концентратором		Зразки з тріщиною			n
	$\sigma_{0,2}$	$\sigma_в$	$\Delta\sigma_R$	$N_f^{1,5}$	$N_f^{3,0}$	ΔK_{th}	ΔK^*	ΔK_{fc}	
	МПа			Цикли·10^3 при $\Delta\sigma_{пот}$ = 360 МПа		МПа$\sqrt{м}$			
Високоміцна	1080	1250	465	313	103	6,6	27,5	65	3,1
Середньоміцна	670	1010	415	162	52	7,0	29,8	100	3,2
Відношення характеристик сталей (β)	1,61	1,24	1,12	1,93	1,98	0,94	0,92	0,65	0,97

© В.В. ПАНАСЮК, О.П. ОСТАШ, О.П. ДАЦИШИН, І.М. АНДРЕЙКО, В.В. КУЛИК, А.Ю. ГЛАЗОВ, 2009

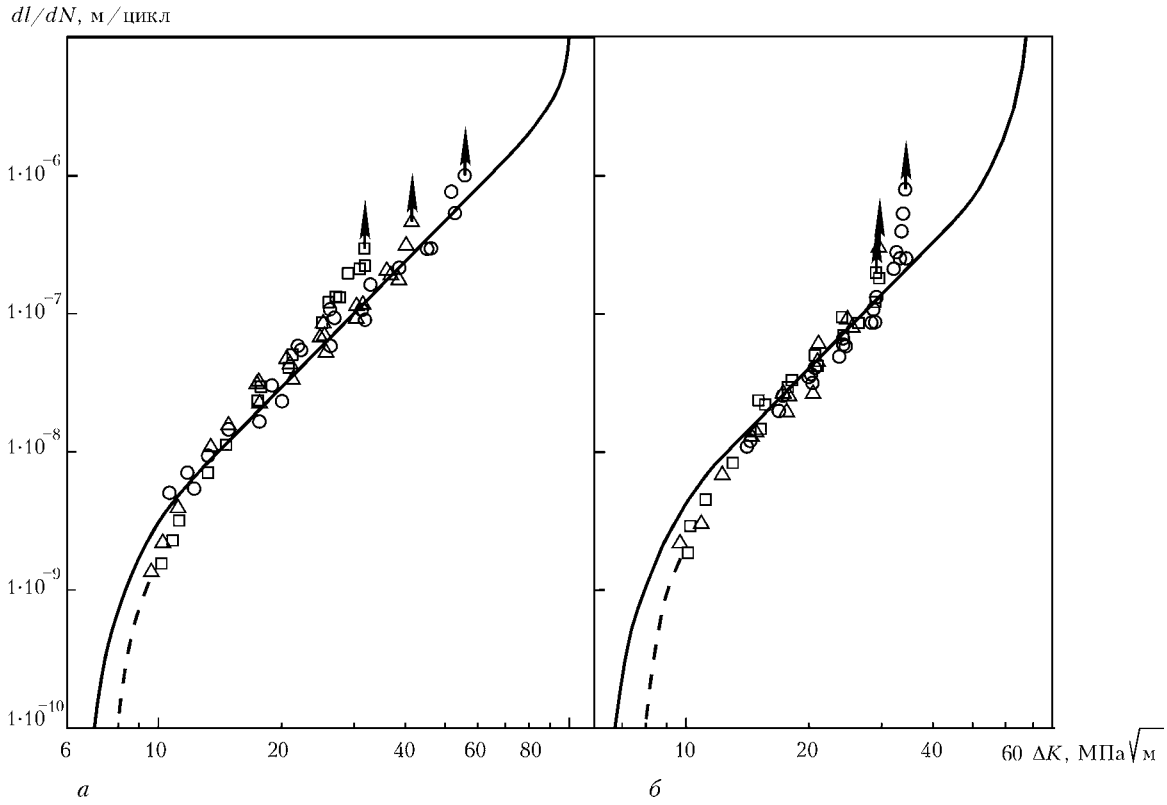


Рис. 1. Діаграми швидкостей росту втомної макротріщини в сталях середньо- (*а*) і високоміцного (*б*) коліс за температури випробування 20 °С (суцільна крива); –20 °С (○); –40 °С (Δ); –60 °С (□)

Розмір безпечного дефекту для високоміцних коліс, за нашими оцінками [3], становить 0,13–1,0 мм. У цьому випадку коефіцієнт β (табл. 1) близький до одиниці або дещо вищий за неї. Для роботи в умовах високоамплітудного навантаження або за наявності великих тріщиноподібних дефектів, коли розмах коефіцієнта інтенсивності напружень в їх вершині $\sigma K \approx \sigma K_{fc}$, така заміна має застереження: необхідно підвищувати циклічну в'язкість руйнування σK_{fc} високоміцної сталі, щоб коефіцієнт β = 0,65 (табл. 1) зріс до рівня 0,9–1,0.

Схильність до крихкого руйнування може зростати при експлуатації коліс за низьких кліматичних температур через холодноламкість, притаманну вуглецевим сталям, особливо за наявності дефектів типу тріщин. Встановлено (рис. 1), що в межах припорогової і середньоамплітудної ділянок діаграми швидкостей росту втомної тріщини зміна температури в інтервалі 20…–60 °С практично не впливає на кінетику втомного руйнування, але нестабільний ріст втомної тріщини починається тим раніше, чим нижча температура випробування (стрілки, рис. 1). В результаті циклічна в'язкість руйнування ΔK_{fc} досліджуваних сталей із зниженням температури від кімнатної до –60 °С падає у 2–3 рази.

Аналіз зміни циклічної тріщиностійкості сталей середньо- і високоміцного коліс показує, що обидві сталі схильні до низькотемпературного окрихчення (рис. 1). Перевага середньоміцної сталі за рівнем ΔK_{fc}, зафіксована при нормальній температурі (табл. 1), зменшується із зниженням температури випробувань, і при температурі –60 °С різниця між ними практично зникає [4].

Мікрофрактографічний аналіз показав, що в обох сталях за низьких і середніх розмахів ΔK механізм низькотемпературного втомного руйнування досить енергоємний, в зламі переважають деформаційні гребені як наслідок в'язкого руйнування окремих мікрооб'ємів сталей (рис. 2, *а, б*). При цьому для високоміцної сталі зафіксовано збільшення кількості череззеренних відкольних фасеток (рис. 2, *а*), порівняно зі середньоміцною сталлю (рис. 2, *б*).

За високих розмахів ΔK відкольні фасетки домінують у низькотемпературних зламах (рис. 2, *в, г*). Характер руйнування обох сталей практично однаковий, а рівень циклічної в'язкості руйнування ΔK_{fc} забезпечує наявність локальних актів мікропластичності, відображенням якої в зламі є деформаційні гребені, що оточують окремі фасетки череззеренного відколу. Нижче значення ΔK_{fc} високоміцної сталі, порівняно зі середньоміцною, в інтервалі температур –20…–40 °С (рис. 1) можна пов'язати з частковою реалізацією вторинного міжзеренного розтріскування в деяких об'ємах цієї сталі (рис. 2, *в*).

Під час експлуатації, зокрема під впливом процесів при гальмуванні, в колесах можуть додатково виникати залишкові напруження, які підвищують асиметрію експлуатаційного циклу навантаження. Сформовані таким чином залишкові напруження в умовах нормальної і низьких температур призводять до зниження порогу втоми ΔK_{th} і циклічної в'язкості руйнування ΔK_{fc}, що

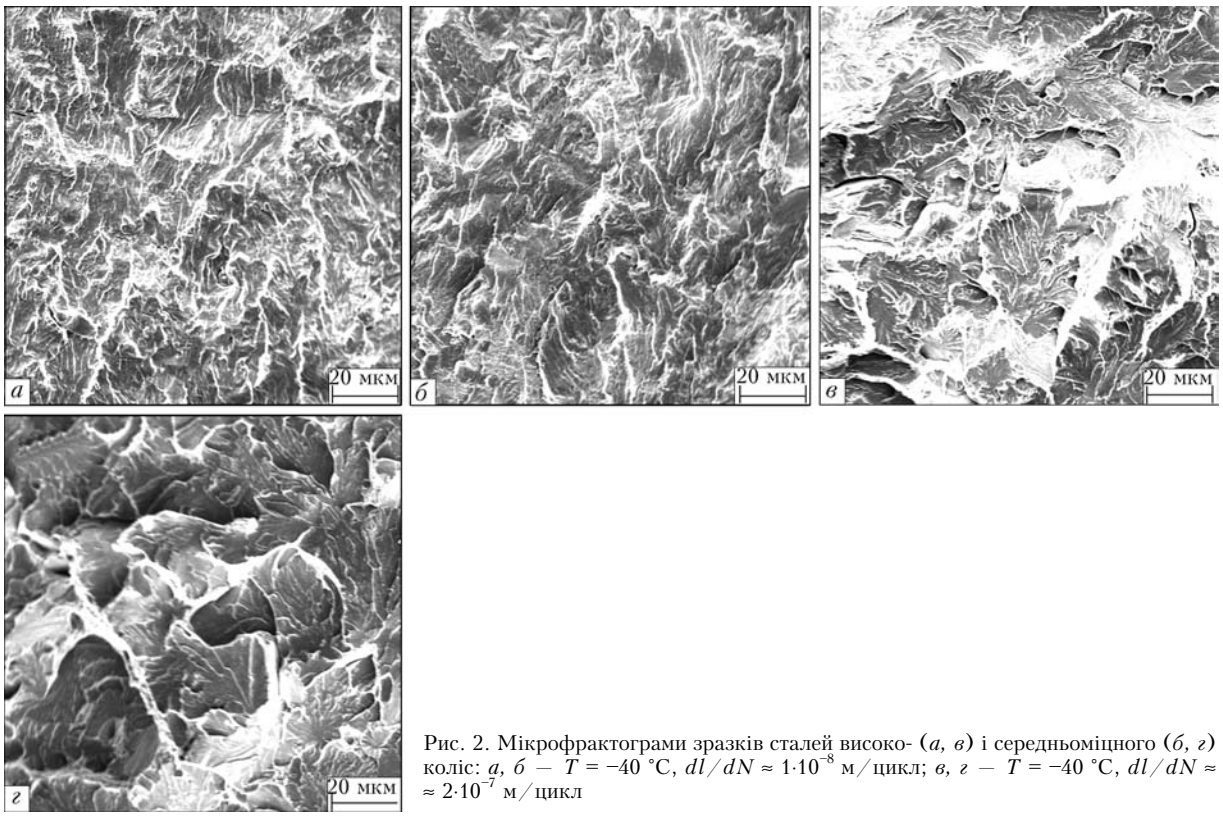


Рис. 2. Мікрофрактограми зразків сталей високо- (*а, в*) і середньоміцного (*б, г*) коліс: *а, б* — $T = -40$ °С, $dl/dN \approx 1 \cdot 10^{-8}$ м/цикл; *в, г* — $T = -40$ °С, $dl/dN \approx$ $\approx 2 \cdot 10^{-7}$ м/цикл

може зумовити зменшення критичних і безпечних розмірів дефектів.

Вплив залишкових напружень досліджували на зразках колісних сталей, вирізаних з глибини 10 мм, де значно вища ймовірність утворення залишкових напружень під час експлуатації.

Моделюючи таким чином вплив залишкових напружень біля поверхні кочення колеса, отримали такі дані: при $R = 0{,}5$ циклічна в'язкість руйнування $\Delta K_{fc} = 24$ МПа√м сталі високоміцного колеса (табл. 2, дані в знаменнику) стає значно меншою за таку ж характеристику сталі середньоміцного колеса, і вже у 2 рази меншою за норматив ($K_{IC} = 50$ МПа√м). При цьому мікромеханізм руйнування даної сталі змінюється: тріщина росте в основному череззеренним відколом з елементами міжзеренного відколу [5].

Розрахункова модель тріщиноутворення в ободі коліс. На основі підходів механіки руйнування матеріалів сформульовано розрахункову модель (рис. 3) для дослідження процесів руйнування та прогнозування залишкової довговічності (без урахування періоду зародження тріщин) елементів пар кочення при їх циклічному контактуванні [6].

Основою моделі є покроковий розрахунок траєкторій розвитку тріщин на базі розв'язків сингулярних інтегральних рівнянь двовимірних контактних задач теорії пружності для тіл з криволінійними тріщинами [7] і критеріїв локального руйнування при складному напруженому стані з урахуванням характеристик циклічної тріщиностійкості матеріалів та експлуатаційних параметрів трибоспряжень.

Алгоритми побудови траєкторій розвитку тріщин в зоні контакту враховують зміну напружено-деформованого стану, викликаного як видовженням тріщин, так і переміщенням контртіла (зміною навантаження) в циклі контактування, а також можливу зміну механізму руйнування в процесі поширення тріщин і тертя між їх берегами.

Таблиця 2. Характеристики циклічної тріщиностійкості колісних сталей за умови різної асиметрії циклу навантаження

Об'єкт досліджень	ΔK_{th}	ΔK^*	n	ΔK_{fc}, МПа√м
	МПа√м			
Високоміцне колесо	$\frac{6{,}2}{5{,}1}$	$\frac{28}{21}$	$\frac{3{,}1}{3{,}8}$	$\frac{58}{24}$
Колесо поточного виробництва	$\frac{6{,}7}{5{,}1}$	$\frac{30}{28}$	$\frac{3{,}2}{3{,}2}$	$\frac{90}{71}$

Примітка. В чисельнику дані при $R = 0{,}1$; в знаменнику — при $R = 0{,}5$.

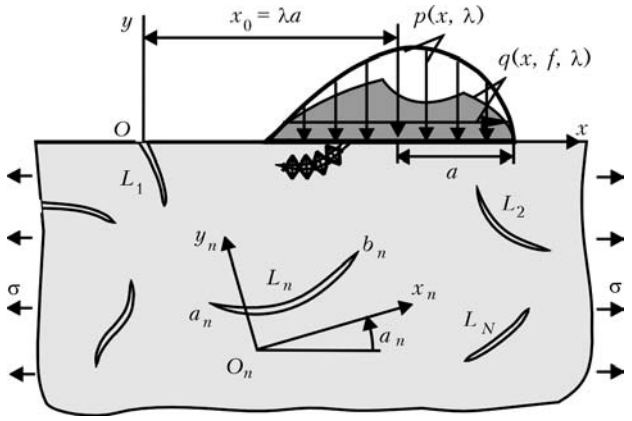


Рис. 3. Загальна схема задачі

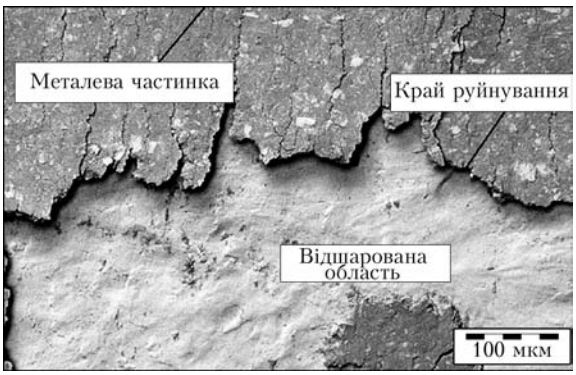


Рис. 4. Поверхня ведучого (колісного) ролика [8]

Враховуючи відомі в літературі експериментальні дані про зародження і ріст тріщин в умовах циклічного контактування твердих тіл, в розрахункову модель включено два критерії локального руйнування матеріалу: узагальненого нормального відриву (σ_θ-критерій) і узагальненого поперечного зсуву (τ-критерій). Сформульовано умови для визначення розмірів частинок викришування, залежно від експлуатаційних параметрів і характеристик циклічної тріщиностійкості матеріалів.

У межах вказаної загальної розрахункової моделі розроблено алгоритми числового моделювання утворення типових для залізничних коліс втомних контактних пошкоджень з урахуванням експлуатаційних умов системи колесо–рейка. Отже, вважають одне із контактуючих тіл (колесо) пошкодженим тріщинами. Воно моделюється пружною півплощиною, послабленою системою тріщин. Приймають кочення циклічним, однонаправленим з проковзуванням.

Контактний вплив контртіла (рейки) моделюють повторним поступальним переміщенням вздовж границі півплощини герцівських контактних нормальних зусиль $p(x, \lambda)$ з дотичною складовою $q(x, f, \lambda) = fp(x, \lambda)$, яка зв'язана з нормальною складовою коефіцієнтом тертя f і відображає сили тертя ковзання.

Зважаючи на експериментальні дані про ріст тріщин в тілах кочення, приймали, що на початковій стадії розвитку крайові чи підповерхнева макротріщини є прямолінійними і розвинулися за зсувним механізмом, а пізніше — за відривним. З використанням σ_θ-критерію в роботі побудовано траєкторії розвитку крайових (однієї, системи паралельних) тріщин та горизонтальної підповерхневої тріщини.

Діапазони зміни параметрів задачі вибрано відповідно до експлуатаційних умов системи колесо–рейка. Зокрема, діапазон зміни коефіцієнта тертя $f = 0{,}05–0{,}4$ охоплює умови граничного змащування, зволоження і сухого тертя. Кут нахилу крайових тріщин до границі півплощини (до напряму дії сил тертя на ведуче тіло–колесо) змінювали у межах $\beta = 135–165°$. Відносна довжина початкових крайових тріщин $\varepsilon = l_0/a = 0{,}1–2{,}0$, де $2a$ — довжина ділянки контакту.

Підповерхнева тріщина. Відшарування. Відшарування поверхні в тілах кочення — одне з найпоширеніших пошкоджень пар кочення, зокрема залізничних коліс (рис. 4). В роботі обчислено коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН) і траєкторії розвитку початково прямолінійної підповерхневої горизонтальної тріщини в циклічно навантаженій півплощині, якщо в контакті між тілами реалізуються умови сухого тертя ($f = 0{,}2–0{,}4$).

Розрахунки здійснено для досить великих діапазонів параметрів, які характеризують початкову довжину і розташування тріщини: $\varepsilon = l_0/a = 0{,}2–15{,}0$; $\delta = d/a = 0{,}2–1{,}0$; тут $2l_0$ — довжина початкової тріщини, а d — її віддаль від поверхні (рис. 5).

Обчислення для відносно малих початкових довжин тріщини ($\varepsilon = l_0/a \le 2{,}0$) показують (рис. 6), що горизонтальна тріщина з правої («+») вершини росте в глиб матеріалу, а з лівої («–») — до поверхні. Для більших довжин ($\varepsilon > 2{,}0$) тріщина розвивається з обох вершин до краю тіла практично перпендикулярно до поверхні контакту.

Виявлено, що горизонтальній тріщині важко вийти на поверхню за механізмом нормального відриву: максимальні значення КІН $K^{\pm}_{I\theta}(l_0)$ є малі (менші від порогових значень циклічної тріщиностійкості колісних сталей). Крім цього, береги тріщини після незначного її підростання (якщо воно відбувається) починають контактувати вздовж горизонтальної частини, що сповільнює або зупиняє її ріст до поверхні. Це, можна вважати, і є причиною досить довгих (великих) відшарувань на колесах (рис. 4), які реалізуються переважно

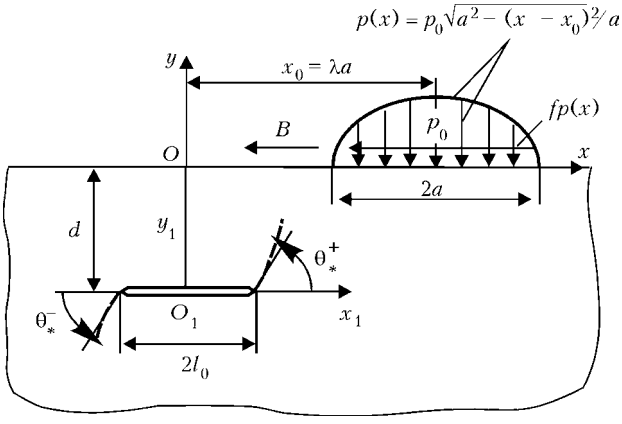


Рис. 5. Розрахункова схема моделі; B — напрям руху контактного навантаження [6]

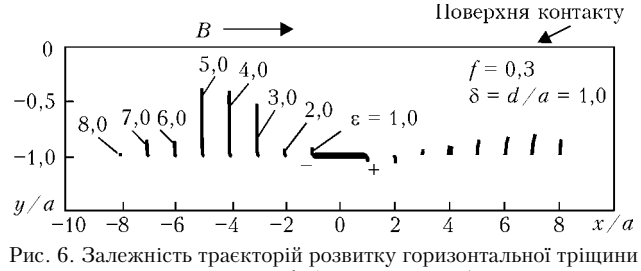


Рис. 6. Залежність траєкторій розвитку горизонтальної тріщини від її відносної довжини $\varepsilon = l_0/a$; траєкторії збудовані до появи контакту берегів тріщини на її горизонтальній ланці

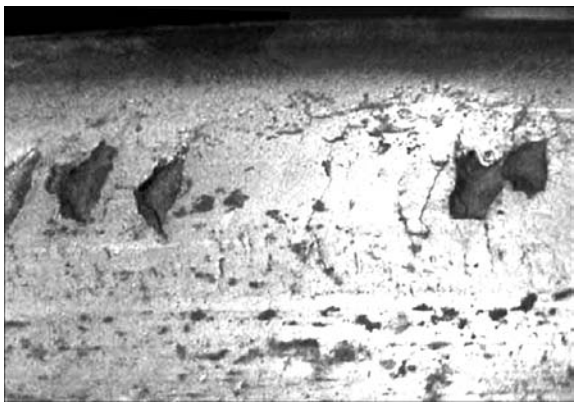


Рис. 7. Відшарування металу на поверхні ободу колеса вантажного вагона шляхом об'єднання тріщин [9]

поширенням підповерхневих тріщин за механізмом зсуву.

Еволюція системи крайових паралельних тріщин. Розкришування. Природно, що в реальних експлуатаційних умовах на поверхні кочення виникає не одна, а система тріщин (рис. 7). Зокрема, в колесах часто утворюється система паралельних поверхневих тріщин, які в процесі еволюції можуть спричинити розкришування поверхні контакту. В роботі обчислено КІН і побудовано траєкторії розвитку системи двох (рис. 8), трьох, п'яти крайових паралельних тріщин.

Приймали, що в контакті між тілами кочення діють умови сухого тертя або граничного змащування без розклинювання тріщин мастилом, водою тощо (f = 0,05–0,40). Показано, що для малих коефіцієнтів тертя (f = 0,1; 0,05; зволоження, граничне змащування) тріщини повільно розвиваються переважно паралельно поверхні тіла в напрямі, протилежному до переміщення контртіла, створюючи небезпеку розкришування приповерхневого шару зони контакту. Тенденція до розкришування цієї зони посилюється, коли перша тріщина (I) є коротшою за наступні (рис. 8; тут b — віддаль між тріщинами). За великого тертя між тілами кочення ($f \geq 0{,}3$) тріщини досить швидко ростуть у глиб матеріалу: КІН $K_{I\theta}(l)$ вздовж траєкторій є великим.

Траєкторію втомної тріщини, коли в зоні контакту вона росте за механізмом відриву (за змішаним типом $I + II$ з перевагою типу I) в напрямку до поверхні контакту, утворюючи вищербини на цій поверхні, або вглиб, створюючи небезпеку руйнування цілого колеса, визначає розмах КІН змішаного типу $\Delta K_{I\theta}(l)$. Швидкість росту тріщини визначали за формулою [2, 6]

$$dl/dN = V_0 \left(\frac{\Delta K_{I\theta} - \Delta K_{Ith}}{\Delta K_{Ifc} - \Delta K_{I\theta}} \right)^q, \qquad (1)$$

де ΔK_{Ith}, ΔK_{Ifc}, V_0 і q — константи матеріалу і умов випробувань. Їх визначали на основі діаграм швидкостей росту втомної тріщини (dl/dN — ΔK_I), представлених на рис. 1. Із залежності (1) видно, що внаслідок пониженої циклічної в'язкості руйнування ΔK_{Ifc} високоміцної сталі колеса типу КТП повинні мати меншу втомну довговічність за критерієм вищерблювання.

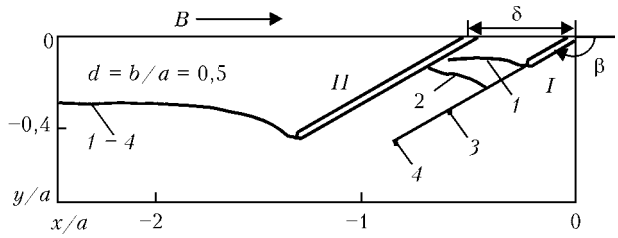


Рис. 8. Траєкторії розвитку двох нерівних тріщин; f = 0,05; β = $= 5\pi/6$; ε_2 = 1,0; *1* — ε_1 = 0,3; *2* — ε_1 = 0,5; *3* — ε_1 = 0,7; *4* — ε_1 = 1,0; *I*, *II* — перша та друга тріщини

При аналізі впливу фізико-механічних характеристик колісних сталей на кінетику підповерхневих тріщин, коли вони ростуть паралельно поверхні кочення під впливом зсувної складової контактних напружень, необхідно базуватися на діаграмі (dl/dN — ΔK_{II}), однак такі дані для колісних сталей практично відсутні в літературі.

Висновки

1. Встановлено, що високоміцна сталь залізничних коліс типу КТП потребує оптимізації структури і підвищення циклічної в'язкості руйнування ΔK_{Ifc} в умовах нормального відриву.

2. Показано, що для підвищення достовірності аналізу причин експлуатаційної пошкодженості ободів залізничних коліс необхідні нові методики експериментальної механіки втомного руйнування, зокрема для побудови діаграм швидкостей росту втомної тріщини (dl/dN – ΔK_{II}) в умовах поперечного зсуву. Ці важливі та необхідні дослідження передбачено реалізувати у межах розв'язання актуальної проблеми застосування високоміцної сталі для виготовлення залізничних коліс.

1. *Научная* разработка и производственная реализация технологии микролегирования и термоупрочнения высокоизносостойких железнодорожных цельнокатаных колес / И.Г. Узлов, К.И. Узлов, О.Н. Перков, А.В. Кныш // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. науч. тр. — Днепропетровск, 2004. — Вып. 7. — С 231–243.
2. *Механика* разрушения и прочность материалов: Справ. пособие в 4 т. / Под общ. ред. В.В. Панасюка. — Киев: Наук. думка, 1988–1990. — Т. 4: Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О.Н. Романив, С.Я. Ярема, Г.Н. Никифорчин и др. — Киев: Наук. думка, 1990. — 680 с.
3. *Втомна* довговічність сталей залізничних коліс / О.П. Осташ, І.М. Андрейко, В.В. Кулик та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2007. — № 3. — С. 93–102.
4. *Низькотемпературна* циклічна тріщиностійкість сталей залізничних коліс / О.П. Осташ, І.М. Андрейко, В.В. Кулик та ін. // Там само. — 2008. — № 4. — С. 52–57.
5. *Вплив* режиму термічної обробки і асиметрії циклу навантаження на циклічну тріщиностійкість колісних сталей / О.П. Осташ, І.М. Андрейко, В.В. Кулик та ін. // Там само. — 2009. — № 2. — С. 63–70.
6. *Дацишин О.П.* Довговічність і руйнування твердих тіл при їх циклічній контактній взаємодії // Там само. — 2005. — № 6. — С. 5–25.
7. *Дацишин О.П., Марченко Г.П.* Взаимодействие криволинейных трещин с границей упругой полуплоскости // Там само. — 1984. — № 5. — С. 64–71.
8. *Deters L., Proksch M.* Friction and wear testing of rail and wheel material // Wear. — 2005. — N 258. — P. 981–991.
9. *Zakharov S.M., Goryacheva I.G.* Rolling contact fatigue defects in freight car wheels // Ibid. — 2005. — N 258. — P. 1142–1147.

ПРОЕКТ 9.3

Підготовка і випуск науково-технічного посібника «Технології відновлення роботоздатності пошкоджених споруд тривалої експлуатації»

УДК 691.32:539.3

ІН'ЄКЦІЙНІ ТЕХНОЛОГІЇ ВІДНОВЛЕННЯ РОБОТОЗДАТНОСТІ ПОШКОДЖЕНИХ ЕЛЕМЕНТІВ БУДІВЕЛЬНИХ СПОРУД

В.І. МАРУХА, канд. техн. наук, академік НАН України **В.В. ПАНАСЮК, В.П. СИЛОВАНЮК**, д-р техн. наук
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Ефективним методом відновлення роботоздатності пошкоджених бетонних елементів будівельних об'єктів є ін'єктування дефектних ділянок рідинними матеріалами, здатними тверднути через певний час, полімеризуючись або кристалізуючись. У посібнику описані технологічні прийоми «заліковування» тріщиноподібних дефектів та об'ємних порожнин, науково обгрунтовані та намічені шляхи оптимізації вказаної технології. Дається перелік матеріалів та обладнання для реалізації процесу ін'єктування. Наведені ілюстрації важливих об'єктів тривалої експлуатації, пошкоджених та відновлених за допомогою ін'єкційних технологій.

Ключові слова: *бетонні споруди, тріщини, ін'єкційні технології, тріщиностійкість, міцність, роботоздатність*

Значну частину житлово-будівельного фонду та інших бетонних і залізобетонних споруд України становлять об'єкти, що експлуатуються вже понад 20–50 років. Ці об'єкти потребують ремонту через різні пошкодження. В аварійному стані знаходиться багато унікальних об'єктів, що становлять історичну та архітектурну цінність. Деградація службових характеристик матеріалів залізобетонних споруд атомних електростанцій, шахтних стволів, колекторів, гідроспоруд викликає необхідність відновлення роботоздатності елементів таких конструкцій, їх ремонту та відновлення несучої здатності у число важливих сучасних проблем науково-технічного прогресу будівельної індустрії. У зв'язку з цим розробка інженерних методів діагностики стану будівельних об'єктів тривалої експлуатації, відновлення їх роботоздатності та експлуатаційної надійності, зокрема створення ефективних технологій реалізації таких заходів, має велике економічне та технічне значення.

Серед важливих науково-технічних та інженерних завдань з цієї проблематики відзначимо такі:

- підвищення надійності та довговічності будівельних бетонних і залізобетонних конструкцій;
- розробка технологій і створення необхідних матеріалів для відновлення роботоздатності пошкоджених елементів таких конструкцій з тим, щоб подовжити термін їх надійної експлуатації;
- розробка науково обгрунтованих концепцій оцінювання міцності та довговічності бетонних і залізобетонних конструкцій, а також концепцій оптимізації технологій відновлення роботоздатності пошкоджених під час тривалої експлуатації елементів будівельних конструкцій.

Для відновлення роботоздатності пошкоджених конструкцій і споруд тривалої експлуатації у вітчизняній та зарубіжній практиці застосовуються різні сучасні технологічні методи. В залежності від типу об'єкта, характеру пошкоджень, умов експлуатації обираються технології та методи ремонту, що дають оптимальний ефект з точки зору ефективності відновлення роботоздатності об'єкта та подовження його залишкового ресурсу. Прикладами реальних великомасштабних об'єктів, пошкоджених та відновлених за різними технологіями, можна назвати такі:

- греблі, канали, шлюзи та інші гідротехнічні споруди;
- житлові будинки;
- підземні тунелі метрополітену, залізничного та автомобільного транспорту, а також мости та шляхопроводи;
- колектори промислових і побутових стічних вод великих діаметрів;
- причали та інші споруди у морських і річкових портах;
- фундаменти будівель в обводнених, засолених і мікробіологічно активних грунтах.

Одним із ефективних способів відновлення пошкоджених елементів конструкцій є технологія ін'єктування дефектних зон (рис. 1).

Ці технології полягають у введенні в пошкоджене місце бетонних і залізобетонних конструкцій і споруд (в тріщини, порожнини, викришування, відшарування тощо) рідинних (найчастіше полімерних) матеріалів, здатних після кристалізації або полімеризації формувати з бетонними матрицями міцні адгезійні зв'язки. В останні роки вка-

© В.І. МАРУХА, В.В. ПАНАСЮК, В.П. СИЛОВАНЮК, 2009

зані технології широко застосовуються у вітчизняній та зарубіжній практиці для відновлення суцільності, міцності та роботоздатності об'єктів широкого діапазону.

Серед ін'єкційних полімерних матеріалів, які формуються на рідких високов'язких композиціях (силікатних, кремнійорганічних, акрилових, фенолоформальдегідних тощо), поліуретанові характеризуються відносною простотою технології приготування і подачі під тиском у пошкоджені місця бетонних конструкцій і споруд.

