

Ежемесячный научно-технический и производственный журнал



№ 10 (583)
октябрь 2001

Издается с марта 1948

Национальная академия наук Украины
Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины
Международная ассоциация «Сварка»

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Главный редактор
Б. Е. ПАТОН

Ю. С. Борисов, Н. М. Воропай,
В. Ф. Грабин, Ю. Я. Гречкий,
В. Н. Замков, А. Т. Зельниченко,
А. Я. Ищенко, С. И. Кучук-Яценко,
Ю. Н. Ланкин,
В. К. Лебедев (зам. гл. ред.),
В. Н. Липодиаев (зам. гл. ред.),
Л. М. Лобанов, А. А. Мазур,
В. И. Махненко, Л. П. Мойсов,
В. Ф. Мошкин, О. К. Назаренко,
В. В. Пешков, И. К. Походня,
И. А. Рябцев, Ю. А. Стеренбоген,
Б. В. Хитровская (отв. секр.),
В. Ф. Хорунов, В. К. Шелег,
К. А. Ющенко

МЕЖДУНАРОДНЫЙ РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ:

И. Арака (Япония),
Н. П. Алешин (Россия),
И. Гриняк (Словакия),
У. Дилтей (Германия),
Е. А. Дорошкевич (Беларусь),
П. Зайффарт (Германия),
А. С. Зубченко (Россия),
К. Иноуэ (Япония),
К. Мацубути (США),
Н. И. Никифоров (Россия),
Б. Е. Патон (Украина),
Я. Пилиярчик (Польша)

Адрес редакции:
03680, Украина, г. Киев-150,
ул. Боженко, 11

Институт электросварки
им. Е. О. Патона НАН Украины
Тел.: (044) 227 63 02, 269 26 23
Факс: (044) 268 04 86

E-mail:journal@paton.kiev.ua;
tomik@mac.relc.com
http://www.nas.gov.ua/pwj

Редакторы:
Е. Н. Казарова, В. И. Котляр,
Г. В. Ольшевская

Электронная верстка:
И. С. Баташева, И. Р. Наумова,
И. В. Петушков, Т. Ю. Снегирева
Свидетельство
о государственной регистрации
КВ 4788 от 09.01.2001

Журнал входит в перечень
утвержденных ВАК Украины изданий
для публикации трудов
соискателей ученых степеней

СОДЕРЖАНИЕ

ВОСТОЧНОУКРАИНСКОМУ НАЦИОНАЛЬНОМУ УНИВЕРСИТЕТУ — 80 ЛЕТ

Приветствие Б. Е. Патона Восточноукраинскому национальному
университету 3

Голубенко А. Л. Сварочное производство и его кадровое и научное
обеспечение в Луганской области 4

Гедрович А. И., Гальцов И. А. Особенности формирования
напряжений и деформаций в сварных соединениях коррозионно-
стойкой стали 10Х13Г18Д 7

Статывка Ю. И., Шевченко В. А. Теоретическая оценка влияния
параметров электронного луча на образование корневых дефектов
при ЭЛС 11

Гедрович А. И., Жидков А. Б. Прогнозирование остаточных
деформаций при сварке с принудительным охлаждением 14

Харламов Ю. А. Стволы установок для детонационного напыления
покрытий 17

Дзюба В. Л., Корсунов К. А. Расчет плазмотронов с сильноточным
катодом для нагрева дисперсных частиц 22

**Харламов Ю. А., Будагянц Н. А., Шевченко А. В., Юдицкий
С. А.** Порошки из отходов производства прокатных валков для
газотермического напыления 25

Черноморов М. И. Полуавтомат для сварки труб с трубными
досками малогабаритных теплообменников 31

Тарарычkin И. А. Статистическое регулирование сварочных
технологических процессов с использованием метода построения
карт контроля состояния 33

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

**Миходуй Л. И., Смиян О. Д., Мовчан М. Б., Позняков В. Д.,
Антонов С. О.** Химическая микронеоднородность на границах зерен
металла ЗТВ мартенситно-бейнитной стали 14ХГН2МДАФБ 37

Коринец И. Ф., Цзи Чжень Чун. Детерминированно-статистическая
модель формы шва при дуговой сварке 44

**Косович В. А., Лапин И. Е., Потапов А. Н., Савинов А. В., Лысак
В. И.** Статические и динамические вольт-амперные характеристики
дуги вольфрам-алюминий переменного тока прямоугольной формы 51

Кривцун И. В. Особенности работы трубчатого термокатода,
подогреваемого лазерным излучением 56

Коротынский А. Е. Повышение устойчивости горения сварочной
дуги 63

ХРОНИКА

2-я Международная конференция по сварочным материалам 66
Россварка-2001 68

Наши поздравления 69

В. И. Махненко — 70 лет 70

Памяти В. П. Николаенко 71

РЕКЛАМА 72

Главные спонсоры журнала: ОАО «Фирма СЭЛМА»



Каховский завод электросварочного оборудования

Новокраматорский машиностроительный завод



Monthly Scientific-Technical and Production Journal

Avtomatischeeskaya Svarka

№ 10 (583)
October 2001

Published since March, 1948

The National Academy of Sciences of Ukraine
The E. O. Paton Electric Welding Institute
International Association «Welding»

EDITORIAL BOARD:

Editor-in-Chief
B.E.PATON

Yu.S.Borisov, N.M.Voropai,
V.F.Grabin, Yu.Ya.Gretskii, V.N.Zamkov,
A.T.Zelnichenko, A.Ya.Ishchenko,
S.I.Kuchuk-Yatsenko, Yu.N.Lankin,
V.K.Lebedev (vice-chief ed.),
V.N.Lipodaev (vice-chief ed.),
L.M.Lobanov, A.A.Mazur,
V.I.Makhnenko, L.P.Mojsov,
V.F.Moshkin, O.K.Nazarenko,
V.V.Peshkov, I.K.Pokhodnya,
I.A.Ryabtsev, Yu.A.Sternenbogen,
B.V.Khitrovskaya (exec. secr.),
V.F.Khorunov,
V.K.Sheleg, K.A.Yushchenko

THE INTERNATIONAL EDITORIAL COUNCIL:

I.Arata (Japan),
N.P.Alyoshin (Russia),
I.Hrivenak (Slovakia),
U.Diltey (Germany),
E.A.Doroshkevich (Belarus),
P.Seyffarth (Germany),
A.S.Zubchenko (Russia),
K.Inoue (Japan),
K.Masubuchi (USA),
N.I.Nikiforov (Russia),
B.E.Paton (Ukraine),
Ya.Pilyarchik (Poland)

Address:

The E. O. Paton Electric
Welding Institute
of the NAS of Ukraine,
11 Bozhenko str., 03680, Kyiv, Ukraine
Tel.: (38044) 227 63 02, 269 26 23
Fax: (38044) 268 04 86
E-mail:journal@paton.kiev.ua
tomik@mac.relc.com
http://www.nas.gov.ua/pwj

Editors:
E.N.Kazarova, V.I.Kotiyar,
G.V.Olshevskaya
Electron galley
I.S.Batasheva, I.R.Naumova,
I.V.Petushkov, T.Yu.Snegireva

CONTENTS

80 YEARS OF EAST-UKRAINIAN NATIONAL UNIVERSITY

Welcome address of B.E.Paton to EUNU	3
Golubenko A.L. Welding industry, its staff and scientific potential in Lugansk region	4
Gedrovich A.I., Galtsov I.A. Peculiarities of formation of stresses and strains in welded joints of corrosion-resistant steel 10Kh13G18D	7
Statyvka Yu.I., Shevchenko V.A. Theoretical assessment of effect of electron beam parameters on the formation of root defects in EBW	11
Gedrovich A.I., Zhidkov A.B. Prediction of residual deformations in welding with a forced cooling	14
Kharlamov Yu.A. Barrels of installations for detonation spraying of coatings	17
Dzyuba V.L., Korsunov K.A. Design of plasmatrons with a high-current cathode for heating dispersed particles	22
Kharlamov Yu.A., Budagyants N.A., Shevchenko A.V., Yuditsky S.A. Spraying powders made from wastes of mill rolls production	25
Chernomorov M.I. Semi-automatic machine for welding tube-to-tube sheets of small-sized heat exchangers	31
Tararychkin I.A. Statistic control of welding technological processes using the method of construction of charts of condition control	33

SCIENTIFIC

Mikhoduy L.I., Smiyan O.D., Movchan M.B., Poznyakov V.D., Antonov S.O. Chemical microheterogeneity at the grain boundaries of HAZ metal of martensitic-bainitic steel 14KhGN2MDAFB	37
Korinets I.F., Gi Gian Chun. Determinated-statistic model of weld shape in arc welding	44

Kosovich V.A., Lapin I.E., Potapov A.N., Savinov A.V., Lysak V.I. Static and dynamic volt-ampere characteristics of tungsten-aluminium arc of rectangular shape alternating current	51
Krivtsun I.V. Peculiarities of operation of tubular thermocathode heated by laser radiation	56
Korotynsky A.E. Increase in stability of welding arc burning	63

NEWS

II-nd International Conference on Welding Consumables	66
Russian Welding-2001	68
Our congratulations	69
V.I.Makhnenko is 70	70
In memory of V.P.Hikolaenko	71

ADVERTISING	72
-------------------	----

Journal «Avtomatischeeskaya Svarka» is published in English under the title
«The Paton Welding Journals».

Concerning publication of articles, subscription and advertising, please, contact:
tel.: (380 44) 227 67 57, fax: (380 44) 227 46 77, E-mail: tomik@mac.relc.com

**УВАЖАЕМЫЕ ПРЕПОДАВАТЕЛИ,
СОТРУДНИКИ И СТУДЕНТЫ
ВОСТОЧНОУКРАИНСКОГО НАЦИОНАЛЬНОГО
УНИВЕРСИТЕТА!**

Ваш вуз в 1921 г. впервые в Донбассе начал подготовку инженеров-машиностроителей и за 80 лет своего существования превратился из машиностроительного института в один из ведущих университетов Украины. На базе эвакуированного во время Великой Отечественной войны института создан крупнейший вуз Сибири — ныне Омский государственный технический университет. Восточноукраинский университет был создан в 1993 г. на базе Луганского машиностроительного института и ряда высших учебных заведений Луганской области. В настоящее время в университете ведется обучение по 107 специальностям социально-гуманитарных, экономических, естественных, социальных и технических областей знаний. За 80 лет подготовлено более 100 тысяч высококвалифицированных специалистов. Для 70 стран мира за последние 25 лет подготовлено 1200 магистров и 31 доктор философии.

В университете проводятся фундаментальные и прикладные научные исследования, осуществляется подготовка научных и научно-педагогических кадров. Университет является ведущим научно-методическим центром, а по своему структурному построению ориентирован на практическую реализацию ступенчатого образования в Украине. Благодаря высокому уровню кадрового и материально-технического обеспечения университет успешно удовлетворяет потребности в кадрах в сфере экономики и государственных структур Луганской и других областей Украины.

В университете продолжает успешно развиваться подготовка специалистов по техническим отраслям знаний. Кафедрой сварки более чем за 35 лет подготовлено свыше 1500 инженеров-сварщиков. Многие из них стали ведущими специалистами и руководителями крупных предприятий и организаций Украины, а также стран ближнего и дальнего зарубежья. Инженеры-сварщики — выпускники вашего университета — составляют костяк специалистов сварочного производства на таких крупных предприятиях Луганской области, как объединение «Лугансктепловоз», Стахановский вагоностроительный завод и др. В 1999 г. начата подготовка студентов по специальности «Технология и оборудование восстановления и повышения износостойкости машин и конструкций».

ИЭС им. Е. О. Патона постоянно укрепляет творческие контакты и оказывает поддержку научно-педагогическим работникам вузов, в том числе и вашего университета, в проведении научных исследований, содействует обеспечению современной научно-технической информацией в области сварки и родственных технологий, подготовке научно-педагогических кадров. Преподаватели и сотрудники университета участвуют в работе конференций и семинаров, проводимых ИЭС им. Е. О. Патона, систематически публикуют результаты своих исследований в журнале «Автоматическая сварка». В данный номер журнала включена подборка статей преподавателей и сотрудников университета по результатам выполненных в последнее время исследований.

ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины и редакция журнала «Автоматическая сварка» сердечно поздравляют профессорско-преподавательский коллектив, студентов и сотрудников Восточноукраинского национального университета с 80-летием со дня основания. Желаем Вам счастья, крепкого здоровья и новых достижений в подготовке высококвалифицированных специалистов по всем научным направлениям, в том числе по сварке и родственным технологиям, а также творческих успехов и достижений в области фундаментальных и прикладных исследований.



Академик Б. Е. Патон

СВАРОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО И ЕГО КАДРОВОЕ И НАУЧНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ В ЛУГАНСКОЙ ОБЛАСТИ

А. Л. ГОЛУБЕНКО, д-р техн. наук, ректор (Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)



Структура промышленного производства Луганской области отличается многоотраслевым характером, с преобладанием отраслей тяжелой промышленности, в том числе развитого машиностроения. По многим видам производимой продукции область занимает монопольное положение в Украине. Луганская область имеет богатые источники минерального сырья и топлива, выгодное географическое положение для выхода на многие товарные рынки, важные транспортные магистрали, высокие степень урбанизации и плотность населения, высококвалифицированные научно-технические кадры. Мощным потенциалом характеризуются такие отрасли промышленности области, как металлургическая, химическая, нефтехимическая, машиностроительная, легкая и др. Создание, развитие и функционирование такого крупного промышленного комплекса области было бы невозможно без высокоразвитого сварочного производства. На предприятиях области широко применяются не только современные технологии сварки, но также родственные сварке процессы, такие, как термическая резка металлов, наплавка, пайка, газотермическое напыление покрытий, поверхностное упрочнение высококонцентрированными источниками энергии, специальные методы электрометаллургии и др. Высокие технологии требуют и соответствующего кадрового и научного сопровождения, которое обеспечивается в Луганской области в основном Восточноукраинским национальным университетом.

Восточноукраинский национальный университет ведет свое начало с 1921 г., когда в г. Луганске было создано первое высшее учебное заведение в Донбассе по подготовке кадров для машиностроительных предприятий.

8 мая 1993 г. Постановлением Кабинета Министров Украины на базе Луганского машиностроительного института и нескольких высших учебных заведений г. Луганска и Луганской области

был создан Восточноукраинский государственный университет. В 1996 г. ему предоставлен статус высшего учебного заведения IV уровня аккредитации, а в 2000 г. — статус национального (ВНУ). Университет более четверти столетия готовит кадры специалистов и научных работников для многих стран мира. В разные годы в университете учились студенты и аспиранты из 70 стран мира. В настоящее время общая численность студентов всех форм обучения составляет 20 тыс. человек. За 80 лет университетом подготовлены более 100 тыс. высококвалифицированных специалистов. В структуру Восточноукраинского национального университета входят: Северодонецкий технологический институт, Рубежанский филиал, Крымский факультет (с отделениями в городах Евпатория, Феодосия, Ялта Автономной Республики Крым и в городе Скадовске Херсонской области), Краснодонский факультет инженерии и менеджмента, колледж, Северодонецкий химико-механический техникум, учебно-консультационные пункты в городах Антрацит, Лисичansk, Свердловск Луганской области. Учебный процесс организован на 20 факультетах и 100 кафедрах, в том числе 65 выпускающих. Кроме того, ряд функциональных структурных подразделений успешно обеспечивает и другие основные задачи университета как центра культуры, науки и образования. Это институт последипломного и дистанционного образования, центр профессиональной ориентации и комплектования контингента студентов, бизнес-центр, центр образовательных программ, экономический научно-консультационный центр, научно-исследовательский институт прикладной экологии, научно-исследовательский институт управляющих систем, три учебно-научных института, 40 научно-исследовательских лабораторий, библиотечный комплекс с фондом около одного миллиона экземпляров, информационно-компьютерный центр, семь учебно-научно-производственных комплексов, 18 учебных комплексов, издательство с типографией, опытно-экспериментальная база и ряд других.