Поліуретанові еластомери як клас полімерів характеризуються комплексом високих, а іноді й унікальних, техніко-експлуатаційних властивостей. Все це разом з достатньо високою адгезією до матеріалів бетонної матриці у тріщинах і пошкодженнях забезпечує надійну експлуатацію відновлених конструкцій і споруд при постійній дії силових і корозійних середовищ, а також різних факторів, що викликають деградацію властивостей і пошкодження бетонів. Зокрема, внаслідок достатньої текучості поліуретанових ін'єкційних композицій, що подаються в товщу бетону під тиском 1–25 МПа, стає можливим не тільки заповнення внутрішних порожнин і пошкоджень, але й повна ліквідація корозійно-механічних пошкоджень. Окрім того, поліуретанові еластомери вже у твердому стані здатні блокувати поширення тріщин, закривати доступ до них води з розчиненими в ній корозійно- і мікробіологічно-активними домішками.

Таким чином, усувається один із найбільш поширених чинників корозійно-механічного пошкодження бетонних матриць. Формування міцних адгезійних зв'язків на границі бетон–поліуретановий еластомер призводить до створення суцільного композиційного матеріалу.

Основними техніко-експлуатаційними факторами, здатними суттєво впливати на процеси пошкодження і (в окремих випадках) руйнування бетонних будівельних конструкцій і споруд у процесі їх тривалої експлуатації, є передусім склад і структура бетонів, вплив механічних навантажень і корозійно-активних середовищ, коливань температури, гідростатичних тисків тощо. При цьому внаслідок гетерогенного складу та специфічної будови бетонів на їх поверхні та в масі конструкційного матеріалу наявні чисельні структурні неоднорідності, капіляри, відкриті пори і внутрішні порожнини, які перетворюються в ході експлуатації в каверни, гострокінцеві порожнини, мікро- та макротріщини, розшарування тощо. Все це значно полегшує проникання корозійно-агресивних складових навколишніх середовищ у матеріали бетонних будівельних конструкцій та споруд і сприяє їх подальшому пошкодженню та руйнуванню (рис. 2).

Серед зовнішніх середовищ найбільш небезпечними для бетонів є водні розчини кислот, лугів, солей, органічних сполук тощо. У багатьох випадках руйнівна дія хімічних реагентів суттєво підсилюється життєдіяльністю мікроорганізмів (грунтових бактерій, плісеневих і дріжджових грибів). Сприятливі умови для протікання мікробіологічної корозії бетонів та інших будівельних матеріалів створюються за умови закріплення на їх поверхні, особливо в пошкодженнях водними середовищами, що містять катіони і аніони нестабільної валентності, а також органічні харчові субстрати. Дуже небезпечними чинниками корозійного пошкодження бетонів є одночасна дія хімічного і мікробіологічного факторів.

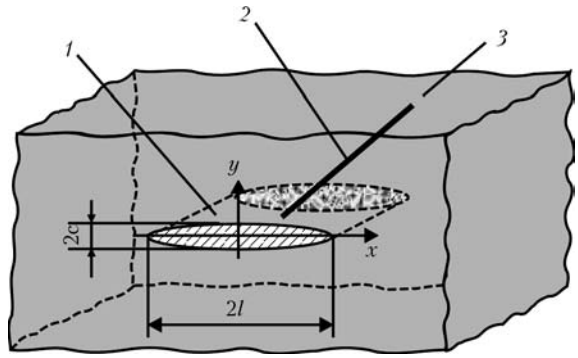


Рис. 1. Схема ін'єктування пошкодженого елемента конструкцій: *1* — тріщина; *2* — буровий отвір; *3* — подача ін'єкційного матеріалу

Специфіка експлуатації бетонних конструкцій і споруд у морських портах, на приморських територіях і в корозійно- та мікробіологічно-активних грунтах полягає в постійній руйнівній дії агресивних середовищ.

Окрім впливу середовищ, на бетонні об'єкти постійно діють статичні та циклічні механічні навантаження. До них можна віднести напруження, закладені в процесі будівництва або монтажу, набуті при експлуатації внаслідок перекосів фундаментів і опор, а також викликані ударами морських хвиль, вібрацією через пересування транспортних засобів тощо (рис. 3).

На практиці бетонні конструкції та споруди піддаються комплексній дії і корозійних середовищ, і механічних факторів, які при експлуатації можуть призвести до прискореного пошкодження та руйнування. При цьому один із найбільш

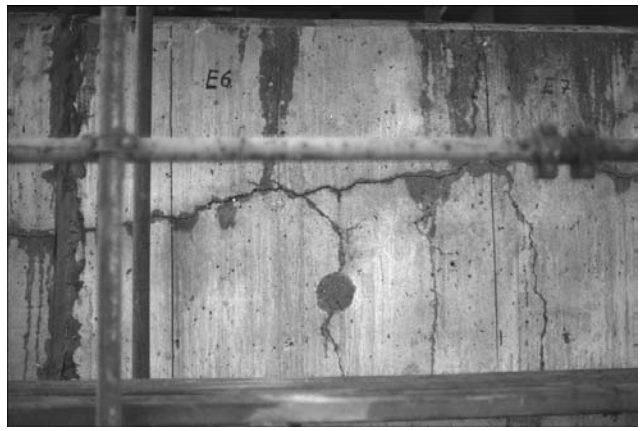


Рис. 2. Фрагмент споруди з тріщинами та слідами проникання агресивного середовища

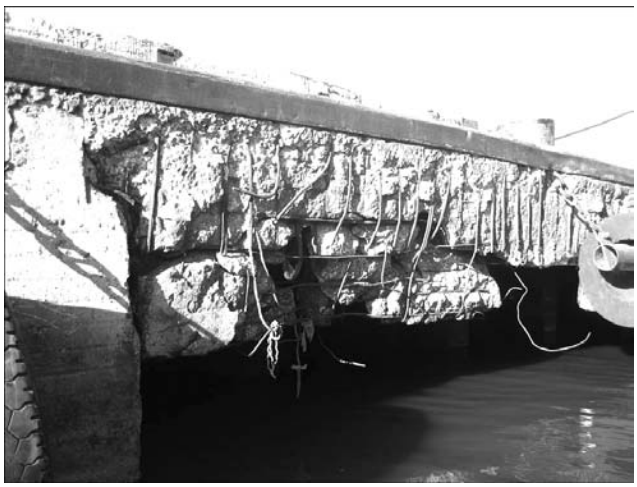


Рис. 3. Зруйнований ударами хвиль та впливом агрессивного середовища причал морского порту

небезпечних механізмів пошкодження і руйнування бетонних і залізобетонних об'єктів полягає в утворенні та рості дефектів типу тріщин. Поява таких пошкоджень може викликати суттєве зниження міцності та втрату роботоздатності елементів бетонних і залізобетонних конструкцій.

Науково-технічний посібник «Ін'єкційні технології відновлення роботоздатності пошкоджених елементів будівельних споруд» включає дев'ять розділів.

У першому наведено загальну характеристику бетонів і залізобетонів, їх класифікацію і маркування. Оскільки бетони являють собою неоднорідні матеріали, то відзначається вплив структури на їх міцнісні і деформативні властивості. Наведено типові діаграми деформування та руйнування бетонів. Розроблено математичну модель міцності бетонів на стиск та розтяг. Викладено основні характеристики тріщиностійкості (опірності поширенню тріщини) бетону, методи їх визначення. У вигляді таблиць подані службові характеристики різних класів бетонів.

У другому розділі книги дано приклади пошкоджень споруд з бетону під впливом механічних навантажень, агресивних середовищ та часу. Відзначено особливості експлуатації та руйнування бетону в умовах короткочасного статичного та довготривалого статичного і циклічного навантажень. Проаналізовані механізми пошкодженості бетонних елементів конструкцій в цих умовах.

Наведено класифікацію корозійної пошкодженості бетонів під впливом різних факторів. Зокрема, розрізняють корозію бетону 1-, 2-, 3-го виду, газову та біологічну корозію. Описано процеси корозії арматури в залізобетоні в умовах статичних та циклічних навантажень.

Третій розділ містить інформацію про обладнання та пристрої, що застосовуються при реалізації комплексу ін'єкційних монтажно-відновлювальних робіт на пошкоджених об'єктах.

У книзі подано інформацію про обладнання та пристрої, що їх використовують при реалізації комплексу ін'єкційних монтажно-відновлювальних робіт на пошкоджених об'єктах. Зокрема, описано функціональну схему розробленого у ФМІ НАНУ та ДПІЦ «Техно-Ресурс» мобільного діагностично-відновлювального комплексу, змонтованого на базі вантажного автомобіля-фургона. Комплекс включає прилади діагностики пошкоджень; комп'ютерну систему запису і обробки інформації; пристрої з дистанційним управлінням для здійснення діагностування стану будівельних об'єктів (підземних колекторів, трубопроводів, об'єктів житла тощо); комплект ін'єкційного устаткування; допоміжне обладнання (рис. 4). Поряд з відомостями про вітчизняне обладнання наведено дані про найновіше зарубіжне.

Четвертий розділ книги містить дані про матеріали для ін'єкційних технологій та їх фізико-механічні характеристики. З технологічної точки зору основними вимогами до ін'єкційних матеріалів є такі: висока текучість для максимального заповнення пошкоджень (порожнин, розшарувань, трі-

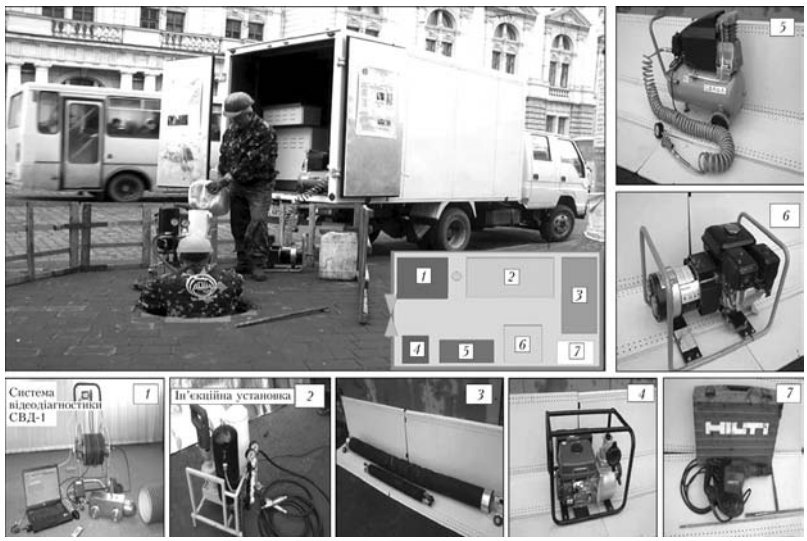


Рис. 4. Мобільний діагностично-відновлювальний комплекс: *1–7* — прилади, пристрої та обладнання ін'єкційного комплексу

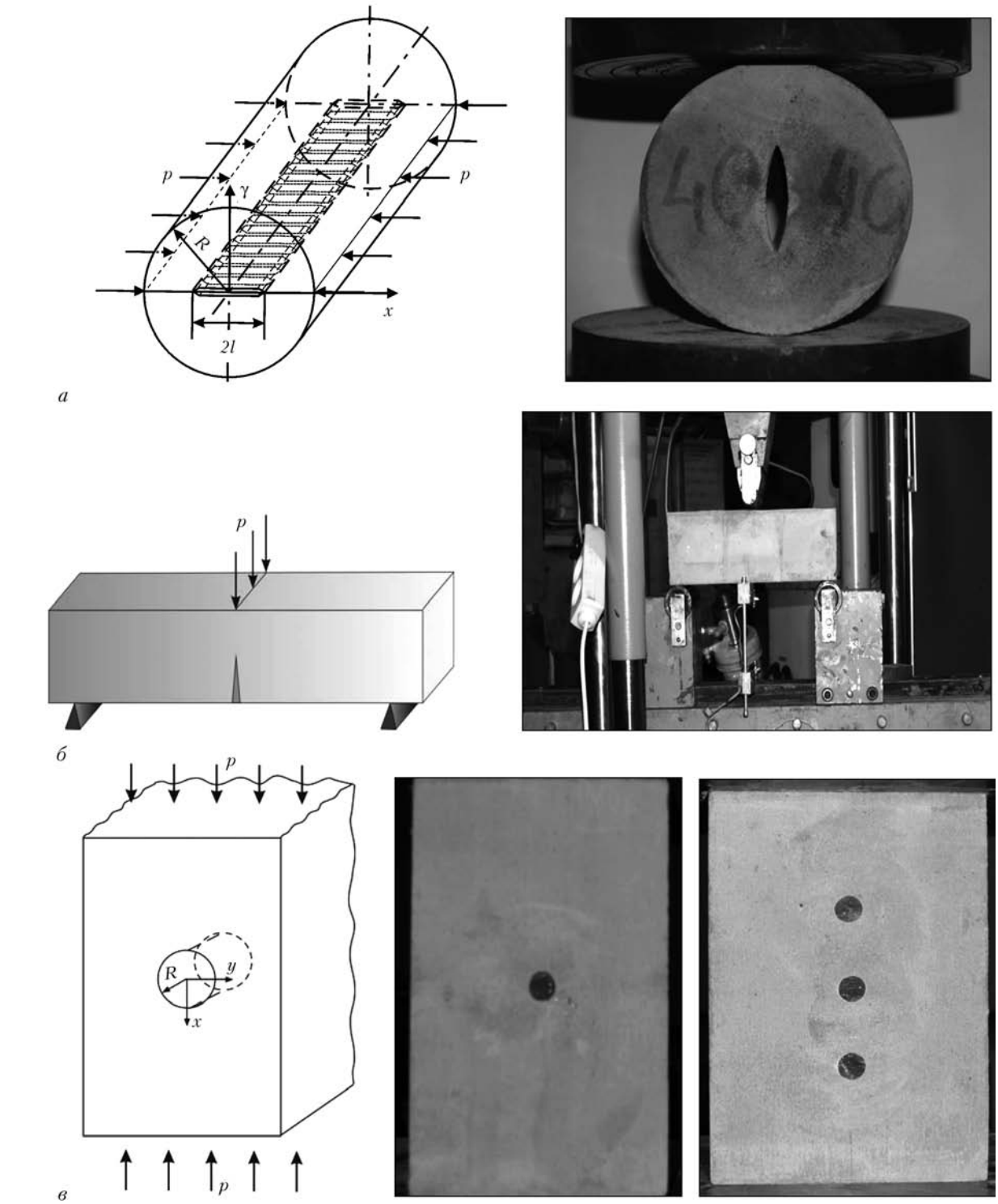


Рис. 5. Схеми навантаження та руйнування зразків з концентраторами: *а* — стиск по твірній циліндричного зразка; *б* — триточковий згин призматичного зразка; *в* — стиск призматичних зразків з отворами

щин), достатня для здійснення ін'єкційних операцій та взаємодії з поверхнею бетону (адгезійне зчеплення); незначний час структурування і тверднення. У розділі наведені підходи для визначення вказаних характеристик і оптимізації параметрів технологічних процесів ін'єктування.

У п'ятому розділі книги вміщено розрахункові схеми та розв'язки конкретних задач про міцність деформівних тіл з дефектами, заповненими за ін'єкційними технологіями. Зазначені результати є теоретичною основою для оцінювання роботоздатності (ресурсу) відновлених за ін'єкційними технологіями елементів конструкцій.

Сформульовано математичну модель матеріалу з тріщинами, «залікованими» за ін'єкційними технологіями. Проведено аналіз таких задач як у дво-, так і у тривимірній постановках. На цій основі встановлені межі застосування результатів, які одержуємо для двовимірних задач. Досліджено ефекти розклинювання тріщин ін'єкційною суміш-

шю, що необхідно врахувати, оскільки за певних умов це може призводити до деякого підростання початкових дефектів — тріщин.

Важливим елементом у технології ін'єктування є ступінь заповнення дефектів ін'єкційним матеріалом. На практиці часто з тих чи інших причин важко досягти повного заповнення. Тому важливою є розробка підходів для оцінювання впливу неповного заповнення дефекту на ефективність відновлення роботоздатності пошкодженого елемента конструкції.

Розглянуто також питання про ін'єктування пошкоджених тіл, що містять системи тріщин, здатних взаємодіяти між собою. Детально досліджені варіанти ін'єктування двох тріщин. Вивчено ефективність відновлення міцності циліндричного елемента конструкції. Проведено аналіз випадків, коли циліндричний елемент конструкції стискується по твірній у площині дефекту. Така схема, зазвичай, використовується при випробуваннях на міцність та тріщиностійкість крихких матеріалів. Зручність її полягає у тому, що вона не потребує спеціальних пристроїв, окрім преса, для здійснення експеримента. Саме за цією схемою проведено основні експериментальні дослідження, необхідні для оптимізації ін'єкційних технологій.

Суттєву роль у виникненні пошкодження (тріщини) в структурі бетону відіграють отвори і пори, наявні в матеріалі. Навіть при стиску в їх околі виникає концентрація напружень розтягу, що викликає утворення і поширення тріщини у навантаженому бетоні. Заповнення порожнини ін'єкційним матеріалом значно зміцнює останній, про що свідчать результати проведених теоретичних і експериментальних досліджень.

Встановлено, наприклад, параметри ін'єктування, за яких втомна тріщина зупиняється. Визначено кількість циклів, протягом яких не відбуватиметься підростання зупиненої тріщини за різних режимів втомного навантаження.

Наведено результати експериментальних досліджень адгезійної міцності з'єднання бетон-поліуретан, міцності бетонних зразків з концентраторами напружень типу тріщин (заповнених ін'єкційним матеріалом та незаповнених), способів підвищення модулів Юнга ін'єкційних матеріалів шляхом уведення в них дрібнодисперсних фаз великої жорсткості з метою підвищення в цілому міцності відновлених елементів конструкцій.

Одним із основних критеріїв при виборі ін'єкційного матеріалу є адгезійна міцність зчеплення його з бетонною матрицею. Оптимальною є міцність адгезії, не нижча за міцность самого бетону. Проведено тестування шести різних типів ін'єкційних матеріалів. За основу для подальших експериментів по зміцненню зразків з щілинними концентраторами напружень вибрано поліуретанову композицію типу «EKOPUR HW». Сталеві грибки, закріплені на поверхні бетону цим матеріалом, відривались усі, без винятку, по тілу бетону.

Дослідження міцності відновлених ін'єктуванням конструкційних елементів з модельними пошкодженнями проводили для таких схем навантаження: на стиск по твірній циліндричного зразка без концентратора, з щілинним концентратором (заповненим та незаповненим — рис. 5, *а*); згинання призматичного зразка без концентратора та з концентратором (заповненим та незаповненим — рис. 5, *б*); стиск призматичного зразка без отвору,



Рис. 6. Об'єкти для застосування ін'єкційних технологій зміцнення споруд тривалої експлуатації: *а* — гідроелектростанції; *б* — пам'ятки архітектури; *в* — підземні колектори; *г* — опори мостів; *д* — житлові будинки; *е* — метрополітени

з отвором, а також із заповненим отвором (рис. 5, *в*).

В результаті проведених досліджень встановлено міцність відновлених ін'єктуванням бетонних зразків з модельними дефектами-тріщинами і показано добру узгодженість експериментальних даних з розрахунковими, отриманими для розглянутих схем.

У шостому розділі наведені основні методи технічної діагностики стану споруд тривалої експлуатації, побудованої, як правило, на методах неруйнівного контролю. Основними пошкодженнями споруд із бетону і залізобетону в процесі їх експлуатації є тріщини, пустоти, розшарування, корозійні пошкодження тощо. Для їх виявлення і оцінки існує багато методів. Найбільш поширеними є такі: візуальний, оптичний, акустичний, термографічний, радіаційний, проникаючих речовин.

Кожен із вказаних методів базується на відповідних фізичних процесах і явищах і полягає у вимірюванні реакції об'єкта діагностики на дію різних чинників. Такими чинниками є дія на об'єкт різних фізичних полів — електромагнітного, теплового, механічного, радіаційного тощо. Отримана реакція порівнюється із реакцією на дані чинники умовно ідеального (непошкодженого) об'єкта. Відмінності кваліфікуються як прояви присутності дефекта в матеріалі.

Для ідентифікації дефекта (форми, розмірів, природи) попередньо розв'язують певну систему рівнянь про рух і стан досліджуваного об'єкта (з дефектом і без нього) та фізико-механічних факторів, що діють на нього. За отриманим розв'язком вибирають спосіб реєстрації наявного пошкодження. Наведено приклади методів і засобів реалізації неруйнівного контролю для пошкоджень бетонних елементів конструкцій.

Останні три розділи посібника знайомлять читача з об'єктами тривалої експлуатації, на яких за допомогою ін'єкційних та інших технологій ліквідовано пошкодження та подовжено ресурс їх роботоздатності. Такими є підземні споруди (колектори, тунелі, метрополітени), гідроспоруди, дамби, мости, об'єкти АЕС, житлові будинки, пам'ятки архітектури тощо (рис. 6).

Наведені приклади підтверджують високу ефективність, економічну обгрунтованість та перспективність сучасного методу відновлення роботоздатності пошкоджених будівельних об'єктів, яким є ін'єкційна технологія.

ПРОЕКТ 9.4

Підготовка нормативного документа для оцінювання технічного стану металу паропроводів ТЕС

УДК 621.181:669.018

ОЦІНЮВАННЯ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ МЕТАЛУ ГОЛОВНИХ ПАРОГОНІВ ТЕС З УРАХУВАННЯМ ВПЛИВУ ЗУПИНОК–ПУСКІВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ

О.З. СТУДЕНТ, д-р техн. наук, **Г.В. КРЕЧКОВСЬКА**, інж. (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Встановлено рівень досягнення металом головних парогонів ТЕС граничного стану за умови тривалої експлуатації та розвинуто метод оцінювання працездатності металу, який враховує вплив деградації його фізико-механічних характеристик, а також пуски–зупинки технологічного процесу. Метод апробовано на двох теплостійких сталях 15Х1М1Ф та 12Х1МФ. Для них побудовано базові залежності зміни ефективного порогу циклічної тріщиностійкості $\Delta K_{th\ eff}$ від ефективної тривалості експлуатації τ_{eff}, де $\tau_{eff} = \tau_{op}\ (1 + k)$, а коефіцієнт k враховує вплив зупинок технологічного процесу. Базові діаграми дають змогу оцінити поточний технічний стан деградованого металу на будь-якому етапі його експлуатації без проведення механічних випробувань на циклічну тріщиностійкість. Зокрема, з базових залежностей можна визначити придатність експлуатованого металу до подальшого використання. Для цього достатньо за даними з протоколу експлуатації металу на ТЕС вирахувати τ_{eff}. Якщо τ_{eff} перевищує критичне значення τ^c_{eff}, то подальша експлуатація металу загрожує руйнуванням парогону через окрихчення металу внаслідок його наводнювання та деградацію під час експлуатації. Ці результати оформлені у вигляді проекту відомчого нормативного документа.

Ключові слова: *парогони ТЕС, деградація теплостійких сталей, поточний технічний стан металу, зупинки технологічного процесу, обгрунтування критерію працездатності*

За нинішніх умов пуски–зупинки під час експлуатації енергоблоків ТЕС стали не винятком, а правилом [1]. Основною проблемою забезпечення надійного функціонування енергоблоків ТЕС є оцінювання реального технічного стану конструкційних матеріалів, зокрема металу таких відповідальних елементів, як головні парогони. Інтенсифікація зношування теплоенергетичного устаткування через вплив частих зупинок технологічного процесу викликає необхідність оцінювання реального стану металу вказаних відповідальних конструктивних елементів та визначення їх залишкового ресурсу під час тривалої експлуатації. Тому розробка методів і введення в інженерну практику нормативних інструкцій оцінювання технічного стану експлуатованого металу парогонів з урахуванням технологічних чинників, що спричиняють його деградацію, є актуальною науково-технічною проблемою.

Термоциклування металу у наводнювальному середовищі інтенсифікує деградацію теплостійких сталей, використовуваних для виготовлення парогонів [2]. Тому, враховуючи вплив тривалості експлуатації на деградацію такого металу [3], особливу увагу слід приділяти таким чинникам деградації, як зупинки технологічного процесу та наводнювання металу (його неможливо уникнути під час тривалої експлуатації металу на парогонах [4]).

В процесі роботи блоки ТЕС періодично зупиняють і запускають. Через нагрівання та охолодження елементів конструкцій у них виникають додаткові напруження, які сумуються з напруженнями від внутрішнього тиску в парогонах, і таким чином, сумарні напруження можуть досягати критичного рівня [5], особливо, якщо враховувати, що за тривалої високотемпературної експлуатації стадії зародження дефектів-тріщин передує тривала стадія деградації структури і властивостей металу [6–8].

Зміна структури металу під час експлуатації контролюється швидкістю дифузійного перерозподілу вуглецю та елементів легування, яка зростає під впливом водню [9, 10]. Крім того, концентрація водню в околі тріщин може істотно перевищувати середній рівень для металу [11]. Доказом цього є значний градієнт концентрації водню, зафіксований в напрямі від поверхні реального злому парогону в глибину металу [12].

Отже, зміна мікроструктури металу в процесі тривалої високотемпературної експлуатації пришвидшується під впливом теплозмін і наводнювання металу, що призводить до деградації фізико-механічних властивостей металу, зокрема зни-

© О.З. СТУДЕНТ, Г.В. КРЕЧКОВСЬКА, 2009

жується його здатність чинити опір руйнуванню (поширенню тріщин) під дією експлуатаційних навантажень.

Мета роботи — на основі дослідження циклічної тріщиностійкості (ЦТ) теплостійких сталей у вихідному стані та після різної тривалості їх експлуатації на парогонах ТЕС з різною кількістю зупинок технологічного процесу оцінити опірність руйнуванню, встановити показник, придатний для оцінювання ролі зупинок технологічного процесу на їх деградацію. На цій основі розробити метод прогнозування можливості подальшої експлуатації деградованих сталей 15Х1М1Ф та 12Х1МФ з трубчастих елементів головних парогонів ТЕС, а також сформулювати рекомендації (нормативний документ) щодо практичного використання розробленого підходу.

Матеріали та методика досліджень. *Об'єкт досліджень* — ощаднолегована теплостійка сталь 15Х1М1Ф (0,14 % C; 1,3 % Cr; 1,0 % Mo; 0,75 % Mn; 0,1 % Ni; 0,3 % Si; 0,25 % V; 0, 012 % S; 0,027 % P у вихідному стані (після термічної обробки труб за таким режимом: нормалізація за температури 1040 °С впродовж 40 хв, охолодження з швидкістю >5 °С/хв, відпуск при 740 °С впродовж 3 год) та після деградації в експлуатаційних умовах. Зразки у вихідному стані вирізали з труб запасу, а в деградованому — з вертикальних ділянок головних парогонів, експлуатованих на різних блоках ТЕС за однакових температурно-силових умов (температура приблизно 540 °С і тиск пари близько 24 МПа), але з різними тривалістю та кількістю зупинок технологічного процесу. Діаметр і товщина стінки труб становили відповідно 325 і 60 мм.

На основі аналізу протоколів експлуатації блоків Ладижинської ТЕС для досліджень вибрали сталь 15Х1М1Ф з двох блоків, які за практично однакової номінальної тривалості експлуатації τ_{op} (приблизно $2 \cdot 10^5$ год на кінець 2004 р.), максимально відрізнялися загальною кількістю зупинок $N_з$ та кількістю вимушених $N_в$ зупинок технологічного процесу (рис. 1). Цій умові відповідав метал з другого та шостого блоків. У відповідності з даними протоколу їх експлуатації кількість зупинок шостого блоку становила: $N_з$ = 576, $N_в$ = = 283; другого блоку — $N_з$ = 501, $N_в$ = 219. Підставою для такого вибору була найбільша кількість вимушених зупинок технологічного процесу на цих блоках через непередбачені регламентом експлуатації ситуації.

Методичні особливості механічних випробувань. Підхід, зазначений у роботі [3], дозволив визначити технічний стан експлуатованої на парогоні ТЕС сталі 12Х1МФ з урахуванням лише номінальної тривалості експлуатації τ_{op}. За механічний показник працездатності металу використано ефективний поріг ЦТ $\Delta K_{th\ eff}$, достатньо чутливий до деградації металу і однозначно знижуваний в

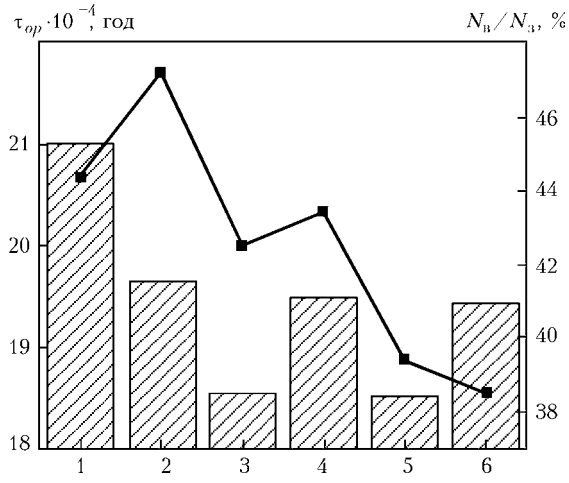


Рис. 1. Номінальна тривалість експлуатації τ_{op} (стовпчики) та відсоток вимушених зупинок $N_в$ відносно їх загальної кількості $N_з$ (крива) для аналізованих на час атестації шести блоків ТЕС

міру зростання тривалості експлуатації сталей на парогонах [13].

Термоциклювання у водні впливає на інтенсивність деградації сталі 12Х1МФ [2]. На цій основі зроблено припущення, що при наводнюванні сталі в умовах експлуатації її деградація має визначатися не лише тривалістю експлуатації τ_{op}, а ще й кількістю зупинок технологічного процесу. На прикладі сталі 12Х1МФ експериментально обґрунтовано правомірність цього припущення [14]. Разом з тим, введення запропонованого підходу для широкого використання в енергетиці у вигляді галузевого нормативного документа неможливе без проведення ширшої апробації. Це реалізовано на сталі 15Х1М1Ф, деградованій під час експлуатації на головному парогоні.

За механічний показник працездатності металу використали ефективний поріг ЦТ $\Delta K_{th\ eff}$. Його визначали за результатами втомних випробувань на повітрі балкових зразків (10×20×160 мм) з крайовим надрізом, навантажених за схемою консольного згину. Зразки орієнтували в осьовому напрямі, а ріст втомної тріщини (РВТ) відбувався в радіальному. Кінетичні діаграми втомного руйнування (КДВР) будували в номінальних $da/dN - \Delta K$ і ефективних $da/dN - \Delta K_{eff}$ (з урахуванням закриття тріщини) координатах. Для цього визначали швидкість РВТ (як приріст тріщини da за певну кількість циклів навантаження dN), номінальні $\Delta K_{th} = K_{th\ \max} - K_{th\ \min}$ та ефективні $\Delta K_{th\ \text{eff}} = K_{th\ \max} - K_{th\ cl}$ порогові розмахи коефіцієнта інтенсивності напружень. Величина $K_{th\ cl}$ характеризує закриття тріщини і відповідає частині циклу навантаження, під час якої метал в околі вершини тріщини циклічно не деформується. Її визначали за методом податливості [15]. Завдяки локальності ефективний поріг ЦТ однозначно віддзеркалює зміни структурного стану металу в процесі експлуатації і дозволяє визначати рівень його деградації [16].

Крім цього деградацію сталі 15Х1М1Ф моделювали в лабораторних умовах з використанням

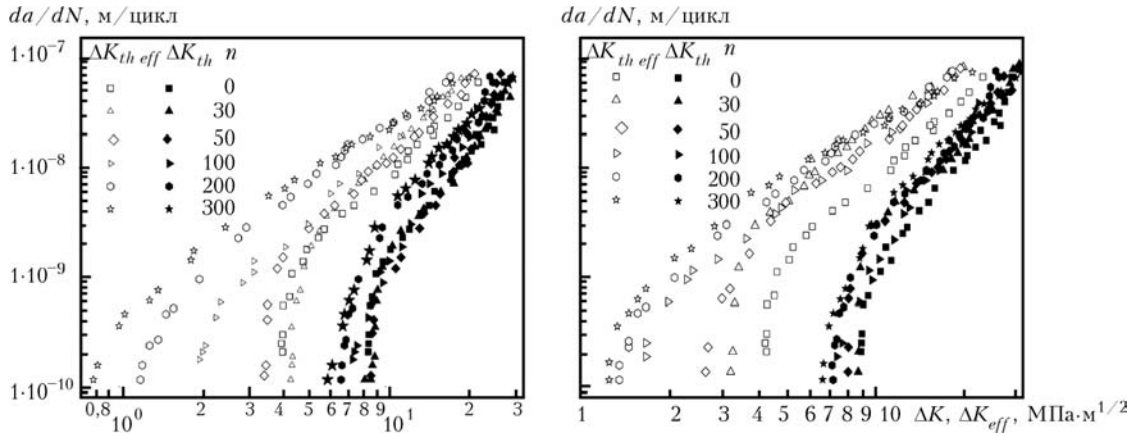


Рис. 2. Номінальні $da/dN - \Delta K$ (темні точки) і ефективні $da/dN - \Delta K_{eff}$ (світлі точки) КДВР сталі 15Х1М1Ф у вихідному стані та після деградації в лабораторних умовах за різної кількості термоциклів n у водні від кімнатної температури до 570 °С (*а*) та після наступної за термоциклуванням дегазації зразків впродовж 2 год у вакуумі при температурі 570 °С (*б*)

лабораторної експрес-методики, розробленої у Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України [17]. Зразки термоциклували у газоподібному водні під тиском приблизно 0,3 МПа від максимально можливої робочої для парогону (570 °С) до кімнатної температури зі швидкістю нагрівання і охолодження близько 2 °С/с з витримуванням в умовах робочої та кімнатної температури впродовж 1 год. Для обгрунтування умови досягнення деградованим металом головних парогонів ТЕС граничного стану частину зразків після термоциклування у водні дегазували шляхом витримування впродовж 2 год у вакуумі.