С 2001 г. университет имеет лицензии на право образовательной деятельности в Украине по 13 из 16 областей знаний. В их пределах ведется подготовка по 37 научным направлениям и 107 специальностям, в том числе 7 военным.

В настоящее время университет имеет достаточный кадровый потенциал для подготовки высококвалифицированных специалистов. Общая численность работающих в университете превышает 2800 чел., 950 из них составляет профессорско-преподавательский состав высших учебных заведений III-IV уровней аккредитации университета. Младших специалистов готовят около 250 препо-

давателей колледжа и техникума университета. В университете работают 18 заслуженных деятелей образования, науки и техники, 75 отличников образования Украины, 55 академиков и членов-корреспондентов отраслевых академий наук Украины, свыше 600 преподавателей с учеными степенями и званиями, из которых 70 профессоров и докторов наук. Докторантура и аспирантура (соответственно по 14 и 43 специальностям) готовят кадровое пополнение преподавательского и научно-педагогического состава. Только за последние семь лет защищены 30 докторских и 110 кандидатских диссертаций.

Базой для подготовки высококвалифицированных специалистов является научно-исследовательская деятельность, которая развивается по следующим основным научным направлениям: социально-психологические и экономические проблемы развития общества в переходный период; новые методы мониторинга Вселенной в диапазоне сверхвысоких энергий; элементы космической техники; охрана окружающей среды; экологически чистая энергетика; создание ресурсосберегающих технологий; эффективные технологии обработки свободными абразивами; перспективные информационные технологии; прогрессивные порошковые и композиционные технологии; конструкции узлов перспективных транспортных средств; приборы и средства автоматизации и др. Две лицензии (по 1 млн дол. США каждая) проданы Германии и Канаде. Учеными университета получены 175 патентов Австралии, Великобритании, Греции, Ирландии, Италии, Канады, Китая, Германии, России, Соединенных Штатов Америки, Франции, Японии, 89 патентов Украины, 2075 авторских свидетельств СССР, ряд международных премий и медалей выдающихся ученых разных стран. Было издано 107 научных монографий и учебных пособий.

Материально-техническая база университета имеет довольно развитую инфраструктуру. В Луганске, Антраците, Краснодоне, Лисичанске, Рубежном, Свердловске, Северодонецке Луганской области, Скадовске Херсонской области, Евпатории, Феодосии, Ялте Автономной Республики Крым университет размещается в 45 учебно-лабораторных корпусах общей площадью более 150 тыс. кв. м. Каждый факультет и многие кафедры имеют собственные компьютерные классы. Всего в учебном процессе студенты используют более 1100 современных компьютеров.

Подготовка инженеров-сварщиков в университете началась с 1965 г. В июне 1969 г. кафедра сварки выделилась из состава кафедры обработки металлов давлением и стала функционировать как самостоятельное структурное подразделение. Первым заведующим кафедрой был доцент В. Д. Колесников, до этого работавший на Луганском тепловозостроительном заводе заместителем главного сварщика. Первый выпуск студентов кафедры состоялся в 1970 г. Для народного хозяйства было подготовлено 22 инженера-сварщика, закончивших дневное отделение. Всего кафедрой подготовлено более 1500 специалистов, из них более 20 чел. стали кандидатами технических наук.

Научное направление кафедры формировалось в соответствии с запросами предприятий области и специализацией ученых кафедр: прочность сварных конструкций (д-р техн. наук А. И. Гедрович, канд. техн. наук А. И. Серебряков, канд. техн. наук И. А. Таraryчкін), электронно-лучевая технология сварки (канд. техн. наук В. А. Шевченко), нанесение покрытий методами наплавки и напыления (канд. техн. наук Л. А. Бояршина), разработка оборудования и технологии конденсаторной сварки (канд. техн. наук И. М. Лобасов). По указанным направлениям выполнено большое количество хоздоговорных научно-исследовательских работ по заказам ведущих предприятий стран СНГ и Украины. Продолжаются исследования в области разработки научных и технологических основ газотермического нанесения покрытий, создания технологии и оборудования детонационно-газового напыления (д-р техн. наук Ю. А. Харламов). На кафедре в настоящее время формируется научное направление по инженерии поверхности, охватывающее как научные исследования и технологические разработки, так и работы по изучению мирового опыта в этой сфере с целью передачи и внедрения современных достижений инженерии поверхности в образовательный процесс и создания соответствующего комплекса учебных и справочных пособий. Вопросами сварки и родственных технологий занимаются и другие подразделения университета. На кафедре физики базового вуза ведутся работы по плазменным технологиям обработки материалов. Под руководством д-ра техн. наук В. Л. Дзюбы разрабатывается комплексная тема «Физика и техника низкотемпературной плазмы». В результате создан параметрический ряд высокоресурсных плазмотронов постоянного тока мощностью от 20 до 1500 кВт, которые нашли применение в различных сферах производства. На кафедре общей физики и технической механики Рубежанского филиала ВНУ проводятся теоретические и экспериментальные исследования газовых контрагированных разрядов низкого давления и работы по созданию на их основе устройств для получения ускоренных частиц заряженных частиц для ионно- и электронно-лучевой технологий, а именно, для точной доводки и модификации поверхностей в оптоэлектронике, очистки подложек и размерной обработки в тонкопленочной технологии, осаждения защитных и декоративных покрытий, технологических процессов в интегральной оптике, упрочнения машиностроительных материалов, возбуждения объемного разряда при средних давлениях в газоразрядных лазерах и пр.

Сварочное производство наиболее развито в машиностроительном комплексе области прежде всего на крупнейших предприятиях транспортного машиностроения Украины — холдинговой компании «Лугансктепловоз» и Стахановском вагоностроительном заводе. Компания «Лугансктепловоз», отметившая в 1996 г. свой 100-летний юбилей, представляет собой уникальный комплекс по производству машиностроительной продукции для рельсового транспорта.

Компания располагает большими мощностями для производства сварных конструкций. Заготовительно-сварочное производство общей площадью около 60 тыс. кв. м может обеспечить выпуск более 70 тыс. т металлоконструкций. Размеры цехов, состав оборудования и транспортные средства позволяют выпускать узлы металлоконструкций из различных сталей и сплавов габаритом до 4,5×4,5×30 м и массой до 70 т. Сборочно-сварочные цехи организованы по предметному циклу и размещены в отдельных корпусах и включают в себя заготовительно-прессовый, тепловозорамный, кузовной, сборочно-сварочный, холодноштамповый (радиаторный). В сборочно-сварочных цехах применяется узловой метод сборки и сварки. Рамы тепловозов и тележек, кабины машиниста, кузова и другие сварные конструкции собираются и свариваются узловым методом. Это создает благоприятные условия для поточного производства, а применение кантователей, стендов и другой специализированной оснастки обеспечивает высокое качество выполнения сварочных работ. Завод одним из первых в бывшем СССР начал внедрять сварку в защитных газах и плазменную резку. В настоящее время в общем объеме сварочных работ полуавтоматическая сварка в защитных газах составляет 62 %, ручная электродуговая — 30 %, контактная — 3 %, автоматическая — 5 %. Освоены технологии электронно-лучевой сварки и лазерной обработки, а также другие современные процессы.

Коллективом предприятия непрерывно ведутся работы по внедрению новых сварочных и наплавочных материалов, разработке новых сварных конструкций и их изготовлению. Предприятие тесно сотрудничает с научными учреждениями и вузами, в том числе с ВНУ и ИЭС им. Е. О. Патона. Заводом освоены две поточно-механизированные линии по производству радиаторных секций тепловозов. Их пайка ведется в специальных кантователях бессеребряными и малосеребряными припоями. В конструкции радиаторной секции впервые применен штампсварной коллектор взамен менее технологичного литого. Имеется ряд других внедренных собственных разработок. Завод обладает мощной службой отдела главного сварщика. Его организационная структура обеспечивает комплексную разработку технической документации по всему производственному циклу: детали—сборка узлов—сварка—испытания сварных конструкций. Кроме технологических бюро, в его составе имеются конструкторские бюро по технологической оснастке и специальному оборудованию.

Не менее уникальными возможностями по производству сварных конструкций обладает Стахановский вагоностроительный завод. Из наиболее известных видов продукции можно отметить платформы и вагоны для перевозки минеральных удобрений, а также использованные при сооружении тоннеля под Ла-Маншем несущие металлоконструкции. Заводом освоена технология изготовления крупных сварных емкостей из алюминиевых сплавов.

На Алчевском металлургическом комбинате получили развитие работы по использованию техно-

логии восстановления наиболее распространенных изношенных и поломанных деталей металлургического оборудования новейшими методами механизированной наплавки и электрошлиаковой сварки. Эти работы возглавлял бывший сотрудник завода канд. техн. наук С. Я. Шехтер, его многочисленные публикации известны широкому кругу сварщиков стран СНГ. Эти работы выполнялись в тесном сотрудничестве коллективов завода и ИЭС им. Е. О. Патона. Не менее интересными и многообещающими являются проводимые здесь работы по применению газотермических покрытий в металлургии и при восстановлении деталей энергетического оборудования. В доменном производстве решается проблема повышения срока службы дутьевых фурм. В сталеплавильном производстве достигнуто многократное увеличение срока службы деталей комплекта огнеупорных деталей затворов сталеразливочных ковшей. Разработана технология плазменного напыления защитных покрытий на графитизированные электроды сталеплавильных дуговых печей.

Большой объем сварочных работ выполняется при сооружении и эксплуатации производств Северодонецкого ПО «Азот» и Лисичанского нефтеперерабатывающего завода. Эти и другие предприятия обладают мощным научно-техническим потенциалом в области сварки и родственных технологий, который широко используется и на других предприятиях машиностроения и приборостроения Луганской области. В последние годы организованы предприятия по производству электрородов.

Область располагает достаточно мощным научно-техническим и образовательным потенциалом для сферы сварки и родственных технологий. На предприятиях бывшего СССР функционирует много производств сварных конструкций, отдельных технологических процессов и оснащения для сборочно-сварочного производства, спроектированные Луганским проектно-технологическим институтом машиностроения. Известны также его разработки по магнитно-импульсной и электроискровой обработке. На ПО «Донец» и Центральном конструкторском бюро машиностроения создается оборудование на базе высококонцентрированных источников энергии для предприятий электронной промышленности. Специфичными являются собственные разработки Луганского завода щелочных аккумуляторов. В отраслевых НИИ угольной промышленности области имеются лаборатории повышения износостойкости оборудования, широко использующие сварку и родственные процессы.

Наметившаяся в последнее время тенденция экономического роста открывает благоприятные перспективы дальнейшего развития сварочного производства. Поэтому особое значение приобретают задачи его кадрового и научного обеспечения на современном уровне. Этим и определяется основное направление деятельности ученых и преподавателей Восточноукраинского национального университета, отмечающего свое 80-летие.

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ В СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ КОРРОЗИОННО-СТОЙКОЙ СТАЛИ 10Х13Г18Д

А. И. ГЕДРОВИЧ, д-р техн. наук, И. А. ГАЛЬЦОВ, инж. (Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)

Описаны особенности формирования напряжений и деформаций при сварке коррозионно-стойкой стали марки 10Х13Г18Д. Приведена кинетика фазоструктурных превращений в процессе сварки и в послесварочный период. Выделены наиболее характерные структурно-напряженные зоны свариваемого металла.

Ключевые слова: сварка, напряжение, деформация, термодеформационный цикл, фаза, коррозионно-стойкая сталь, аустенит, феррит, зона пластической деформации

При производстве дизельпоездов для изготовления обшивки вагонов на ГХК «Лугансктепловоз» используется коррозионно-стойкая сталь марки 10Х13Г18Д (ТУ 14-4-435-98). Для уменьшения массы вагона принята толщина листа обшивки 1,7 мм. При изготовлении боковой стенки вагона листы обшивки соединяют с жесткой рамой при помощи стыковых, угловых, электrozаклепочных швов (рис. 1).

Общая протяженность сварных швов, выполняемых при формировании обшивки, составляет 85 м на одной боковой стенке и 650 м на всем вагоне.

Большое количество сварных швов, их значительная протяженность способствуют формированию остаточных напряжений и появлению деформаций, которые искажают проектные размеры изделия (прогиб до 180 мм при изготовлении боковых стенок) и требуют существенных затрат на сборку и послесварочную обработку (ударная и безударная правка), стоимость которой достигает 30...40 % общих затрат на изготовление.

Сварка как технологический процесс получения неразъемного соединения характеризуется высоколокальным введением тепловой энергии в металл. В результате сварочного термодеформационного цикла в деталях и узлах появляются остаточные сварочные деформации и напряжения. Последние в нержавеющих аустенитных сталях могут значительно превосходить предел текучести материала

[1]. Этому способствует то, что нержавеющие аустенитные стали имеют низкий коэффициент теплопроводности, высокий коэффициент линейного расширения и склонны к упрочнению (таблица).

Цель данной работы заключалась в экспериментальном исследовании распределения пластических деформаций в районе сварных швов, оценке уровня остаточных напряжений, фазовых превращений металла шва и околошовной зоны при сварочном термодеформационном цикле и после сварки.

На формирование остаточных деформаций и напряжений, а также на уровень фазовых превращений в нержавеющих аустенитных сталях влияет пластическая деформация, протекающая при сварке и последующем охлаждении [1, 2].

При сварке в металле шва и околошовной зоны происходит ряд фазовых превращений, уровень которых обусловлен факторами, воздействующими на протекание пластической деформации (режимы сварки, скорость охлаждения металла и пр.). Для структуры коррозионно-стойких сталей характерны следующие фазы: аустенит, карбид, феррит и мартенсит. Последние три характеризуются ферромагнитными свойствами, а аустенит — парамагнитными. Первичные магнитные свойства металла (намагниченность насыщения) зависят от состава фазы и типа кристаллической решетки, а следовательно, их изучение позволяет получить данные, необходимые для построения диаграмм состояния металла при пластической деформации. Поэтому при изменении фазового состава или строения фазы металла шва и околошовной зоны зафиксировано

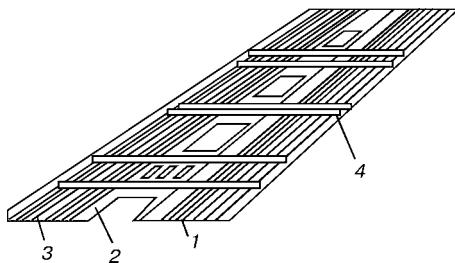


Рис. 1. Элементы обшивки боковой стенки: 1 — семизигитовый гофрированный профильный лист, формирующий низ; 2 — обшивочный гофрированный лист, формирующий оконные проемы; 3 — трехзигитовый гофрированный профильный лист, формирующий верх; 4 — жесткая рама

© А. И. Гедрович, И. А. Гальцов, 2001

Физические свойства сталей марок 10Х13Г18Д и Ст3

Физические свойства	10Х13Г18Д	Ст3
Плотность $\rho \cdot 10^3$, кг/м 3	7,9	7,85
Температура плавления, °C	1400...1450	1500
Теплопроводность при 100 °C, Вт/(м·К)	0,16	0,39
Коэффициент линейного расширения $\alpha \cdot 10^{-6}$ при температуре от 0 до 100 °C	16,6...20,0	12
Электросопротивление при 20 °C, Ом·мм 2 /м	0,73	0,15
Температура начала интенсивного образования окалины, °C	850...900	550
Магнитные свойства	Немагнитна	Магнитна

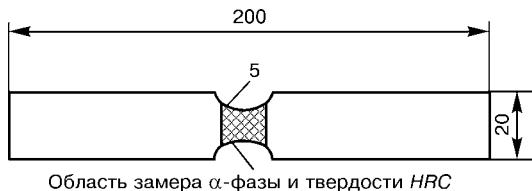


Рис. 2. Образец для механических испытаний на растяжение изменение намагниченности насыщения изделия [3].

Обычно удельная намагниченность зависит от состава металла, степени напряжений и пластической деформации. Состав однофазного парамагнитного металла шва и околошовной зоны может быть определен по графику, построенному в координатах удельная намагниченность металла—деформация (напряжение).

С целью моделирования процесса деформации и напряжений, возникающих в металле шва и околошовной зоны при сварке на разрывной машине Р-5, производили механические испытания на растяжение плоских образцов размерами $1,7 \times 20,0 \times 200,0$ мм с мягким концентратором напряжений Менаже $R = 5$ мм по центру образца (рис. 2). Испытания показали, что пластическая деформация локализуется у концентратора напряжений и сопровождается фазовым превращением γ -аустенита в α -феррит (с содержанием α -феррита до 12 % при разрыве).

Механические испытания по ГОСТ 1497-84 установили, что предел текучести данной стали составляет 435 МПа, временное сопротивление — 760 МПа, относительное удлинение — 25...30 %.

Обследование зоны пластических деформаций (между концентраторами напряжений) при изменяющейся нагрузке (погрешность замера до $\pm 2\%$) ферроздондовым полюсомискателем ФП-1М и ферритометром ФА-1М позволило установить, что фазовое превращение с образованием α -феррита возникает при приложенных растягивающих напряжениях выше σ_t металла, равных 430 МПа, и имеет нелинейную зависимость (рис. 3).

Согласно проведенным экспериментам, магнитная α -фаза возникает только в зоне растягивающих напряжений, поскольку аустенит, имеющий гранецентрированную решетку γ -железа, отличается большей плотностью и меньшим удельным объемом, чем феррит с менее плотноупакованной решеткой α -железа [4]. При пластической деформации растяжения плотная решетка α -фазы относительно легко перестраивается в менее плотную α -фазу. При пластической деформации сжатия за-

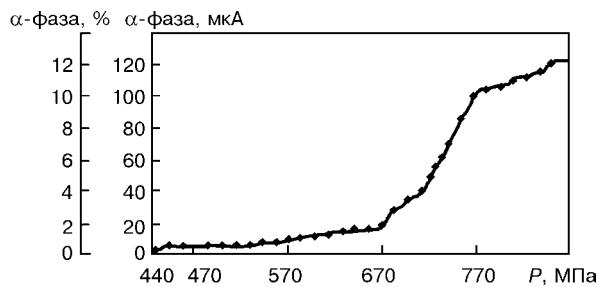


Рис. 3. Зависимость появления α -фазы от прикладываемой растягивающей нагрузки P .

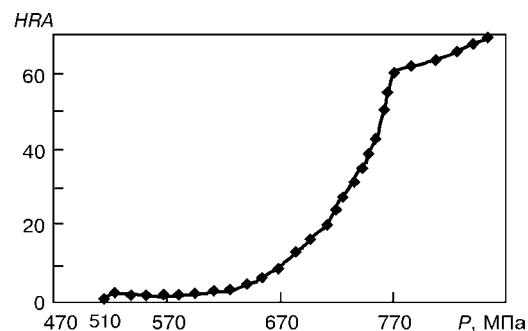


Рис. 4. Зависимость повышения твердости HRA образца от прикладываемой растягивающей нагрузки

метного изменения плотности решетки γ -фазы не происходит [5]. Пластическая деформация вызывает раздробление зерен аустенита, измельчение блоков и увеличение угла их разориентировки.

При замере твердости образцов методом Роквелла (ГОСТ 9013-59) было установлено, что металл в зоне концентраторов напряжений значительно упрочняется от 50 HRA (до приложения нагрузки) до 69...71 HRA (после разрыва) (рис. 4), что свидетельствует об образовании мартенсита деформации ϵ . Большая склонность хромомарганцевого аустенита к мартенситному превращению при деформации связана с низкой энергией дефектов упаковки, которые являются зародышами кристаллов ϵ - и α -мартенсита деформации.

Аустенитно-мартенситное превращение характеризуется перестройкой решетки без изменения концентрации реагирующих фаз. Поскольку оно является бездиффузионным, то углерод из раствора не выделяется и во время превращения происходит только перестройка атомов железа. Расположенные в аустените в виде гранецентрированного куба, они перераспределяются в ходе превращения в объемноцентрированную решетку, а это сопровождается увеличением объема металла на 1,0...1,5 % [4]. Появление мартенсита деформации ϵ и понижение показателей аустенитных γ -свойств характеризуются формулой фазового перехода $\gamma \rightarrow \epsilon \rightarrow \alpha$.

С целью исследования особенностей образования напряжений и деформаций в сварных конструкциях моделировали процесс сварки вагона на

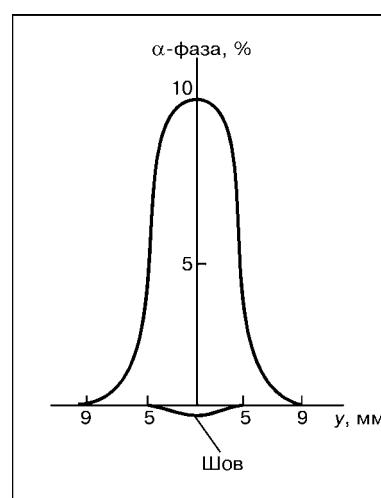


Рис. 5. Распределение α -фазы по поперечному сечению сварного образца в металле шва и околошовной зоны

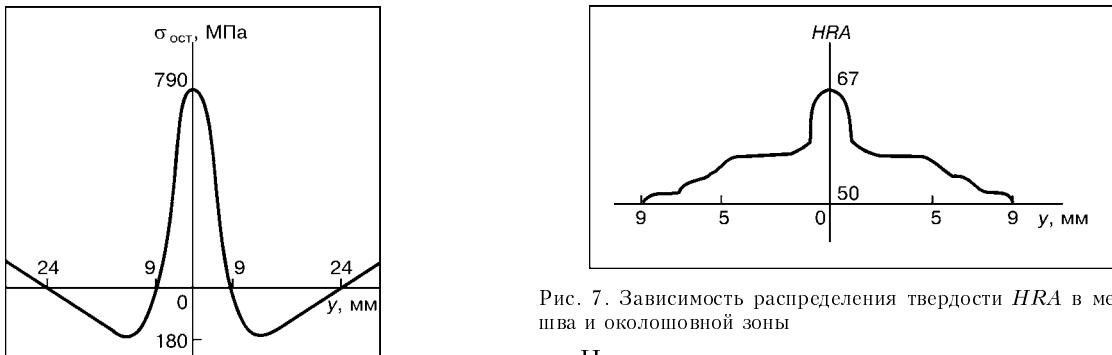


Рис. 6. Кинетика распределения остаточных напряжений в сварном соединении

листах нержавеющей стали марки 10Х13Г18Д размерами 1,7×220,0×450,0 мм в кондукторе (для обеспечения жесткости).

После сварки образца данной стали в аргоне ($I_d = 40$ А, $U_d = 19$ В, $v_{sw} = 16\ldots 17$ м/ч) проволокой Св-08Х20Н9Г7Т диаметром 1,2 мм, его полного остывания и извлечения из кондуктора было установлено, что содержание α -фазы в металле шва и околошовной зоне достигает 9…10 % (рис. 5), далее по ширине образца происходит ее резкое уменьшение до нуля (согласно нелинейному закону). Ширина зоны, в которой имеется α -фаза, после сварки составляет 8…9 мм.

Поле остаточных напряжений в сварном образце характеризуется высоким уровнем растягивающих напряжений $\sigma_{oest} = 785$ МПа и значительным их градиентом по его ширине (рис. 6).

В результате сварочного термодеформационного цикла в металле шва и околошовной зоны происходит повышение твердости от 50 HRA (до сварки) и 65…67 HRA (после сварки) (рис. 7).

После полного остывания и извлечения образца из кондуктора обнаружено его деформирование. Максимальная деформация (прогиб) происходит в первые 10 мин после извлечения образца из кондуктора и составляет $f = 11,2$ мм на базе 220 мм.

В процессе хранения сварных образцов из указанной стали поле остаточных напряжений, деформации и фазоструктурный состав металла не остаются стабильными, уровень остаточных сварочных напряжений понижается на 10 % от исходного значения, а также изменяется количественное содержание α -фазы в металле шва и околошовной зоны. Оба процесса протекают синхронно. В течение 72 ч происходит релаксация напряжений с увеличением деформации (до $f_{rel} = 12$ мм), падением уровня остаточных напряжений ($\sigma_{rel} = 680$ МПа) и уменьшением содержания α -феррита (до 7,5 %).

Протекание процесса релаксации обусловлено обратным процессом фазоструктурного превращения $\alpha \rightarrow \epsilon \rightarrow \gamma$, при котором происходят изменение степени тетрагональности мартенсита, а частично и его распад, уменьшение ферритной α -фазы и восстановление аустенитных γ -свойств материала, что в свою очередь способствует активации накопленных металлом шва и околошовной зоны растягивающих напряжений, понижению их уровня и увеличению деформативности материала.

Рис. 7. Зависимость распределения твердости HRA в металле шва и околошовной зоны

На основе анализа эпюры остаточных напряжений и качественного содержания α -фазы, а также результатов комплексного исследования процесса деформирования во времени сварных соединений аустенитной стали марки 10Х13Г18Д можно выделить следующие наиболее характерные структурно-напряженные зоны (рис. 8):

зона 1 — максимальные растягивающие напряжения. Металл шва и околошовной зоны (ширина ~8 мм) находится в области пластических деформаций. Уровень максимальных растягивающих напряжений составляет 785…790 МПа. Максимальное содержание α -фазы достигает 9…10 %;

зона 2 — максимальные сжимающие напряжения (протяженность ~4 мм). Находится в основном металле, подвергшемся в процессе сварочного термодеформационного цикла пластической деформации. Уровень максимальных сжимающих напряжений — 180 МПа, α -фаза не обнаружена;

зона 3 — сжимающие напряжения. Находится в основном металле, не подвергшемся при сварке пластической деформации. Уровень максимальных сжимающих напряжений составляет 150 МПа (протяженность зоны ~12 мм), α -фаза не обнаружена;

зона 4 — растягивающие напряжения. Расположена в основном металле за пределами области пластических деформаций. Уровень максимальных растягивающих напряжений — 85 МПа, максимальное содержание α -фазы — 0,5…0,7 %, протяженность ~6 мм.

Основываясь на полученных экспериментальных данных, следует отметить тот факт, что в зоне 1 зафиксированы максимальные растягивающие остаточные напряжения. Они являются одним из основных условий фазовых превращений аустенита, которые по своему уровню в 1,6…1,8 раз превосходят предел релаксации материала, а уменьшение

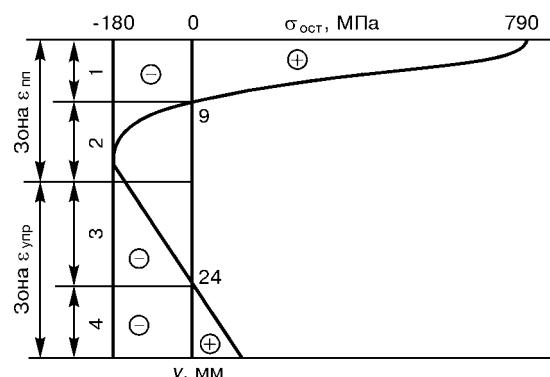


Рис. 8. Характерные структурно-напряженные зоны сварного образца

их после сварки (при хранении) является максимальным. Кроме того, в данной зоне после сварочного термодеформационного цикла наряду с высоким уровнем остаточных растягивающих напряжений содержание α -фазы максимально, по сравнению с другими зонами, и в процессе хранения оно изменяется. В остальных трех зонах уровень остаточных сварочных напряжений в 2...3 раза ниже предела релаксации материала, падение их уровня в процессе хранения незначительно, а изменения содержания α -фазы за весь период хранения не обнаружено. Все это позволяет сделать вывод о том, что зона 1 является основным источником деформаций во времени всего сварного соединения.

Выводы

1. Деформирование сварных конструкций, связанное со структурными превращениями, происходит в результате воздействия термического цикла сварки на металл в отдельных зонах сварного соединения и образования в них неустойчивых структур. После сварки в зонах с неустойчивой структурой происходят структурные превращения, приводя-

щие к возникновению добавочных собственных напряжений, деформирующих конструкцию.

2. По мере роста остаточных напряжений содержание α -фазы увеличивается с постоянно расущим градиентом. Варьируя различными способами уровень остаточных напряжений, образующихся в процессе необратимых пластических деформаций металла шва и околосшовной зоны, можно изменять в определенной мере содержание α -фазы как одного из основных факторов, определяющих размерную стабильность и другие важные служебные характеристики изделия.

1. Сагалевич В. М., Савельев В. Ф. Стабильность сварных соединений и конструкций. — М.: Машиностроение, 1986. — 264 с.
2. Гедрович А. И. Пластическая деформация при сварке. — Луганск: Изд-во Восточноукр. гос. ун-та, 1998. — 237 с.
3. Костин П. П Физико-механические испытания материалов и сплавов и неметаллических материалов. — М.: Машиностроение, 1990. — 256 с.
4. Папсуев Н. Н. Деформация при сварке судовых конструкций. — Л.: Судостроение, 1988. — 208 с.
5. Гольдштейн М. Й., Грачев С. В., Векслер Ю. Г. Специальные стали: Учебник для вузов. — М.: Металлургия, 1985. — 408 с.

Peculiarities of formation of stresses and strains in welding corrosion-resistant steel of 10Kh13G18D grade are described. Kinetics of phase-structural transformations in the process of welding and in the post-welding period is given. Most typical structurally-stressed zones of the metal welded are distinguished.