Порівняння за рівнем ефективного порогу ЦТ металу, деградованого в лабораторних умовах за однаковою схемою, але у наводненому і дегазованому стані, дозволило виокремити в чистому вигляді зміну стану металу, зумовлену лише деградацією. За граничний вважали такий стан деградованого металу, при якому характер впливу абсорбованого ним водню на ефективний поріг ЦТ $\Delta K_{th\ eff}$ змінюється з позитивного на негативний [3].

Результати експериментальних досліджень та їх аналіз. *Оцінювання циклічної тріщиностійкості сталі 15Х1М1Ф, деградованої в лабораторних умовах.* Для обгрунтування критичного стану деградованого металу використали результати випробувань на ЦТ зразків сталі 15Х1М1Ф, деградованих шляхом термоциклювання у газоподібному водні в лабораторних умовах, що забезпечило зміну структури при наводнюванні.

На їх основі побудували КДВР (рис. 2, *а*), які показують, що ефект деградації максимально проявляється на припорогових ділянках діаграм. КДВР $da/dN - \Delta K_{eff}$ для сталі 15Х1М1Ф однозначно зсуваються ліворуч в міру збільшення кількості термоциклів n у водні, що свідчить про зростання швидкості РВТ внаслідок деградації.

Отже, опірність матеріалу руйнуванню зменшується, причому вплив n найбільший на припороговій ділянці КДВР і з його зростанням ефективний поріг ЦТ знижується. Це дозволило прийняти його за механічний показник стану сталі 15Х1М1Ф, деградованої в лабораторних умовах.

Для виокремлення впливу на ЦТ лише деградації (без урахування впливу водню, абсорбованого металом під час термоциклування), випробували зразки, які після термоциклування у водні додатково дегазували впродовж 2 год у вакуумі за максимально можливої для головних парогонів температури та побудували номінальні і ефективні КДВР (рис. 2, *б*).

З порівняння діаграм на рис. 2 можна зробити висновок, що водень в деградованому металі впливає на порогові рівні ЦТ, але неоднозначно. Для виокремлення ролі водню і деградації аналізували порогові рівні $\Delta K_{th\ eff}$, які (завдяки їх чутливості до деградації) надалі вважали за механічні показники технічного стану металу.

Оцінювання циклічної тріщиностійкості сталі 15Х1М1Ф, деградованої в умовах експлуатації. За результатами випробування на ЦТ металу з труби запасу і експлуатованого на головних парогонах другого і шостого блоків ТЕС побудовано КДВР (рис. 3). Оскільки для досліджень вибрали метал з практично однаковою на час атестації номінальною тривалістю експлуатації, але з різною кількістю зупинок технологічного процесу,

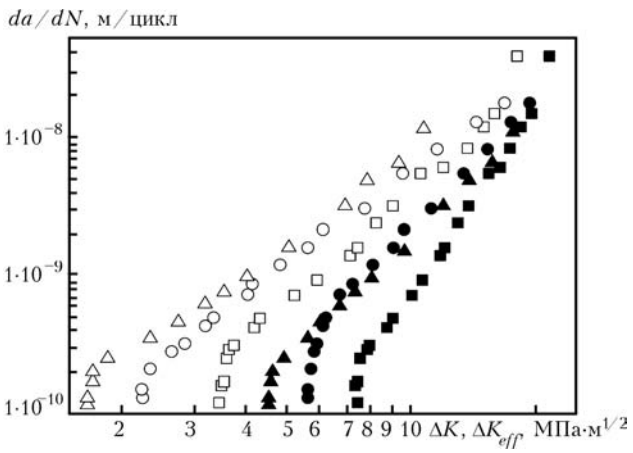


Рис. 3. Номінальні (темні) і ефективні (світлі точки) КДВР сталі 15Х1М1Ф у вихідному стані (■, ❒) та після приблизно $2 \cdot 10^5$ год експлуатації на головних парогонах другого (▲, Δ) і шостого (●, ○) блоків ТЕС

отриману відмінність КДВР можна пов'язати лише з дією зупинок, негативний вплив яких очевидний і на номінальних, і на ефективних КДВР. Він є максимальним на припороговій і практично нівелюється на другій ділянці КДВР.

Обгрунтування критичного рівня деградації сталі 15ХМ1Ф. Визначивши значення ефективного порогу ЦТ для сталі 15Х1М1Ф, деградованої в лабораторних умовах, побудували залежності $n - \Delta K_{th\ eff}$ для наводненого і дегазованого після термоциклування у водні металу, які в точці (n_c; $\Delta K^c_{th\ eff}$) перетнулися (рис. 4, *б, I*).

Це означає, що водень, абсорбований металом під час термоциклування зразків у водні, неоднозначно впливає на величину $\Delta K_{th\ eff}$. Спочатку (поки $n < n_c$ і ще не відбулися помітні структурні зміни в металі) він сприяє реалізації локальних пластичних деформацій і підвищує значення $\Delta K_{th\ eff}$, а потім (коли $n \geq n_c$) викликає локальне водневе окрихчення металу, що призводить до зменшення $\Delta K_{th\ eff}$.

Цей феномен послужив основою для обгрунтування критичного значення ЦТ (як механічного показника стану металу) $\Delta K^c_{th\ eff}$ для деградованої в лабораторних умовах сталі 15Х1М1Ф. Оскільки за кількості термоциклів у водні меншої ніж n_c розчинений в металі водень підвищує його ефективний поріг ЦТ, а за більшої — знижує його, то точка перетину залежностей $\Delta K_{th\ eff} - n$ для наводненого і дегазованого металу характеризує пере-

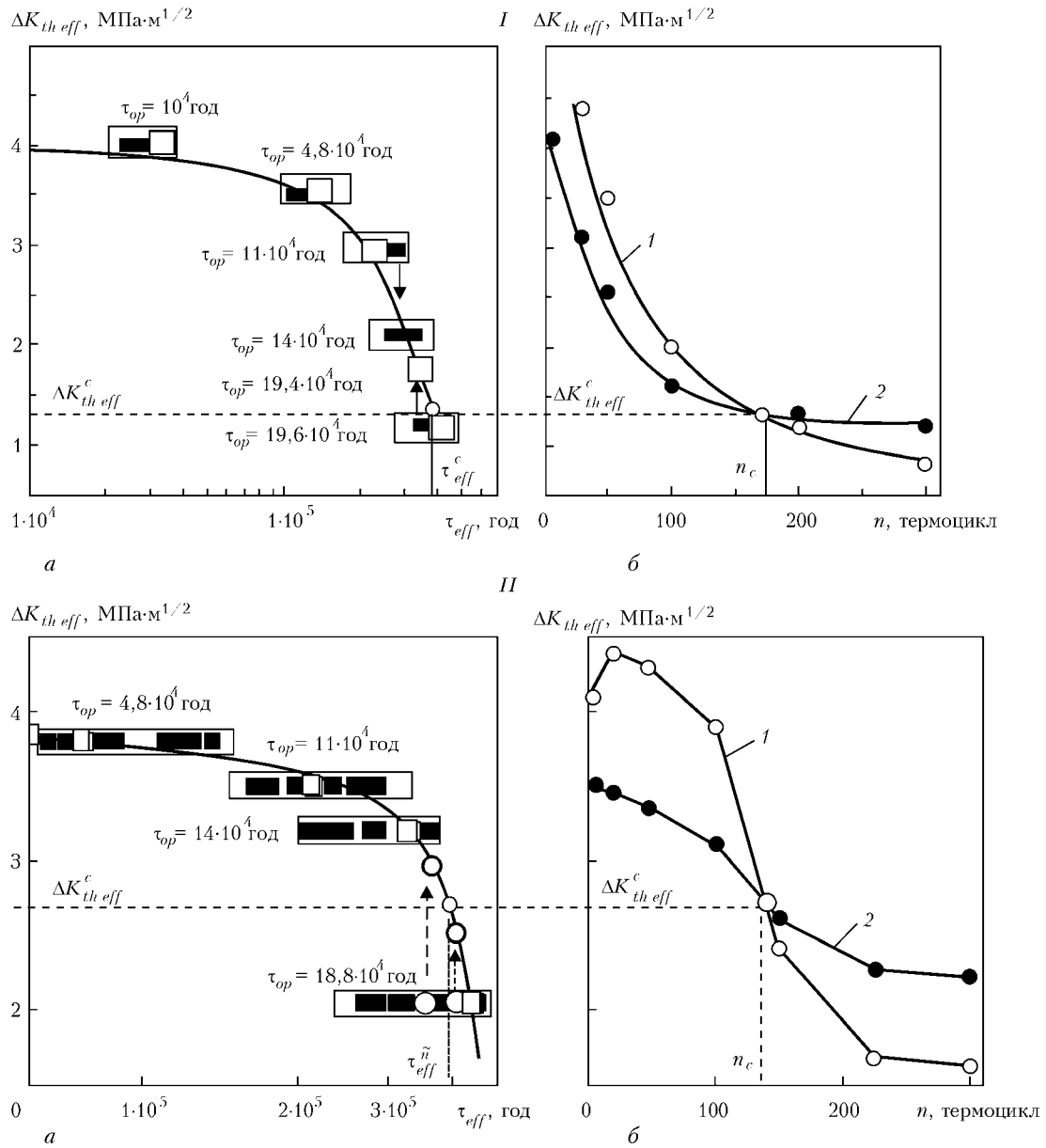


Рис. 4. Базова діаграма $\Delta K_{th\ eff} - \tau_{eff}$ (*а*: ❐ — точки, отримані в процесі випробування сталі на ЦТ з визначенням $\Delta K_{th\ eff}$ та шляхом розрахунку τ_{eff} за формулою (*1*); ■ — точки, отримані лише розрахунком τ_{eff}) для визначення працездатності сталей 15Х1М1Ф (*I*) та 12Х1МФ (*II*) після будь-якої тривалості експлуатації τ_{op} на парогонах ТЕС та експериментально визначені значення $\Delta K_{th\ eff}$ в залежності від кількості термоциклів у водні *n* (*б*: *1* — наводнений; *2* — дегазований після термоциклування у водні метал) для сталі, деградованої в лабораторних умовах. Точки (τ^c_{eff}; $\Delta K^c_{th\ eff}$) та (n_c; $\Delta K^c_{th\ eff}$) характеризують стан металу, деградованого до критичного рівня

хід до незворотної деградації властивостей (зниження опірності руйнуванню) металу. На цій основі за критерій придатності деградованого металу до подальшої експлуатації прийняли величину $\Delta K_{th\,eff} = \Delta K^c_{th\,eff}$.

Враховуючи одержані результати (рис. 4, *а, I*), вважали, що механічний показник стану металу (ефективний поріг ЦТ $\Delta K_{th\,eff}$) характеризує метал незалежно від умов, за яких відбувалась його деградація (наводнювання в лабораторних чи експлуатаційних умовах). Тому значення механічного показника стану металу $\Delta K^c_{th\,eff}$, отримане в точці перетину залежностей $\Delta K_{th\,eff} - n$ для сталі, деградованої в лабораторних умовах є критичним, як і для сталі, деградованої в умовах експлуатації. Тоді стан металу, деградованого в процессі експлуатації, для якого $\Delta K_{th\,eff} = \Delta K^c_{th\,eff}$, слід також вважати гранично допустимим.

Побудова базової залежності для оцінювання працездатності сталі 15Х1М1Ф в експлуатаційних умовах. Градієнт температури, який виникає під час нагрівання та охолодження товстостінних труб головних парогонів, безумовно, впливає на температурозалежні процеси (виникнення термічних напружень, накопичення залишкового водню та перерозподіл елементів легування в металі тощо). Тому при оцінюванні стану деградованого металу слід ураховувати можливу активізацію цих процесів через відмінність режимів охолодження системи парогонів під час планових та вимушених зупинок. Доцільно взяти до уваги кількість зупинок не лише загальних $N_з$, а й вимушених $N_в$ технологічного процесу. З урахуванням цього опірність руйнуванню деградованого металу парогонів визначатиме не номінальна (загальна) тривалість експлуатації τ_{op}, а її ефективне значення τ_{eff}:

$$\tau_{eff} = \tau_{op}(1 + k), \qquad (1)$$

де $k = m(N_в/N_з)^n$. Оскільки під час експлуатації блоків завжди трапляються вимушені зупинки, то, зрозуміло, що номінальна тривалість експлуатації τ_{op} буде завжди меншою за ефективну τ_{eff}. Коефіцієнти m і n враховують вплив на деградацію швидкості охолодження та інтенсивності наводнювання металу, зумовлених вимушеними і плановими зупинками технологічного процесу. Розраховуючи значення τ_{eff}, використали дані, зафіксовані в протоколах експлуатації головних парогонів ТЕС із сталі 15Х1М1Ф. На основі їх аналізу прийняли, що швидкість охолодження під час вимушених зупинок може в 5 раз перевищувати швидкість охолодження під час планових зупинок. Завдяки цьому кількість залишкового водню в металі після вимушеної зупинки може бути вищою, порівняно з плановою. Зважаючи на це, коефіцієнт k у виразі (1) для встановлення ефективної тривалості експлуатації τ_{eff} з урахуванням впливу зупинок визначили як $k = 5(N_в/N_з)^2$.

За розрахованими значеннями τ_{eff} і отриманими після механічних випробувань на ЦТ значеннями $\Delta K_{th\,eff}$ побудували базову залежність $\Delta K_{th\,eff} - \tau_{eff}$ для сталі 15Х1М1Ф (рис. 4, *а*, *I*). Ця залежність проходить через точки у вигляді великих білих квадратів. Вона дає змогу оцінювати технічний стан металу на будь-якому етапі експлуатації без виконання додаткових експериментів. Єдина вимога для використання отриманої діаграми — це наявність достовірної інформації в протоколах експлуатації блоків ТЕС щодо показників τ_{op}, $N_з$, $N_в$. З базової діаграми можна визначити значення $\Delta K_{th\,eff}$ цієї сталі після будь-якої тривалості експлуатації на парогоні, підрахувавши для неї ефективну тривалість експлуатації τ_{eff}.

З метою апробації діаграми $\Delta K_{th\,eff} - \tau_{eff}$ (рис. 4, *I*) використали дані протоколів експлуатації сталі 15Х1М1Ф на інших енергоблоках ТЕС. Вибрали значення $N_з$ і $N_в$ для п'яти періодів експлуатації τ^i_{op} ($\tau^1_{op} = 10{\cdot}10^3$, $N_в = 28–49$, $N_з = 45–92$; $\tau^2_{op} = 48{\cdot}10^3$, $N_в = 70–98$, $N_з = 128–185$; $\tau^3_{op} = 11{\cdot}10^4$, $N_в = 127–180$, $N_з = 266–337$; $\tau^4_{op} = 14{\cdot}10^4$, $N_в = 150–210$, $N_з = 315–409$; $\tau^5_{op} = 2{\cdot}10^5$, $N_в = 159–237$, $N_з = 413–515$) і підрахували відповідні їм значення τ_{eff} без випробувань на ЦТ. Отримані значення у вигляді чорних менших квадратів нанесли на базову діаграму $\Delta K_{th\,eff} - \tau_{eff}$, побудовану за результатами механічних випробувань на ЦТ (рис. 4, *а, I*). Для цього використали експериментально встановлені значення $\Delta K_{th\,eff}$ цієї ж сталі після відповідних тривалостей експлуатації τ^i_{op}, але на блоках, метал з яких досліджували на ЦТ.

Розраховані значення τ_{eff} вклалися у досить вузькі смуги значень. Це підтверджує, що отримана базова діаграма дозволяє оцінювати реальний стан працездатності сталі 15Х1М1Ф, деградованої в експлуатаційних умовах, без вирізання металу з парогонів для виготовлення зразків для механічних досліджень. Для цього достатньо проаналізувати дані з протоколів експлуатації металу на реальному об'єкті, взявши з них величини τ_{op}, $N_з$, $N_в$, та підрахувати відповідні значення τ_{eff} у відповідності з формулою (1). Тоді з точки (τ_{eff}; 0) слід провести вертикаль до перетину з базовою залежністю $\Delta K_{th\,eff} - \tau_{eff}$ та отримати в точці їх перетину відповідне значення $\Delta K_{th\,eff}$. Якщо воно перевищить значення $K^c_{th\,eff}$ (критичний рівень деградації металу), то експлуатацію деградованого металу можна подовжити. У протилежному випадку подовження експлуатації деградованого металу недоцільне через можливість руйнування парогону (внаслідок негативного впливу абсорбованого металом водню на його механічні властивості, зокрема на показник $K_{th\,eff}$). Отже, якщо $\Delta K_{th\,eff} > \Delta K^c_{th\,eff}$, то метал можна продовжувати експлуатувати, а якщо $\Delta K_{th\,eff} \geq \Delta K^c_{th\,eff}$ — то ні.

На підставі проведеного аналізу зроблено такий практичний висновок: хоча парогони вказаних двох енергоблоків експлуатувалися практично

впродовж однакового часу (номінальна тривалість їх експлуатації практично не відрізняється), працездатність металу їх різна. Метал з шостого блоку, який за час експлуатації мав меншу кількість зупинок технологічного процесу, не досягнув критичного рівня деградації. Отже, його можна продовжувати експлуатувати. У той же час деградація металу з другого блоку, який за однаковий термін експлуатації мав більшу кількість зупинок технологічного процесу, сягнула критичного рівня, і його потрібно вилучити з експлуатації.

Базова діаграма для оцінювання працездатності сталі 12Х1МФ. Аналогічно сталі 15Х1М1Ф побудували базову діаграму ($\Delta K_{th\ eff} - \tau_{eff}$) для визначення працездатності сталі 12Х1МФ (рис. 4, *II*). Для цього використали результати механічних випробувань на ЦТ цієї сталі після деградації в умовах експлуатації [12] та дані протоколів експлуатації головних парогонів ТЕС, за якими підрахували значення τ_{eff}. Використавши дані з ЦТ сталі 12Х1МФ після її деградації в лабораторних умовах, визначено критичне значення механічного показника $\Delta K^c_{th\ eff}$. Принцип використання базової діаграми $\Delta K_{th\ eff} - \tau_{eff}$ для сталі 12Х1МФ не відрізняється від вказаного вище для сталі 15Х1М1Ф (рис. 4, *II*). Ця діаграма дає можливість оцінити працездатність сталі 12Х1МФ на будь-якому етапі її експлуатації без додаткових механічних випробувань.

Рекомендації щодо використання запропонованого підходу. Отримані базові залежності зміни механічного показника працездатності металу $\Delta K_{th\ eff}$ від його ефективної тривалості експлуатації τ_{eff} для двох основних теплостійких сталей (15Х1М1Ф та 12Х1МФ), використовуваних в теплоенергетиці для виготовлення головних парогонів, та їх апробація дають змогу стверджувати, що запропонований підхід визначення працездатності деградованого металу (без вирізання зразків з парогону для проведення механічних випробувань), може бути основою галузевого нормативного документу, за допомогою якого можна оцінювати працездатність експлуатованого металу головних парогонів ТЕС з урахуванням зупинок технологічного процесу. Критичне значення ефективного порогу ЦТ $\Delta K^c_{th\ eff}$, отримане на зразках, деградованих в лабораторних умовах, визначає критичний рівень технологічного показника працездатності експлуатованого металу τ^c_{eff}. При цьому, якщо значення τ_{eff} для металу парогону є таким, при якому $\tau_{eff} < \tau^c_{eff}$, то експлуатацію металу можна подовжити, якщо ж $\tau_{eff} \geq \tau^c_{eff}$, то абсорбований металом під час експлуатації водень може знижувати його опірність руйнуванню за показником $\Delta K_{th\ eff}$ і тим самим викликати його непрогнозоване чинними нормативними документами руйнування.

Запропонований підхід і проект галузевого нормативного документа пройшов обговорення та схвалений на технічних нарадах Добротвірської, Бурштинської та Ладижинської ТЕС. Зацікавлення у його легалізації висловили ВАТ «ЗАХІДЕНЕРГО», ВАТ «ЦЕНТРЕНЕРГО» та ВАТ «ДНІПРОЕНЕРГО».

Висновки

1. Здійснено моделювання деградації сталей 15Х1М1Ф та 12Х1МФ в лабораторних умовах шляхом термоциклування зразків у газоподібному водні від кімнатної до максимально можливої під час експлуатації головних парогонів ТЕС температури та визначено критичні значення механічного і часового показників працездатності деградованого металу ($\Delta K^c_{th\ eff}$, τ^c_{eff}), які послужили основою для оцінювання працездатності металу, деградованого в умовах експлуатації.

2. За результатами випробувань на циклічну тріщиностійкість та за даними протоколів експлуатації блоків ТЕС побудовано базові залежності $\Delta K_{th\ eff} - \tau_{eff}$ для сталей 15Х1М1Ф та 12Х1МФ, які дають змогу прогнозувати працездатність деградованого металу головних парогонів ТЕС з урахуванням інтенсифікуючого впливу на деградацію сталей зупинок технологічного процесу. Ці діаграми дозволяють прогнозувати працездатність металу на будь-якому етапі експлуатації без проведення механічних випробувань. Для цього потрібно лише порівняти значення τ_{eff} для експлуатованого металу з критичним значенням ефективної тривалості експлуатації τ^c_{eff}. Якщо $\tau_{eff} < \tau^c_{eff}$, то експлуатацію парогону можна подовжити, якщо ж $\tau_{eff} \geq \tau^c_{eff}$, то метал втратив працездатність і під впливом водню, абсорбованого ним під час експлуатації, може відбутися пошкодження парогону.

3. На прикладі сталі 15Х1М1Ф з практично однаковою номінальною тривалістю експлуатації ($\tau_{op} = 2{\cdot}10^5$ год) на головних парогонах двох блоків ТЕС показано, що працездатність металу з блоку, який впродовж експлуатації мав меншу кількість зупинок технологічного процесу, не досягла критичного рівня і його експлуатацію можна подовжити. Разом з тим працездатність металу з іншого блоку, який за той самий час τ_{op} мав більшу кількість зупинок технологічного процесу, сягнула критичного рівня, і його потрібно вилучити з експлуатації. Цей результат є прямим підтвердженням впливу кількості зупинок технологічного процесу на інтенсивність високотемпературної водневої деградації металу.

4. Запропонований метод оцінювання працездатності деградованого металу парогонів ТЕС обговорено і схвалено на технічних нарадах Добротвірської, Бурштинської та Ладижинської ТЕС та рекомендовано оформити відповідний галузевий нормативний документ-інструкцію.

Робота виконувалась у рамках цільової комплексної програми Національної академії наук України «Ресурс» за договором № 9.4/390 «Галу-

зевий нормативний документ про порядок оцінювання технічного стану металу паропроводів ТЕС».

1. *Забара Ю.* Вихід завжди є // Обрій ПІБ. — 2002. — № 24 (**82**). — С. 40–47.
2. *Student O.Z.* An accelerated method of hydrogen degradation of structural steels by thermocycling // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 1998. — № 4. — С. 45–52.
3. *Студент О.З.* Новий підхід до оцінки залишкового ресурсу металу паропроводів // Вісник Тернопіл. держ. техн. ун-ту. — 1998. — **3**, № 4. — С. 54–62.
4. *Вайнман А.Б., Мелехов Р.К., Смиян О.Д.* Водородное охрупчивание элементов котлов высокого давления. — Киев: Наук. думка, 1990. — 272 с.
5. *Вігак В.М.* Оптимальне управління нестаціонарними температурними режимами. — Київ: Наук. думка, 1979. — 360 с.
6. *Крутасова Е.И.* Надежность металла энергетического оборудования. — М.: Энергоиздат, 1981. — 240 с.
7. *Березина Т.Г.* Структурный метод определения остаточного ресурса длительно работающих паропроводов. — Теплоэнергетик. — 1986. — № 3. — С. 53–56.
8. *Вплив* експлуатаційної пошкодженості паропровідної сталі 12Х1МФ на характеристики її тріщиностійкості / О.М. Романів, Г.М. Никифорчин, О.З. Студент та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 1998. — № 1. — С. 101–104.
9. *Ускорение* процессов самодиффузии в металлах под влиянием растворенного водорода / В.М. Сидоренко, В.В. Федоров, Я.В. Барабаш, В.И. Похмурский // Там же. — 1977. — № 6. — С. 27–30.
10. *Похмурский В.И., Федоров В.В.* Вплив водню на дифузійні процеси в металах. — Львів: Еней, 1998. — 207 с.
11. *Панасюк В.В., Андрейкив А.Е., Харин В.С.* Теоретический анализ роста трещин в металлах при воздействии водовода // Физ.-хим. механика материалов. — 1981. — № 4. — С. 61–75.
12. *Образование* межкристаллитных трещин в экранных трубах котлов ТЭС / Р.К. Мелехов, А.М. Круцан, А.В. Василик, И.И. Василенко // Там же. — 1985. — № 5. — С. 92–96.
13. *Застосування* підходів механіки руйнування до оцінки водневої деградації сталей нафто- та паропроводів / В.В. Панасюк, Г.М. Никифорчин, О.З. Студент, З.В. Слободян // Механіка і фізика руйнування будівельних матеріалів та конструкцій / За загальн. ред. О.Є. Андрейківа, Й.Й. Лучка, В.В. Божидарника. — Львів: Каменяр, 2002. — С. 537–546.
14. *Студент О.З., Кречковська Г.В.* Оцінка технічного стану металу парогонів з урахуванням впливу зупинок в експлуатації блоків ТЕС // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАНУ, 2006. — С. 563–566.
15. *Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Андрусив Б.Н.* Эффект закрытия трещин и оценка циклической трещиностойкости конструкционных сплавов // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 1983. — № 3. — С. 47–61.
16. *Студент О.З.* Особливості впливу водню на порогові характеристики циклічної тріщиностійкості конструкційних сталей // Машинознавство. — 1999. — № 2. — С. 17–23.
17. *Студент О.З., Лонюк Б.П.* Методика швидкісного високотемпературного старіння сталей // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 1997. — № 6. — С. 111–112.

ПРОЕКТ 9.5

Розробка проекту Національного стандарту України (ДСТУ) «Метали. Метод випробувань на розтяг металів і сплавів в умовах низьких та кріогенних температур»

УДК 669.01:620.172:006.354

ОСОБЛИВОСТІ МЕТОДИКИ ВИПРОБУВАНЬ МЕТАЛЕВИХ МАТЕРІАЛІВ НА РОЗТЯГ В УМОВАХ КРІОГЕННИХ ТЕМПЕРАТУР

Чл.-кор. НАН України **В.О. СТРИЖАЛО, Л.С. НОВОГРУДСЬКИЙ, Є.В. ВОРОБЙОВ**, доктори техн. наук
(Ін-т пробл. міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України)

Розроблено проект нормативного документу (ДСТУ), яким встановлено метод випробувань на розтяг металів і сплавів в умовах низьких і кріогенних температур (від 283 до 4,2 К). В документі встановлено вимоги до умов проведення випробувань, особливостей дослідного обладнання щодо точності вимірювання деформаційних характеристик, обробки результатів випробувань, охорони праці при випробуваннях. Дано перелік механічних характеристик та вимірювальних параметрів для їх визначення під час випробувань на розтяг металевих матеріалів.

Ключові слова: *Національний стандарт України (ДСТУ); мінусова та кріогенна температури, «переривчаста» плинність, зразки, механічні характеристики, умови випробувань*

Вступ. Дослідження механічних властивостей конструкційних металевих матеріалів в умовах значень температури, близьких до абсолютного нуля, започатковані у 1950-х роках, мали інтенсивний розвиток і у подальшому. Свою актуальність вони не втратили до теперішнього часу, про що свідчать численні публікації як вітчизняних, так і зарубіжних дослідників [1–7]. Такий інтерес до проблеми, яка мала би привертати увагу лише спеціалістів певних, досить вузьких і специфічних галузей людської діяльності (освоєння космосу, військова техніка), пов'язаний з тим, що кріогенні температури увійшли в реалії нашого повсякденного буття (енергетика, медицина, сільське господарство, електроніка). Відповідно розширюється спектр пристроїв, вузли яких повинні працювати в умовах наднизьких температур. Працездатність цих вузлів в основному забезпечують металеві матеріали.

Про актуальність таких досліджень свідчить і той факт, що в останні роки у США та ЄС розроблено стандарти ASTM E 1450 (2003 р.) [1], ISO 19819 (2004 р.) [2], які регламентують методи випробувань металевих матеріалів у рідкому гелії.

В колишньому СРСР з метою уніфікації методів визначення механічних характеристик металевих матеріалів при кріогенних температурах ще у 1977 р. за участю Інституту проблем міцності НАН України розроблено та введено в дію у 1978 р. Державний стандарт «Металлы. Метод испытания на растяжение при температурах от минус 100 до минус 269 °С» — ГОСТ 22706–77 [3].

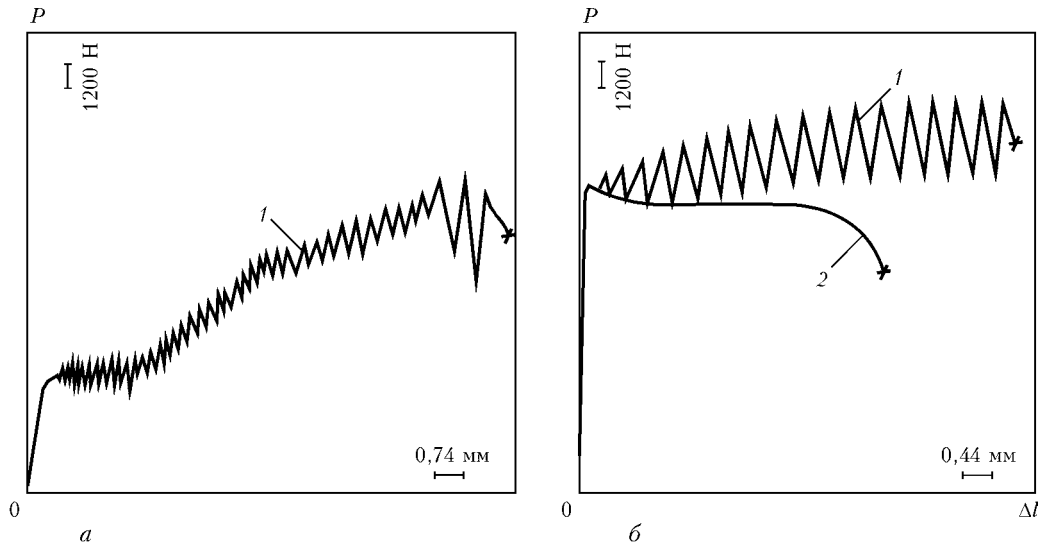
Цей нормативний документ з деякими доповненнями та уточненнями діє і донині на теренах України. Він являє собою розширений у напрямку методики охолодження до температур 77 і 4,2 К варіант Державного стандарту ГОСТ 1497–73 «Металлы. Методы испытаний на растяжение» [4] (наступна редакція у 1984 р. — СТСЭВ 471–77), що регламентує випробування в умовах температури 293 К і практично не враховує особливості розвитку пружнопластичної деформації металевих матеріалів при температурах, нижчих за 20 К.

Саме ці особливості — явища нестабільного накопичення пластичної деформації металами і сплавами при їх навантажуванні у зазначених температурних умовах, так звана «переривчаста» плинність (рисунок) — і зумовлюють головні вимоги до параметрів і режимів випробувань на розтяг зразків, обладнання, методів та засобів вимірювання, метрологічного забезпечення тощо.