Поступила в редакцию 17.05.2001

ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРОННОГО ЛУЧА НА ОБРАЗОВАНИЕ КОРНЕВЫХ ДЕФЕКТОВ ПРИ ЭЛС

Ю. И. СТАТЫВКА, инж., В. А. ШЕВЧЕНКО, канд. техн. наук (Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)

Рассмотрено влияние геометрических параметров электронного луча на неравномерность глубины проплавления в случае сварки с внешним возмущением и без него. Полученные теоретические результаты хорошо согласуются с экспериментальными данными.

Ключевые слова: электронно-лучевая сварка, парогазовый канал, неравномерность глубины проплавления, вероятностная модель, фокусировка пучка, развертка пучка

Электронно-лучевая сварка (ЭЛС) благодаря своему уникальному свойству однопроходного глубокого проплавления является перспективным способом соединения материалов [1, 2], несмотря на проблемы с обеспечением стабильности формирования сварного шва, в частности глубины проплавления.

В теории ЭЛС разработаны математические модели глубокого проплавления металла и образования парогазового канала [3–8]. В то же время в современных публикациях при описании процессов образования корневых дефектов не учитывается ряд важных факторов. Обычно изучают устойчивость парогазового канала к тем или иным возмущениям и не ставят задачу оценки амплитуды колебаний глубины проплавления (корневых дефектов) в зависимости от параметров технологического процесса. Так, авторы работ [9–12], исходя из теоретического рассмотрения задачи, приводят соотношения, позволяющие выбрать оптимальную частоту круговой развертки электронного луча, но зависимости для оценки амплитуды колебаний глубины проплавления, частоты и вероятности образования корневых и других характерных дефектов глубокого проплавления определяют из экспериментальных результатов. Авторы работы [13] предлагают математическую модель для оценки амплитуды колебаний глубины проплавления в случае сварки с вибрационным воздействием на сварочную ванну, но лишь при условии, что выбрана оптимальная частота такого воздействия.

Поэтому задача разработки математических моделей процесса образования корневых дефектов остается актуальной.

В работе [14] исследовали проблему экранирования конического электронного пучка равномерно распределенными вдоль его оси возмущениями расплава. Получены соотношения для плотности распределения и математического ожидания амплитуды проекций возмущений на плоскость минимального сечения пучка в зависимости от его геометрии и глубины проплавления.

Рассмотрим вопрос о неравномерности глубины проплавления при экранировании конического электронного пучка (рис. 1). На рисунке R_0 обозначен минимальный радиус электронного пучка; A — амплитуда экранирующего элемента; ξ — проекция экранирующего элемента на плоскость минимального сечения пучка; b — глубина минимального сечения пучка; l — расстояние от минимального сечения пучка до его фокальной плоскости; h и r — координаты экранирующего элемента.

Найдем проекцию амплитуды экранирующего элемента A на плоскость минимального сечения пучка. Из геометрических соотношений очевидно, что

$$\xi = \frac{Al}{l + |b - h|}. \quad (1)$$

С целью моделирования более широкого класса ситуаций предположим, что возмущения расплава, экранирующие электронный пучок, распределены по глубине с плотностью бета-распределения $H(h)$ [15]:

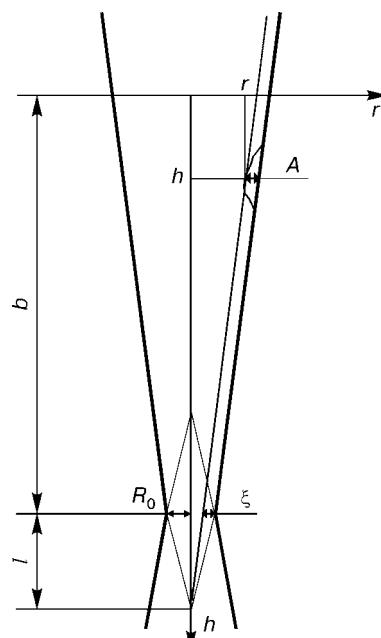


Рис. 1. Схема экранирования электронного луча расплавом в парогазовом канале

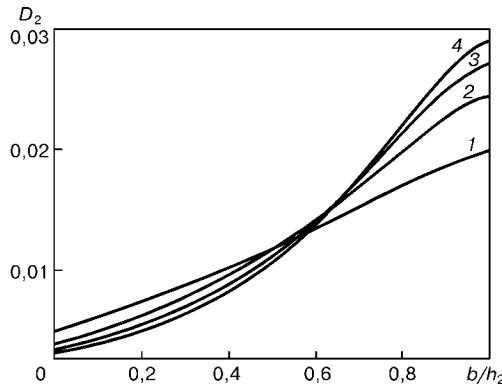


Рис. 2. Зависимость $D_2(b, h_2)$ при $\gamma = 0,01$ рад и различных α и β : 1 — $\alpha = 1, \beta = 1$; 2 — $\alpha = 2, \beta = 1$; 3 — $\alpha = 3, \beta = 1$; 4 — $\alpha = 4, \beta = 1$

$$H(h) = \frac{\Gamma(\alpha + \beta)}{\Gamma(\alpha) \Gamma(\beta)} \left(\frac{h - h_1}{h_2 - h_1} \right)^{\alpha-1} \left(1 - \frac{h - h_1}{h_2 - h_1} \right)^{\beta-1}, \quad (2)$$

где Γ — гамма-функция; α, β — параметры бета-распределения; h_1, h_2 — интервалы глубин, где происходит экранирование. С помощью выражения (2) при $\alpha \geq 1, \beta \geq 1$ удобно моделировать распределение экранирующих элементов на отрезке $[h_1, h_2]$ по глубине парогазового канала: равномерное при $\alpha = \beta = 1$, сосредоточенное большей частью в корневой, верхней или средней части канала соответственно при $\alpha < \beta, \alpha > \beta$ и $\alpha = \beta$.

Если возмущения амплитудой $A = \text{const}$ распределены по высоте с плотностью $H(h)$, то математическое ожидание m_2 квадрата проекции амплитуды на плоскость минимального сечения пучка, пропорциональное экранируемой энергии, можно найти как

$$m_2 = \int_{h_1}^{h_2} \xi^2 H(h) dh. \quad (3)$$

При $h_1 = 0$ с учетом уравнений (1) и (2) находим

$$m_2 = \frac{lA^2(lh_2 + 2h_2 b - 2b^2)}{(l+b)(l+h_2 - b)h_2}.$$

Можно считать, что в одном акте экранирования электронный луч перекрывается диском радиуса $\sqrt{m_2}$ в плоскости минимального сечения.

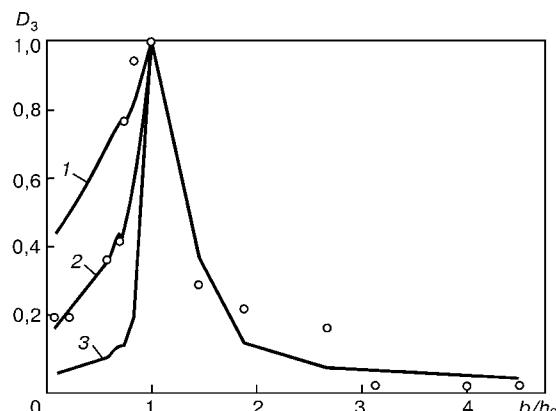


Рис. 3. Сравнение расчетных данных с экспериментальными [16]

Экранирование пучка возмущениями расплава происходит на различной глубине [3, 5, 6], но существенные изменения фронта плавления — только в корневой части парогазового канала. Найдем отношение m_2 , пропорциональное экранируемой возмущениями мощности пучка, к квадрату радиуса идеального электронного пучка R_n на глубине h_2 . Из рис. 1 следует, что

$$R_n = R_0 (l + |h_2 - b|)/l.$$

На рис. 2 показана зависимость

$$D_2 = \frac{m_2}{R_n^2} \text{ от } b/h_2.$$

Величину D_2 можно интерпретировать как долю площади пучка в корневой части парогазового канала, пропорциональную его энергии, которая экранирована возмущениями расплава. При всех $b \leq h_2$ величина D_2 достигает наибольшего значения при $b/h_2 = 1$ независимо от параметров распределения возмущений по глубине проплавления.

Таким образом, полученные теоретические зависимости хорошо описывают известный из экспериментальных исследований факт наибольших колебаний глубины проплавления при острой (кинжалной) форме проплавления, получаемой, как правило, при расположении плоскости минимального сечения электронного луча в корневой части шва [3, 6, 16].

Для сравнения с экспериментальными данными работ [3, 16] использовали величину

$$D_3 = \frac{D_2(b, h_2)}{D_2(b = h_2, h_2)}.$$

На рис. 3 представлена зависимость D_3 от b/h_2 при равномерном распределении экранирующих элементов расплава по глубине парогазового канала ($\alpha = \beta = 1$) для значений угла сходимости γ пучка, равных $0,01; 0,03$ и $0,05$ рад (соответственно кривые 1–3). Точки — экспериментальные данные для титанового сплава BT6 [3, 16], построенные как зависимость $\Delta h_1 / \Delta h_b = h_2$ от b/h_2 . Значения D_3 вычисляли для экспериментальных данных b и h_2 при $R_0 = 0,7$ мм и неизменных амплитудах A возмущений во всех экспериментах. Приведенные дан-

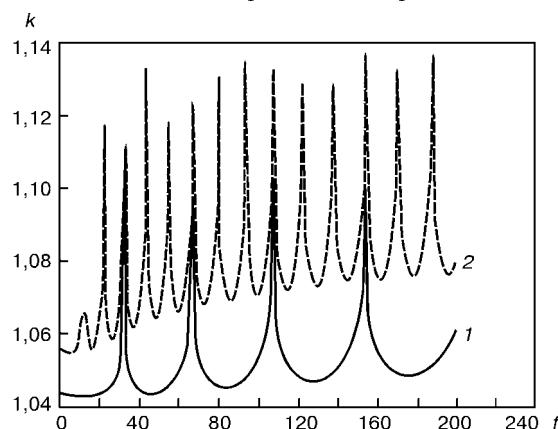


Рис. 4. Зависимость коэффициента стабильности от частоты развертки f для $h_2 = 10$ (1), 30 (2) мм при $R_{\text{scan}} = 0,5$ мм

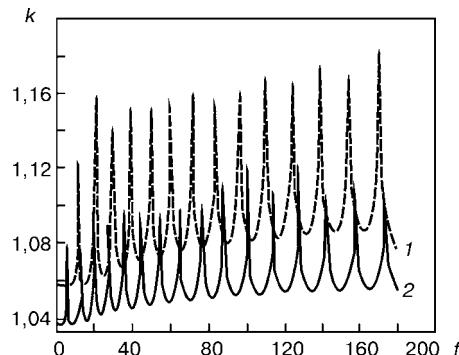


Рис. 5. Зависимость коэффициента стабильности от частоты развертки f для $R_{\text{scan}} = 0,3$ (1) и $0,7$ (2) мм при $h_2 = 30$ мм

ные иллюстрируют качественное совпадение расчетных и экспериментальных значений.

Определяемая из формулы (3) величина t_2 может быть использована и при моделировании образования корневых дефектов в случае сварки с внешним воздействием на сварочную ванну.

Пусть q — средняя удельная мощность пучка. Тогда величину $q\pi t_2$ можно использовать в качестве m_Δ — математического ожидания уменьшения мощности пучка в корне парогазового канала в одном событии экранирования в рамках вероятностной модели формирования корня шва [17], основанной на схеме дробового процесса. На рис. 4 и 5 приведены характерные для этой модели результаты в случае использования $m_\Delta = q\pi t_2$ при сварке с круговой разверткой электронного пучка радиусом R_{scan} . В качестве показателя, характеризующего неравномерность глубины проплавления, принят коэффициент стабильности шва $k = \frac{h_{\max}}{h_{\max} - \Delta h}$, где h_{\max} — наибольшая глубина проплавления в корневых дефектах; Δh высота корневого дефекта. Расчет выполнен для алюминия. Видно, что увеличение глубины проплавления или уменьшение амплитуды развертки луча приводит к возрастанию амплитуды корневых дефектов и более плотному расположению собственных частот колебаний жидкого металла в сварочной ванне. Расчет выполнен при $A = 0,1R_0$, $b = 0,3h_2$, $R_0 = 1$ мм, $\gamma = 0,01$ рад при указанных радиусе развертки луча R_{scan} и максимальной глубине проплавления h_2 . Толщина расплава на передней стенке сварочной ванны была принята равной 0,5 мм.

Выводы

1. Разработана методика аналитической оценки доли энергии электронного луча, экранируемой возмущениями расплава в парогазовом канале, позволяющая оценить неравномерность глубины проплавления.

The effect of electron beam geometric parameters on non-uniformity of penetration depth in case of welding at external action and without it is considered. The theoretical results have a good correlation with experimental data.

2. В рамках вероятностной модели образования корневых дефектов на основе схемы дробового процесса получены зависимости для определения неравномерности глубины проплавления, учитывающие фокусировку, радиус и частоту круговой развертки электронного луча.

1. Патон Б. Е. Проблемы сварки на рубеже веков // Автомат. сварка. — 1999. — № 1. — С. 4–14.
2. Патон Б. Е. Современные электронно-лучевые технологии Института электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины // Там же. — 2001. — № 2. — С. 3–8.
3. Электронно-лучевая сварка / О. К. Назаренко, А. А. Кайдалов, С. Н. Ковбасенко и др. — Киев: Наук. думка, 1987. — 256 с.
4. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов: Справочник / Н. Н. Рыкалин, А. А. Углов, И. В. Зуев и др. — М.: Машиностроение, 1985. — 496 с.
5. Лесков Г. И., Трунов Е. Н., Живага Л. И. Форма, размеры и устойчивость пародинамических каналов в металле при электронно-лучевой сварке // Автомат. сварка. — 1976. — № 6. — С. 13–17.
6. Лесков Г. И., Живага Л. И. Плавление металла большой толщины при сварке коническим электронным пучком // Там же. — 1978. — № 4. — С. 11–14.
7. Ольшанский Н. А., Гурураджа Г. Д. Определение глубины проплавления при электронно-лучевой сварке // Там же. — 1972. — № 8. — С. 11–12.
8. Точилкин В. А. К модели парогазового канала при лучевой сварке // Материалы VIII Всесоюз. конф. по электронно-лучевой сварке. — М.: Моск. энерг. ин-т, 1983. — С. 118–123.
9. Шилов Г. А., Акопьяц К. С., Касаткин О. Г. Влияние частоты и диаметра круговой развертки электронного луча на проплавление металла при ЭЛС // Автомат. сварка. — 1983. — № 8. — С. 25–28.
10. Акопьяц К. С. Предотвращение образования корневых дефектов при электронно-лучевой сварке // Там же. — 1984. — № 6. — С. 59–61.
11. Акопьяц К. С., Шилов Г. А. Влияние круговой развертки электронного луча на предотвращение корневых дефектов при сварке // Междунар. конф. по электронно-лучевым технологиям (Варна, 26 мая – 2 июня 1985 г.). — София: Институт по электроннику, 1985. — С. 229–234.
12. Шилов Г. А., Акопьяц К. С., Ковбасенко С. Н. Выбор оптимальных фокусировки и развертки луча при ЭЛС сталей толщиной до 130 мм // Материалы VIII Всесоюз. конф. по электронно-лучевой сварке. — М.: Моск. энерг. ин-т, 1983. — С. 97–101.
13. Шевченко А. В., Насер М. Модель процесса формирования сварного шва при ЭЛС с глубинным проплавлением // Луган. машиностроит. ин-т. — Луганск, 1992. — 12 с. — Деп. в УкрНИТЭИ 11.03.92, № 328-Укр. 92.
14. Стативка Ю. І., Шевченко В. О. Екранування конічного пучка збуреннями розплаву при ЕПЗ // Вісн. Східноукр. держ. ун-ту. — 2000. — № 5. — С. 224–229.
15. Справочник по теории вероятностей и математической статистике / В. С. Королюк, Н. И. Петренко, А. В. Скородод и др. — М.: Наука, 1985. — 640 с.
16. Влияние фокусировки электронного пучка на стабильность глубины шва при сварке сплавов АМгб и ВТ6 / О. К. Назаренко, А. А. Кайдалов, В. Е. Локшин, А. А. Бондарев // Автомат. сварка. — 1975. — № 2. — С. 72–73.
17. Стативка Ю. І., Шевченко В. О. Математичне моделювання процесу формування зварного шва при ЕПЗ // Вісн. Східноукр. держ. ун-ту. — 2000. — № 9. — С. 202–208.

Поступила в редакцию 17.05.2001

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ СВАРКЕ С ПРИНУДИТЕЛЬНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

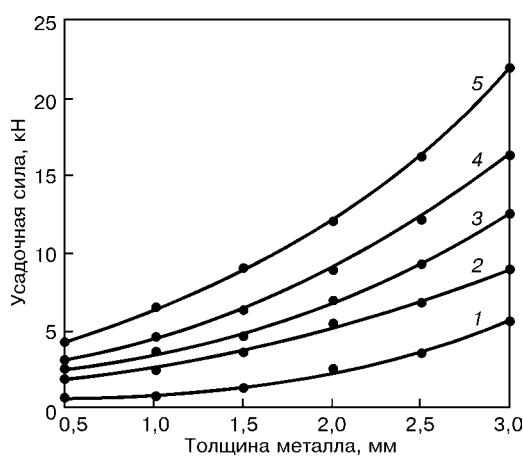
А. И. ГЕДРОВИЧ, д-р техн. наук, **А. Б. ЖИДКОВ**, канд. техн. наук (Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)

Изложен подход для определения размеров активной зоны и остаточных деформаций, а также их максимально возможного снижения при сварке с охлаждением различных типов сварных соединений.

Ключевые слова: сварные соединения, сварка с принудительным охлаждением, деформация, остаточные напряжения, предел текучести, зона пластических деформаций

Получение на современном уровне сварочного производства сварных конструкций с деформациями формоизменения в пределах допуска сопряжено с определенными сложностями. После сварки правка зачастую не позволяет полностью устранить остаточные деформации, а для сложных пространственных конструкций она практически не применима. Другие известные способы устранения остаточных деформаций также предполагают значительные расходы или же могут применяться только для ограниченных классов конструкций. Поэтому наиболее перспективным является использование бездеформационной сварки и ее разновидности — сварки с принудительным охлаждением как процессов, позволяющих получить минимальные остаточные деформации в пределах допуска без послесварочной обработки [1].

Изучением процесса сварки с принудительным охлаждением занимались многие зарубежные и отечественные исследователи, в том числе сотрудники ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины, НТУУ «Киевский политехнический институт» и др. [2, 3]. Однако широкого распространения в промышленности этот способ сварки не получил, поскольку многие его аспекты остались неизученными.



Номограмма для определения усадочной силы в случае сварки с охлаждениемстык и нулевым зазором при различной степени сжатия размеров активной зоны: 1 — минимальная; 2 — 30%; 3 — 50%; 4 — 70%; 5 — максимальная

© А. И. Гедрович, А. Б. Жидков, 2001

Известно [4–6], что уровень остаточных напряжений и деформаций в сварных конструкциях зависит от размеров зоны пластических деформаций (активной зоны). Одним из способов их регулирования является принудительное охлаждение в процессе сварки. Существует множество различных способов охлаждения в процессе сварки, приводящих к снижению указанных размеров и имеющих по опубликованным данным различную технологичность и эффективность. Применение того или иного способа охлаждения диктуется способом сварки (автоматическая, ручная, под слоем флюса и пр.), свойствами свариваемого материала, стоимостью изделия, серийностью и условиями производства и т. д. В работе [7] сообщается о снижении размеров активной зоны до 70 %. При этом исследования велись для низкоуглеродистых сталей толщиной 1...3 мм, поскольку тонкие листы наиболее склонны к деформации. Для стыковых соединений из металла толщиной до 3 мм остаточные напряжения и деформации для основных способов охлаждения вычисляются по известным зависимостям [5] через усадочную силу, определяемую по номограмме (рисунок) при разной степени снижения размеров активной зоны. Однако до настоящего времени предельные размеры активной зоны относительно конкретных типов сварных соединений при сварке с охлаждением не определялись. Данная статья восполняет этот пробел.

В общем случае можно считать, что остаточные напряжения внутри активной зоны равны пределу текучести, тогда усадочную силу можно определить

Таблица 1. Площади поперечного сечения сварных швов

Обозначение	Площадь, мм^2	Тип соединения					
		стыковое	угловое	тавровое	нахлесточное	Обозначение	Площадь, мм^2
C1	13,3	У1	8,3	T1	7,8	H1	7,8
C2	11,4	У2	14,0	T3	$2 \times 7,8$	H2	$2 \times 7,8$
C4	20,5	У4	12,1	T6	7,5		
C5	13,6	У5	$6,0 + 4,0$	T7	$7,5 + 4,0$		
C7	$2 \times 9,0$	У6	8,8				
C8	8,3	У9	8,6				
C9	12,2	У10	$8,4 + 4,0$				
C10	8,8						
C12	$8,8 + 4,0$						

Таблица 2. Максимальная и минимальная площадь поперечного сечения активной зоны для различных типов соединений

Тип соединения	F_{\max} , мм^2	F_{\min} , мм^2	$K_{\text{сн. max}}$, %	Тип соединения	F_{\max} , мм^2	F_{\min} , мм^2	$K_{\text{сн. max}}$, %				
<i>Стыковые соединения</i>											
C1	51,1	13,3	74	У1	48,9	8,3	83				
C2	53,1	11,4	79	У2	40,8	14,0	66				
C4	57,7	20,5	64	У4	53,5	12,1	77				
C5	51,5	13,6	74	У5	52,4	10,0	81				
C7	64,3	18,0	72	У6	51,8	8,8	83				
C8	51,6	8,3	84	У9	51,7	8,6	83				
C9	53,5	12,2	77	У10	53,6	12,4	77				
C10	49,2	8,8	82	<i>Тавровые соединения</i>							
C12	53,8	12,8	76	T1	62,7	7,8	88				
C19	49,6	9,6	80	T3	76,7	15,6	80				
C28	46,7	15,0	68	T6	62,4	7,5	88				
<i>Налесточные соединения</i>											
H1	62,7	7,8	88	T7	66,4	11,5	83				
H2	76,7	15,6	80								

по площади поперечного сечения образца, находящейся внутри активной зоны. Данная площадь состоит из двух частей: занимаемая сварным швом и ЗТВ, в которой напряжения равны пределу текучести. Первую можно считать постоянной, так как геометрические размеры сварного шва определяются ДСТУ, а площадь околосшовной зоны, в которой напряжения равны пределу текучести, зависит от распространения тепла в основной металле и условий закрепления. Интересно выяснить, на какое максимальное значение можно снизить размеры активной зоны независимо от способа охлаждения. Для низкоуглеродистых сталей при наплавке валика на кромку ширина активной зоны определяется шириной изотермы, соответствующей $300\text{ }^{\circ}\text{C}$, а для наплавки на лист — $200\text{ }^{\circ}\text{C}$.

При использовании сварки с охлаждением ширина активной зоны уменьшается. Рассмотрим предельные случаи, когда ширина активной зоны максимальна (сварка без охлаждения) и минимальна (теплоотвод полностью блокирует распространение тепла в основной металле, и активная зона существует только в сварном шве). Остальные случаи являются промежуточными.

В качестве основного способа сварки для получения сварных соединений из тонких листов низкоуглеродистой и низколегированной стали можно выбрать дуговую сварку плавящимся электродом в CO_2 . Для сравнения проанализируем предельные размеры активной зоны сварных соединений из стали Ст3 толщиной 3 мм (при этом можно проанализировать наибольший диапазон типовых сварных соединений).

Определим максимальную полуширину изотермы, соответствующей 300 и $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, для случая полного проплавления исследуемых соединений, применяя математическую модель для определения температурного поля [8]. Затем вычислим площадь поперечного сечения сварного шва, используя в качестве исходных данных его средние геометрические параметры для каждого типа сварного соединения (табл. 1). Сварные соединения типа С7, С12, У5, У10, Т3, Т7, Н2 имеют два шва. Для соединений типа Т3 и Н2 совместное влияние этих двух швов рассматриваем как влияние одного шва с коэффициентом 1,15, а для С7 расчет ведем по

одному шву [9]. Для швов с подварочным валиком площадь основного шва больше, чем у подварочного, приблизительно в два раза. Погонная энергия для основного шва (выполняется вторым) тоже намного больше погонной энергии для подварочного шва. Следовательно, будет превалировать активная зона основного шва [9], поэтому расчет для соединений типа С12, У5, У10 и Т7 ведем по нему.

Для большинства стыковых и угловых соединений, выполненных наплавкой на кромки, получаем максимальную и минимальную площадь поперечного сечения активной зоны $F_{\max} = (L_{\text{изот}} - b_{\text{ш}})\delta + F_{\text{ш}}$, $F_{\min} = F_{\text{ш}}$, где $L_{\text{изот}}$ — максимальная ширина изотермы, соответствующей $300\text{ }^{\circ}\text{C}$, мм; $b_{\text{ш}}$ — ширина шва, мм; δ — толщина свариваемого металла, мм; $F_{\text{ш}}$ — площадь сварного шва, мм. Для тавровых и нахлесточных соединений нижнего листа используется наплавка на лист, а верхнего — на кромку. Мощность источника нагрева при соединении кромок равной толщины распределена равномерно: в вертикальный лист (верхний для нахлесточного соединения) поступает $1/3$, а в нижний — $2/3$ его мощности. При температуре $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ максимальная полуширина изотермы составляет $15,3$ мм, а при $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ — $12,5$ мм.

Для соединений типа С5, С10, С19 и С28, выполняемых на подкладке или имеющих сложную геометрию, расчет площади поперечного сечения зоны, нагретой выше $300\text{ }^{\circ}\text{C}$, сложнее, так как тепло вводится в подкладку или неравномерно в одну из кромок. Максимальная полуширина изотермы зависит от типа соединения.

Максимальную степень снижения площади поперечного сечения активной зоны определяли коэффициентом $K_{\text{сн. max}} = 100 - 100F_{\min}/F_{\max}$, %. Результаты выполненных расчетов представлены в табл. 2.

Проведенные эксперименты подтвердили тот факт, что при сварке с охлаждением размеры активной зоны могут быть уменьшены на 70 \% и более. Таким образом, можно утверждать, что значения $K_{\text{сн. max}}$ будут различны для разных типов сварных соединений. При этом усадочная сила и уровень остаточных напряжений прямо пропорциональны размерам площади поперечного сечения активной зоны.

Прямая зависимость от размеров активной зоны остаточных деформаций, зависящих от остаточных напряжений, сохраняется только при значениях сжимающих напряжений, меньших некоторого критического значения, при котором наступает потеря устойчивости, и зависящих от конструкции сварного узла [5]. При потере устойчивости деформации многократно возрастают.

Выводы

1. Площадь поперечного сечения активной зоны для стандартных швов, выполненных на оптимальных режимах, может изменяться от максимального до минимального значения.

2. Степень снижения площади поперечного сечения активной зоны зависит от типа сварного соединения: она максимальна (88 %) для соединений типа Т1, Т6, Н1 и минимальна (64 %) для стыкового соединения С4.

3. Снижение остаточных деформаций при остаточных сжимающих напряжениях ниже критических значений прямо пропорционально снижению

площади поперечного сечения активной зоны при сварке.

1. *Лобанов Л. М.* Технологические средства уменьшения деформаций и напряжений. — Киев: О-во «Знание», 1983. — 14 с.
2. *Регулирование термодеформационных циклов при сварке листовых конструкций с применением теплоноглотов* / Л. М. Лобанов, В. И. Павловский, В. П. Логинов, Н. А. Пацин // Автомат. сварка. — 1990. — № 9. — С. 30–42.
3. *Wells M. E., Lulens W. E.* Effect of forced gas cooling on GTA weld pools // Welding J. — 1986. — № 12. — P. 314–321.
4. *Гедрович А. И.* Пластическая деформация при сварке. — Луганск: Изд-во Восточноукр. гос. ун-та, 1998. — 237 с.
5. *Гедрович А. И., Жидков А. Б.* Особенности деформирования тонколистовых конструкций при сварке с охлаждением. — Луганск: Изд-во Восточноукр. гос. ун-та, 2000. — 16 с.
6. *Касаткин Б. С., Прохоренко В. М., Чертов И. М.* Напряжения и деформации при сварке. — Киев: Выща шк., 1987. — 246 с.
7. *Гедрович А. И., Жидков А. Б.* Влияние различных способов теплоотвода на активную зону при сварке // Автомат. сварка. — 2000. — № 3. — С. 38–41.
8. *Жидков А. Б.* Математическое моделирование температурного поля при сварке с принудительным охлаждением // Вісн. Східноукр. держ. ун-ту. — 1999. — № 1. — С. 69–75.
9. *Николаев Г. А., Прохоров Н. Н.* Напряжения в процессе сварки. — М.; Л.: Изд-во АН СССР, 1978. — 88 с.

Approach is described for determination of sizes of active zone and residual deformations and also their maximum possible reduction in welding with cooling of different types of welded joints.

Поступила в редакцию 17.05.2001

УДК 621.793.7

СТВОЛЫ УСТАНОВОК ДЛЯ ДЕТОНАЦИОННОГО НАПЫЛЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

Ю. А. ХАРЛАМОВ, д-р техн. наук (Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)

Рассмотрены преимущества технологического использования детонационных режимов сгорания газовых смесей, главным образом для газотермического напыления покрытий, а также разнообразные конструктивные особенности камер сгорания установок для напыления покрытий. Отмечена возможность создания процессов напыления покрытий при помощи цилиндрических детонационных волн, а также с использованием непрерывной газовой детонации.