Чинний стандарт [3] суттєво застарів, не відповідає сучасним науковим уявленням про процеси розвитку пружнопластичної деформації металів при значеннях температури, близьких до 4,2 К, та не дає можливості отримати достовірну інформацію про значення механічних характеристик металевих матеріалів.

Тому в межах комплексної програми «Проблеми ресурсу и безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» (розділ 9) вирішено розробити новий Національний стандарт України, який відповідав би сучасним уявленням про механізми розвитку низькотемпературної деформації, був гармонізований з відповідними міжнародними стандартами та давав би можливість отримувати до-

© В.О. СТРИЖАЛО, Л.С. НОВОГРУДСЬКИЙ, Є.В. ВОРОБЙОВ, 2009



Діаграми деформування сталей 12Х18Н10Т (*а*) і 03Х20Н16АГ6 (*б*) при температурі 4,2 К (у середовищі рідкого гелію): *1* — постійна швидкість деформування; *2* — постійна (на пружній ділянці) швидкість навантажування; зразок d_0 = 4 мм, l_0 =20 мм; *P* — навантаження; Δ*l* — видовження

стовірні результати для визначення механічних характеристик металів та сплавів в інтервалі температур від 283 до 4,2 К.

Засади розробки ДСТУ. Для формування положень нормативного документу слід було встановити головні чинники, що зумовлюють отримання об'єктивної інформації про механічні характеристики металів та дозволяють створити уніфіковану методику визначення таких характеристик в умовах температур від 283 до 4,2 К. Методики визначення характеристик короткочасної статичної міцності металевих матеріалів при 283–77 К сформульовані у відповідних нормативних документах [5, 6], положення яких потребують лише корекції з урахуванням можливостей сучасної апаратури та інформаційних технологій при вимірюванні та обробці результатів. Проте ряд положень нормативних документів [1–3], що регламентують способи визначення вказаних характеристик при температурі рідкого гелію, потребують принципово нової розробки. Певні уточнення необхідні і в термінології.

Аналіз та узагальнення даних численних наукових публікацій, нормативних документів та результатів досліджень стосовно методів визначення механічних характеристик матеріалів при короткочасному статичному навантажуванні та особливостей розвитку деформацій металів та сплавів в умовах температури 4,2 К дозволили сформулювати вимоги до побудови стандарту, визначити його положення, які мають бути запозичені із чинних нормативних документів, а також концептуально нові положення та положення, які мають бути принципово змінені.

Внаслідок цієї роботи вирішено таке:

• Національний стандарт України (далі стандарт) будується у відповідності з ДСТУ 1.2:2003 та 1.5:2003;

• стандарт повинен створюватися на основі положень ГОСТ 22706–77 та ГОСТ 11150–84 з урахуванням окремих розділів міжнародних стандартів ISO 19819:04, ISO 15579–2000, з використанням положень ASTM E 1450:03, ДСТУ Е №10002-2:2006;

• положення стандарту повинні регламентувати такі нові (ще не внесені до вимог діючих стандартів) показники — швидкість навантажування, податливість системи силонавантажування випробувальної машини;

• стандарт має встановлювати обов'язковість випробувань зразків єдиного типорозміру;

• положеннями стандарту необхідно скоригувати підхід стандартів [1–3] до визначення границі плинності матеріалів при їх переривчастій текучості, значення швидкості деформування та внести рекомендації щодо експериментального визначення податливості системи силонавантаження.

В результаті наших досліджень встановлено, що твердження міжнародного стандарту [2] та стандарту Американського інженерного товариства [1] мають низку суперечливих положень, які треба знівелювати при гармонізації. При виконанні цього проекту розроблено рекомендації щодо реалізації вказаних положень.

У таблиці, наведеній в роботі [7], дано значення механічних характеристик сталей і алюмінієвих сплавів, отриманих в однакових температурних умовах (у середовищі рідкого гелію), але на зразках різної геометричної форми та розмірів; при різних режимах навантажування (постійна швидкість переміщення траверси або постійна швидкість навантажування) і різних співвідношеннях пружних енергій зразка і системи силонавантажування випробувальної машини.

Як видно, рівень впливу вказаних факторів на значення характеристик є неоднозначним. За ступенем впливу їх можна розподілити в такому порядку: співвідношення енергоємності зразка і запасу пружної енергії машини; режим і швидкість

Механічні характеристики сталей та сплавів при температурі 4,2 К [7]

Матеріал	S_0, d_0, мм	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	δ, %	ψ, %	n	J_c, кДж/м^2
АМг5	S_0 = 12,0 d_0 = 4,0	192 170 (170)	465 540 (405)	11,0 41,5 (32,0)	10,0 28,5 (40,0)	235 93	17,0*
АМг6	S_0 = 12,5 d_0 = 4,0	197 135 (135)	517 547 (470)	18,5 24,0 (22,5)	14,5 15,5 (27,2)	203 74	5,0*
АМцС	S_0 = 10,0 d_0 = 4,0	150 147 (140)	400 425 (340)	32,0 29,0 (28,0)	33,0 27,0 (30,0)	272 103	44,5
03Х20Н16АГ6	S_0 = 9,0 d_0 = 4,0	1150 1290 (1293)	1620 1640 (1305)	34,0 35,5 (22,5)	40,0 36,0 (51,0)	34 22 (1)	150,0*
0Н9	S_0 = 10,0 d_0 = 4,0	1040 1230 (1240)	1481 1560 (1300)	19,5 20,0 (16,0)	48,0 51,5 (67,5)	21 14 (1)	18,0**
12Х18Н10Т	d_0 = 4,0	770 (775)	1680 (1415)	44,5 (39,0)	34,5 (60,5)	49 (11)	101,0

Примітки. 1. У дужках наведено значення характеристики при $W_м > W_{зразка}$, де $W_м$, $W_{зразка}$ — пружна енергія відповідно машині зразка; S_0, d_0 — відповідно товщина та діаметр зразка; $\sigma_{0,2}$ — границя плинності; $\sigma_в$ — границя міцності; δ — відносне видовження після розриву; ψ — відносне звуження після розриву; n — кількість актів переривчастої плинності. 2. Тут (*) позначено значення J_{1c}; (**) — значення j_c за значеннями K_{1c}.

деформування чи навантажування; форма зразка, його розміри.

Форма зразка (коло або прямокутник у перетині) в умовах «переривчастої» плинності повинна забезпечувати максимальне наближення до лінійного напруженого стану. Розмір та геометрія зразків при випробуваннях у середовищах рідкого гелію визначають не лише конструктивні особливості систем охолоджування, кріостату, захватів, максимальне навантаження випробувальної машини, але й кінетику деформування матеріалу, обумовлюючи швидкість деформації, жорсткість напруженого стану в шийках, співвідношення пружних енергій машина–зразок. Тобто вони обумовлюють значення механічних характеристик матеріалу, які визначаються при випробуваннях (таблиця).

З наведених даних випливає, що від розміру і форми зразка, навіть якщо він відповідає вимогам стандарту [3], суттєво залежить і кількість актів переривчастої плинності, і їх амплітуда, і, як наслідок, значення характеристик міцності і пластичності матеріалу. Тому доцільно у вимогах нормативних документів обмежити (на відміну від стандарту [3]) розміри зразків для випробувань при температурі рідкого гелію.

Для отримання достовірних значень механічних характеристик та їх зіставлення нормативні документи мають регламентувати один (базовий) типорозмір циліндричного зразка. Ним може бути малий стандартний зразок, рекомендований стандартом [1]. Для листових матеріалів малих товщин, з яких неможливо виготовити подібний зразок, зорієнтувавши його поперек напряму прокату, можна рекомендувати плоский зразок, наведений у стандарті [2].

За даними роботи [8] швидкість деформації, менша за $7\cdot10^{-4}$ с$^{-1}$, практично не впливає на параметри процесу переривчастої плинності металів та сплавів. При цьому проаналізовано вплив швидкості деформування лише на переривчасту плинність (кількість стрибків, їх амплітуду та форму). У роботах [9, 10] наведено дані і про змінення механічних характеристик конструкційних сплавів при зміні швидкості деформування. Зокрема, показано, що в залежності від рівня міцності матеріалу та розміру зразка швидкість деформування у середовищі рідкого гелію має бути не більшою за $2\cdot10^{-3}$ с$^{-1}$ і у цьому разі вона практично не впливає назначення механічних характеристик.

Положення стандартів [1–3] регламентують лише швидкість деформування (переміщення траверси). Стандарт [1] навіть підкреслює це. Однак при достатній жорсткості випробувального обладнання значення механічних характеристик, отриманих у режимі постійної швидкості навантажування, можуть співпадати із аналогічними в режимі постійної швидкості деформування [11]. Тобто стандарт повинен встановлювати режим навантажування зразка і зі сталою швидкістю навантажування при обумовлюванні податливості випробувальної машини.

Через вказане обмеження швидкості деформування розвиток переривчастої плинності значною мірою стає залежним від запасу пружної енергії системи силозбудження і силонавантаження випробувальної установки (далі машини) [9, 12], який визначається її податливістю, точніше, від співвідношення енергоємності зразка і запасу енергії, а також швидкості її відтворювання. На-

приклад, у сталі зі стабільним аустенітом 03Х20Н16АГ6 кількість стрибків навантажування зменшується від 22 при постійній швидкості деформування (незначний запас пружної енергії машини) до 1 при неконтрольованому зростанні швидкості навантажування (значний запас енергії і велика швидкість її відтворення) при стрибку (таблиця). Відповідно границя міцності сталі зменшується у 1,2 рази, відносне звуження після руйнування внаслідок локалізації деформації збільшується у 1,4 рази.

Тобто розвиток переривчастої плинності визначає значення характеристик міцності металевих матеріалів, а його характер залежить від співвідношення енергоємності зразка і запасу пружної енергії машини, тому при формуванні вимог до випробувального обладнання необхідно регламентувати не лише швидкість деформування, як це зроблено в досліджуваних документах, а й нормувати податливість машини.

Наявність значних запасів пружної енергії в системах навантажування деяких машин зовсім не означає, що їх у всіх випадках не можна використовувати для випробування металів та сплавів на розтяг при температурі 4,2 К. Адже низка конструкцій, наприклад посудини під тиском, працюють в умовах нестаціонарних навантажень. Саме для розрахунків на міцність подібних конструкцій, що експлуатуються при температурах, близьких до 4,2 К, оцінки їх працездатності, довговічності, механічні характеристики матеріалів необхідно визначати при певних рівнях пружної енергії систем випробувальної машини.

В той же час нормативний документ повинен дозволяти визначати механічні характеристики матеріалів при кріогенних температурах на зразках інших розмірів (відповідно до стандартів [1, 2]) або при такому запасі пружної енергії машини, що суттєво перевищує енергоємність зразків, або при інших режимах навантажування, якщо це обумовлено вимогами до експлуатації матеріалів в конструкціях чи вимогами на металопродукцію. Такі положення мають бути закріплені окремими пунктами документів. Всі ці вимоги у максимальному обсязі враховано у розробленому проекті стандарту.

Зміст ДСТУ. Розробка проекту національного стандарту України (ДСТУ) «Метали. Метод випробувань на розтяг металів і сплавів за низьких та кріогенних температур» була внесена до Плану державної стандартизації України на 2008 р. (позиція плану — 934, код завдання — 152.2.3–2008).

Структура проекту стандарту відповідає вимогам ДСТУ 1.5:2003 і складається з передмови, вступу, десяти розділів та чотирьох додатків.

Перший розділ «Сфера застосування» визначає області поширення вимог ДСТУ, а саме: дія стандарту поширюється на методи статичних випробувань чорних і кольорових металів, сплавів та виробів з них; температурний інтервал випробувань від 283 до 4,2 К; механічні характеристики, що визначаються за допомогою цих методів.

У другому розділі «Нормативні посилання» наведено перелік з дванадцяти нормативних документів (ГОСТ, ДСТУ), на які є посилання у проекті.

У третьому розділі «Терміни та визначення понять» дано перелік стандартизованих термінів та визначень, використаних у проекті стандарту, а також термінів та визначень понять, які досі не мали застандартизованого статусу в Україні. Серед них, наприклад, переривчаста плинність, номінальна швидкість деформації, границя переривчастої плинності тощо.

У четвертому розділі «Познаки та скорочення» наведено умовні познаки, застосовувані у проекті ДСТУ з необхідним формулюванням та поясненнями. Всього використано 30 познак.

П'ятий розділ «Відбирання проб та виготовлення зразків» регламентує вимоги до вирізки заготовок для зразків, до їх форми та розмірів. Зокрема, при значеннях температури, вищих за 20 К, необхідно використовувати циліндричні зразки з початковим діаметром робочої частини 3 мм і більше та плоскі зразки з початковою товщиною від 0,5 мм і більше.

Початкова розрахункова довжина зразка l_0 визначається за такими відношеннями до початкової площі поперечного перетину робочої частини зразка F_0: для коротких зразків — $l_0 = 5{,}65\sqrt{F_0}$, для довгих — $l_0 = 11{,}3\sqrt{F_0}$. Для випробувань при значеннях температури 20 К та нижчих необхідно використовувати короткі циліндричні зразки з початковим діаметром робочої частини 3 або 4 мм. Якщо товщина листового матеріалу не дозволяє виготовити з нього циліндричні зразки вказаних діаметрів (або якщо існує відповідна вказівка на металопродукцію), то мають бути виготовлені короткі плоскі зразки товщиною, що дорівнює товщині листа. Зазвичай це листи товщиною 6 мм і менші.

У цьому розділі підкреслено, що при використанні тензометрів, встановлюваних безпосередньо на зразку, в умовах температур, вищих за 20 К, можна вибирати зразки з робочими довжинами, більшими за вказані у проекті стандарту. Але при температурі 20 К і нижче початкова розрахункова довжина по тензометру (база тензометра) повинна дорівнювати початковій розрахунковій довжині зразка.

Шостий розділ «Апаратура та матеріали» присвячений опису вимог до конструкції і параметрів випробувальних машин, систем охолоджування, кліматичних камер, кріокамер та кріостатів, охолоджуючих речовин та сумішей, а також до умов охолодження зразків (градієнт температури по робочій частині зразка не повинен перевищувати ±2 К) і засобів вимірювання температури, видовження та навантаження.

У наступному розділі «Підготовка до випробувань» викладені правила і методи визначення по-

чаткових розмірів зразків, нанесення міток та застосування вимірювачів видовжень, наведені значення температур, при яких рекомендовано проводити дослідження.

В залежності від температури випробувань та способу охолодження зразків регламентовано такі значення швидкості деформації: при температурах понад 20 К номінальна швидкість деформації повинна бути не більшою за $1{\cdot}10^{-2}$ $с^{-1}$; при температурах 20 К та нижчих в процесі випробування у середовищі пароріднної суміші водню або гелію номінальна швидкість деформації не має перевищувати $1{,}5{\cdot}10^{-4}$ $с^{-1}$, а у середовищі рідких водню та гелію — $2{,}0{\cdot}10^{-3}$ $с^{-1}$. Якщо площа поперечного перетину зразків більша за 13 $мм^2$, то їх випробування у середовищі рідких гелію або водню слід проводити при номінальній швидкості деформації, не більшій за $0{,}5{\cdot}10^{-4}$ $с^{-1}$.

Такі варіації швидкості деформування (номінальна швидкість деформування дорівнює добутку швидкості деформації і початкової розрахункової довжини зразка) обумовлені нетотожністю відтоку тепла, що виникає в процесі деформування зразка в охолоджувальному середовищі. Це створює неможливість підтримання однакового значення температури матеріалу зразка під час випробувань при однаковій швидкості деформування у різних за теплофізичними властивостями охолоджувальних рідинах та сумішах.

У цьому розділі також регламентовано швидкість зростання напруження для визначення границі плинності, а також податливості машини для випробувань при значеннях температури 20,0–4,2 К на рівні, не більшому за $0{,}7{\cdot}10^{-4}$ мм/Н.

У восьмому розділі «Проведення випробувань» викладено порядок дій при їх проведенні (терміни витримки зразків в охолоджувальному середовищі в залежності від їх розмірів та умов охолодження; встановлення рівня охолоджувальних рідин, порядок навантажування зразків тощо).

Дев'ятий розділ «Оброблення результатів» містить вимоги та настанови щодо визначення характеристик міцності та пластичності металевих матеріалів за результатами випробувань, зафіксованих у вигляді діаграм розтягування, та їх особливості за наявності переривчастої плинності; вимірювання розмірів зразків після випробувань; округлення результатів розрахунків та вимірювань. Тут також сформульовано ознаки, за якими випробування вважаються недійсними.

У десятому розділі «Вимоги безпеки» сформульовано вимоги до персоналу, технічних засобів та методик, яких слід дотримуватися при проведенні випробувань, для забезпечення безпеки праці. У двох обов'язкових додатках наведено типорозміри циліндричних і плоских зразків для випробувань, а у двох довідкових — схеми визначення характерних точок діаграм розтягування за переривчастої плинності та форму протоколу випробувань.

Проект Національного стандарту отримав позитивні відгуки від низки провідних організацій України. Його погоджено з такими міністерствами та відомствами:

- Міністерством промислової політики України;
- Міністерством оборони України;
- Міністерством регіонального розвитку та будівництва України;
- Держкомітетом України з промислової безпеки, охорони праці та гірничого нагляду;
- Національною академією наук України.

Національний стандарт в Україні набере чинності вперше, а дію стандартів [3, 6] буде скасовано.

Після проходження експертизи, погодження остаточної редакції та підготовки висновку у ДП «УкрНДНЦ» проект надійшов до Держспоживстандарту України для затвердження і надання чинності.

1. *ASTM E 1450–03*. Standard test method for tension testing of structual alloys in liquid heliym. — Чинний з 2003 р.
2. *ISO 19819–2004*. Metalic materials — tensile testing in liquid heliym. — Чинний з 2004 р.
3. *ГОСТ 22706–77*. Метод испытания на растяжение при температурах от минус 100 до минус 269 °С. — Введ. в 1979 г. (продл. в 1988 г.).
4. *ГОСТ 1497–84*. Металлы. Метод испытаний на растяжение. — Введ. в 01.01.75 (продл. в 1984 г.).
5. *ISO 15579–2000*. Metalic materials — tensile testing at low temperature. — Чинний з 2000 р.
6. *ГОСТ 11150–84*. Металлы. Метод испытания на растяжение при пониженных температурах. — Введ. 01.01.84.
7. *Новогрудский Л.С.* Оценка низкотемпературного упрочнения конструкционных материалов при температуре 4,2 К // Надійність і довговічність машин і споруд. — 2006. — № 26. — С. 319–325.
8. *Старцев В.И., Ильичев В.Я., Пустовалов В.В.* Пластичность и прочность металлов и сплавов при низких температурах. — М.: Металлургия, 1976. — 264 с.
9. *Стрижало В.А., Новогрудский Л.С., Воробьев Е.В.* Прочность материалов при криогенных температурах с учетом воздействия электромагнитных полей. — Киев: Ин-т пробл. прочности им. Г.С.Писаренко НАН Украины, 2008. — 504 с.
10. *Воробьев Е.В.* Влияние скорости деформирования на прочность и деформативность сплавов при температуре 4,2 К // Пробл. прочности. — 2000. — № 6. — С. 84–92.
11. *Прочность* материалов и конструкций при криогенных температурах / В.А. Стрижало, Н.В. Филин, Б.А. Куранов и др. — Киев: Наук. думка, 1988. — 240 с.
12. *Воробьев Е.В.* О влиянии жесткости системы нагружения на сопротивление деформированию и разрушение образцов сплавов при глубоком охлаждении //Пробл. прочности. — 2001. — № 1. — С. 98–104.

ПРОЕКТ 9.6.1

Підготовка проекту нормативного документа з розрахункового оцінювання та порядку продовження ресурсу високотемпературних роторів і корпусів парових турбін ТЕС

УДК 621.165:539.3

МЕТОДОЛОГІЯ РОЗРАХУНКОВОЇ ОЦІНКИ ІНДИВІДУАЛЬНОГО РЕСУРСУ ПАРОВИХ ТУРБІН ТЕС І ТЕЦ

М.Г. ШУЛЬЖЕНКО, д-р техн. наук, **П.П. ГОНТАРОВСЬКИЙ**, **Ю.І. МАТЮХІН**, кандидати техн. наук, **О.В. ПОЖИДАЄВ**, інж. (Ін-т проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України)

Описуються методики, критерії і рекомендації до розрахункової оцінки індивідуального ресурсу високотемпературних роторів і корпусних деталей парових турбін, що запропоновані при підготовці проекту нормативного документа. Розглядаються питання визначення пошкодження від повзучості і малоциклової утоми, оцінки тріщиностійкості та залишкового ресурсу.

Ключові слова: *парова турбіна, ротор, корпус, малоциклова утома, повзучість, пошкодження, тріщина, залишковий ресурс, нормативний документ*

Енергоустаткування багатьох електростанцій України відпрацювало парковий ресурс і практично знаходиться на межі вичерпання гарантованої працездатності. Питання подальшої експлуатації турбоагрегатів, які виробили парковий ресурс, повинно вирішуватися на основі індивідуальної оцінки фактичного технічного стану з використанням відповідного нормативного документа.

Розроблений у 1996 р. фахівцями Росії та України нормативний документ РД 34.17.440–96 «Методические указания о порядке проведения работ при оценке индивидуального ресурса паровых турбин и продлении срока их эксплуатации сверх паркового ресурса» [1], що введений в дію в Росії, в Україні так і не набрав чинності. На теперішній час в Росії видано оновлений варіант цього документа без суттєвих змін його змісту. Окремі положення [1] в частині розрахункового оцінювання залишкового ресурсу високотемпературних роторів і корпусних деталей (вони лімітують ресурс турбіни) застаріли і потребують уточнення.

В ІПМаш НАН України на основі досвіду використання документа [1] та виконання розрахунків теплових полів, термонапруженого стану, накопичення пошкоджень від повзучості і малоциклової утоми (МЦУ), оцінки тріщиностійкості і залишкового ресурсу високотемпературних елементів енергомашин [2–5] розроблено проект нового нормативного документа (НД) з розрахункового оцінювання їхнього залишкового ресурсу. В ньому перероблено застарілі положення [1] і додано нові методики, критерії і рекомендації, які утворюють основу розрахункової оцінки індивідуального ресурсу високотемпературних роторів і корпусних деталей парових турбін з використанням сучасних досягнень науки в галузі довготривалої міцності матеріалів і конструкцій.

Точність визначення ресурсу залежить від повноти інформації про режими експлуатації турбіни, що передують розрахунковому аналізу, і режими, що прогнозуються на наступний період експлуатації, а також від достовірності даних про граничні умови теплообміну на поверхнях роторів і корпусів і про фізико-механічні властивості матеріалів при робочих температурах з урахуванням їх деградації за часом.

В проекті НД рекомендується розрахунки кінетики термонапруженого стану виконувати після визначення змінних за часом граничних умов теплообміну на поверхнях роторів і корпусів, які повинні здійснюватися на основі розрахунків параметрів пари в проточній частині і ущільненнях для всього діапазону зміни потужності турбіни. Термодинамічні розрахунки на основі сучасних досягнень в дослідженнях теплових процесів в турбомашинах дають можливість коректно визначити граничні умови теплообміну [6].

Визначення нестаціонарних температурних полів та розрахунки кінетики напружено-деформованого стану (НДС) доцільно виконувати з використанням методик, що дозволяють одночасно розв'язувати обидві задачі з урахуванням змінних за часом граничних умов і залежності властивостей матеріалу від температури. Це дозволяє точніше визначати максимальні значення напружень та час їх досягнення, позбавляє похибок апроксимації температурних полів та зменшує трудомісткість розрахунків. Для цього рекомендуються методики, які базуються на методі скінченних елементів,

© М.Г. ШУЛЬЖЕНКО, П.П. ГОНТАРОВСЬКИЙ, Ю.І. МАТЮХІН, О.В. ПОЖИДАЄВ, 2009

що дозволяють урахувати важливі фактори, що необхідні при розрахунках НДС елементів енергетичного устаткування: граничні умови теплообміну, що змінюються в часі; неоднорідність і анізотропію властивостей матеріалу; деформації пластичності і повзучості, накопичення пошкоджень й т. п. [7, 8].

Для розрахунків статичної довготривалої міцності елементів турбін рекомендується використовувати модифікований варіант теорії повзучості Малініна–Хажинського, доповнений кінетичними рівняннями пошкодженості матеріалу на основі використання скалярного та векторного параметрів. Ця методика дозволяє врахувати історію навантаження, спрямований характер зміцнення, зворотну повзучість, релаксацію напружень, а також нелінійний характер накопичення пошкоджень при складному навантаженні і виявити місця і характер початку руйнування в умовах повзучості. Основні залежності цієї теорії мають наступний вигляд [5]:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda(s_i,\ \omega,\ T)s'_{ij}, \quad \dot{\rho}'_{ij} = \frac{2}{3} H(\sigma_i)\dot{\varepsilon}_{ij} - \mu(\rho_i,\ \omega,\ T)\rho'_{ij},$$

$$\dot{\omega} = \frac{\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}}{A_*(\sigma_i,\ T)}, \quad (0 \le \omega \le 1),$$

$$\dot{\psi}_v = \frac{Q(\sigma_e)}{(1-\omega)^{\alpha(\sigma_i)}} \exp(k\sigma_e) \exp(\delta T), \quad (0 \le |\vec{\psi}| \le 1),$$

де $\lambda = \dfrac{3a}{2s_i(1-\omega)^{\alpha(\sigma_i)}} \exp(\beta s_i) \exp(\gamma T)$;

$\mu = \dfrac{b}{\rho_i(1-\omega)^{\alpha(\sigma_i)}} \exp(\beta\rho_i) \exp(\gamma T)$; ε_{ij} — тензор деформацій повзучості; σ_{ij}, s_{ij}, ρ_{ij} — тензори повних, активних і додаткових напружень ($\sigma_{ij} = s_{ij} + \rho_{ij}$); σ_i, s_i, ρ_i — інтенсивності відповідних напружень; ω, $\vec{\psi}$ — скалярний і векторний структурні параметри, які відповідають за внутрішньо- і міжзеренні пошкодження; A_* — питома енергія в'язкого руйнування; σ_e — еквівалентне позитивне напруження на площадці з нормаллю ν; T — температура.

Функції $H(\sigma_i)$, $Q(\sigma_e)$, $\alpha(\sigma_i)$ і константи a, b, β, γ, δ знаходяться за експериментальними даними, крапка над символами в рівняннях означає похідну за часом t, штрихами позначені девіатори напружень.

Для визначення всіх параметрів рівнянь достатньо наявності кривих повзучості, що отримані на зразках, які доведені до руйнування при температурах експлуатації в широкому діапазоні напружень.

При досягненні параметрами ω або $|\vec{\psi}|$ значення одиниці вважається, що в точці тіла відбувається відповідно в'язке або крихке руйнування (зароджується макротріщина).

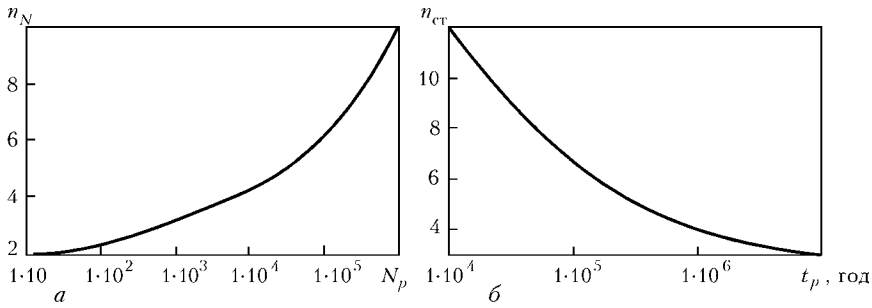
Використання механіки розсіяних пошкоджень для розрахунку довготривалої міцності високотемпературних елементів енергомашин дозволяє одержати результати, що відповідають даним експлуатації, визначити рівень пошкодження по об'єму конструкції й указати місця появи тріщин і характер руйнування [5]. Відомо, що для високотемпературних елементів парових турбін характерне крихке руйнування, пов'язане з переважно міжзеренним пошкодженням з відносно невисоким рівнем деформацій (близько 2 %).

Якщо для розрахунку деяких елементів роторів і корпусів достатньо використання двовимірних (плоских, осесиметричних або оболонкових) математичних моделей, то для інших елементів турбіни (дисків в зоні розвантажувальних отворів, замкових з'єднань лопаток, корпусних деталей в зоні паровпуску, фланців та ін.) необхідні тривимірні моделі, які можуть значно уточнювати результат, або бути єдино можливими для виконання розрахунків [8–10].

Розрахунки корпусів із фланцями горизонтального рознімання, дисків, посаджених на вал з натягом, багатоопорних замкових з'єднань лопаток з дисками, де має місце контакт між деталями, необхідно виконувати в рамках термоконтактної задачі. Термонапружений стан деталей визначається з ітераційного процесу розв'язання задач теплопровідності й термомеханіки, зв'язаних через заздалегідь невідомі умови контактної взаємодії, для збіжності якого застосовуються спеціальні засоби [11]. При цьому враховуються наявність зазорів (натягів) між площадками контакту, які з'являються через неточності виготовлення або різницю коефіцієнтів температурного розширення матеріалів деталей; контактна теплопровідність, що залежить від контактного тиску, стану контактуючих поверхонь і теплопровідності середовища, яке заповнює зазори, та інші фактори [12].

В високотемпературних зонах роторів і корпусних деталей циліндрів високого і середнього тиску накопичуються пошкодження, що обумовлені неізотермічною високотемпературною МЦУ. Пошкодження матеріалу у підсумку спричиняють появу тріщин, які викликають руйнування конструкції. Час накопичення прихованих пошкоджень у матеріалі до появи макротріщини є безпечним часом експлуатації машини, який для роторів і корпусів парових турбін може складати сотні тисяч годин.

Якщо відомі послідовність і якість змінних режимів за час роботи турбіни (це можливо при наявності автоматизованої системи моніторингу), то пошкодження від МЦУ при складному нерегулярному навантаженні рекомендується визначати з урахуванням пружнопластичного деформування металу за допомогою наближеного методу покрокового розрахунку істинних місцевих напружень і деформацій за місцевими пружними напруженнями, що розроблений на базі формули Нейбера. При цьому враховуються принцип Мазінга, ефект пам'яті матеріалу, замкнутість і незамкнутість циклів навантаження і розмах еквівалентних пружнопластичних деформацій в них [13, 14]. Як показали виконані дослідження, накопичене пош-



Залежність коефіцієнтів запасу від кількості циклів N_p і часу t_p до руйнування при МЦУ (*а*) і повзучості (*б*)

кодження при врахуванні історії нерегулярного навантаження може значно перевищувати пошкодження, що отримане за методикою [1]. Так, наприклад, врахування історії нерегулярного навантаження ротора високого тиску (РВТ) турбіни Т-250/300-240 УТМЗ в найбільш напруженій термокомпенсаційній канавці дає пошкодження на 32 % більше, ніж без врахування історії навантаження (при однаковій кількості пусків з різних станів). Додаткове врахування перехідних режимів роботи турбіни збільшує цю різницю до 48 %. Врахування історії нерегулярного навантаження в подальшому може бути покладено в основу побудови лічильника ресурсу у випадку оснащення турбоагрегатів комп'ютеризованими системами моніторингу режимів експлуатації.

Визначення часу живучості конструкцій з тріщинами в умовах циклічного й статичного багаторежимного навантаження елементів енергомашин базується на механіці крихкого руйнування [15], що допускається для слабко навантажених деталей парових турбін. При складному напруженому стані у вершині тріщини використовується еквівалентний коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН) [16], що обчислюється методом скінченних елементів через КІН нормального відриву K_{I}, поперечного K_{II} й поздовжнього K_{III} зсувів за формулами [17, 18]:

$$K_{\text{e}} = \sqrt{K_{\text{I}}^2 + 2K_{\text{II}}^2}\, sign K_{\text{I}},$$

$$K_{\text{e}} = \sqrt{\frac{K_{\text{I}}^2}{2} + \sqrt{\frac{K_{\text{I}}^4}{4} + 4K_{\text{III}}^4}}\, sign K_{\text{I}}.$$

Враховуються важливі фактори, що впливають на кінетику тріщини: асиметрія циклу навантаження; ефект закриття тріщини; зміна геометрії тріщини за часом; тиск рідини, що проникає в тріщину; релаксація напружень при повзучості; неоднорідність матеріалу по перерізу деталі; залежність властивостей матеріалу від температури та ін.

Методика передбачає перевірку конструкції на можливість раптового руйнування, яке викликане аварійним навантаженням, наприклад, при короткочасному перевищенні номінальної частоти обертання ротора.

Згідно з [1] при визначенні допустимого накопиченого пошкодження від МЦУ застосовуються два коефіцієнти запасу — по деформаціях n_ε і по кількості циклів n_N. При цьому коефіцієнти запасу є сталими величинами (n_ε = 1,5 і n_N = 5), незалежними від рівня деформацій та кількості циклів. При визначенні допустимого пошкодження з двох його значень вибирається більше. Аналіз кривих МЦУ роторних і корпусних сталей засвідчує, що при великій кількості циклів спрацьовує запас за коефіцієнтом n_ε, при малій — за n_N. При середній кількості циклів використання n_ε і n_N дає однаковий результат. З віддаленням від цієї точки обидва коефіцієнти запасу збільшують допустиме пошкодження, тобто стають все більш консервативними.

В проекті НД пропонується замість двох зазначених коефіцієнтів запасу (n_ε, n_N) використовувати лише коефіцієнт запасу по кількості циклів n_N і на відміну від [1] прийняти його залежним від кількості циклів $n_N(N)$.

На рисунку, *а* наведено графік $n_N(N)$, який побудовано на основі використання кривих МЦУ і аналізу коефіцієнтів запасу для сталей 25Х1М1ФА (Р2МА), 20Х3МВФА (ЭИ-415А), 15Х1М1Ф, 15Х1М1ФЛ в діапазоні температур 400–550 °С [19].

В середньому діапазоні довговічностей при кількості циклів $N \approx 3\cdot10^4$ запаси є близькими до запасів, що пропонуються в [1], а в інших діапазонах вони значно менші від них.

Розрахунки накопиченого пошкодження від МЦУ в тепловій канавці діафрагмового ущільнення РВТ турбіни К-300-240 ХТГЗ при пусках з холодного стану показали, що використання оновленого коефіцієнта запасу $n_N(N)$ дає в 1,8 разів менше допустиме пошкодження, ніж при коефіцієнтах запасу за роботою [1]. При пусках турбіни з гарячого і неостиглого станів ця різниця буде меншою за рахунок зменшення загального рівня напружень.

При визначенні допустимого накопиченого пошкодження при повзучості в [1] також застосовуються два фіксованих коефіцієнти запасу — за напруженням $n_{\text{дм}}$ = 1,5 і за пошкодженням $n_{\text{п}}$ = 5. Використання цих коефіцієнтів призводить до того (як і при визначенні допустимого накопиченого пошкодження від МЦУ), що в більшості випадків при великому часі ($t > 3\cdot10^5$ год), коли має місце крихке руйнування, спрацьовує коефіцієнт запасу за $n_{\text{п}}$, а при малій, коли має місце в'язке

руйнування — за $n_{дм}$. Це пояснюється тим, що після точки перелому ($t \approx 1{\cdot}10^5$ год) криві довготривалої міцності сталей Р2МА, ЭИ-415, 15Х1М1ФЛ в логарифмічних координатах мають більший нахил [20]. Після точки перелому при часі, що близький до $t = 3{\cdot}10^5$ год, запас за пошкодженням при $n_п = = 5$ буде відповідати запасу за напруженням при $n_{дм} = 1{,}5$. При віддаленні від цієї точки вліво маємо великі значення коефіцієнта запасу за пошкодженням ($n_п > 5$), а при віддаленні вправо — коефіцієнта запасу за напруженням ($n_{дм} > 1{,}5$).

Для зменшення консервативності оцінки накопиченого пошкодження від повзучості високотемпературних роторів і корпусних елементів парових турбін пропонується залишити тільки коефіцієнт запасу за пошкодженням, прийнявши його змінним за часом $n_{ст}(t)$ (рисунок, *б*).

Використання на практиці запропонованих коефіцієнтів запасу буде наближати прогнозовану оцінку ресурсу елементів роторів і корпусів турбін до його фактичних значень.

Оцінка пошкоджень матеріалу внаслідок МЦУ і повзучості через відсутність надійних нелінійних моделей грунтується на їх лінійному підсумовуванні. При досягненні сумарним допустимим пошкодженням значення одиниці, ресурс вважається вичерпаним (в точці тіла зароджується макротріщина).

Для визначення сумарного допустимого пошкодження [П] від повзучості (при різних q стаціонарних режимах) [$П_{ст}$] і МЦУ (при різних k експлуатаційних циклах) [$П_ц$] з оновленими коефіцієнтами запасу використовується формула

$$[П] = [П_{ст}] + [П_ц] = \sum_{j=1}^{q} \frac{n_{ст}(t_{pj})t_j}{t_{pj}} + \sum_{i=1}^{k} \frac{n_N(N_{pi})n_i}{N_{pi}},$$

де t_j — час роботи на j стаціонарному режимі при температурі металу T_j і з еквівалентними напруженнями повзучості σ_{ej}; t_{pj} — час до настання граничного стану (зародження тріщини повзучості) під дією σ_{ej} при температурі T_j, який визначається з діаграми довготривалої міцності матеріалу; n_i — кількість i експлуатаційних циклів; N_{pi} — кількість i циклів до зародження тріщини, яка визначається з експериментальної кривої МЦУ.

Експлуатація роторів із тріщинами (особливо в зоні осьового каналу) не допускається, тому що його руйнування веде до катастрофічних наслідків, і час живучості (час підростання тріщини до критичних розмірів) не включається в ресурс роботи ротора. Експлуатація корпусів із тріщинами певної глибини (не більш ніж 0,75 товщини стінки) допускається і час живучості корпусів із тріщинами включається в їхній розрахунковий ресурс. Корпус може бути визнаний працездатним, якщо його залишковий ресурс перевищує час міжремонтного періоду.

В роботі [1] при оцінці живучості конструкції з тріщиною використовуються чотири коефіцієнти запасу. Критерії за швидкістю підростання тріщини та її прискореною зміною не є ефективними і в проекті НД вони не використовуються. Інші критерії запасу — по КІН K_{IC} та критичній довжині тріщини $l_{кр}$ дають малі запаси за часом і не завжди забезпечується живучість конструкції через розкид експериментальних даних по коефіцієнтах кінетичних рівнянь. В зв'язку з цим вводиться коефіцієнт запасу n_t за часом до руйнування $t_{кр}$, який в більшості випадків є визначальним і надійним при розкиді даних по властивостях тріщиностійкості матеріалів.

В проекті НД пропонується допустимий час живучості конструкції з тріщиною [$G^ж$] визначати за формулою

$$[G^ж] = \min \{t(K_e = K_{IC}/n_K), \; t(l = l_{кр}/n_l), \quad t = t_{кр}/n_t\},$$

де $n_K = 1{,}5$; $n_l = 2{,}25$ — коефіцієнти запасу, що прийняті в [1].

Коефіцієнт запасу n_t (на основі досвіду розрахункових досліджень часу живучості елементів конструкцій [15, 16]) пропонується прийняти рівним 3–5.

При достатньому накопиченні даних розрахункових і експериментальних оцінок в подальшому доцільно переглянути коефіцієнти запасу з метою їх корегування.

Використання запропонованої методології розрахункової оцінки високотемпературних елементів парових турбін, яка опирається на оновлені коефіцієнти запасу по довготривалій статичній і циклічній міцності, а також на критерії оцінки живучості конструкцій з тріщиною, дозволить підвищити рівень достовірності визначення залишкового ресурсу роторів і корпусних деталей турбін ТЕС і ТЕЦ.

1. *РД 34.17.440–96*. Методические указания о порядке проведения работ при оценке индивидуального ресурса паровых турбин и продлении срока их эксплуатации сверх паркового ресурса. — М.: АООТ «ВТИ», 1996. — 153 с.
2. *Расчетная* оценка остаточного ресурса роторов высокого и среднего давления турбин К-300-240 ХТГЗ ст. № 1-4 Запорожской ТЭС / Н.Г. Шульженко, А.В. Пожидаев, А.А. Глядя, В.Г. Дедов // Пробл. машиностроения. — 2004. — **7**, № 4. — С. 3–11.
3. *Анализ* термонапряженного состояния ротора турбины К-300-240 ХТГЗ для различных пусковых режимов / Н.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровский, Ю.И. Матюхин, Н.Г. Гармаш // Там же. — 2007. — **10**, № 1. — С. 84–92.
4. *Шульженко Н.Г., Матюхин Ю.И., Гонтаровский В.П.* О длительной прочности высокотемпературной зоны осевого канала роторов паровых турбин // Там же. — 2002. — **5**, № 1. — С. 9–16.
5. *Шульженко Н.Г., Гонтаровский П.П., Матюхин Ю.И.* Оценка длительной прочности роторов паровых турбин на основе анализа рассеянных повреждений // Там же. — 2007. — **10**, № 4. — С. 71–81.
6. *Повышение* энергоэффективности работы турбоустановок ТЭС и ТЭЦ путем модернизации, реконструкции и совершенствования режимов их эксплуатации/ Ю.М. Мацевитый, Н.Г. Шульженко, В.Н. Голощапов, и др. / Под общ. ред. Ю.М. Мацевитого. — Киев: Наук. думка, 2008. — 366 с.

7. *Задачи* контактного взаимодействия элементов конструкций / А.Н. Подгорный, П.П. Гонтаровский, Б.Н. Киркач и др. — Киев: Наук. думка, 1989. — 232 с.
8. *Моделирование* кинетики трехмерных термомеханических полей в элементах турбомашин / Н.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровский, Ю.И. Матюхин, Н.Г. Гармаш // Вибрации в технике и технологиях. — 2004. — **38**, № 6. — С. 26–30.
9. *Моделирование* нестационарного термонапряженного состояния части корпуса турбины в трехмерной постановке / Н.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровский, Ю.И. Матюхин, Н.Г. Гармаш // Вісн. Нац. техн. ун-ту «ХПІ». Зб. наук. праць. Тематичний випуск: Динаміка і міцність машин. — Харків: НТУ «ХПІ». — 2005. — № 22. — С. 119–128.
10. *Анализ* формоизменения высокотемпературной части корпуса турбины после длительной эксплуатации / Н.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровский, Ю.И. Матюхин, Н.Г. Гармаш // Пробл. машиностроения. — 2008. — **11**, № 3. — С. 15–23.
11. *Гармаш Н.Г., Гонтаровский П.П.* Напряженное состояние замкового соединения лопаток газовой турбины в рамках термоконтактной задачи // Там же. — 2001. — **4**, № 3/4. — С. 12–16.
12. *Шульженко Н.Г., Гонтаровский П.П., Матюхин Ю.И.* Развитие расчетных моделей роторов турбомашин для оценки их термонапряженного и вибрационного состояния // Вибрации в технике и технологиях. — 2001. — **20**, № 4. — С. 66–69.
13. *Расчетная* оценка остаточного ресурса роторов и корпусов паровых турбин / Н.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровский, А.В. Пожидаев, Н.И. Мамонтов // Энергетика и электрификация. — 2006. — № 12. — С. 41–51.
14. *Шульженко Н.Г., Пожидаев А.В.* Оперативная оценка теплового и напряженного состояний и выработки ресурса основных элементов паровых турбин // Пробл. машиностроения. — 2007. — **10**, № 3. — С. 38–49.
15. *Шульженко Н.Г., Гонтаровский П.П., Мележик И.И.* Оценка живучести высокотемпературных элементов турбомашин с трещинами // Вест. НТУ «ХПИ». — 2004. — № 19. — С. 153–160.
16. *Шульженко Н.Г., Гонтаровский П.П., Мележик И.И.* Оценка трещиностойкости ногоопорных замковых соединений лопаток газовых турбин // Пробл. прочности. — 2008. — № 5. — С. 89–95.
17. *Лебедєв А.О., Бобир М.І., Ламашевський В.П.* Механіка матеріалів. — Київ: НТУУ «КПІ», 2006. — 288 с.
18. *Панасюк В.В.* Механика квазихрупкого разрушения материалов. — Киев: Наук. думка, 1991. — 416 с.
19. *РТМ 108.021.103–85.* Детали паровых стационарных турбин. Расчет на малоцикловую усталость. — М.: НПО ЦКТИ, 1986. — 50 с.
20. *Резинских В.Ф., Гладштейн В.И., Авруцкий Г.Д.* Увеличение ресурса длительно работающих паровых турбин. — М.: Издательский дом МЭИ, 2007. — 296 с.

ПРОЕКТ 9.6.2

Розробка нормативних документів для оцінювання ресурсу високотемпературних роторів і литих корпусних деталей парових турбогенераторів ТЕС

УДК 620.191.33

РОЗРОБКА ТА ВВЕДЕННЯ В ДІЮ «МЕТОДИЧНИХ ВКАЗІВОК З ОЦІНКИ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ БАНДАЖІВ РОТОРІВ ТУРБОГЕНЕРАТОРІВ» ТА «МЕТОДИЧНИХ ВКАЗІВОК З ДІАГНОСТИКИ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ І ОЦІНКИ РЕСУРСУ ЛИТИХ КОРПУСНИХ ДЕТАЛЕЙ ПАРОВИХ ТУРБІН»

О.І. БАЛИЦЬКИЙ, д-р техн.наук (Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

На основі аналізу і синтезу сучасних наукових та інженерних підходів щодо оцінки роботоздатності та ресурсу високонавантажених елементів турбоагрегатів ТЕС України підготовлено, видрукувано та введено в дію нормативно-технічні документи Мінпаливенерго України «Методичні вказівки з оцінки технічного стану бандажів роторів турбогенераторів» та «Методичні вказівки з діагностики технічного стану та оцінки ресурсу литих корпусних деталей парових турбін».

Ключові слова: *турбоагрегат, бандаж, лита деталь парової турбіни, водневі та водні робочі середовища, статичне та циклічне навантаження, тріщиноподібні дефекти, швидкість росту тріщини*

Актуальність та практична важливість даної роботи пов'язана з існуючою проблемою забезпечення надійності та довговічності відповідальних конструкцій сучасних ТЕС. Елементи енергоблоків ТЕС працюють у контакті з газоподібним воднем та водяною парою. В процесі тривалої експлуатації вузлів ТЕС у воденьвмісних середовищах відбувається деградація фізико-механічних властивостей конструкційних матеріалів роторно-бандажного вузла (РБВ) турбогенератора (зокрема, їх окрихчення), знижується опірність цих матеріалів поширенню тріщин та зменшується їх пластичність тощо [1–3].

Важливим є застосування сучасних методів і розрахункових схем для оцінювання роботоздатності матеріалів з урахуванням зазначеної воднево деградації фізико-механічних властивостей матеріалів. Під дією різних чинників існуючі тріщини в елементах енергетичних конструкцій можуть поширюватись у процесі експлуатації.

Поширення магістральної тріщини в бандажних кільцях (БК), трубопроводах, литих деталях корпусів турбін слід оцінювати за допомогою критеріальних співвідношень механіки руйнування тіл з тріщинами [4, 5]:

$$\left(\frac{K_{\mathrm{Im}\,ax}(a,\sigma)}{K_{\mathrm{I}c}}\right)^4 + \left(\frac{\sigma}{\sigma_{\mathrm{т}}}\right)^2 = 1, \qquad (1)$$

де σ — експлуатаційні напруження, які виникають у трубі (кільці) в площині розташування тріщини; $K_{\mathrm{Im}\,ax} = K_{\mathrm{Im}\,ax}(\sigma, a)$ — максимальне значення коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) для тріщини довжиною a за умови циклічного навантаження; $\sigma_{\mathrm{т}}$ — границя текучості матеріалу; $K_{\mathrm{I}c}$ — тріщиностійкість (в'язкість руйнування) матеріалу за умови відриву.

Напруження σ визначають за формулою

$$\sigma = \frac{pR}{t}, \qquad (2)$$

де p — тиск; R — внутрішній радіус кільця; t — товщина стінки кільця ($a << t$).

За формулою (1) визначають для заданого гранично-рівноважного навантаження $\sigma = \sigma_*$ критичний розмір тріщини $a = a_*$, при досягненні якого наступає спонтанне (катастрофічне) руйнування [1].

На підставі формул (1) і (2) розмір тріщини $a = a_*$ для заданого $\sigma = \sigma_*$ можна записати таким чином:

$$a_* = \eta \frac{K_{\mathrm{I}c}^2}{\sigma_*^2}, \qquad (3)$$

де η — стала, яка залежить від пружних характеристик матеріалу та розмірів тіла.

Умовою роботоздатності конструкції з тріщиноподібними дефектами розміром a буде

$$a < a_*. \qquad (4)$$

© О.І. БАЛИЦЬКИЙ, 2009

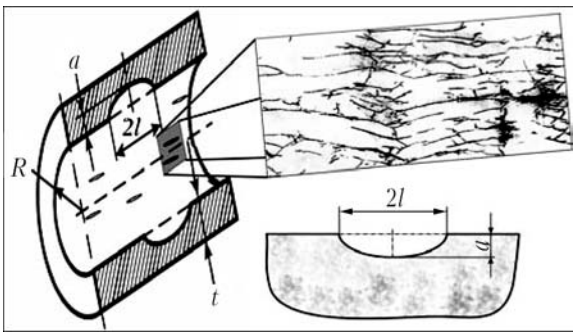


Рис. 1. Типове розташування характерних тріщиноподібних дефектів у стінках трубопроводів [6, 7]

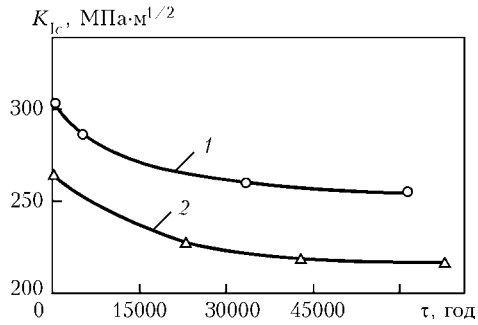


Рис. 3. Зміна статичної тріщиностійкості K_{Ic} сталі 12Х18АГ18Ш залежно від тривалості експлуатації у водні в умовах температури 80 °С при $\sigma_в$, МПа: *1* — 950; *2* — 1150

Якщо в трубопроводі або кільці виявлено макротріщини (рис. 1), то гранично-рівноважний стан труби (кільця) під внутрішнім тиском (або під дією відцентрових сил) p можна оцінити на підставі співвідношень (1)–(3) [5, 6].

Методи оцінювання роботоздатності матеріалів РБВ з тріщинами. Для оцінювання роботоздатності матеріалів з тріщинами або визначення їх залишкового ресурсу слід встановити час (період) зародження мікропошкоджень, що призводять до утворення макротріщини мінімальної довжини, та період розвитку останньої [5]. Первинні пошкодження утворюються на дислокаційних, хімічних неоднорідностях та виділеннях вторинних фаз.

Методами неруйнівного контролю (зокрема ультразвукової дефектоскопії) тріщина може бути виявленою до досягнення нею критичних розмірів. Критичний розмір тріщини необхідно оцінювати методами, які базуються на концепціях механіки руйнування матеріалів [4, 5], зокрема на основі рівнянь (1)–(3) і значень в'язкості руйнування (тріщиностійкості K_{Ic}).

Важливими в цьому плані є дані про зміну в'язкості руйнування та інших фізико-механічних характеристик матеріалу за умови тривалої дії на нього воденьвмісних середовищ [2, 3].

Експериментальні дослідження (вибір зразків показано на рис. 2, *а*) стосовно зміни таких фізико-механічних характеристик, як E (модуль Юнга), δ, ψ (макродеформації), K_{Ic} (в'язкість руйнування) для сталей енергетичного призначення в сухому повітрі (А) та середовищі водню (Н), характеризуються показниками, наведеними в табл. 1 [8]: модуль Юнга практично не міняється, а в'язкість руйнування у воденьвмісному середовищі стає значно меншою. Відомо також [9], що ця величина зменшується в процесі експлуатації або під дією водню через окрихчення матеріалу (рис. 3).

З урахуванням згаданного можна (у першому наближенні) вважати, що модуль Юнга матеріалу залишається незмінним у воденьвмісному середовищі, змінюється тільки в'язкість руйнування. В такому разі коефіцієнт η у формулі (3) можна вважати незалежним від середовища ($\eta_Н \approx \eta_А$).

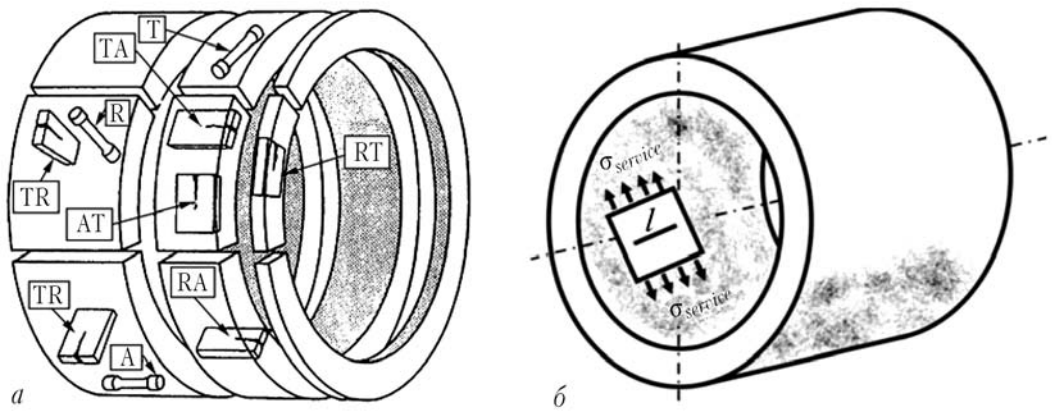


Рис. 2. Схема розташування зразків для дослідження параметрів тріщиностійкості у стінках БК роторів турбогенераторів (ТГ) зі сталей 60Х3Г8Н8В, 12Х18АГ18Ш (*а*) та експлуатаційні напруження (Н — тангенціальні, А — аксіальні; R — радіальні), що діють на тріщиноподібні дефекти (*б*)

Таблиця 1. Фізико-механічні характеристики сталей бандажного вузла ТГ на повітрі (А) та у водні (Н)

Бандажна сталь	E, ГПа	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т$, МПа	δ ,%	ψ ,%	K_{Ic}, МПа$\sqrt{м}$
60Х3Г8Н8В	189 (А) 185 (Н)	1157 (А) 1002(Н)	925 (А) 800 (Н)	30 (А)2 22 (Н)	60 (А) 55 (Н)	200 (А) 160 (Н)
12Х18АГ18Ш	200 (А) 197 (Н)	1197(А) 1152(Н)	1136 (А) 1121 (Н)	29 (А) 21(Н)	64 (А) 60 (Н)	268 (А) 224 (Н)

Таблиця 2. Параметри експлуатаційних дефектів бандажних вузлів ТГ, виготовлених зі сталі 60Х3Г8Н8В

Тип ТГ та бандажа	Глибина (мала піввісь) напівеліптичної тріщини a, мм	Довжина (велика піввісь) напівеліптичної тріщини l, мм	Довговічність W, цикл	n_j, пуски з стану	
				холодного	гарячого
ТГВ-200	0,5–5,0 10,0–15,0	1,5–35,0 28,0–100,0	$9{,}7\cdot10^9$ $8{,}6\cdot10^7$	65 51	45 29
ТГВ-300	0,5–5,0 10,0–15,0	0,5–5,0 28,0–100,0	$1{,}1\cdot10^{10}$ $9{,}0\cdot10^7$	55 48	40 29

Тоді критичний розмір тріщини при експлуатації матеріалу у водні (Н) та у повітрі (А) визначається за такими формулами:

$$a_*^{\mathrm{H}} = \eta \frac{K_{Ic(\mathrm{H})}^2}{\sigma_{*(\mathrm{H})}^2}, \qquad (5)$$

$$a_*^{\mathrm{A}} = \eta \frac{K_{Ic(\mathrm{A})}^2}{\sigma_{*(\mathrm{A})}^2}. \qquad (6)$$

На підставі формул (5) та (6) одержимо:

$$a_{*(\mathrm{H})} = a_{*(\mathrm{A})} \frac{K_{Ic(\mathrm{H})}^2}{\sigma_{*(\mathrm{A})}^2}. \qquad (7)$$

Саме такий підхід запропоновано використовувати у нормативних документах [10, 11]. Однак зауважимо, що у деяких окрихчених матеріалах після їх тривалої експлуатації (30–40 років) виявлено критичний розмір тріщини менший за розміри, які прогнозує формула (7). Можливо, це повязано або з неточністю обчислення коефіцієнта $K_{\mathrm{I}}(a, \sigma)$, або із явищем додаткового старіння матеріалу, тобто додаткового зниження в'язкості руйнування матеріалу впродовж тривалої його експлуатації в заданому середовищі [9, 12].

Урахування субкритичного підростання тріщини в бандажах. Оцінку довговічності бандажних кілець необхідно проводити у відповідності з нормативним документом [10], виходячи із наявності (екстремальний випадок) поверхневого дефекта, який розглядають як плоску напівеліптичну тріщину з півосями a і l, де a — менша піввісь, яка співпадає із напрямком її росту в глибину стінки бандажа і характеризує глибину тріщини, а l — більша піввісь, яка зафіксована на поверхні кільця (рис. 1). Найчастішими бувають співвідношення осей $a = (0{,}15–0{,}35)l$, встановлені в результаті обстеження бандажних кілець, експлуатованих тривалий час (табл. 2) [9, 13]. Критичні розміри тріщин встановлюють за формулою (7), спираючись на нормативний документ Мінпаливенерго України [10].

Для визначення моменту критичного стану, що передує руйнуванню (вичерпанню довговічності) бандажного вузла, використовують КІН при руйнуванні відривом K_{Ic} (a, σ). Критичним вважають стан, коли на контурі тріщини максимальне значення КІН сягає критичного значення — в'язкості руйнування K_{Ic}.

Застосовуючи Life Assessment Code EPRI IN-103088, IN-1030887 для розрахунку ресурсу бандажів з дефектами, можна передбачити, що при глибині тріщини a_*= 24 мм руйнування БК, виготовленого зі сталі 12Х18АГ18Ш, може відбуватися через 5 тис. год експлуатації [12, 14]. Проте водневий чинник може суттєво зменшити цей час, оскільки критичий розмір тріщини у газоподібному водні є меншим — рівність (7). Тому необхідно враховувати реальне значення $K_{Ic(\mathrm{H})}$ для конкретного середовища.

Проведені оцінки бандажних сталей показують, що нова високоазотна сталь12Х18АГ18Ш з вищим значенням в'язкості руйнування (табл. 1) здатна зберігати несучу здатність БК з тріщиною протягом тривалішого часу експлуатації у водневому середовищі, ніж традиційно використовувана сталь 60Х3Г8Н8В [12, 14, 15].

В результаті аналізу виявлених тріщин на БК ТГ (рис. 4) встановлено, що швидкості підростання тріщин сумірні із швидкостями, отриманими під час експериментальних досліджень зразків зі сталі 60Х3Г8Н8В у досліджуваних воденьвмісних середовищах. Швидкості підростання тріщин на бандажах, виготовлених зі сталі 12Х18АГ18Ш, становили 0,10–7,0 мм/рік і були меншими, ніж на бандажах зі сталі 60Х3Г8Н8В (рис. 4).

На підставі встановлених закономірностей тривалого впливу водневих та воденьвмісних експлуатаційних середовищ на структуру та властивості конструкційних матеріалів багатонавантажених елементів турбоагрегату ТЕС, а також змінних термічних та механічних напружень, які виникають під час пусків–зупинок, визначено елементи, які лімітують ресурс турбоагрегату. Це перш за все БК ТГ та литі елементи парових турбін. Порівняння швидкості поширення тріщин, отриманої шляхом замірів приросту тріщин між регламентними щорічними обстеженнями зі швидкостями поширення тріщин, одержаними на експериментальних зразках, дозволяють обгрунтувати вибір основних та допоміжних методів діагностування елементів турбоагрегату та подовження його ресурсу.

З урахуванням недавніх інцидентів з водневим охолодженням турбоагрегатів введеним в дію нормативним документом приписано посилити контроль за належною експлуатацією ущільнювальних вузлів, не припускаючи різких змін тиску охолоджувального водневого носія та потрапляння вологи в середовище охолоджуючого водню. Необхідно забезпечити регламентовану температуру точки роси охолоджуючого водню при робочому тиску

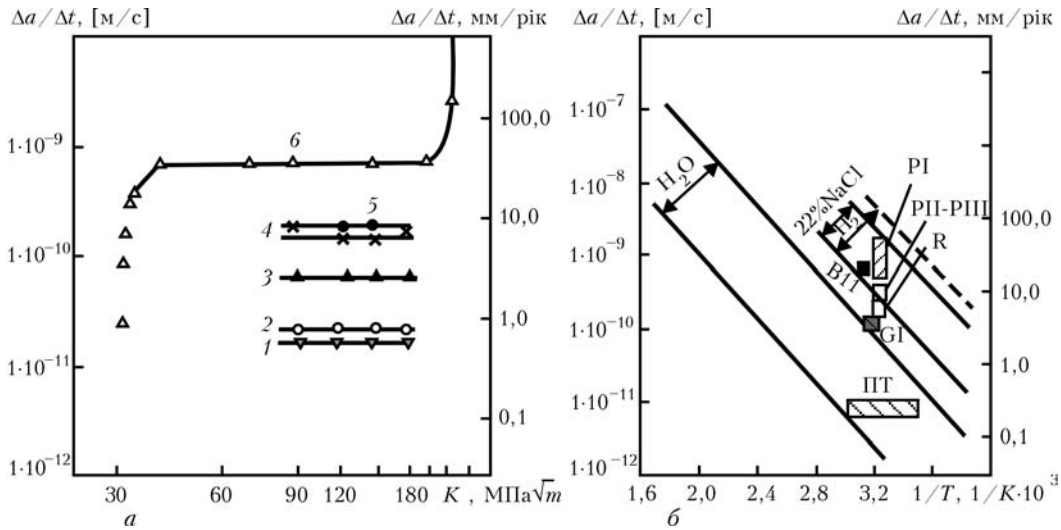


Рис. 4. Залежність швидкості підростання тріщини від КІН при статичному навантаженні сталі 60Х3Г8Н8В (8Mn–8Ni–4Cr): *1* — на повітрі з вологістю 15%, T = 20 °С; *2* — у газоподібному водні з вологістю 15 %, T = 20 °С; *3* — у газоподібному водні вологістю 40 %, T = 20 °С; *4* — на повітрі з вологістю 90 %, T = 65 °С; *5* — у газоподібному водні з вологістю 90 %, T = 65 °С; *6* — за умов електролітичного наводнювання з густиною струму 1 А/дм^2 (*а*) та розрахункові дані швидкості корозійного розтріскування (в координатах приведеної температури) на електростанціях у Бурштині (*B*), Гацко (*G*), Пермі (РІ, РІІ, РІІІ — енергоблоки), Рязані (*R*) та Порто–Толле (ПТ) (*б*) (порівняно зі швидкостями поширення тріщин у дистильованій воді, водні та 22%-у розчині NaCl) [9, 13]

не нижче за 98 %, а контроль точки роси здійснювати стаціонарним гігрометром ТОРОС-3-2 ТУ У 05417035.003.

В корпусі ТГ температура точки роси водню за робочого тиску має бути нижчою за +15 °С, а також завжди нижчою від температури води на вході в газоохолоджувачі. Перевірку слід здійснювати не рідше одного разу на тиждень, а при вологості, що перевищує припустиму, не рідше одного разу на добу.

Важливо, що втрати водню не повинні бути більшими за 5 % загального об'єму на добу. Перевищення цієї норми свідчить про аварійну ситуацію на ТГ (пов'язану з розгерметизацією корпусу, пошкодженням ущільнень та бабіту, а також тріщиноутворенням в елементах конструкцій). Цей факт мав місце на одній з ТЕС у 2006 р. Тиск мастила на ущільнення слід підтримувати на 0,4–0,8 кгс/см^2 (0,04–0,08 МПа) вищим від тиску водню в корпусі ТГ.

В процесі тривалої експлуатації ТГ на БК та допоміжних елементах роторно-бандажного вузла виникають дефекти, пов'язані з корозійною дією водневого охолоджуючого середовища, несиметричних та асинхронних режимів роботи електромагнітної частини ТГ, які викликають великі нескомпенсовані механічні зусилля всієї конструкції ротора. Це призводить до зростання амплітуди вібрації та зміни її частотних складових.

Ефективним способом виявлення дефектів та їх розвитку є безперервний контроль вібраційного стану турбоагрегату в цілому та проведення профілактичних оглядів. Їх необхідно виконувати одночасно не лише для бандажного вузла, але й ротора в місці встановлення БК. Це дає змогу при появі дефектів контролювати зміни вібраційного стану агрегату в залежності від характеру дефекту.

Для своєчасного виявлення корозійного розтріскування, інших дефектів та попередження розривів захисних БК і накидних гайок, виготовлених з немагнітної (аустенітної) сталі, слід проводити періодичні профілактичні огляди.