Ключевые слова: газотермическое напыление, детонация в газах, детонационно-газовое напыление, стволы, детонационно-газовые установки

Детонационное напыление покрытий (ДНП) впервые было запатентовано в США (1952 г.), а позднее самостоятельно разработано в СССР [1–5]. Высокое качество покрытий, получаемых указанным способом, обеспечило ему успешное использование и развитие в течение более 40 лет. ДНП является одним из наиболее эффективных способов газотермического напыления (ГТНП) [6, 7]. Создание ДНП позволило впервые достичь повышения скорости напыляемых частиц. Значительно позднее появились высокоскоростные плазмотроны, а также устройства, где используется режим непрерывного высокоскоростного горения газов (ракетные камеры сгорания) [8]. Устройства высокоскоростного газопламенного напыления (ВГПН) расходуют до 10 м^3 газов для нанесения 1 кг покрытия на основе карбида вольфрама. Расход газов в таких устройствах достигает $30\ldots150 \text{ м}^3/\text{ч}$. В последнее время этот способ получил широкое распространение в индустриально развитых странах. Однако данная система требует большего расхода газов для получения эквивалентного давления, сравнимого с детонационным процессом. С этим связаны основные недостатки ВГПН по энергетическим показателям (высокий удельный расход газов, перегрев системы основа–покрытие, необходимость интенсивного охлаждения). Современные детонационно-газовые устройства (ДГУ) для нанесения покрытий, например Super D-Gun [1, 2, 9], обеспечивают ускорение движения порошковых частиц до $1000 \text{ м}/\text{с}$ с одновременным нагревом до температуры плавления. Причем при одинаковой производительности с ВГПН они потребляют значительно меньше горючей смеси.

Детонационные режимы сгорания газов имеют ряд полезных (в практическом отношении) особенностей. Это прежде всего достижение более высоких температур по сравнению с обычным горением (до 4000°C и более при нормальном давлении). При этом важной термодинамической особенностью детонации является то, что при одинаковом тепловыделении обеспечивается меньший прирост энтропии, и в результате большая часть химической энергии топлива может быть исполь-

зована для механической работы. Это позволяет реализовать режимы напыления с более интенсивным ускорением движения напыляемых частиц. Для осуществления горения необходимо затрачивать ничтожно малое количество энергии — лишь на инициирование процесса, поскольку сам он полностью протекает за счет собственных энергетических возможностей системы. В случае плазменных процессов затраты электроэнергии на создание высоких температур огромны. Детонационные, как и другие устройства горения, надежны и отличаются большим ресурсом работы. Эти особенности детонационно-газовых процессов позволяют им конкурировать с электроплазменными. Концентрация энергии в десятикратно сжатых кислородоуглеводородных смесях достигает $1\cdot10^8 \text{ Дж}/\text{м}^3$, что на два порядка выше, чем в ацетиленокислородном пламени. Несмотря на весьма длительную историю развития ДНП остается наименее изученным из современных процессов ГТНП. Это прежде всего относится к детонационно-газовой аппаратуре для напыления покрытий. Практически отсутствуют публикации, посвященные конструированию узлов и агрегатов ДГУ, расчету и выбору его основных характеристик и параметров. При широком диапазоне физико-химических свойств напыляемых материалов необходимо соответствующее аппаратурное обеспечение для гибкого управления параметрами импульсного гетерогенного потока с целью формирования покрытий с требуемыми характеристиками. Структура и основные требования к узлам ДГУ были рассмотрены в работах [10, 11].

В данной статье показаны основные пути реализации указанных требований относительно основного узла любого ДГУ — ствола (детонационной камеры сгорания). Именно процессы, протекающие в стволе, главным образом определяют параметры гетерогенного потока, формирующего напыляемое покрытие. В самом общем случае самоподдерживающаяся детонация в газах может быть реализована с плоскими, цилиндрическими и сферическими волнами [12], причем две последние могут быть как расходящимися, так и сходящимися.

Традиционно в современных ДГУ преимущественно используют стволы цилиндрической формы, в которых реализуется явление детонации с плоскими детонационными волнами. Регулирование параметров потока напыляемых частиц осуществляют

© Ю. А. Харламов, 2001

путем изменения размеров ствола (диаметра, длины), состава горючей смеси, степени наполнения ствола горючей смесью газов и размещения исходной дозы порошка в стволе. Однако возможны и другие геометрические схемы стволов, позволяющие регулировать параметры импульсного гетерогенного потока, формирующего покрытие. В качестве основных признаков классификации стволов рассмотрим форму поперечного и продольного сечений, геометрию внутренних поверхностей, систему охлаждения и др.

Форма поперечного сечения. Принципиально можно применять стволы с квадратным, прямоугольным, овальным и другими формами поперечного сечения, если это обосновано более рациональным использованием напыляемого порошка при обработке мелких деталей или локальных участков обрабатываемых поверхностей. Применение продольных перегородок позволяет создавать стволы с увеличенными размерами поперечного сечения. Образующиеся продольные ячейки стабилизируют возникновение и распространение детонации, однако увеличивают потери энергии. Для нанесения покрытий на кольцевые поверхности относительно небольшого размера ствол может быть выполнен с кольцевым сечением. Используя этот принцип, можно наносить покрытия и на другие виды узких периметрально расположенных участков поверхностей.

Изменение поперечного сечения по длине ствола. Различают стволы с постоянным по длине поперечным сечением, изменяющимися по длине площадью (резко или плавно) и формой поперечного сечения, а также одновременно формой и площадью поперечного сечения. Одной из таких конструкций является ступенчатый ствол (рис. 1, а) с уменьшающимся поперечным сечением по направлению истечения продуктов детонации [13]. За счет возникновения отраженных волн на переходе ступеней увеличивается удельная энергия потока продуктов детонации. Для создания лучших условий течения продуктов детонации со взвешенными частицами порошка рекомендуется использовать стволы с плавно уменьшающимся поперечным сечением, в том числе коническим (рис. 1, б). При помощи таких стволов можно достичь получения перескаковых детонационных волн и усиления энергетического воздействия на частицы распыляемого порошка [14]. Выходной участок ствола

может быть выполнен с постоянным сечением, а также в виде сопла (рис. 1, в, г), что позволяет дополнительно управлять скоростной, тепловой и химической релаксацией частиц порошка. Как показано в статье [15], при использовании расширяющегося сопла можно достичь увеличения скорости частиц до 40 %. Применение сужающихся насадок приводит к уменьшению их скорости. При большом перепаде диаметров ступеней ствол может иметь луковидную форму [4]. Особенно перспективны подобные стволы при использовании горючих газов — заменителей ацетилена. Однако в этом случае труднее обеспечить возникновение детонации и локализацию исходного порошкового облачка в заданной зоне. Частично эта задача решена в конструкции ствола, приведенной на рис. 1, д. Здесь начальный участок 1, переходящий резко или плавно в расширенный участок 2, выполнен с небольшой площадью поперечного сечения. Патрубок ввода порошка 3 и воспламенитель 4 смонтированы на входном участке у закрытого торца. Это облегчает инициирование детонации в расширенной выходной части ствола, а также способствует компактированию порошкового облачка при входе в расширенный выходной участок. Могут быть использованы конструкции стволов с плавно расширяющимся по направлению истечения продуктов детонации поперечным сечением. Схема ствола с изменяющейся по длине формой поперечного сечения показана на рис. 1, е. Переход от осесимметричного сечения к симметричному относительно одной из осевых плоскостей обеспечивает не только формирование слоя покрытия соответствующей формы, но и дополнительную турбулизацию потока газовзвеси, а также ее лучшее перемешивание с продуктами сгорания, некоторое увеличение времени пребывания порошка в потоке продуктов сгорания и улучшение энергообмена между ними.

Для регулирования скорости движения и температуры частиц порошка применяют стволы с регулируемым проходным сечением. Разработана конструкция, в которой на выходном участке ствола установлены регулировочные элементы, сдвигаемые в поперечном направлении. Однако поперечный ввод порошка через регулировочные элементы затрудняет его равномерное распыление по поперечному сечению. Более удачным является ступенчатый ствол с коническим переходом между ступенями. Со стороны закрытого торца соосно в ствол вмонтировано сопло с отверстием для ввода порошка и конической головкой. Посредством осевого смещения сопла регулируют проходное сечение между коническими головкой и участком ствола. Путем изменения поперечного сечения ствола по длине обеспечивают равномерное заполнение стволов, работающих с цилиндрической детонацией, горючей смесью и порошком, а также формирование цилиндрического фронта детонации. Некоторые возможные варианты конструкций стволов для обработки деталей типа валов цилиндрическими волнами приведены на рис. 2, а–в. Отдельные участки стволов могут быть коническими или иной формы. Поэтому детонация может развиваться и распространяться как одномерная с последующим пере-

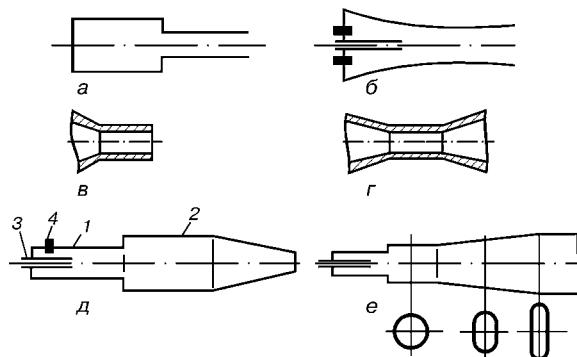


Рис. 1. Стволы с изменяющимися по длине поперечным сечением (обозначения позиций здесь и на рис. 2, 3 см. в тексте)

ходом (преобразованием) в цилиндрическую (рис. 2, *в*). На рис. 2, *г* показана схема ствола для напыления покрытий. Входная часть *1* выполнена в виде цилиндрической трубы, переходящей в выходной участок *2* в виде круглого пустотелого диска. Через закрытый торец в ствол введен патрубок *3* для подачи порошка с распылителем *4*. Стволы для напыления цилиндрическими детонационными волнами могут быть выполнены с переменной в радиальном направлении высотой поперечного осевого сечения. Разделение ствола на отдельные секции может быть применено и в случае напыления цилиндрических детонационных волн. Это значительно упрощает локализацию порошкового облака и обеспечивает детонационный режим сгорания горючей смеси.

Геометрия внутренних поверхностей ствола. Внутренние поверхности ствола могут быть гладкими и шероховатыми. В шероховатой трубе скорость детонации теряет свойство физико-химической константы смеси и зависит от аппаратурных условий (степени шероховатости — чем она больше, тем сильнее падает скорость) [16]. Это явление может быть использовано для регулирования динамического и теплового взаимодействия частиц порошка с продуктами детонации. Интенсивная турбулентность, вызываемая шероховатостью, может способствовать не только интенсификации теплообмена, но и более равномерному перемешиванию порошка с продуктами сгорания. Вместо обычных проволочных спиралей лучше использовать в стенках ствола нарезные канавки различного профиля, выполняемые по всей длине ствола или на отдельных его участках. Канавки могут быть кольцевыми или винтовыми. При размещении канавок на входном участке ствола сокращается преддетонационное расстояние, а при расположении их на выходе из него улучшается перемешивание порошка и интенсифицируется теплообмен.

Форма продольного сечения ствола. По форме продольного сечения различают стволы прямые, изогнутые, разветвляющиеся, прямые с обоими открытыми торцами, петле- и U-образные, многокамерные с общей камерой зажигания, кольцевые, спиральные [3], многосекционные.

Анализ схем некоторых из этих конструкций приведен в работе [14]. В ствол могут вводиться различные экраны. Придавая им разнообразные формы, можно управлять формой и размерами исходного порошкового облака в стволе, условиями газообмена при наполнении ствола свежей горючей смесью, а также условиями формирования и истечения импульсной двухфазной струи. Таким образом, при выхлопе импульсной двухфазной струи обеспечивается ее экранирование от окружающей среды кольцевым потоком продуктов детонации, а также большая равномерность температуры и скорости движения частиц по сечению потока.

Многосекционные стволы могут быть использованы для получения пересжатых детонационных волн и увеличения времени пребывания порошка в продуктах детонации с целью обеспечения соответствующего энергообмена и степени необходимых превращений в исходном материале. Схема

одной из конструкций многосекционных стволов приведена на рис. 3, *а*. Ствол выполнен из трех концентрично расположенных секций, причем выход охватывающей секции смешен по направлению движения потока продуктов детонации относительно выхода охватываемой секции. Охватывающие секции изготавливают, как правило, с уменьшающимся по направлению истечения продуктами детонации поперечным сечением. Порошок вводится в центральную (начальную) секцию, в которой инициируется горение и детонация горючей смеси. При выходе горения на срез секции в охватывающей секции формируется два фронта горения (или детонации), один из которых продолжает двигаться к открытому торцу ствола, а второй — по кольцевому участку секции в обратном направлении. Аналогичные явления имеют место при переходе горения в следующую секцию. Использование подобных конструкций стволов с двумя и более секциями позволяет обеспечивать требуемое время пребывания порошка в продуктах детонации для протекания необходимых превращений, а также получение пересжатых волн детонации за счет подпора основного потока продуктами детонации, истекающими из охватывающих секций. Для регулирования степени превращений в распыляемых порошках секции ствола могут заполняться различными видами горючих смесей, а порошок вводится непосредственно в выходную секцию. Один из подобных вариантов показан на рис. 3, *б*. Для завихрения двухфазного потока с целью интенсификации энергообмена порошка с продуктами детонации можно использовать тангенциальное соединение секций (рис. 3, *в*). Для получения пересжатых детонационных волн можно использовать дополнительные секции в виде каналов, присоединенных к боковым стенкам основного ствола (рис. 3, *д*), а также дополнительные кольцевые секции, охватывающие ствол, в котором происходит обработка порошкового материала (рис. 3, *е*). Дополнительные секции способствуют получению пересжатых детонационных волн, увеличению длительности истечения продуктов детонации из ствола и соответствующей интенсификации процессов взаимодействия их с частицами порошка. В стволе с двумя концентрично расположенными камерами сгорания (рис. 3, *е*) формируется импульсная двухфазная струя, разделенная на центральную струю,

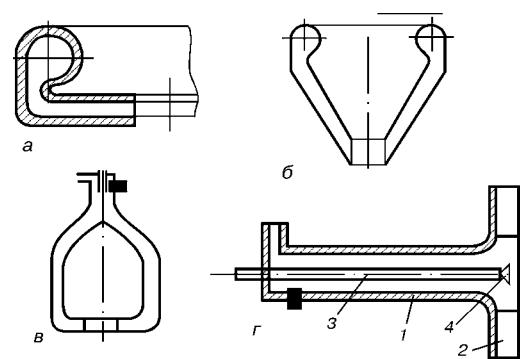


Рис. 2. Стволы для напыления покрытий цилиндрическими детонационными волнами

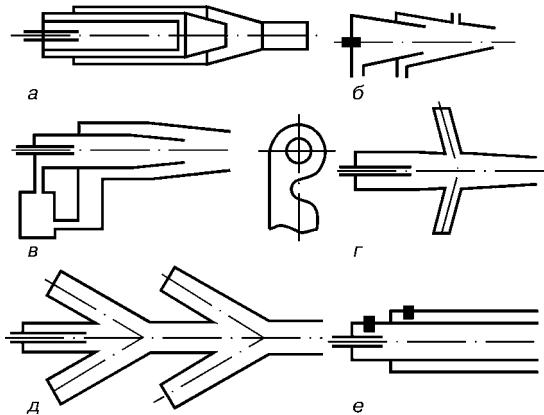


Рис. 3. Многосекционные стволы для напыления покрытий

которая несет взвешенные частицы порошка, и окружающую ее кольцевую струю продуктов сгорания.