Цим займаються служби, лабораторії металів, технічні відділи енергосистем, ремонтних організацій і електростанцій, які мають відповідний кваліфікований персонал та дозвіл на виконання обстежень. Періодичність здійснення профілактичних оглядів, в залежності від потужності ТГ та конструкції БК, зі зняттям БК наведено в табл. 3.

Виявлені тріщини на поверхнях БК слід повністю усувати шляхом місцевого зачищення шліфувальним каменем (зерно не більше № 40). Місцеві вибірки повинні мати плавний перехід. Шорсткість оброблених поверхонь має бути не більше за 1,25 мкм. Повноту усунення виявлених тріщин контролюють візуально, за допомогою лупи 4–10-кратного збільшення і капілярно-кольорової дефектоскопії.

На валу ротора допускаються вибірки, що мають охоплювати не лише тріщини, але й зону передруйнування довжиною до 30 мм, шириною до 15 мм, глибиною до 20 мм і загальною площею до 20000 мм^2.

Загальне проточування БК використовують для усунення сітки корозійних тріщин та зони передруйнування. Максимально припустима глибина загальної проточки (відносно розмірів, наведених на кресленнях заводів-виробників), в залежності від типу ТГ та посадки бандажа, не повинна перевищувати значень, передбачених заводом-виробником.

Забраковані бандажні, захисні кільця і накидні гайки слід замінювати новими, а при заміні перевагу надавати деталям, виготовленим із корозійностійких сталей марок 55Х4Г18, 12Х18АГ18Ш.

Таблиця 3. Періодичність проведення профілактичних оглядів залежно від потужності ТГ та конструкції БК зі зняттям БК

Потужність ТГ	Конструкція БК	Періодичність профілактичних оглядів		Примітки
		Роки/години	Пуски-зупинки	
Для нових ТГ	–	1/7860	До 80	У відповідності з інструкціями заводу-виробника
60–160, МВт	Двопосадочна	6–7/30000	400	
200–300, МВт	Однопосадочна	5–6/25000 5–6/25000	350 300	
Примітка. Для турбогенераторів з водяним охолодженням обмотки ротора — не рідше одного разу в 5–6 років.				

Контроль стану металу литих деталей парових турбін. Застосовують як неруйнівні методи контролю, так і лабораторні дослідження структури, характеристик міцності, пластичності та тріщиностійкості зразків металу литих деталей. Найінтенсивніше механічні властивості та структура металу виливок зі сталі 20ХМФЛ змінюються на початкових етапах експлуатації. За перші $(50–60)\cdot10^3$ год знижується міцність та незначно збільшується пластичність (рис. 5). Згодом (до $110\cdot10^3$ год) міцнісні характеристики дещо підвищуються, не досягаючи вихідних значень. Твердий розчин збіднюється на вміст елементів легування. Карбіди, які виділились після $110\cdot10^3$ год, дисперсніші, ніж після $50\cdot10^3$ год експлуатації.

Подальша експлуатація (понад $110\cdot10^3$ год) супроводжується погіршенням міцнісних та пластичних характеристик (рис. 5) [16]. Водночас ударна в'язкість металу, що відпрацював $280\cdot10^3$ год, висока і становить 6,6 МДж/м^2 при температурі 80 °С та 11,5 МДж/м^2 при 150 °С (в'язка складова поверхні зламу становить 90 %). Критичне розкриття тріщини при випробуванні зразків з подвійними надрізами при температурі 540 °С дорівнює 0,30 мм і є задовільним у відповідності з роботою [11]. Границя міцності сталі при температурі 540 °С становить 290–310 МПа, а відношення $\sigma_в^{20\ °C}/\sigma_в^{540\ °C}$ сягає 1,65–1,72, що свідчить про суттєве знеміцнення в процесі тривалої експлуатації, оскільки для теплостійких сталей воно зазвичай не перевищує 1,6.

У більшості випадків ремонт литих деталей проводять вибіркою механічним способом дефектних ділянок до неушкодженого металу без подальшого заварювання. Це доцільно для неглибоких вибірок, які не перевищують 10–15 % товщини стінки. Вибірки більшої глибини слід заварювати аустенітними електродами, здебільшого ЦТ 28 и ЦТ 36, у відповідності з роботою [11].

Вимірюванням довжин тріщин в залежності від кількості циклів (пусків) при різних термінах експлуатації виявлено (рис. 6), що зі збільшенням часу експлуатації та кількості циклів, швидкість росту тріщини збільшується, що свідчить про зміну параметрів циклічної тріщиностійкості матеріалу [16]. Тріщини було виявлено на внутрішній поверхні стопорного клапана на радіусних переходах та біля фланців. Обстежували тріщини періодично — після $5\cdot10^3$ год (69 пусків), $11\cdot10^3$ год (117 пусків) та $15{,}6\cdot10^3$ год (140 пусків). Виявлено найбільший приріст довжин тріщин під час першого обстеження — 10; 49 та 75 мм (рис. 6). Швидкість росту тріщин за цей період становила $2\cdot10^{-3}$, $8\cdot10^{-3}$ та $15\cdot10^{-3}$ мм/год. Подальшими обстеженнями виявлено нижчі швидкості росту тріщин (відповідно $0{,}5\cdot10^{-3}$; $2{,}5\cdot10^{-3}$; $2{,}7\cdot10^{-3}$ та $0{,}4\cdot10^{-3}$; $2\cdot10^{-3}$; $1{,}1\cdot10^{-3}$ мм/год). Сприяє виникненню пошкоджень і нерівномірність добового графіку навантаження турбіни.

Тріщини на зовнішній поверхні вибирають повністю згідно з ремонтною документацією, оскільки в цьому випадку разом з вибіркою забирається пошкоджений шар та зона передруйнування.

Тріщини на внутрішній поверхні можуть видалятися частково чи повністю або залишатися без вибірки, у відповідності з рішенням спеціалізованої лабораторії. В останньому випадку кінці трі-

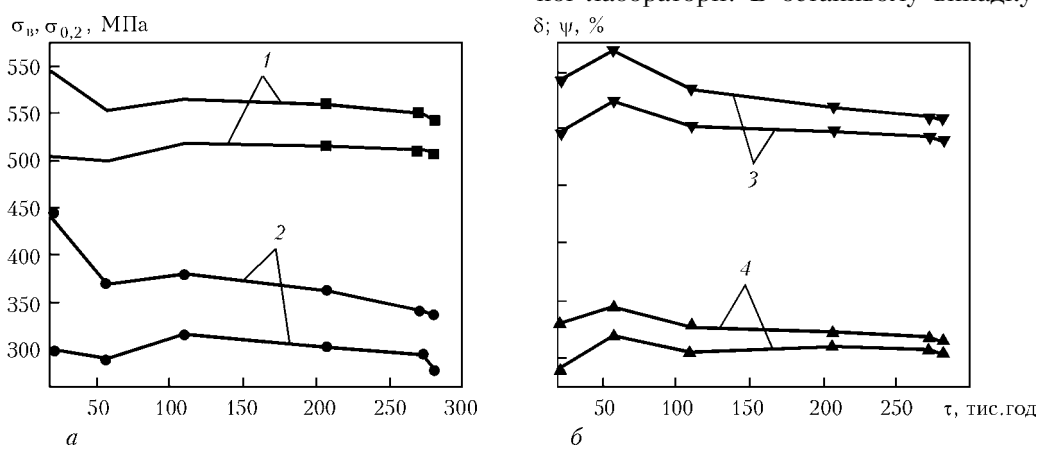


Рис. 5. Зміна в процесі експлуатації механічних властивостей металу відливки зі сталі 20ХМФЛ [16]: *а* — найбільші (*1*) та найменші (*2*) значення $\sigma_в$ та $\sigma_{0,2}$; найбільші (*3*) та найменші (*4*) значення ψ та δ (*б*)

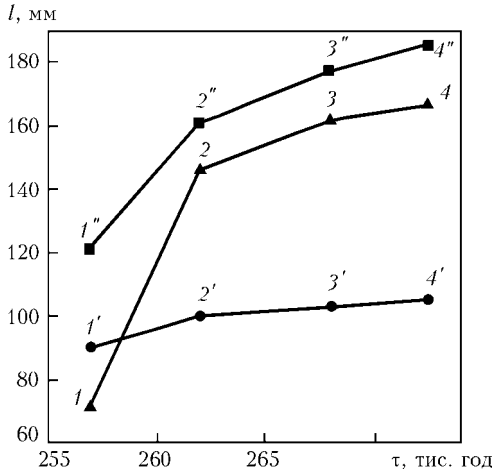


Рис. 6. Зміна довжин тріщин у відливці зі сталі 20ХМФЛ в процесі експлуатації стопорного клапана турбіни ВК-100: *1, 2*; *1′, 2′*; *1″, 2″* — 69 пусків; *2, 3*; *2′, 3′*; *2″, 3″* — 48; *3, 4*; *3′, 4′*; *3″, 4″* — 23 пуски) [16]

щин закернюють чи насвердлюють (створюючи бар'єри перед фронтом тріщини), щоб зменшити швидкість її росту.

При глибині тріщини менше 40 % від товщини стінки наступний контроль проводиться з максимальним інтервалом, припустимим, відповідно до діючої інструкції, без визначення характеристик тріщиностійкості металу.

Якщо глибина тріщини становить 40 % і більше товщини стінки, то для встановлення максимального напрацювання до чергового контролю визначають середню швидкість підростання тріщини за міжремонтний період, що передує її появі, та оцінюють ефективну товщину стінки в зоні тріщини. Далі за швидкістю підростання тріщини оцінюють живучість корпусу до появи наскрізної тріщини.

У випадку часткового залишення тріщини при ремонті контроль за її глибиною проводять при кожному черговому обстеженні.

Час роботи до наступного контролю визначається на основі аналізу даних про глибину тріщин, виявлених при двох останніх ремонтах, і результатів оцінки тріщиностійкості металу. При цьому крайній термін між обстеженнями наступний: (25±10) тис. год, а в інших місцях деталей — через (50±10) тис. год.

Припустимий контрольний період визначається таким чином:

обчислюється ефективна товщина стінки за формулою

$$h_{\text{еф}} = h_{\text{ст}} - h_r, \qquad (8)$$

де $h_{\text{ст}}$ — товщина стінки за кресленнями або визначена експериментально, мм; h_r — глибина тріщини в зоні деталі, що розглядається, мм.

За ефективною товщиною стінки та швидкістю підростання тріщини визначають час живучості до наскрізної тріщини за формулою

$$\tau_c = \frac{h_{\text{эф}}}{v_\tau}, \qquad (9)$$

де v_τ — швидкість росту тріщини за останній період між двома обстеженнями, передбаченими діючими нормативними документами, мм/год. Потім підраховується припустимий час живучості корпусної деталі, який складає 90 % від часу утворення наскрізної тріщини.

Якщо розрахунковий міжремонтний термін виявиться меншим від прийнятого для даної турбіни (4–6 років), то від деталі, у відповідності з кресленнями заводу-виробника, відбирається проба, метал якої досліджується за критеріями надійності литого металу деталей після 100 тис. год роботи.

Граничним станом для корпусних деталей турбін є поява в них тріщин відповідної глибини чи у випадку швидкості росту тріщини більшу за припустиму. Це обмежує їх надійну експлуатацію протягом міжремонтного періоду. Експлуатація таких деталей без виконання заходів з відновлення надійності неможлива.

Розрахунковий ресурс корпусів деталей включає значення напрацювання, розраховані за стадіями зародження і розвитку тріщин.

Залишковий розрахунковий ресурс корпусу деталі визначають як різницю між розрахунковим ресурсом і напрацюванням корпусу деталей на момент проведення робіт з контролю металу та подовження його паркового ресурсу.

Рішення про подовження терміну експлуатації таких деталей приймається на основі висновку спеціалізованої організації з урахуванням оцінки

Таблиця 4. Вимоги до структури та властивостей металу литих деталей

Температура випробування, °С	Характеристика металу	Припустиме значення		
		15Х1М1ФЛ	20ХМФЛ	20ХМЛ
20	Межа текучості, МПа	≥255	≥245	≥220
150/80	Частка в'язкої складової в зламі зразка *KCV*, %	100/50	100/50	100/50
150/80	Ударна вязкість *KCV*, кДж/м^2	≥300	≥300	≥300
Температура пари на вході	Критичне розкриття при ударі, мм	≥0,25	≥0,25	≥0,25
Те ж	Твердість гаряча, МПа	≥850	≥950	≥900
20	Твердість *HB*	≥145	≥140	≥115
20	Кількість пор повзучості діаметром >2 мкм при при збільшенні у 500 разів	≤3	≤5	≤5
–	Швидкість росту тріщини за міжремонтний період, м/с	$3\cdot10^{-10}$	$3\cdot10^{-10}$	$3\cdot10^{-10}$

міцнісних характеристик, структури та тріщиностійкості.

З метою оцінки стану металу литих деталей корпусів турбін проводять дослідження основних механічних характеристик, структури та тріщиностійкості корпусу з максимальними напрацюваннями чи кількістю пусків та пошкоджуваністю.

При розрахунках залишкового ресурсу литих корпусних деталей слід застосовувати показники статичної (короткочасної і тривалої) і циклічної міцності, накопиченого пошкодження за розрахунковими напруженнями і деформаціями в критичних зонах, до яких належать зони з максимальними рівнями напружень та температури.

Оцінку залишкового ресурсу корпусів з наявними тріщинами проводять на підставі визначення середньої швидкості їх росту. Контроль за заглибленням тріщин здійснюють при наступних (за розрахунком) міжремонтних періодах шляхом засвердлювання або вибірок в центрі зони тріщин або за допомогою приладів неруйнівного контролю.

Якщо збільшення глибини тріщини не виникло, то наступні обстеження слід проводити після максимально припустимого періоду роботи.

Критерієм припинення експлуатації є такі умови: глибина тріщини більша за 70 % товщини деталі, швидкість росту тріщини при наступному спостереженні — більша $1 \cdot 10^{-3}$ мм/год, властивості металу не задовільняють вимоги критеріїв надійності після 100 тис. год роботи, після чого проводиться ремонт корпусу по найбільш повній програмі.

Головними чинниками надійності корпусних деталей є такі:

- структура металу та рівень його фізико-механічних властивостей;
- фактична швидкість росту тріщин за міжремонтний період;
- глибина тріщини, в тому числі в недоступних місцях.

Вимоги до структури та властивостей металу наведено в табл. 4.

Висновки

1. Показано, що для оцінки впливу водневих середовищ на роботоздатність та залишковий ресурс високонавантажених деталей енергетичного обладнання необхідно використовувати характеристики тріщиностійкості (в'язкість руйнування, критичні розміри тріщиноподібних дефектів) та їх значення у вихідному та деградованому стані.

2. Встановлено, що експлуатована у водні високоазотиста сталь 12Х18АГ18Ш має вищий, ніж традиційна азотвмісна сталь 60Х3Г8Н8В, опір водневому окрихченню і росту тріщини як на повітрі, так і під час електролітичного наводнювання та є більш стійкою до низькоенергоємного міжкристалітного розтріскування.

3. Виявлено, що тривала експлуатація (до $2{,}8 \cdot 10^5$ год) литої сталі 20ХМФЛ парових турбін супроводжується утворенням складних карбідів та зниженням на 15 % основних механічних характеристик, а зі збільшенням кількості пусків турбоагрегату ріст експлуатаційних тріщин пришвидшується. З'ясовано, що під час обчислення припустимого терміну експлуатації сталі з наявними тріщинами необхідно враховувати зміну швидкості її підростання залежно від кількості пусків турбоагрегату між обстеженнями.

4. Встановлені закономірності лягли в основу введених в дію нормативно-технічних документів Мінпаливенерго України «Методичні вказівки з оцінки технічного стану бандажів роторів турбогенераторів» та «Методичні вказівки з діагностики технічного стану та оцінки ресурсу литих корпусних деталей парових турбін».

1. *Balitskii A.I., Panasyuk V.V.* Workability Assessment of Structural Steels of Power Plant Units in Hydrogen Environments // Strength of Materials (Springer+Business Media Inc.). — 2009. — **41**, N 1. — P. 52–57. (http://www.springerlink.com/content/n3332282872g4540/fulltext.pdf?page=1)
2. *Balitskii A.* Hydrogen embrittlement and cracking of 18Mn–4Cr steels // Fracture of nano and engineering Materials. — Dordrecht, 2006. — P. 981–982. (http://www.springerlink.com/content/h21135/?p=2feb1c60a6e148bd9d5aa6134842028b&pi=0&sw=b)
3. *Balitskii A.* Evaluation of hydrogen resistance of 18Mn–18Cr stainless steels and its welding joining by fracture mechanics approaches // Multilevel Approach to Fracture of Materials, Components and Structures (Proc. on CD ROM of the 17th European Conference on Fracture, Brno, Czech Republic, 2–5 Sept., 2008). — Brno, 2008. — P. 1297–1303.
4. *Neimitz A.* Ocena wytrzymaaoeci elementew konstrukcyjnych zawierajecych pekniecia (podstawowe elementy procedur SINTAP). — Kielce: Politechnika Swietokrzyska, 2004. — 140 p.
5. *Panasyuk V.V.* Strength and fracture of solids with cracks. — Lviv: National Academy of Sciences of Ukraine, Karpenko Physico-Mechanical Institute, 2002. — 468 p.
6. *Надійність* та довговічність елементів конструкцій теплоенергетичного устаткування / І.М. Дмитрах, А.Б. Вайнман, М.Г. Стащук, Л. Тот: Довідниковий посібник / Під ред. І.М. Дмитраха. — Київ: Видавничий дім НАН України «Академперіодика», 2005. — 378 с.
7. *Створення* сучасних методів технічної діагностики працездатності систем пароводяного тракту енергоблоків ТЕС / І.М. Дмитрах, А.М.Сиротюк, Б.П.Русин та ін. // Пробл. ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — Київ: Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України. — 2006. — С. 62–66.
8. *Balitskii A.I.* Increasing of Exploitation Characteristic of High-Nitrogen Cr–Mn Steels// High Nitrogen Steels. — Zurich, 2003. — P. 323–331.
9. *A case* History of a 18Mn–18Cr Retaining Ring affected by Stress Corrosion Cracks after 33 500 Operation Hours / R. Grudeli, C. Rinaldi, L. Rossi et al. // Motor & Generator Predictive Maintenance & Refurbishment: Proc. CIGRE/EPRI 1997 European Colloquium. — Florence, 1997. — P. 5.
10. *Методичні* вказівки з оцінки технічного стану бандажів роторів турбогенераторів (СОУ-Н ЕЕ 45.301:2006). — 32 с. (http://grifre.kiev.ua/)
11. *Методичні* вказівки з діагностики технічного стану і оцінки ресурсу литих корпусних деталей парових турбін (СОУ-Н ЕЕ 30.304-2007). — 38 с. (http://grifre.kiev.ua/)
12. *Recommendation* for Stress Corrosion Testing Using Pre-Cracked Specimens // ESIS-Procedures, 1992. — P. 4–92.
13. *Механіка* руйнування і міцність матеріалів: Довідн. посібник / Під загальн. ред. В.В. Панасюка. Т. 8: Міцність матеріалів і довговічність елементів конструкцій атомних електростанцій / О.І. Балицький, О.В. Махненко, О.О. Балицький та ін. — Київ: Видавничий дім «Академперіодика», 2005. — 534 с.
14. *Балицький О.І.* Сучасні матеріали для потужних турбогенераторів. — Львів: Нац. акад. наук України, Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка, 1999. — 284 с.
15. *Balitskii A.* Reliability and durability assessment of structural materials for NPP using fracture mechanics approaches // Zeszyty Naukove Politechniki Opolskiej. Seria: Mechanika. — 2005. — **79**, N 300. — S. 33.–52.
16. *Балицький О.І., Ріпей І.В, Процах Х.А.* Деградація вилитих елементів парових турбін ТЕС зі сталі 20ХМФЛ під час тривалої експлуатації // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2005. — № 3. — С. 123–125.

ПРОЕКТ 9.7.1

Оцінка службових властивостей металу елементів кріплення гідротурбін та обгрунтування вимог до них з урахуванням умов експлуатації

УДК 620(172.24+19):621.224.1

ПОПЕРЕДЖЕННЯ ЗАРОДЖЕННЯ ТРІЩИН ВТОМИ І КРИХКОГО РУЙНУВАННЯ ЕЛЕМЕНТІВ КРІПЛЕННЯ ГІДРОТУРБІН

Чл.-кор. НАН України **В.І. КИР'ЯН** (Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Встановлено, що причиною відриву робочого колеса від фланцю вала вертикальної пропелерної гідротурбіни є зародження тріщин втоми і корозійні ушкодження, які спричинили остаточне крихке руйнування елементів кріплення. Проаналізовано умови експлуатаційного навантаження елементів кріплення, яке включає постійну складову від затягування болтів і перемінну, обумовлену обертанням робочого колеса. Наведено дані з оцінки опору втомі різьбових з'єднань і крихкому руйнуванню металу болтів кріплення. Встановлено рівні експлуатаційних напружень на стадії зародження тріщини втоми і виникнення крихкого руйнування. Запропоновано заходи щодо забезпечення працездатності елементів кріплення гідротурбін.

Ключові слова: *кріплення гідротурбін, різьбове з'єднання, тріщина втоми, корозійні ушкодження, крихке руйнування, ударна в'язкість, в'язкість руйнування*

Одним із відповідальних елементів, який визначає працездатність вертикальних пропелерних гідротурбін, є різьбове з'єднання робочого колеса (маса близько 80 т) з фланцем вала. Воно здійснюється за допомогою 12 болтів М110×4, виготовлених із поковок хромистої сталі 40Х. Як показав досвід експлуатації гідротурбін Дніпровського каскаду, таке з'єднання є недостатньо надійним. Руйнування болтів з відривом колеса зафіксовано на гідроагрегатах Г-15 і Г-13 Дніпровської ГЕС-2 (рис. 1).

Для виключення подібних серйозних аварій завод-виробник (ВАТ «Турбоатом») запропонував обмежити роботу гідротурбін в тяжких умовах з точки зору навантаження робочого колеса, пов'язаного з частими перехідними процесами — пуск, зупинка, перехід від генераторного режиму в режим синхронного компенсатора і навпаки. Таких переходів від одного до іншого режимів відбувається до кількох десятків за добу в період інтенсивного регулювання частоти струму в енергомережі.



Рис. 1. Фланець вала гідроагрегата Г-13 і зруйновані болти

Крім того, для виготовлення болтів запропоновано використовувати сталі 25Х1МФ і 35ХМ замість 40Х із заміною їх через 20 років роботи. Такі заходи, вочевидь, сприятимуть підвищенню надійності експлуатації гідротурбін, однак невідомо, чи дозволять вони попередити вказані аварії протягом нормативного терміну служби гідроагрегатів. Для цього службові властивості металу болтів і з'єднання мають відповідати умовам експлуатації (навантаження, середовище).

Причини руйнування болтів кріплення робочого колеса до фланцю вала гідроагрегата. Визначальним джерелом відриву робочого колеса було зародження тріщини втоми (болт № 3) у впадині першого витка різьблення і її розвиток в процесі експлуатації з практично прямолінійним фронтом (рис. 2). Довжина тріщини по поверхні болта досягла приблизно 45 мм, максимальна глибина — 11 мм. У процесі розвитку першої тріщини поряд із нею зародилась друга тріщина втоми, довжина якої на момент виникнення руйнування болта дорівнювала 20 мм, а глибина — 6 мм.

Поверхня болтів поза різьбленням щільно уражена корозією. Корозійні ушкодження являють собою каверни округлої форми різних розмірів і глибини (рис. 2). Ушкодження більших розмірів (максимальний діаметр 18 мм) мають глибину до 1 мм. Максимальна глибина окремих каверн меншого діаметра (5–8 мм) сягає 2,5 мм. Крім того, проточна вода сприяла зародженню в зоні концен-

© В.І. КИР'ЯН, 2009

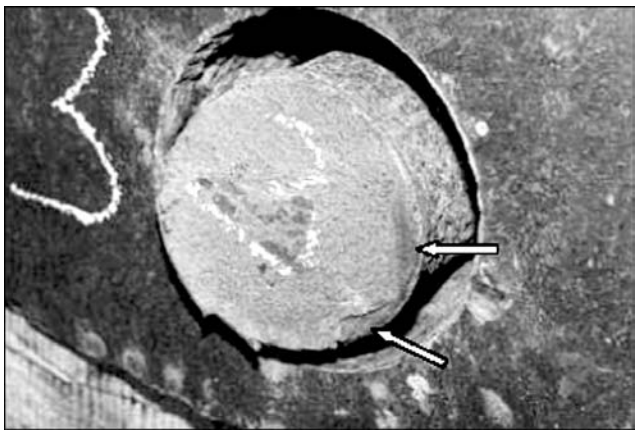


Рис. 2. Поверхня руйнування болта № 3 з тріщинами втоми (показані стрілками), який знаходиться в отворі фланця вала гідротурбіни Г-13

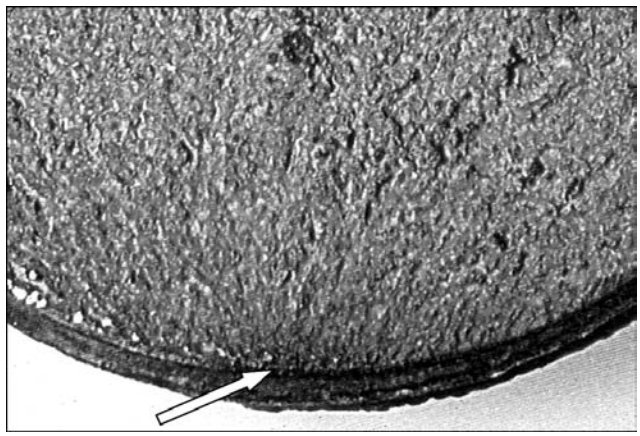


Рис. 3. Поверхня руйнування болта № 1, джерелом якого слугувало корозійне ушкодження (показано стрілкою)

трації напружень (канавка різьблення) корозійних тріщин. Така тріщина у вигляді напівеліпса глибиною 2,6 мм і стала джерелом крихкого руйнування болта № 1 (рис. 3).

Поверхня зломів розглянутих болтів (№ 1 і № 3) має типовий для умов розтягування рельєф — віялоподібний струмковий візерунок, який виходить з джерела руйнування (рис. 2, 3). Руйнування всіх інших 10 болтів біля головок є наслідком виникнення підвищених розтягувальних напружень за рахунок руйнування двох болтів і згинального моменту, про що свідчать тріщини на поверхні злому болтів й крайок головок, площини яких орієнтовані уздовж осі болта (рис. 4).

Наведені дані вказують на необхідність вдосконалення нормативної документації стосовно забезпечення на необхідному рівні опору елементів кріплення гідротурбін зародженню втомних тріщин і крихкому руйнуванню, а також корозійним ушкодженням.

Опір втомі різьбового з'єднання. Головними параметрами перемінного навантаження, яке діє на елементи кріплення робочого колеса вертикальної гідротурбіни, є асиметрія циклу навантаження $R_\sigma (R_\sigma = \sigma_{min}/\sigma_{max})$, частота f зміни напружень і їх кількість N (база випробувань).

Що стосується асиметрії циклу R_σ, то вона знакопостійна позитивна ($R_\sigma > 0$). Змінне напруження в елементах кріплення змінюється від мінімального значення σ_{min}, яке дорівнює сумі напружень від затягування болта при кріпленні робочого колеса до фланцю вала $\sigma_з$ і постійної складової від напору потоку води $\sigma_п$ на робоче колесо ($\sigma_{min} = \sigma_з + \sigma_п$), до максимального σ_{max}. Якщо $\sigma_п$ не брати до уваги, то σ_{max} є сумою σ_{min} і розмаху напружень $\Delta\sigma$, обумовленого обертанням робочого колеса гідротурбіни. Амплітуда перемінного навантаження $\sigma_a (\sigma_a = \Delta\sigma/2)$ за значенням незначна через те, що в затягнутому різьбовому з'єднанні зовнішнє навантаження передається на болт лише частково (середнє значення коефіцієнта передачі в залежності від податливості з'єднання становить приблизно 0,25 [1]). Оцінка мінімального значення R_σ за нормативними напруженнями $\sigma_з$ і допустимими при експлуатаційному режимі $[\sigma]_{екс}$ ($R_\sigma = \sigma_з/[\sigma]_{екс}$) дає 0,94. Звідси в нормативних умовах експлуатації коефіцієнт асиметрії R_σ близький до одиниці. Вочевидь, елементи кріплення гідротурбін, як правило, не розраховують на втому.

Частота f зміни гідродинамічних напружень в елементах кріплення визначається швидкістю обертання вала гідротурбіни. Для гідротурбіни типу ПР-40-В-680 при 107,1 об/хв частота обертання $f_{рк}$ дорівнює 1,8 Гц. За даними «Турбоатома», величина f пов'язана з утворенням «джгута» при проходженні потоку води через лопастну систему, який обертається з частотою $f_{дж}$, відмінною від частоти обертання робочого колеса $f_{рк}$. При цьому $f = f_{дж} = (2/3)f_{рк} \approx 1{,}2$ Гц.

Визначений нормативний термін експлуатації гідротурбін складає 30 років. Гідроагрегат Г-13 до руйнування елементів кріплення напрацював у генераторному режимі близько 92 тис. год. За цей термін кількість перемін напружень N в елементах кріплення становила приблизно 400 млн ($4 \cdot 10^8$) циклів. За нормативний термін експлуатації у такому ж режимі роботи значення N може досягати $6 \cdot 10^8$ циклів. Тому база для оцінки опору втомі повинна становити не менше $1 \cdot 10^9$ циклів перемін навантаження.

Експериментальна побудова кривої втоми на визначених базі і частоті випробувань в умовах



Рис. 4. Поверхня крихкого руйнування болта № 9 з тріщинами як в тілі болта, так і в головці, площини яких орієнтовані вздовж його осі

Характеристики опору крихкому руйнуванню металу елементів кріплення гідротурбін (сталь 40Х)

№ п/п	Робота удару KV, Дж	Ударна в'язкість KCV, Дж/см^2	В'язкість руйнування K_{1C}, МПа$\sqrt{\text{м}}$
1	11,0	13,8	55,9
2	20,0	25,4	75,8
3	11,5	14,4	57,1
Середнє	14,3	17,9	62,9

водного середовища потребує значного часу і коштів. Перспективним тут може стати метод прискорених втомних випробувань високочастотним навантаженням з подальшим прогнозуванням кривої втоми на умови експлуатації [2–4]. При таких випробуваннях слід повністю виключити вплив корозійного середовища, оскільки він робить практично неможливим прогнозування. Його врахувати, вочевидь, можна шляхом введення відповідного коефіцієнта.

Стосовно розглянутих зруйнованих елементів кріплення максимально можливе значення граничного розмаху напружень $\Delta\sigma_{гр}$ на стадії зародження втомної тріщини ($N \approx 4\cdot10^8$ циклів) можна оцінити за нормативними розрахунковими даними (напруження затягування болтів при з'єднанні робочого колеса гідротурбіни з фланцем вала $\sigma_з = 220$ МПа, припустимі напруження при експлуатаційному режимі $[\sigma]_{екс} = 235$ МПа). Звідси $\Delta\sigma_{гр} \le 15$ МПа.

Опір металу болтів крихкому руйнуванню. В'язкість руйнування металу болтів K_{1C} розраховували на основі запропонованої (перевіреної експериментально [5]) кореляційної залежності між результатами стандартних ударних випробувань (ударна в'язкість) і критеріями механіки руйнування

$$K_{1C} = \sqrt{0{,}001\,\frac{E}{1-\nu^2}\,KCV}, \qquad (1)$$

де K_{1C} — критичне значення коефіцієнта інтенсивності напружень, МПа$\sqrt{\text{м}}$; E — модуль пружності, МПа; ν — коефіцієнт Пуассона; KCV — ударна в'язкість на стандартних зразках (10×10×55 мм) з гострим механічним надрізом (Шарпі), Дж/см^2. Зразки для оцінки роботи удару KV вирізали із металу зруйнованих болтів (№ 1 і 3). Отримані значення роботи удару, ударної в'язкості і в'язкості руйнування наведені в таблиці.