Газодинамику сгорания газовых смесей в стволях, снабженных различными отсеками и перегородками, ни теоретически, ни экспериментально не изучали. В то же время наличие смежной незагазованной камеры, сообщающейся с основной через пропускное отверстие, оказывает решающее влияние на характер горения газовоздушной смеси в обеих камерах: оно становится высокотурбулентным. Между камерами устанавливается перепад давления, приводящий к знакопеременному перетеканию смеси из одной камеры в другую. Давление в камерах становится в 4...15 раз выше, чем при отсутствии смежной камеры и соединении основной камеры с атмосферой отверстием суммарной площади. Характер процесса изменения давления в камерах зависит от соотношения площадей отверстий, места их расположения и зажигания, а также от концентрации топлива [17]. Все это свидетельствует о необходимости расширения экспериментальных исследований по оптимизации процессов нагрева и увеличения скорости движения порошка путем подбора геометрических параметров стволов.

Охлаждение ствола. Стабилизация температуры стенок ствола играет важную роль в обеспечении надежности работы ДГУ. Обычно применяют водяное охлаждение, и ствол охватывают полостью для принудительного перемещения охлаждающей жидкости. Конструкции стволов с водяным охлаждением достаточно подробно описаны в работах [3, 4]. Перспективно применение систем испарительного охлаждения, не требующих использования принудительной циркуляции воды и позволяющих сократить ее расход. При воздушном охлаждении на внешних поверхностях ствола создают специальные ребра охлаждения. Для охлаждения стенок ствола можно использовать воздушные принудительные потоки. Таким образом, совмещаются функции удаления загрязнений и охлаждения ствола. Может быть использовано комбинированное (воздушное и водяное) охлаждение ствола. Для нормального функционирования ДГУ создаются автономные системы водяного охлаждения.

Важной задачей является утилизация тепла, уходящего через стенки ствола, один из способов которой заключается в использовании его для пред-

варительного подогрева горючей смеси перед вводом в ствол, а также для регазификации сжиженных газов. Однако наиболее перспективным следует признать применение тепловых труб, позволяющих наиболее точно поддерживать требуемый тепловой режим стенок ствола и утилизацию тепла (для предварительного подогрева газов — компонентов детонирующей смеси, распыляемого порошка и пр.).

Возможно также использование пористого охлаждения, когда ствол выполняется с газопроницаемыми стенками и охватывается полостью охлаждения, присоединенной к системе подачи охлаждающего газа. Охлаждающий газ (азот, углекислый газ и др.) под действием перепада давления поступает из полости охлаждения на внутреннюю поверхность ствола и создает пристеночную зону с пониженной температурой. Температура пористой стенки оказывается ниже температуры непроницаемой стенки, работающей в аналогичных условиях, по двум причинам: снижается тепловой поток от рабочего тела к стенке из-за уменьшения температуры газа в пристеночной зоне (внешняя тепловая защита); часть тепла, поступившего в пористую стенку, отбирается охлаждающим газом при его движении в порах стенки (внутренняя тепловая защита). Кроме того, в процессе заполнения ствола свежей горючей смесью и порошком, охлаждающий газ, истекающий через пористые стенки в полость ствола, устраниет возможность оседания частиц порошка.

Пространственное положение ствола. Различают ДГУ с горизонтальным, вертикальным и наклонным расположением ствола. При использовании стволов сложной формы (непрямолинейных) пространственный признак следует относить к выходному участку, который применяется непосредственно для нагрева и ускорения движения порошка потоком продуктов сгорания и должен быть прямолинейным. Пространственное положение ствола влияет на компоновку ДГУ и процессы наполнения свежей горючей смесью, особенно порошком. В случае вертикального расположения улучшаются условия газообмена при наполнении ствола, исключается гравитационное осаждение порошка на вертикальные стенки, которое, однако, можно использовать при наполнении ствола. ДГУ выполняют с регулируемым наклоном ствола для более удобной настройки системы ДГУ приспособление—деталь. Изменение пространственного положения ствола используют также для перехода от режимов настройки и выхода ДГУ на стабильный режим работы к рабочему (установившемуся).

Повышение скорострельности. Ведутся работы по созданию ДГУ с повышенной скорострельностью. Для этого используют газодинамические системы управления [9]. Разработан процесс напыления покрытий высокочастотной пульсирующей детонацией, осуществляемый при помощи устройства без каких-либо механически движущихся деталей и использующий для защиты от обратного удара специальные аэродинамические клапаны [18]. Это существенно упрощает конструкцию системы и обеспечивает возможность работы ДГУ в

широком диапазоне частот (скорострельности) – до 100 Гц и более без применения каких-либо циклически действующих клапанов. Следует отметить, что разработка подобной пульсирующей техники ведется с начала XX в. Однако при создании и использовании этой техники необходимо учитывать ее реальную производительность, а также изменение теплофизических и временных условий формирования напыляемых покрытий. Создание данной техники целесообразно при напылении очень крупных деталей и достаточно большой производственной программе выпуска.

Тенденцию повышения производительности ДГУ за счет возрастания их скорострельности можно выразить как стремление к непрерывному процессу сгорания горючей смеси в детонационном режиме. Определенный интерес для технологии ГТНП и др. могут представлять так называемые стоячие детонационные волны [19], реализуемые в струйном варианте. В данной статье показана такая возможность и выявлены основные физические закономерности непрерывной газовой детонации в кольцевых стволах. Под непрерывным понимается процесс, не прерываемый пока в стволе поддерживаются в определенных пределах входные параметры горючей смеси, состояние стенок и условия истечения продуктов детонации. В кольцевом стволе непрерывность детонационного горения достигают за счет многократно повторяющегося пробега одной или нескольких детонационных волн по замкнутому пути, на котором продукты реакции за очередной волной оттесняются и замещаются свежей смесью, способной к детонационному горению в той же волне на следующем обороте или в следующей волне (если их несколько). Направление движения волн является поперечным относительно общего направления протока реагентов через ствол [20].

Выводы

- Дальнейшее развитие процессов и оборудования для детонационного напыления покрытий требует разработки оптимальных конструкций стволов на основе более глубокого изучения импульсных процессов выгорания горючих смесей и формирования импульсных гетерогенных потоков.

- Изменение геометрии стволов установок для напыления покрытий позволяет управлять режимами выгорания горючей смеси газов, формированием и параметрами импульсного гетерогенного потока со взвешенными в нем частицами напыляемого порошка, а тем самым структурообразованием и свойствами детонационных покрытий.

- Для повышения эффективности использования энергии импульсного сгорания и управления процессами формирования структуры и свойствами детонационных покрытий требуется исследование

Advantages of technological use of detonation conditions of burning of gas mixtures are considered, for thermal spraying of coatings in particular. Various design features of combustion chambers of the installation for spray coating are described. The feasibility of development of process of coating spraying using cylindrical detonation waves and also continuous gas detonation is outlined.

закономерностей и режимов импульсного выгорания газовых смесей в стволях нецилиндрической формы и двумерного движения в них продуктов сгорания со взвешенными частицами порошка.

4. Представляется целесообразным проведение фундаментальных и прикладных работ по созданию детонационных установок, использующих принципы непрерывной и цилиндрической газовой детонации.

- D-Gun for spraying wear resistant coats // Finishing.* — 1990. — № 5. — Р. 24.
- Un Nouveau Canona detonation: Le super D-GUN d'union carbide // Industrie.* — 1990. — № 4. — Р. 34–38.
- Шоршоров М. Х., Харламов Ю. А. Физико-химические основы детонационно-газового напыления покрытий. — М.: Наука, 1978. — 224 с.
- Зверев А. И., Шаривкер С. Ю., Астахов Е. А. Детонационное напыление покрытий. — Л.: Судостроение, 1979. — 232 с.
- Бартенев С. С., Федько Ю. П., Григоров А. И. Детонационные покрытия в машиностроении. — Л.: Машиностроение, 1982. — 214 с.
- Мовшович И. Я., Долматов А. И., Подольский Б. А. Технология и оборудование для нанесения покрытий с заданными свойствами детонационно-газовым методом // Существо машинобудования. — 1999. — № 1. — С. 111–115.
- Гаранин В. М., Иваненко А. А., Клименко С. А. Детонационное нанесение покрытий – новые возможности в восстановлении деталей // Там же. — 1999. — № 2. — С. 96–99.
- High-velocity spray gun produces touch, hard metal coatings // Adv. Mater.* — 1991. — № 18. — Р. 54–68.
- Торин Ю. Н. Совершенствование оборудования и технологий детонационного нанесения покрытий // Автомат. сварка. — 1999. — № 5. — С. 13–18.
- Харламов Ю. А. Конструктивные схемы детонационно-газовых установок для обработки порошковых материалов // Порош. металлургия. — 1986. — № 12. — С. 89–95.
- Харламов Ю. А. Технологические требования к автоматизации процесса детонационно-газового нанесения покрытий // Автомат. сварка. — 1986. — № 1. — С. 62–67.
- Васильев А. А., Митрофанов В. В., Топчян М. Е. Детонационные волны в газах // Физика горения и взрыва. — 1987. — № 5. — С. 109–131.
- А. с. 513728 СССР, МПК В 05 В 7/20; С 23 С 7/00. Устройство для детонационного напыления / Г. В. Самсонов, Б. Н. Двукраев, С. Ю. Шаривкер и др. — Опубл. 05.07.76; Бюл. № 18.
- Детонационно-газовая аппаратура для напыления покрытий / Ю. А. Харламов, М. Х. Шоршоров, Ю. И. Писклов, Б. Л. Рябощапко. — М.: ИМЕТ АН СССР, 1980. — 65 с.
- Григорьев В. В. Использование сопла при метании частиц потоком продуктов газовой детонации в трубах // Физика горения и взрыва. — 1996. — № 5. — С. 21–29.
- Рыбанин С. С. К теории детонации в шероховатых трубах // Там же. — 1969. — № 3. — С. 395–403.
- Газодинамика горения газовоздушной смеси в полузамкнутом объеме при сбросе давления в незагазованный смежный объем / Н. А. Стрельчук, А. В. Мищев, А. Г. Никитин и др. // Там же. — 1984. — № 1. — С. 65–69.
- The high frequency pulse detonation (HFPD) spray process / I. Fagoaga, G. Barykin, J. de Juan et al. // UTSC. — Dusseldorf, 1999. — Р. 282–287.
- Бартльме Ф. Газодинамика горения. — М.: Энергоиздат, 1981. — 280 с.
- Быковский Ф. А., Митрофанов В. В., Ведерников Е. Ф. Непрерывное детонационное сжигание топливно-воздушных смесей // Физика горения и взрыва. — 1997. — № 3. — С. 120–131.

Поступила в редакцию 19.05.2001,
в окончательном варианте 09.07.2001

РАСЧЕТ ПЛАЗМОТРОНОВ С СИЛЬНОТОЧНЫМ КАТОДОМ ДЛЯ НАГРЕВА ДИСПЕРСНЫХ ЧАСТИЦ

В. Л. ДЗЮБА, д-р техн. наук, К. А. КОРСУНОВ, канд. техн. наук (Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)

Представлена инженерная методика расчета электрических, тепловых и ресурсных характеристик электродуговых плазмотронов с высокоресурсным сильноточным катодом для нагрева дисперсных частиц.

Ключевые слова: методика расчета, плазмotron, критерии подобия, характеристика, сильноточный катод, дисперсные частицы

Выпускаемые промышленностью плазмотроны для напыления обладают существенными недостатками, а именно: недостаточная протяженность зоны взаимодействия плазменной струи с нагреваемыми частицами, низкие КПД и производительность напыления, а также небольшой ресурс работы катода. Учитывая потребности металлургического и химического производств в мощных плазмотронах для нанесения защитных покрытий нами был создан плазмotron с высокоресурсным катодом (рис. 1), который прошел промышленное испытание при нанесении защитных покрытий на огнеупорные поверхности сталеразливочных ковшей емкостью 300 т. Он состоит из сильноточного катодного узла, основного 4 анода и реакторной камеры 5.

Техническая характеристика плазмоторна

Мощность, кВт	560
Ток дуги, А	800
Расход рабочего газа (воздуха), кг/с	0,061
Расход дополнительного газа (аргона), кг/с	$(2,0 \dots 2,4) \cdot 10^{-5}$
Тепловой КПД	0,75...0,80
Производительность нагрева и напыления порошков (диоксида циркония, вольфрама, молибдена, шамотных, магнезитовых и др.), кг/ч	120...150
Ресурс работы, ч	300...500
Эрозия катода, кг/Кл	$1 \cdot 10^{-10} \dots 1 \cdot 10^{-10}$

Сильноточный катод работает по принципу плазменного катода и представляет собой самостоятельный плазмotron, состоящий из дополнительного анода 1, межэлектродных вставок (МЭВ) 2 и цилиндрического медного катода 3. Через вихревые кольца 6 сильноточного катода подается аргон, а в пространство между катодным узлом и основным анодом 4 — рабочий газ (воздух). В процессе работы плазмоторна основная воздушная дуга привязывается к дополнительной аргоновой. Таким образом, в разрядном канале плазмоторна с сильноточным катодом (рис. 2) положительный столб дуги имеет два характерных участка — ламинарный (в сильноточном катоде при токе до 250 А) и турбулентный (в канале основного анода при токе выше 250 А). Поэтому расчет электрической дуги в канале такого плазмоторна сводится к расчету ее ламинарного и турбулентного участков.

В разрядном канале плазмоторна происходят чрезвычайно разнообразные и сложные явления. Однако исчерпывающие сведения о них отсутствуют. Поэтому основная роль при исследовании дуги и изучении характеристик плазмоторнов отводится экспериментальным работам с применением методов теории подобия и размерности.

В работах [1, 2] на основе параметров, определяющих процесс горения дуги, составлены безразмерные комплексы — критерии, с помощью которых можно обобщить экспериментальные результаты и получить эмпирические формулы, удобные для расчетов. Так, например, характеристики дугового разряда в плазмоторне описываются безразмерными величинами Π , которые являются функциями критериев подобия:

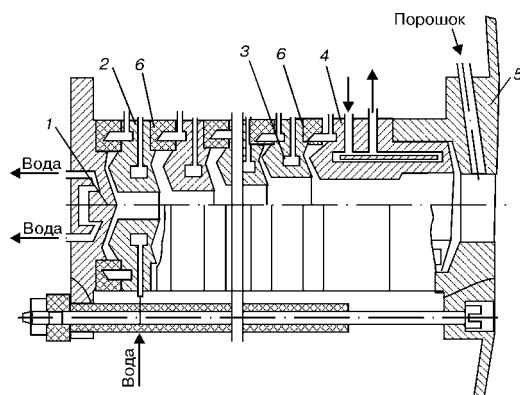


Рис. 1. Плазмotron для нагрева дисперсных частиц (см. обозначения в тексте)

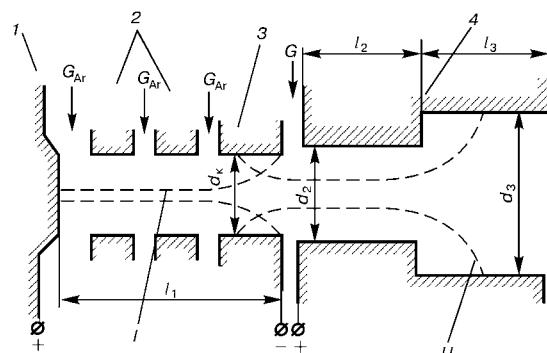


Рис. 2. Схема плазмоторна с сильноточным катодом: I, II — соответственно ламинарный и турбулентный участки дуги; 1 — дополнительный анод; 2 — межэлектродные секции; 3 — катод; 4 — основной анод (остальные обозначения см. в тексте)

$$\Pi = f \left(\frac{Ge}{Im}, Re, Kn, K_1, K_2, K_3, K, K_n \right) \quad (1)$$

где G — расход газа; e — элементарный электрический заряд; I — ток; m — масса частицы; Re, Kn — числа соответственно Рейнольдса и Кнудсена; K_1, K_2, K_3, K, K_n — критерии геометрического подобия.