За визначеним середнім значенням в'язкості руйнування $K_{1C} = 62{,}9$ МПа$\sqrt{\text{м}}$ (таблиця) розраховано напруження $\sigma_ρ$, яке призвело до крихкого руйнування болта з тріщинами втоми ($\sigma_ρ = 268$ МПа). Для цього використали вираз коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) для поверхневої тріщини з прямолінійним фронтом в стрижні кругового перерізу з кільцевою виточкою, який знаходиться під дією рівномірного розтягувального напруження σ [6]:

$$K_1 = F_1\sigma\sqrt{\pi b},$$

$$F_1 = 1{,}61 - 5{,}78\lambda + 28{,}4\lambda^2 - 60{,}8\lambda^3 + 55{,}5\lambda^4,$$

$$(0{,}05 < \lambda = b/2R < 0{,}36).$$

Тут F_1 — функція конфігурації тріщини і елемента, яка визначається відношенням глибини поверхневої тріщини b до діаметра стрижня $2R$.

Оскільки в даному випадку визначальним параметром при обчисленні КІН є глибина тріщини b, то за її ефективне значення було прийнято глибину більшої тріщини — 11 мм.

Дані для елементів кріплення гідротурбін стосовно їх розрахунку на міцність (1), виникнення крихкого (2) і зародження втомного (3) руйнувань

1. Границя текучості $\sigma_{0,2}$, МПа 440
Тимчасовий опір $\sigma_в$, МПа 637
Напруження затягування болтів при з'єднанні робочого колеса гідротурбіни з фланцем вала ($\sigma_з = 0{,}5\sigma_{0,2}$), МПа 220
Припустимі напруження при експлуатаційному режимі $[\sigma]_{екс}$, МПа 235
Припустимі напруження при аварійному режимі $[\sigma]_{ав}$, МПа 300
2. Середнє значення ударної в'язкості KCV, Дж/см^2 17,9
Середнє значення в'язкості руйнування K_{1C}, МПа$\sqrt{\text{м}}$ 62,9
Напруження при крихкому руйнуванні болта № 3, МПа 268
3. Граничний розмах напружень $\Delta\sigma_{гр}$($N \approx 4\cdot10^8$ циклів), МПа ..... ≤15

Таким чином, можна констатувати, що зародження тріщин втоми в болту кріплення робочого колеса до фланця вала гідротурбіни виникло при максимальному напруженні σ_{max} на рівні припустимого при експлуатації $[\sigma]_{екс}$, а його крихке руйнування — при напруженні, яке наближається за значенням до припустимого для аварійного режиму $[\sigma]_{ав}$.

Попередження крихкого і втомного руйнування. Запобігати крихкому руйнуванню можна шляхом вибору сталі для елементів кріплення з відповідним рівнем в'язкості руйнування. Виходячи з концепції механіки руйнування «відповідність призначенню» K_{1C} металу болта має бути на рівні, який забезпечує його неруйнівність при припустимих напруженнях в умовах аварійного режиму $[\sigma]_{ав}$ і наявності в тілі болта тріщини. Розмір поверхневої гіпотетичної тріщини повинен бути таким, щоб вона проявила себе в процесі експлуатації, не спричиняючи руйнування, і була виявлена методами неруйнівного контролю (наприклад, давачами вібрації, акустичної емісії тощо).

Як показав досвід, критичне значення в'язкості руйнування K_{1C} на рівні 100 МПа$\sqrt{\text{м}}$ є достатнім для виключення крихкого руйнування. Його прийнято у світовій практиці за критерій при визначенні перехідної температури від крихкого до в'язкого стану [7]. Щоб перейти на показник ударної в'язкості металу, який широко використовують сьогодні, можна скористатись залежністю (1). Вона дає при $K_{1C} = 100$ МПа$\sqrt{\text{м}}$ KCV на рівні значення 44 Дж/см^2.

Для запобігання зародженню втомних тріщин необхідно обмежити розмах перемінної складової експлуатаційного напруження $\Delta\sigma_{екс}$ в елементах кріплення граничним $\Delta\sigma_{гр}$, визначеним на базі $\geq 1 \cdot 10^9$ циклів ($\Delta\sigma_{екс} < \Delta\sigma_{гр}$).

Крім цього, значну увагу слід приділяти превентивним заходам попередження корозійних ушкоджень, серед яких використання корозійно-стійких сталей, ефективних захисних покриттів, а також недопущення розкриття різьбових з'єднань, через які вода може потрапляти у з'єднання.

1. *Биргер И.А., Шорр Б.Ф., Иосилевич Г.Б.* Расчет на прочность деталей машин: Справочник. — М.: Машиностроение, 1979. — 702 с.
2. *Матохнюк Л.Е.* Ускоренные усталостные испытания высокочастотным нагружением. — Киев: Наук. думка, 1988. — 200 с.
3. *Прочность* материалов и конструкций. 2-е изд., исправ. и доп. — Киев: Академпериодика, 2006. — 1076 с.
4. *Яковлєва Т.Ю.* Локальная пластическая деформация и усталость металлов. — Киев: Наук. думка, 2003. — 238 с.
5. *Гиренко В.С., Дядин В.П.* Зависимости между ударной вязкостью и критериями механики разрушения δ_{1C}, K_{1C} конструкционных сталей и их сварных соединений // Автомат. сварка. — 1985. — № 9. — С. 13–20.
6. *Сулим Г.Т., Кир'ян В.І., Пастернак Я.М.* Оцінка КІН надтріснутого різьбового з'єднання гідроагрегата // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. наук. ст. за результатами, отриманими в 2007–2009 рр. — Київ, ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2009. — С. 698–704.
7. *ASTM: E 1921–97.* Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, To, for Ferritic Steels in the Transition Range // Annual Book of ASTM. — 1997. — Vol. 03.01. — P. 1–16.

ПРОЕКТ 9.7.3

Оцінка напружено-деформованого стану елементів кріплення гідротурбін з урахуванням експлуатаційних дефектів

УДК 539.3;621.791.019

ОЦІНКА КІН НАДТРІСНУТОГО РІЗЬБОВОГО З'ЄДНАННЯ ГІДРОАГРЕГАТА

Г.Т. СУЛИМ[1], д-р фіз.-мат. наук, чл.-кор. НАН України **В.І. КИР'ЯН**[2], **Я.М. ПАСТЕРНАК**[1], інж.
([1]Ін-т прикладних проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстригача НАН України,
[2]Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Для спрощення формулювань просторових задач запропоновано моделювати поверхневі тріщини в різьбових з'єднаннях виходячи з плоскої та осесиметричної моделей із використанням кореляційних функцій, що пов'язують коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН) для тріщини в смузі з концентратором напружень та для осесиметричної тріщини у валі з виточкою із відповідним КІН просторової задачі для поверхневої тріщини. Виходячи з результатів числового аналізу просторової, плоскої та осесиметричної задач отримано оцінку КІН тріщин у рівчаку різьби болтів кріплення робочого колеса до фланця валу гідроагрегата Г-13.

Ключові слова: *кріплення гідротурбін, різьбове з'єднання, коефіцієнт інтенсивності напружень*

Вступ. Наявність вирізів та виточок в конструкційних елементах є звичайним явищем у сучасній інженерній практиці. Тому під час розрахунку граничного стану таких деталей потрібно враховувати концентрацію напружень поблизу вказаних геометричних особливостей. При моделюванні різьбових кріпильних елементів також необхідно брати до уваги тонкі вирізи різьби, адже висока концентрація напружень у сукупності з пошкодженнями внаслідок вібраційних навантажень, впливу агресивних робочих середовищ та розвитку експлуатаційних дефектів можуть зумовити виникнення і підростання втомних тріщин. Такі ситуації неприпустимі не лише для відповідальних, а й для довільних кріпильних елементів конструкції. Випадки аварій, спричинених руйнуванням елементів кріплень (часто лавинного характеру), непоодинокі.

На рис. 1, *а* зображено зруйноване кріплення робочого колеса до флання валу гідроагрегата Г-13. Руйнування почалося із зародження та поширення поверхневих тріщин втоми за умови розтягу у одному із 12 болтів кріплення (рис. 1, *б*), а у другому — джерелом руйнування слугувала корозійна тріщина у вигляді напівеліпса глибиною 2,6 мм (рис. 1, *в*). Після руйнування двох болтів стався лавинний обрив решти десяти за умови розтягу–згину.

Отже, основну увагу при проектуванні такого кріплення слід приділяти оцінці коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) тріщин при осьовому навантаженні болта.

Моделювання тріщин у циліндричних елементах конструкцій, зокрема різьбових з'єднаннях, є доволі складним завданням, оскільки необхідно розв'язати просторову задачу теорії пружності з урахуванням дрібних геометричних елементів конструкції, що зумовлюють концентрацію напружень [1]. Числові методи у такому випадку вимагають великої кількості елементів дискретизації, а це потребує значної підготовчої роботи та істотно збільшує необхідні машинні ресурси. На цей час числовим методом досліджено КІН тріщин у різьбових з'єднаннях із невеликою кількістю витків, що входять у контакт [2], тобто при взаємодії болта із гайкою.

Ці результати практично непридатні для оцінювання КІН тріщин у випадку, коли болт глибоко закручений у фланець (зокрема, це різьбові з'єднання гідроагрегата Г-13). Експериментальне дослідження КІН тріщин у різьбових з'єднаннях здійснено також і методами фотопружності [3].

Для вивчення граничного стану різьбових з'єднань із тріщинами можна використати такий комбінований підхід:

- розв'язують задачу для розтягу вала з поверхневою тріщиною, визначають форму фронту тріщини, за якої будуть найбільші КІН, а також залежність цих КІН від глибини тріщини;
- визначають КІН для вала з виточкою, що є концентратором напружень, і поверхневою тріщиною всередині концентратора;
- розв'язують плоску задачу теорії пружності для смуги з крайовою тріщиною та для смуги з концентратором напружень і тріщиною, будують функції відношень КІН плоскої та просторової задач (калібрувальні чи кореляційні функції — функції впливу об'єму);

© Г.Т. СУЛИМ, В.І. КИР'ЯН, Я.М. ПАСТЕРНАК, 2009

• визначають КІН для кільцевої тріщини в стрижні (осесиметрична задача) та будують відношення цих КІН до КІН просторової задачі (функції впливу неосесиметричності);

• за допомогою отриманих кореляційних функцій, виходячи з розв'язків плоскої задачі для тріщини поблизу зуба різьбового профілю та осесиметричної задачі для кільцевої тріщини в різьбовому з'єднанні, можна отримати оцінку КІН різьбового з'єднання з локальною поверхневою тріщиною.

Метод кореляційних функцій із використанням розв'язків плоскої задачі для смуги з тріщиною та напівплощини з тріщиною, що поширюється з концентратора напружень, застосований для дослідження різьбових з'єднань, зокрема у роботі [1]. Започатковано цей підхід роботою [4].

Для обгрунтування запропонованого підходу з використанням кореляційних функцій розглянемо рис. 2, на якому зображено розподіл нормальних напружень у різьбовому з'єднанні [5, 6], у смузі з концентратором напружень та у валі з концентратором напружень, отриманих за допомогою методу граничних елементів (МГЕ) із використанням запропонованих авторами регуляризаційних підходів [7, 8] (розміри, нормовані до величини R_n — найменшої відстані від осі симетрії чи обертання до вирізу).

Із рис. 2 видно, що характер розподілу нормальних напружень поблизу впадини різьби болта, а також у смузі чи на валу з концентратором напружень подібний. Щоправда, для болта зафіксовано незначну асиметрію, пов'язану з навантаженням різьби, що передається від фланця.

Виходячи з поданих результатів, моделювання поверхневих тріщин у різьбових з'єднаннях за допомогою осесиметричних і плоских моделей та кореляційних функцій є цілком обгрунтованим.

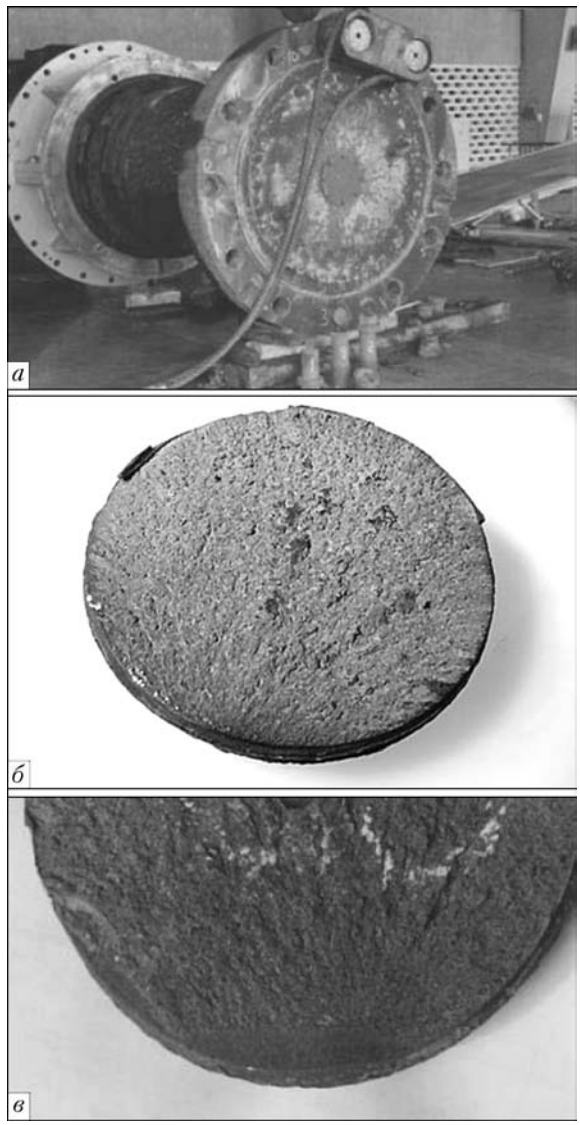


Рис. 1. Зруйновані болти та вал гідроагрегата (*а*), загальний вигляд поверхонь першого (*б*) і другого (*в*) зруйнованих болтів

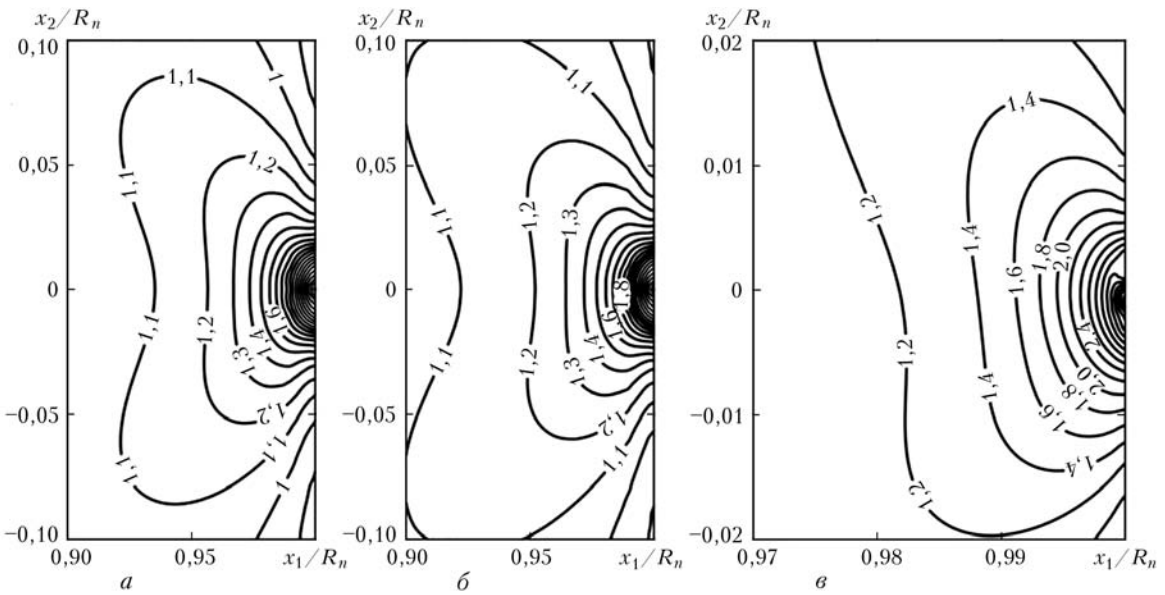


Рис. 2. Розподіл напружень поблизу концентратора (σ_{22}/p): *а* — у валі з вирізом; *б* — у смузі із симетричними вирізами; *в* — у різьбі болта (найбільш навантажений виток)

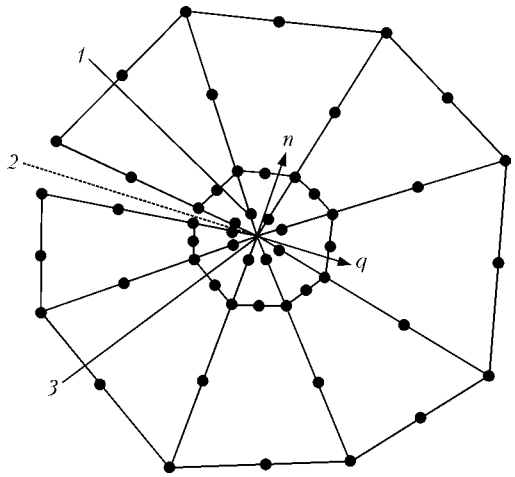


Рис. 3. Розташування скінченних елементів та відповідних вузлів поблизу фронту тріщини: *1* — вузли на 1/4 довжини ребра; *2* — площина тріщини; *3* — фронт тріщини

Дослідження валів із локальними поверхневими тріщинами. Дослідження впливу концентратора напружень на КІН поверхневої тріщини здійснювалися за допомогою методу скінченних елементів (МСЕ) [9]. Для дискретизації геометричної моделі деталі використано тривимірні 20-вузлові квадратичні ізопараметричні скінченні елементи-цеглинки. Фронт тріщини був оточений кільцем із 15-вузлових тривимірних клинових скінченних елементів. Для опису кореневої особливості поблизу фронту тріщини проміжні вузли на ребрах клинових елементів зміщувалися до фронту тріщини на 1/4 довжини ребра [10, 11] (рис. 3). Характерний розмір скінченних елементів поблизу фронту тріщини був меншим за розмір зерна металу відповідної деталі.

Коефіцієнти інтенсивності напружень визначалися за допомогою J-інтеграла методом інтеграла взаємодії [12]. Для інтегрування вибирали п'ять «вкладених» один в один контурів, перший з яких проходив по зовнішній межі шару клинових елементів, а решта — по межі відповідних сусідніх шарів елементів. Параметром, що засвідчував якість (точність) здійснених обчислень, було відхилення значень КІН, отриманих на різних контурах. У всіх виконаних нами розрахунках таке відхилення було меншим за 0,5 %.

Для дослідження використано дві моделі МСЕ (рис. 4). Із урахуванням симетрії для здійснення обчислень взято лише чверть загальної моделі з уведеними двома площинами симетрії. Для виключення впливу крайових ефектів на рис. 4 півдовжину циліндра вибрано значною (H = 80 мм), порівняно з максимальною глибиною тріщини ($b_{\max}$ = 20 мм) при R = 55 мм (радіус дорівнює номінальному радіусу болта кріплення турбіни гідроагрегата Г-13).

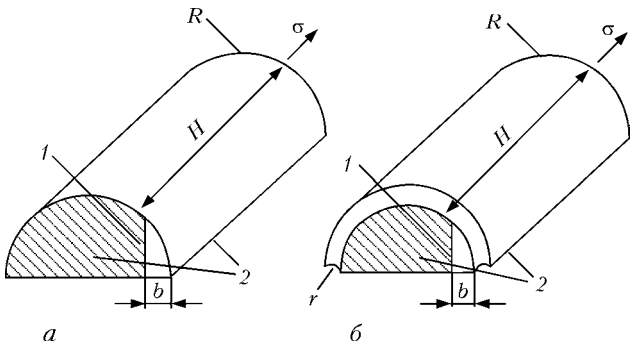


Рис. 4. Схеми моделей для дослідження: *а* — без виточки; *б* — із виточкою: *1* — фронт тріщини; *2* — площина симетрії

Зважаючи на результати дослідження напівеліптичних поверхневих тріщин [13, 14], найбільші значення КІН зафіксовано для витягнутих по довжині тріщин із найменшим відношенням напівосей, причому максимум КІН досягається у найглибшій точці фронту. Тому під час числового аналізу досліджували найнесприятливіші тріщини з прямолінійним фронтом.

Для моделі з виточкою радіус її заокруглення дорівнював 2 мм. Відповідне значення концентрації напружень у такій виточці за відсутності тріщини обчислюється за такою формулою [15]:

$$k = 3{,}04\ \ 5{,}42\lambda + 6{,}27\lambda^2 - 2{,}89\lambda^3\ (\lambda = r/R) \qquad (1)$$

і дорівнює 2,85. Розрахунки за допомогою МСЕ дають для концентрації напружень k = 2,9, що приблизно на 2 % більше від результату формули (1), отриманого методом фотопружності. Щоправда, дослідження МСЕ [15] свідчать також про те, що формула (1) дає дещо занижені значення концентрації напружень. Залежно від радіуса заокруглення впадин та коефіцієнта тертя ковзання в різьбі концентрація напружень у різьбовому з'єднанні, відповідно до статті [5], у 1,4–1,6 рази вища від відповідної у виточці.

Для розрахункової моделі без концентратора (рис. 4, *а*) на основі даних числового аналізу та методу найменших квадратів отримано таку апроксимацію безрозмірного КІН (коефіцієнт форми) $F_{\mathrm{I}}^{3\mathrm{D}} = K_{\mathrm{I}}/[\sigma\sqrt{\pi b}]$:

$$F_{\mathrm{I}}^{3\mathrm{D}} = 1{,}21 + 0{,}177\lambda - 1{,}02\lambda^2 + 3{,}58\lambda^3 \quad (0{,}05 < \lambda < 0{,}36;\ \ \lambda = b/R). \qquad (2)$$

Результати залежності (2) узгоджуються з числовими даними дослідження, виконаними у роботі [14].

Відповідно до отриманих числових даних, апроксимація методом найменших квадратів для безрозмірного КІН $F_{\mathrm{I}n}^{3\mathrm{D}} = K_{\mathrm{I}}/[\sigma\sqrt{\pi b}]$ у моделі з концентратором напружень має такий вигляд:

$$F_{\mathrm{I}n}^{3\mathrm{D}} = 1{,}61 - 5{,}78\lambda + 28{,}4\lambda^2 - 60{,}8\lambda^3 + 55{,}5\lambda^4 \quad (0{,}05 < \lambda < 0{,}36). \qquad (3)$$

Похибка апроксимацій (2), (3) на масиві даних не перевищує 0,2 %.

Безрозмірний КІН $F_{\mathrm{I}n}^{3\mathrm{D}}$ для деталі з виточкою є найбільшим для малих за глибиною поверхневих тріщин і перевищує відповідний КІН $F_{\mathrm{I}}^{3\mathrm{D}}$ для деталі без виточки приблизно в 1,12 рази. Зі збіль-

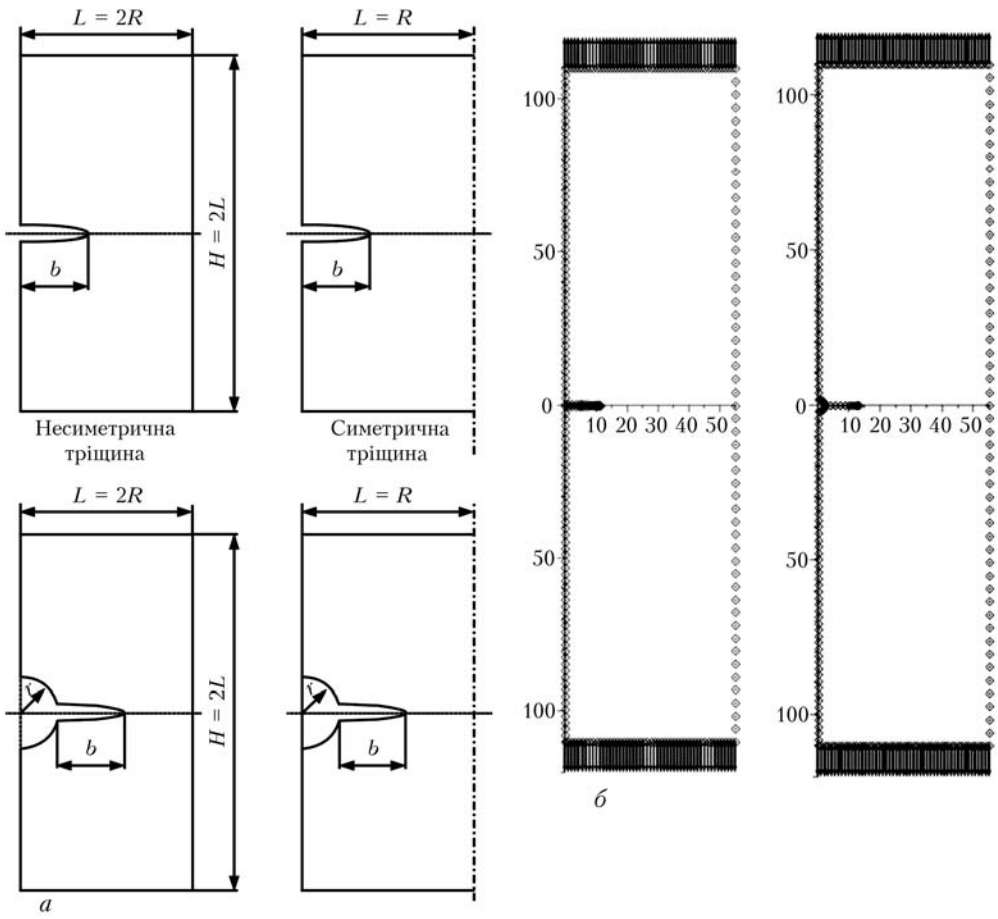


Рис. 5. Моделі МГЕ для визначення калібрувальних функцій (*а*) та КІН смуги з крайовою тріщиною без та з концентратором напружень (*б*)

шенням глибини тріщини до 0,125 радіуса циліндра КІН F_{In}^{3D} наближається до F_{I}^{3D}, а потім стає навіть дещо меншим від останнього. Таке явище пов'язується зі зміною розподілу величини КІН уздовж фронту тріщини внаслідок впливу концентратора напружень. Для $\lambda > 0{,}3$ безрозмірні КІН F_{I}^{3D} та F_{In}^{3D} наближаються одне до одного, оскільки за таких глибин тріщини вплив концентратора напружень з урахуванням відношення його радіуса r до радіуса вала R значно зменшується.

Плоска задача теорії пружності для смуги з крайовими тріщинами та концентраторами напружень. Дослідження плоскої задачі теорії пружності для смуги з концентраторами напружень та крайовими тріщинами здійснювали за допомогою МГЕ. В моделях тріщину розглядали сильно витягнутою напівеліптичною із відношенням напівосей 1/100. Для врахування незначної відстані між її берегами, а також усунення майже сингулярних інтегралів, що виникають унаслідок великого відношення довжини смуги до її ширини, використовували регуляризаційний МГЕ [7]. Коефіцієнти інтенсивності напружень біля таких тріщин визначали методом J-інтеграла [12].

Для дослідження КІН поблизу крайових тріщин у смузі за допомогою МГЕ розроблено чотири різні моделі (рис. 5, *а*):

- крайова тріщина в смузі;
- дві симетричні крайові тріщини в смузі;
- крайова тріщина, що поширюється з найглибшої точки концентратора напружень;
- дві симетричні крайові тріщини, що поширюються з найглибшої точки концентраторів напружень.

Як і для просторової задачі, вибрано такі геометричні параметри для моделей: $R = 55$ мм; $r = 2$ мм; $b = 3$–20 мм. Для цих значень геометричних характеристик концентрація напружень на круглому вирізі у смузі, отримана методом фотопружності, відповідно до роботи [16], дорівнює

$$k = 3{,}065 - 8{,}871 r/L + 14{,}036(r/L)^2 - 7{,}219(r/L)^3 \approx 2{,}91. \quad (4)$$

Аналіз МГЕ задачі дає значення концентрації напружень $k \approx 3{,}09$, що лише на 6 % більше від окресленого виразом (4). Проте, як уже зазначалося для випадку 3D, такі відхилення можливі, оскільки метод фотопружності часто дає дещо занижені, порівняно із розрахунковими, значення концентрації напружень.

Для симетричних вирізів у смузі концентрація напружень за даними, отриманими на основі фотопружного аналізу, відповідно до [16], дорівнює

$$k = 3{,}065 - 3{,}472(r/L) + \\ + 1{,}009(r/L)^2 + 0{,}405(r/L)^3 \approx 2{,}94. \quad (5)$$

В результаті аналізу МГЕ для k отримано значення 3,14.

Моделі з симетричними тріщинами застосовані для спрощення наступного аналізу плоскої задачі для різьбового профілю з тріщиною, для якого використання симетрії зменшує необхідну кількість машинних обчислень, а відповідно, й ресурс часу.

На рис. 5, *б* зображено вузли сітки граничних елементів, а також використану схему навантаження смуги для моделей із симетрією. У цьому випадку для задовольнення умов симетрії на правому боці смуги задавалися обмеження на переміщення уздовж горизонтальної осі (стосовно поданої на рисунку орієнтації смуги).

За даними аналізу МГЕ на основі методу найменших квадратів для КІН поблизу тріщин у досліджуваних моделях отримано такі апроксимуючі функції ($K = F\sigma\sqrt{\pi b}$):

крайова тріщина в смузі

$$F_{\text{I}}^{2D} = 1{,}09 + 0{,}479\lambda - 0{,}837\lambda^2 + 5{,}704\lambda^3 - 5{,}546\lambda^4; \quad (6)$$

дві симетричні крайові тріщини

$$F_{\text{Is}}^{2D} = 1{,}146 + 0{,}119\lambda - 1{,}526\lambda^2 + 5{,}085\lambda^3 - 4{,}37\lambda^4; \quad (7)$$

крайова тріщина, що поширюється з концентратора напружень

$$F_{\text{I}n}^{2D} = 1{,}87 - 11{,}48\lambda + 93{,}88\lambda^2 - \\ - 383{,}1\lambda^3 + 792{,}3\lambda^4 - 645\lambda^5; \quad (8)$$

дві крайові тріщини та концентратори

$$F_{\text{I}sn}^{2D} = 1{,}788 - 8{,}09\lambda + 45{,}74\lambda^2 - 119{,}6\lambda^3 + 118{,}4\lambda^4, \quad (9)$$

де $\lambda = b/R$ для $0{,}05 < \lambda < 0{,}36$. Похибка апроксимацій (6)–(9) на масиві отриманих числових даних не перевищує 0,4 %.

Результати виразів (6), (7) зіставлялися з інтерполяційними формулами для безрозмірних КІН, наведеними в роботі [13]. Для однієї крайової тріщини відносне відхилення у заданому діапазоні зміни параметра λ не перевищує 1 % при похибці інтерполяційної формули [13] ±0,5 %. Для двох симетричних крайових тріщин відхилення (7) від формули, вказаної в роботі [13], не перевищує 2,4 % при похибці останньої ±0,8 %.

Стосовно формул (8) та (9), то у довіднику [13] не подано коефіцієнтів інтенсивності напружень для такого типу задач. Однак результати виразів (8) та (9) можна вважати достовірними, спираючись на фактичний збіг із раніше опублікованими результатами даних щодо виразів (6), (7), а також на надійність застосованої схеми МГЕ і задовільне узгодження із отриманим рівнем концентрації напружень для крайового вирізу в смузі (4), (5).

За невеликих глибин b тріщини концентратор напружень, як і у випадку просторової задачі, дуже впливає на значення КІН. Із заглибленням фронту тріщини безрозмірний КІН (фактор форми) поступово зменшується, наближаючись до відповідного безрозмірного КІН для задачі без концентратора напружень. Зазначимо, що реальний КІН зі збільшенням глибини тріщини лише збільшується. У цьому легко пересвідчитися, помноживши відповідні значення безрозмірних КІН (факторів форми) на $\sigma\sqrt{\pi b}$. Найбільше впливає на значення КІН асиметрія. Це пов'язано з тим, що у випадку однієї тріщини її розкриття є більшим, ніж для двох.

Використовуючи залежності (6)–(9), а також (2), (3), легко отримати значення кореляційних функцій $\chi^{2D} = F^{3D}/F^{2D}$. Для більшої зручності найкраще інтерполювати ці функції за допомогою поліномів Чебишева (що є поліномами найменшого відхилення), обмежившись лише лінійними залежностями. За здійсненими оцінками таке інтерполяційне подання кореляційних функцій відрізняється від відношення F^{3D}/F^{2D} не більше, ніж на 1 % для заданого діапазону зміни λ.

Таким чином, отримано значення таких функцій, що пов'язують результати плоскої задачі із просторовою задачею, коли у плоскій розглянуто наступне:

крайову тріщину

$$\chi^{2D} = F_{\text{I}}^{3D}/F_{\text{I}}^{2D} \approx 1{,}107 - 0{,}355\lambda; \quad (10)$$

дві симетричні крайові тріщини

$$\chi_s^{2D} = F_{\text{I}}^{3D}/F_{\text{Is}}^{2D} \approx 1{,}040 + 0{,}234\lambda; \quad (11)$$

крайову тріщину, що поширюється з концентратора напружень,

$$\chi_n^{2D} = F_{\text{I}n}^{3D}/F_{\text{I}n}^{2D} \approx 0{,}938 - 0{,}124\lambda; \quad (12)$$

симетричні крайові тріщини, що виходять з концентраторів,

$$\chi_{sn}^{2D} = F_{\text{I}n}^{3D}/F_{\text{I}sn}^{2D} \approx 0{,}898 + 0{,}439\lambda. \quad (13)$$

З метою грубої оцінки КІН для поверхневих тріщин у просторовій задачі можна прийняти значення коефіцієнта кореляції на рівні

$$\chi_{2D} \approx 1{,}13. \quad (14)$$

Такий вибір дає можливість оцінити КІН для просторових поверхневих тріщин із деяким запасом, що для інженерної практики навіть необхідно. Для точнішої оцінки пропонується користуватися спеціалізованими формулами (10)–(13).

Осесиметрична задача теорії пружності для вала з крайовими тріщинами та концентраторами напружень. Дослідження осесиметричної задачі теорії пружності для вала з концентраторами напружень та крайовими тріщинами, подібними до таких у плоскій задачі, здійснювали за допомогою

МГЕ. При цьому застосовано метод нелінійної заміни змінних під час інтегрування [17]. Коефіцієнти інтенсивності напружень біля тріщини визначали методом M-інтеграла [12]. Для виключення ефекту примежевого шару при обчисленні напружень використано саморегуляризовані інтегральні рівняння [8]. Для дослідження КІН поблизу крайових кільцевих тріщин у валі за допомогою МГЕ розроблено дві такі моделі:

- кільцеву тріщину у гладкому валі;
- кільцеву тріщину, що виходить із кільцевого концентратора напружень на поверхні гладкого валу.

Розподіл вузлів, їх кількість та геометричні характеристики моделі взяті такими ж, як і для відповідних моделей плоскої задачі (рис. 5).

Для вибраних значень геометричних характеристик вала та вирізу в ньому концентрація напружень k у відповідності з виразом (1) дорівнює 2,85. Розрахунки за допомогою МГЕ дають для концентрації напружень значення k = 3,06, що приблизно на 7 % більше від обчисленого за формулою (1).

За допомогою аналізу МГЕ осесиметричної задачі для безрозмірного КІН $F_{\mathrm{I}}^{\mathrm{a}} = K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{a}}/(\sigma\sqrt{\pi b})$ отримано таку залежність від відносної глибини поширення тріщини:

$$F_{\mathrm{I}}^{\mathrm{a}} = 1{,}12 + 0{,}473\lambda + 0{,}317\lambda^2 + 2{,}98\lambda^3 + 1{,}418\lambda^4 \quad (0{,}05 < \lambda < 0{,}36). \tag{15}$$

Відхилення (15) в заданому діапазоні λ від значень КІН, отриманих методом об'ємних сил [13], не перевищує 1,1 %.

Для випадку циліндричного вала з концентратором напружень виконано аналіз МГЕ осесиметричної задачі для моделі з концентратором із кільцевою тріщиною. На основі отриманих результатів за допомогою методу найменших квадратів побудовано таку апроксимаційну формулу для безрозмірного КІН $F_{\mathrm{I}n}^{\mathrm{a}} = K_{\mathrm{I}}/(\sigma\sqrt{\pi b})$:

$$F_{\mathrm{I}n}^{\mathrm{a}} = 1{,}83 - 8{,}19\lambda + 52{,}3\lambda^2 - 136\lambda^3 + 141\lambda^4 \quad (0{,}05 < \lambda < 0{,}36). \tag{16}$$

Похибка апроксимації (16) на масиві отриманих під час досліджень числових даних не перевищує 0,3 %.

Виходячи з виразу (2) та значень $F_{\mathrm{I}}^{\mathrm{a}}$ (15) для кільцевої тріщини легко побудувати відношення $\chi^{\mathrm{a}} = F_{\mathrm{I}}^{\mathrm{3D}}/F_{\mathrm{I}}^{\mathrm{a}}$, яке можна використовувати для оцінки граничного стану циліндричної деталі з локальною поверхневою тріщиною за даними осесиметричного аналізу КІН кільцевої тріщини у цій деталі. Апроксимуючи кореляційну функцію χ^{a} поліномами Чебишева на проміжку $0{,}05 < \lambda < 0{,}36$, отримаємо

$$\chi^{\mathrm{a}} \approx 1{,}09 - 0{,}6\lambda. \tag{17}$$

Максимальне відхилення (17) від дійсного значення функції χ^{a} для заданого діапазону зміни параметра λ не перевищує 1 %.

Для відношення $\chi_n^{\mathrm{a}} = F_{\mathrm{I}n}^{\mathrm{3D}}/F_{\mathrm{I}n}^{\mathrm{a}}$ за допомогою апроксимації поліномами Чебишева отримано такий вираз:

$$\chi_n^{\mathrm{a}} \approx 0{,}93 - 0{,}43\lambda. \tag{18}$$

Відхилення (18) від дійсного значення в діапазоні $0{,}05 < \lambda < 0{,}36$ не перевищує 1 %. Грубою оцінкою кореляційної (калібрувальної) функції КІН просторової задачі за відповідними значеннями осесиметричної буде

$$\chi_{\mathrm{a}} \approx 1{,}1. \tag{19}$$

Моделювання надтріснутих різьбових з'єднань. За допомогою МГЕ та методу M-інтеграла здійснено аналіз КІН для кільцевої тріщини при взаємодії болта з фланцем, а також для симетричних тріщин у смузі з різьбовим профілем, що входить у зачеплення зі смугою у формі профілю фланця. Схема таких задач зображена на рис. 6. На частині профіля болта, як це є в дійсності, відсутнє різьблення. У контакт входять близько 40 витків різьби.

За результатами числового розв'язування осесиметричної задачі для кільцевої тріщини на основі методу найменших квадратів отримано таку залежність безрозмірного КІН від заглибленості тріщини:

$$F_{\mathrm{I}b}^{\mathrm{a}} = 1{,}92 - 8{,}08\lambda + 48{,}04\lambda^2 - 117{,}9\lambda^3 + 116{,}4\lambda^4 \quad (0{,}05 < \lambda < 0{,}36). \tag{20}$$

Відповідна залежність, отримана виходячи з числових даних для плоскої задачі, має такий вигляд:

$$F_{\mathrm{I}b}^{\mathrm{2D}} = 2{,}15 - 9{,}81\lambda + 53{,}04\lambda^2 - 132{,}1\lambda^3 + 124{,}8\lambda^4 \quad (0{,}05 < \lambda < 0{,}36). \tag{21}$$

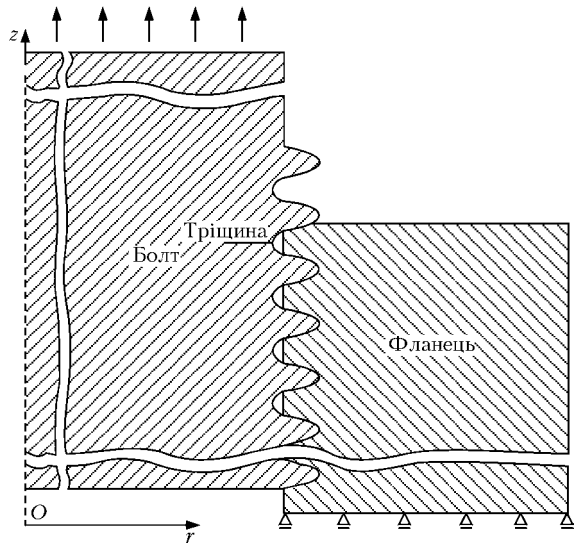


Рис. 6. Схема моделі для визначення КІН тріщин у різьбових з'єднаннях

Враховуючи кореляційні функції (10)–(13) та (17), (18) можна отримати оцінку КІН для поверхневої тріщини у різьбовому з'єднанні. Для забезпечення запасу надійності оберемо з усіх отриманих оцінок ту, що дає більші значення КІН. Таким чином, отримаємо залежність безрозмірного КІН від відносної глибини тріщини

$$F_{lb}^{3D} = (2{,}15 - 9{,}81\lambda + 53{,}04\lambda^2 - 132{,}1\lambda^3 + 124{,}8\lambda^4)(1{,}04 + 0{,}234\lambda) \quad (0{,}05 < \lambda < 0{,}36). \qquad (22)$$

Висновки

1. Для аналізу КІН поверхневих тріщин у різьбових з'єднаннях запропоновано використовувати метод калібрувальних функцій.

2. На основі аналізу плоскої, осесиметричної та просторової задач побудовано калібрувальні функції впливу об'єму та неосесиметричності.

3. Виходячи з отриманих КІН тріщини в різьбовому профілі та побудованих калібрувальних функцій, подано оцінку КІН поверхневої тріщини у впадині витка різьбового з'єднання.

1. *Brennen F.P.* Stress intensity factors for threaded connections // Eng. Fracture Mechanics. — 1995. — **50**, N 4. — P. 545–567.
2. *Toribio J.* Stress intensity factor solutions for a cracked bolt loaded by a nut // Intern. J. Fracture. — 1992. — N 53. — P. 367–385.
3. *A photoelastic* analysis of crescent-shaped cracks in bolts / J. Hobbs, R. Burguete, P. Heyes, E. Patterson // J. of Strain Analysis. — 2001. — **36**, N 1. — P. 93–99.
4. *Impellizzeri L.F.* Specturm fatigue crack growth in lugs // ASTM STP. — 1976. — N 595. — P. 320–336.
5. *Кир'ян В., Сулим Г., Пастернак Я.*Визначення напружено-деформованого стану різьбових кріплень гідротурбін // Сучасні проблеми механіки та математики: В 3 т. — Львів, 2008. — Т. 2. — С. 276–278.
6. *Bozydarnik W., Sulim G., Pasternak J.* Modelowanie numeryczne rozkladu naprezen w polaczeniach gwintowych turbin hydraulicznych // Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej. Mechanika. Technika i Technologia Montazu Maszyn. — 2008. — **72**, N 251. — S. 41–47.
7. *Сулим Г., Пастернак Я.* Регуляризована тотожність Сомільяни для задач теорії пружності з тонкостінними структурами // Вісн. Львів. ун-ту. Сер. Прикладна математика та інформатика. — 2007. — Вип. 13. — С. 142–150.
8. *Pasternak I., Sulym H.* Self-regular stress integral equations for axisymmetric elasticity // Eng. Anal. Bound. Elem. — 2009. — N 33. — P. 1001–1004.
9. *Zienkiewicz O.C., Taylor R.L.* The finite element method. — Vol. 2. Solid mechanics. — Oxford: BH, 2000. — 459 p.
10. *Barsoum R.S.* On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics // Intern. J. Numer. Meth. Eng. — 1976. — N 10. — P. 25–37.
11. *Henshell R.D., Shaw K.G.* Crack tip finite elements are unnecessary // Ibid. — 1975. — N 9. — P. 495–507.
12. *Kim Y.J.* Mode decomposition in three dimensional cracks using mutual integrals // Intern. J. of KSPE. — 2000. — **1**, N 2. — P. 14–23.
13. *Справочник* по коэффициентам интенсивности напряжений: В 2 т. / Под ред. Ю. Мураками. — М.: Мир, 1990. — Т. 1. — 448 с.; Т 2. — 1016 с.
14. *Ng C.K., Fenner D.N.* Stress intensity factors for an edge cracked circular bar in tension and bending // Intern. J. Fract. — 1998. — N 36. — P. 291–303.
15. *Carpinteri A., Brighenti R., Vantadori S.* Circumferentially notched pipe with an external surface crack under complex loading // Intern. J. of Mechanical Sciences. — 2003. — N 45. — P. 1929–1947.
16. *Peterson's* stress concentration factors / Ed. W.D. Pilkey. — 2nd ed. — New York: Wiley&Sons, 1997. — 524 p.
17. *Luo J.F., Liu Y.J., Berger E.* Analysis of two-dimensional thin-structures (from micro- to nano-scales) using the boundary element method // Computational Mechanics. — 1998. — N 22. — P. 404–412.

ПРОЕКТ 9.8

Розробка технічного регламенту «Зварні конструкції. Вимоги до якості зварювання»

УДК 621.791

РОЗРОБКА ПРОЕКТУ СПЕЦІАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО РЕГЛАМЕНТУ «ЗВАРНІ КОНСТРУКЦІЇ. ВИМОГИ ДО ЯКОСТІ ЗВАРЮВАННЯ» ЗА ПРОГРАМОЮ «ПРОБЛЕМИ РЕСУРСУ І БЕЗПЕКИ ЕКСПЛУАТАЦІЇ КОНСТРУКЦІЙ, СПОРУД ТА МАШИН»

Академік НАН України **Л.М. ЛОБАНОВ, В.І. ЮМАТОВА**, канд. техн. наук, **Н.О. ПРОЦЕНКО**, інж.
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Проаналізовано стан нормативної документації щодо зварювального виробництва, створено перелік міжнародних стандартів та європейських норм, європейських директив, проведено оцінку попереднього досвіду гармонізації міжнародних, європейських стандартів, розроблено методику створення, прийняття та застосування міжнародних стандартів і європейських норм у зварювальному виробництві України, розроблено проект спеціального технічного регламенту «Зварні конструкції. Вимоги до якості зварювання».

Ключові слова: *міжнародні стандарти, європейські норми, європейські директиви, гармонізація стандартів, Світова організація торгівлі, європейська спільнота, технічний регламент, процеси зварювання, рівні якості зварювання, підтвердження відповідності*

Вступ України до Світової організації торгівлі (СОТ) дозволяє закріпити торгові відношення та статус взаємних відношень з країнами — торговими партнерами, а також зменшити тарифні і нетарифні обмеження для українських товарів практично на всіх світових ринках, покращити структуру українського експорту, забезпечити справедливе вирішення суперечок, захистити інтереси національних товаровиробників на світових ринках.

Одна з важливих вимог СОТ — зробити Україну надійним і прогнозованим партнером для всієї світової спільноти. Угодою СОТ про технічні бар'єри в торгівлі (ТБТ) визначено міжнародні обов'язки кожного члена СОТ щодо виконання умов доступу продукції на ринок. Предметом цієї Угоди є введення в дію технічних регламентів, розроблених на підставі європейських директив щодо вимог безпеки продукції, маркування, процедури оцінки та підтвердження відповідності її вимогам технічних регламентів та діючим стандартам. Існування в Україні великої кількості міждержавних стандартів, розроблених до 1992 р. та обов'язкових для застосування, було сприйнято членами СОТ як ТБТ.

Станом на 1 січня 2008 р. фонд діючих в Україні міждержавних стандартів (ГОСТ), розроблених до 1992 р., становить 16765 нормативних документів. Ці стандарти за роками введення їх в дію і у відсотках до загальної чисельності розподілені таким чином: 1947–1959 рр. — 84 стандарти (0,5 %), 1960–1969 рр. — 973 стандарти (5,8 %), 1970–1979 рр. — 6672 стандарти (39,8 %), 1980–1991 рр. — 9036 стандартів (53,9 %). Такий стан нормативної документації не відповідає міжнародним нормам і правилам, принципам СОТ, Угоді про ТБТ, не сприяє впровадженню нових технологій і інновацій і є об'єктом постійної критики з боку торгових партнерів України.

Для виконання обов'язків, які взяла на себе Україна в межах СОТ, прийнято закон України «Про стандарти, технічні регламенти та процедури оцінки відповідності» (№ 3164-IV) та розроблено Програму перегляду діючих в Україні стандартів колишнього СРСР і відміну тих, що є неактуальними та можуть створювати ТБТ.

Основні напрямки виконання програми такі:

- перевірка міждержавних стандартів на відповідність законодавству, інтересам України, вимогам споживачів, рівню розвитку науки і техніки, вимогам міжнародних стандартів, положень Угоди про ТБТ;
- перегляд міждержавних стандартів з внесенням змін до них, заміна їх відповідними гармонізованими міжнародними або національними стандартами;
- відміна міждержавних стандартів, які втратили актуальність, не використовуються і не відповідають вимогам чинного законодавства;
- розробка Технічних регламентів на підставі європейських директив про наближення законів, підзаконних актів та адміністративних положень

© Л.М. ЛОБАНОВ, В.І. ЮМАТОВА, Н.О. ПРОЦЕНКО, 2009

держав-членів СОТ, гармонізованих міжнародних стандартів та європейських норм.

При виготовленні зварних конструкцій визначальним фактором забезпечення їх експлуатаційної надійності та довговічності є підтвердження відповідності встановленим вимогам. Розробка в Україні спеціального технічного регламенту «Зварні конструкції. Вимоги до якості зварювання» дозволить визначити основні критерії, яким мають відповідати зварні конструкції щодо належного рівня якості, надійності та безпеки. Впровадження цього Спеціального технічного регламенту (далі Технічного регламенту) сприятиме підвищенню конкурентоздатності продукції зварювального виробництва вітчизняних підприємств та забезпечить підтвердження їх відповідності європейським та міжнародним вимогам.

У межах наукового проекту «Розробка технічного регламенту. Зварні конструкції. Вимоги до якості» за програмою «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» проведено роботу по вивченню міжнародного та європейського досвіду використання Європейських директив, створенню актуальної нормативної бази національних стандартів. Проведено аналіз бази даних міжнародних стандартів, європейських норм стосовно зварювального виробництва. На підставі цього аналізу створено переліки міждержавних стандартів, що підлягають перегляду, а також міжнародних стандартів та європейських норм, європейських директив, що стосуються зварювального виробництва, визначено перелік першочергових стандартів, необхідних для створення проекту Технічного регламенту щодо якості зварних конструкцій.

У відповідності з вимогами ДСТУ 1.7 [1], розроблено методику з гармонізації та запровадження стандартів, в якій описана процедура з розробки, прийняття та застосування міжнародних стандартів і європейських норм у зварювальному виробництві.

Для розробки проекту Технічного регламенту створено такий перелік з розробки першочергових проектів національних версій гармонізованих міжнародних стандартів та європейських норм:

ISO 3834–1. Вимоги до якості зварювання плавленням металевих матеріалів. Частина 1. Критерії для вибору відповідного рівня вимог до якості;

ISO 3834–2. Вимоги до якості зварювання плавленням металевих матеріалів. Частина 2. Всебічні вимоги до якості;

ISO 3834–3. Вимоги до якості зварювання плавленням металевих матеріалів. Частина 3. Стандартні вимоги до якості;

ISO 3834–4. Вимоги до якості зварювання плавленням металевих матеріалів. Частина 4. Елементарні вимоги до якості;

ISO 3834–5. Вимоги до якості зварювання плавленням металевих матеріалів. Частина 5. Документи, вимоги яких потрібно виконувати, щоб підтвердити відповідність вимогам ISO 3834–2, ISO 3834–3, ISO 3834–4;

ISO/TR 581. Зварюваність. Металеві матеріали. Загальні принципи;

ISO 5178. Руйнівні випробування на зварних швах у металевих матеріалах — випробування на поздовжнє розтягування на металі зварного шва в з'єднаннях, виконаних зварюванням плавленням;

ISO 4136. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Випробування на розтягування зразка, вирізаного поперек зварного шва;

ISO 5173. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Випробування на згин;

ISO 9018. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Випробування на розрив хрестоподібних з'єднань і з'єднань внапуск;

ISO 16060. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Травлення для макро- та мікроскопічного дослідження;

ISO 17639. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Макро- та мікроскопічне дослідження зварних з'єднань;

ISO 17641–1. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Способи контролю гарячих тріщин у зварних з'єднаннях. Процеси дугового зварювання. Частина 1. Загальні питання;

ISO 17641–2. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Способи контролю гарячих тріщин у зварних з'єднаннях. Процеси дугового зварювання. Частина 2. Випробування під власним навантаженням;

ISO 17641–3. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Способи контролю гарячих тріщин у зварних з'єднаннях. Процеси дугового зварювання. Частина 3. Випробування під зовнішнім навантаженням;

ISO 17642–1. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Способи контролю холодних тріщин у зварних з'єднаннях. Процеси дугового зварювання. Частина 1. Загальні питання;

ISO 17642–2. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Способи контролю холодних тріщин у зварних з'єднаннях. Процеси дугового зварювання. Частина 2. Випробування під власним навантаженням;

ISO 17642–3. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Способи контролю холодних тріщин у зварних з'єднаннях. Процеси дугового зварювання. Частина 3. Випробування під зовнішнім навантаженням;

ISO 17655. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Метод відбору зразків для вимірювання вмісту дельта-феріту;

ISO 6520–1. Зварювання і споріднені процеси. Класифікація дефектів при зварюванні металів. Частина 1. Зварювання плавленням;

ISO 2553. Зварні і паяні шви. Символічне відображення на кресленнях;

ISO 9692–1. Зварювання і споріднені процеси. Підготовка кромок. Частина 1. Ручне дугове зва-

рювання, зварювання в захисних газах, газове зварювання, зварювання неплавким електродом в інертному газі, електронно-променеве зварювання сталей;

ISO 9692–2. Зварювання і споріднені процеси. Підготовка кромок. Частина 2. Зварювання під флюсом;

ISO 9692–3. Зварювання і споріднені процеси. Підготовка кромок. Частина 3. Зварювання плавким електродом в інертному газі, зварювання неплавким електродом в інертному газі алюмінію та алюмінієвих сплавів;

ISO 9692–4. Зварювання і споріднені процеси. Підготовка кромок. Частина 4. Наплавлення;

EN 1708–1. Зварювання. З'єднання зварюванням сталевих деталей. Частина 1. Основні типи, конструктивні елементи і розміри зварних з'єднань посудин і обладнання, що працюють під тиском;

ISO 17659. Зварювання. Багатомовні терміни щодо зварних з'єднань з ілюстраціями;

ISO 25901. Зварювання і споріднені процеси. Словник;

ISO 669:2000. Контактне зварювання. Устаткування для контактного зварювання. Вимоги до електричних та механічних характеристик;

ISO 5826:1999. Устаткування для контактного зварювання. Трансформатори. Загальні технічні вимоги;

ISO 7286:1986. Графічні умовні позначення устаткування для контактного зварювання;

ISO 7289. Муфти швидкорознімні з запірними клапанами для зварювання, різання та споріднених процесів;

ISO 14113. Газозварювальне устаткування. Гумові та пластмасові шланги та їх з'єднання для промислових газів до 450 бар (45 МПа);

ISO 14114. Газозварювальне устаткування. Ацетиленові розподільні системи для зварювання, різання та споріднених процесів. Загальні вимоги;

ISO 15296. Газозварювальне устаткування. Словник. Термінологія щодо газозварювального устаткування;

ISO 15615:2002. Газозварювальне устаткування. Ацетиленові розподільні системи для зварювання, різання та споріднених процесів. Вимоги щодо безпеки пристроїв високого тиску;

ISO 4136. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Випробування на розтягування зразка з поперечним швом;

ISO 5173. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Випробування на згин;

ISO 9015–2. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Випробування на твердість. Частина 2: Випробування зварних з'єднань на мікротвердість;

ISO/TR 16060. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Травлення для макро- та мікроскопічного дослідження;

ISO 17639. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Макро- та мікроскопічне дослідження зварних з'єднань;

ISO 17653. Руйнівне випробування зварних з'єднань металевих матеріалів. Випробування зварних точок скручуванням;

ISO 15012–2. Охорона здоров'я та безпека під час зварювання та споріднених процесів. Вимоги, контроль і позначення систем очищення повітря. Частина 2. Контроль зони дії відсмоктування диму при зварюванні;

ISO 17846. Зварювання і споріднені процеси. Охорона здоров'я та безпека. Попереджувальні етикетки для обладнання і матеріалів, що використовуються при дуговому зварюванні і різанні;

ISO 15607. Технічні умови та атестування технологічних процесів зварювання металевих матеріалів. Загальні правила;

ISO 15614–5. Технічні умови та атестування технологічних процесів зварювання металевих матеріалів. Випробування технологічних процесів зварювання. Частина 5. Дугове зварювання титану, цирконію і їх сплавів;

ISO 15609–5. Технічні умови і атестація технології зварювання металевих матеріалів. Технологічна інструкція із зварювання. Частина 5. Контактне зварювання;

ISO 15614–7. Технічні умови і атестація технології зварювання металевих матеріалів, випробування технології зварювання. Частина 7. Наплавлення;

ISO 9606–1. Кваліфікаційні випробування зварників. Зварювання плавленням. Частина 1. Сталі;

ISO 14171. Матеріали зварювальні. Зварювальні дроти і комбінації дріт–флюс для дугового зварювання нелегованих і дрібнозернистих сталей;

ISO 14174. Зварювальні матеріали. Флюси для дугового зварювання. Класифікація;

ISO 18275. Зварювальні матеріали. Електроди покриті металеві для ручного дугового зварювання високоміцних сталей. Класифікація;

ISO 16834. Зварювальні матеріали. Дріт електродний і зварювальні матеріали для зварювання високоміцних сталей плавким електродом у захисному газі. Класифікація;

ISO 17632. Зварювальні матеріали. Дріт порошковий для дугового зварювання нелегованих і дрібнозернистих сталей у захисному газі і без захисного газу. Класифікація;

ISO 17633. Зварювальні матеріали. Дріт порошковий для зварювання неіржавіючих і жароміцних сталей плавким електродом у захисних газах або без захисного газу. Класифікація;

ISO 17634. Зварювальні матеріали. Дріт порошковий для зварювання жароміцних сталей плавким електродом у захисних газах. Класифікація;

ISO 18276. Зварювальні матеріали. Дріт порошковий для зварювання високоміцних сталей у захисних газах. Класифікація.

Виконано переклад та науково-технічне редагування наведених стандартів, вимоги яких використано при розробці проекту Технічного регламенту.

У відповідності з законом України «Про стандарти, технічні регламенти та процедури оцінки відповідності» при розробці проекту Технічного регламенту також використовували вимоги трьох Європейських директив (89/106/ЕЕС [2], 87/404/ЕЕС [3], 97/23/ЕЕС [4]), які встановлюють вимоги до проектування, виготовлення і надійності зварних конструкцій, в залежності від їх призначення та умов експлуатації.

У зв'язку з тим, що процеси зварювання мають місце в машинобудуванні, енергетиці, дорожньо-транспортній техніці, промисловому і громадянському будівництві, мосто- и суднобудуванні, авіаційній і космічній техніці, металургії тощо, розробка проекту Технічного регламенту «Зварні конструкції. Вимоги до якості» необхідна для багатьох галузей промисловості України. Виконання вимог цього Технічного регламенту дасть гарантію споживачу в тому, що підприємство-виробник має систему забезпечення якості в зварювальному виробництві, а саме: впроваджено процеси контролю проектів та контрактів, основних і зварювальних матеріалів, інструкцій зі зварювання і термообробки, технічного обслуговування обладнання, підтвердження технологічних процесів, кваліфікації зварників і операторів, кваліфікації координаторів і фахівців контролю зварювальних робіт, інспектування і випробувань, усунення невідповідностей і повторних випробувань незалежно від того, до якої галузі відноситься зварювальне виробництво.

Успішний вихід продукції зварювального виробництва України на світовий ринок залежить не лише від її високих техніко-економічних показників, а також від наявності достатнього рівня якості, безпеки та адаптації виробництва зварних конструкцій до міжнародної системи оцінки відповідності за допомогою гармонізованих міжнародних стандартів та європейських норм.

Для забезпечення відповідності зварної конструкції встановленим вимогам та усунення проблем під час її виготовлення та експлуатації необхідно запровадити відповідний контроль за підготовкою, складанням і зварюванням виробу, починаючи з етапу проектування та вибору матеріалу конструкції і закінчуючи виробництвом і подальшим контролем якості виготовленої конструкції. Не виконання встановлених вимог на будь-якому етапі зварювального виробництва може створити труднощі при наступних виробничих процесах або бути причиною виходу з ладу зварної конструкції під час експлуатації.

Процеси зварювального виробництва за своєю специфікою відносяться до спеціальних процесів, оскільки відповідність технічних характеристик зварних конструкцій не завжди може бути підтверджена тільки випробуваннями. Гарантія відповідності забезпечується шляхом контролю процесу виготовлення зварної конструкції. Якість не може бути внесена до виробу випробуваннями, зварна конструкція має бути якісно виготовлена. Однією з умов замовника при укладанні контракту є підтвердження можливостей зварювального виробництва із забезпечення гарантованого рівня якості виготовлення продукції.

Технічний регламент встановлює вимоги до проектування та виробництва зварних конструкцій, а також визначає вимоги щодо оцінки відповідності експлуатаційних характеристик незалежно від типу зварної конструкції.

Вимоги Технічного регламенту поширюються на виробників, проектні, монтажні та експлуатаційні організації, випробувальні лабораторії, центри з підготовки персоналу зварювального виробництва, уповноважені органи з сертифікації зварювальних виробництв.

Технічний регламент встановлює класи виготовлення зварних конструкцій, основні критерії та процедури з оцінки технічних можливостей їх виробництва та вибір відповідного рівня вимог щодо забезпечення якості зварювання відповідно до ДСТУ ISO 3834, процедури оцінки відповідності встановленим вимогам.

У Технічному регламенті встановлені класи виготовлення зварних конструкцій, пов'язані з класами наслідків аварій, виготовлення та категорій експлуатації.

Висновки

1. Створення актуалізованих переліків міжнародних стандартів та європейських норм дозволить організаціям оперативно проводити підбір необхідних стандартів у зварювальному виробництві.

2. Методика з гармонізації та запровадження міжнародних стандартів дозволить оперативніше проводити розробку, прийняття та застосування міжнародних стандартів і європейських норм.

3. Введення в дію міжнародних стандартів ISO 3834–1, ISO 3834–2, ISO 3834–3, ISO 3834–4, ISO 3834–5, ISO/TR 581, ISO 5178, ISO 4136, ISO 5173, ISO 9018, ISO 16060, ISO 17639, ISO 17641, ISO 17641–2, ISO 17641–3, ISO 17642–1, ISO 17642–2, ISO 17642–3, ISO 17655, ISO 6520–1, ISO 2553, ISO 9692–1, ISO 9692–2, ISO 9692–3, ISO 9692–4, EN 1708–1, ISO 17659, ISO 25901, ISO 669:2000, ISO 5826:1999, ISO 7286:1986, ISO 7289, ISO 14113, ISO 14114, ISO 15296, ISO 15615:2002, ISO 4136, ISO 5173, ISO 9015–2, ISO/TR 16060, ISO 17639, ISO 17653, ISO 15012–2, ISO 17846, ISO 15607, ISO 15614–5, ISO 15609–5, ISO 15614–7, ISO 9606–1, ISO 14171, ISO 14174, ISO 18275, ISO 16834, ISO 17632, ISO 17633, ISO 17634, ISO 18276 в статусі національних створює умови для міжнародного визнання результатів випробувань зварювальних матеріалів з метою їх класифікації, підтвердження відповід-

ності технологічних процесів, позначення зварювальних і споріднених процесів, атестації зварювального персоналу, що дозволить підвищити якість продукції в зварювальному виробництві та зробить Україну надійним і прогнозованим партнером для всієї світової спільноти, прискорить можливість до вступу в Європейську спільноту.

4. Впровадження Технічного регламенту стосовно зварних конструкцій є актуальним питанням у сучасному зварювальному виробництві. Вимоги цього Технічного регламенту дозволять визначити класи виготовлення зварних конструкцій, рівні якості зварювальних виробництв, основні критерії, яким повинні відповідати зварні конструкції з належним рівнем якості, підвищити надійність та безпеку експлуатації зварних конструкцій. Використання цього Технічного регламенту сприятиме підвищенню конкурентоздатності продукції зварювального виробництва вітчизняних підприємств та забезпечить підтвердження їх відповідності європейським та міжнародним вимогам.

1. *ДСТУ 1.7–2001*. Державна система стандартизації. Правила і методи прийняття та застосування міжнародних і регіональних стандартів. — Київ: Держпоживстандарт України, 2001. — 30 с.
2. *Європейська* директива №89/106/ЄЕС «Про наближення законів, підзаконних актів та адміністративних положень держав-членів стосовно будівельних виробів». — Чинна з 21.12.88.
3. *Європейська* директива 87/404/ЄЕС «Щодо наближення законодавства держав-членів стосовно простих посудин, що перебувають під тиском». — Чинна з 25.06.87.
4. *Європейська* директива 97/23/ЄС «Про наближення законів держав-членів щодо обладнання, яке працює під тиском». — Чинна з 29.05.97.