Здесь значения Π могут быть локальными или интегральными безразмерными характеристиками дуги. Если дуга в плазмотронах горит в газе одного и того же химического состава, и его температура на входе в разрядный канал постоянна, то уравнение (1) можно упростить, отбросив размерные постоянные, и представить в виде [1]:

$$\Pi = A \left(\frac{I}{G} \right)^\alpha \left(\frac{G}{d} \right)^\beta (pd)^\gamma, \quad (2)$$

где d — диаметр разрядного канала; p — давление плазменной струи на срезе сопла плазмотрона; A, α, β, γ — постоянные размерные величины, определяемые при обработке данных исследования.

Турбулентный участок. Напряжение на дуге в плазмотронах со ступенчатым анодом может быть аппроксимировано следующим уравнением в диапазоне изменений параметров $I/d_2 = (0,5...4,0) \cdot 10^4 \text{ А/м}$; $l_2/d_2 = 5,25...14,50$; $l_3/d_3 = 2,6...4,4$; $G/d_2 = 0,45...6,50 \text{ кг/(с·м)}$; $p(d_2 + d_3) = (5,8...18,3) \cdot 10^3 \text{ Па·м}$ [3]:

$$U_a = 4,55 \left(1 + 4,6 \cdot 10^{-5} \frac{I}{d_2 + d_3} \right) \left(\frac{G}{d_2 + d_3} \right)^{0,22} \times \times \left(\frac{l_2}{d_2} + \frac{l_3}{d_3} \right)^{0,95} [p(d_2 + d_3)]^{0,23}, \quad (3)$$

где d_2, d_3 и l_2, l_3 — соответственно диаметры и длина разрядного канала до и после уступа.

Для дуги мощных плазмотронов в диапазоне параметров $I = 300...1000 \text{ А}$; $G = (24...15) \cdot 10^{-3} \text{ кг/с}$; $d_2 = (2...4) \cdot 10^{-2} \text{ м}$ в работе [2] была предложена формула

$$\frac{U_a d_2^{0,77}}{G^{0,78}} = 4,55 \cdot 10^{-2} \frac{I}{G}. \quad (4)$$

Оценка теплового КПД (η) этих плазмотронов возможна по формуле

$$\frac{1 - \eta}{\eta} = 5,85 \cdot 10^{-5} \left(\frac{I^2}{G d_2} \right)^{0,27} \left(\frac{G}{d_2} \right)^{-0,27} (pd_2)^{0,3} \left(\frac{l_2}{d_2} + \frac{l_3}{d_3} \right)^{0,5}. \quad (5)$$

Ламинарный участок. Для определения напряжения дуги сильноточного катода были экспериментально определены потенциалы секций. Обобщенная зависимость напряжения и тока дуги U_c от I, d_k и z представлена на рис. 3, где по оси ординат отложена величина $\Psi = \frac{U_c}{z} - \frac{3}{d_k^{1,43}}$, а по абсцисс — I/d_k . Как видно из рисунка, экспериментальные точки графика аппроксимируются прямой, возрастающей с увеличением I/d_k . Экспериментальные данные в диапазоне $I = 100...575 \text{ А}$, $d_k = (5,5...9,5) \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $z = (10...50) \cdot 10^{-3} \text{ м}$ удовлетворительно с погрешностью 11 % описываются найденной нами формулой

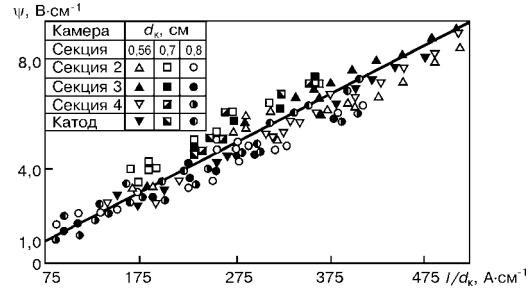


Рис. 3. Обобщенная зависимость Ψ от I/d_k

$$\frac{U_c}{z} - \frac{M_1}{d_k^{1,43}} = M_2 \frac{I}{d_k}, \quad (6)$$

где $M_1 = 3 \text{ В} \cdot \text{см}^{0,43}$, $M_2 = 0,019 \text{ В} \cdot \text{А}^{-1}$.

По формуле (6) в указанном диапазоне значений d_k, I, z можно рассчитать потенциалы секций сильноточного катода. Напряжение катодного участка сильноточного катода определяется как

$$U_{c,k} = \int_l^l Edz + (U_k + U_{d,a}), \quad (7)$$

где l_1 — длина канала сильноточного катода; L' — протяженность области анодного падения напряжения; E — напряженность электрического поля в канале сильноточного катода; $U_k, U_{d,a}$ — соответственно катодное и дополнительное анодное падение потенциала.

Чтобы воспользоваться (7), необходимо найти зависимость E от величин d_k и z . Анализ данных экспериментов показал, что зависимостью E от z можно пренебречь. Это говорит о том, что в канале сильноточного катода происходит быстрое развитие дуги и ее свойства в основном определяются предельными характеристиками. Для расчета напряженности электрического поля E в канале сильноточного катода получена формула

$$E = M_2 \frac{I}{d_k} + \frac{M_1}{d_k^{1,43}} [\text{В/см}]. \quad (8)$$

Она действительна для того же диапазона значений d_k, I, z , что и в (6).

На рис. 4 приведен график потерь энергии через дополнительный анод $Q_{d,a}$, секции Q_c и катод Q_k сильноточного катодного узла для трех значений d_k , выполненный по зависимости $Q = f(I/d_k)$. Экспериментальные данные описываются формулами (9) и (10) с погрешностью не более 14 %. Тепловые потери через катод можно определить с помощью формулы, аналогичной используемой для Q_c

$$Q_{d,a} = N_1 \left(\frac{I}{d_k^{1,95}} \right) [\text{Вт}]; \quad (9)$$

$$Q_k = Q_c = N_2 z^{0,15} \left(\frac{I}{d_k^{1,95}} \right) [\text{Вт}], \quad (10)$$

где $N_1 = 1,09 \text{ В} \cdot \text{см}^{1,95}$; $N_2 = 0,3 \text{ В} \cdot \text{А}^{-0,57} \cdot \text{см}^{1,42}$; $z = 0,5...5,5 \text{ см}$.

Расчет рабочих параметров и геометрии проточной части плазмотрона с сильноточным катодом рассмотрим в соответствии со схемой, приведенной на рис. 2. Среднемассовая энтальпия газа на выходе

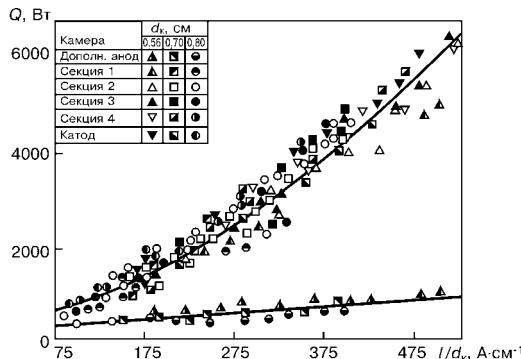


Рис. 4. Обобщенные тепловые потери через сильноточный катод из плазмотрона связана с величинами U_d , η и T уравнением сохранения энергии:

$$(11) \quad U_d I \eta = G(\bar{i}_b - \bar{i}_{bx}),$$

где \bar{i}_b , \bar{i}_{bx} — энталпия газа соответственно на выходе и входе плазмотрона, определяемая по таблицам термодинамических свойств веществ.

Наиболее простая методика расчета основана на одномерном приближении. В этом случае расход газа определяется как

$$(12) \quad G = \frac{\pi d_2^2}{4} \rho_b v_b,$$

где ρ_b — плотность плазменной струи; v_b — скорость ее истекания из сопла.

Давление и плотность плазменной струи связаны с температурой уравнением состояния

$$(13) \quad p_b = \rho_b R e_b.$$

Значения величин G , T_b и p_b определяются технологическим применением плазмотрона. По заданным значениям T_b и p_b из таблиц термодинамических функций находим $R e$ и с помощью (13) определяем ρ_b . Оптимальные значения v_b зависят от назначения плазмотронов. Для промышленных плазмотронов значения v_b должны быть меньше скорости звука v_z , в противном случае значительная часть подводимой к газу энергии затрачивается на ускорение потока и требуется создать большой перепад давления на входе и выходе плазмотрона, что весьма нежелательно. Исходя из этих соображений, можно рекомендовать $v_b = (0,3...0,8)v_z$. Если плазмotron одновременно служит и реактором, то при выборе значений v_b необходимо учесть оптимальное время пребывания реагентов в зоне реакции. После выбора значений v_b из (12) определяются значения диаметра разрядного канала d_2 , которые для наиболее распространенных плазмотронов составляют $0,001...0,080$ м. Малые (приблизительно $0,001$ м) значения d_2 имеют место у плазмотронов небольшой мощности, применяемых для микросварки, напыления и пр., а большие (около $0,05$ м) — у плазмотронов мощностью более 500 кВт. Для расчета d_2 рекомендуют использовать зависимость [1]

Engineering method of calculation of electrical, heat and service characteristics of the electric arc plasmatrons with high-performance high-current cathode for heating dispersed particles is presented.

$$d_2 = K_2 d_{kp},$$

где $K_2 = 1,2...2,0$; d_{kp} — критический диаметр разрядного канала, равный

$$d_{kp} = 2 [G / (\pi \rho_{kp} v_s)]^{0,5}.$$

В случае работы на воздухе в диапазоне давления $0,1...0,5$ МПа при среднемассовой температуре плазменной струи $3000...4000$ К длину разрядного канала l_2 целесообразно принимать приблизительно $(5,5...14,5)d_2$.

Рекомендуется следующая зависимость между внутренним диаметром и длиной электрода за уступом:

$$(14) \quad l_3 = (2,6...8,0)d_3,$$

где отношение внутреннего диаметра электрода за уступом к диаметру уступа составляет

$$(15) \quad d_3 = (1,5...1,7)d_2.$$

Остальные неизвестные I , U_d , η определяются исходя из технологических требований и выбранной схемы плазмотрона с помощью уравнений (3)–(5).

Расчет геометрии сильноточного катода рекомендуется выполнить по полученным нами экспериментальным зависимостям с учетом формул (6)–(10). Максимальный диаметр разрядного канала сильноточного катода, обеспечивающий диффузную привязку дуги, определяется соотношением

$$(16) \quad d_k \leq c_2 d_2 G^{-0,05},$$

где $c_2 = 0,42 \text{ кг}^{0,05} \cdot \text{с}^{-0,05}$. Как показали результаты экспериментов, колебания значений диаметра канала вдоль оси z в пределах d_k не влияют на диффузную привязку дуги к катоду.

Длина разрядного канала сильноточного катода l_1 определяется количеством и размерами его промежуточных секций, длиной канала катода и геометрией дополнительного анода, которые зависят от значений d_k :

$$(17) \quad l_1 = (2...10)d_k.$$

Экспериментальные исследования сильноточного катода в диапазоне изменения тока от 100 до 500 А показали, что расход газа (аргона) не превышает $0,1\%$ расхода основного рабочего газа и составляет $(13...26) \cdot 10^{-6} \text{ кг/с}$.

Таким образом, с помощью приведенной выше методики можно рассчитать геометрические, электрические и тепловые характеристики плазмотрона для нагрева дисперсных частиц в широком диапазоне изменения его параметров.

1. Жуков М. Ф., Коротеев А. С., Урюков В. А. Прикладная динамика термической плазмы. — Новосибирск: Наука, 1975. — 297 с.
2. Дзюба В. Л., Даутов Г. Ю., Абдуллин И. Ш. Электродуговые и высокочастотные плазмотроны в химико-металлургических процессах. — Киев: Выща шк., 1991. — 170 с.

Поступила в редакцию 04.07.2001

ПОРОШКИ ИЗ ОТХОДОВ ПРОИЗВОДСТВА ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ ДЛЯ ГАЗОТЕРМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ

Ю. А. ХАРЛАМОВ, Н. А. БУДАГЬЯНЦ, доктора техн. наук, А. В. ШЕВЧЕНКО, С. А. ЮДИЦКИЙ, инженеры
(Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)

Показана перспективность использования отходов обработки прокатных валков для получения в промышленных масштабах дешевых порошков для газотермического напыления. Изучены особенности влияния режимов плазменного напыления покрытий на прочность сцепления. Установлены высокие триботехнические характеристики плазменных покрытий, полученных из смесей чугунных порошков и никелевых самофлюсующихся сплавов.

Ключевые слова: мелкодисперсные отходы, механические смеси порошков, плазменное напыление, покрытия, прочность сцепления, стружка, шлам, чугунные порошки

Одним из факторов, сдерживающих широкое использование способов газотермического напыления покрытий (ГТНП) в современных условиях, является высокая стоимость специальных материалов и прежде всего порошков. Перспективный путь повышения эффективности процессов ГТНП и расширения областей их применения — использование в качестве порошков мелкодисперсных отходов различных производств [1]. В работе [2] предложены технологии получения порошков из стружки серого чугуна для воздушно-плазменного напыления. Высокие триботехнические и прочностные показатели газотермических покрытий (ГТП) из таких материалов достигаются в результате армирования микрокристаллической ϵ -фазы с повышенной (10000 МПа) микротвердостью. Износостойкость и прочность сцепления σ_{sc} покрытий не уступает аналогичным показателям (а в ряде случаев превышает их) широко используемых ГТП на основе эвтектических никелевых сплавов.

Перспективной сырьевой базой для получения порошков и порошковых композиций для ГТНП являются шламы [3, 4]. В настоящей работе в качестве исходных материалов для получения чугунных порошков и композиций на их основе были использованы продукты обдирочного шлифования двухслойных центробежно-литых чугунных прокатных валков (ЛПХНМ-76, ЛПХНМ-73, ЛПХНМ-71, ЛПХ17НМ-71) и стружка валков (СПХН-49, СШХНМД-63, ЛПХН-63, ЛПХ17НМ-58).

Стружка и шлам получены после обработки чугуна разных структурных классов. Стружка образуется при токарной обработке без смазывающе охлаждающей жидкости (СОЖ) бочек прокатных валков твердостью HRC 36...54 с перлитной и троостоперлитной структурой металлической матрицы (табл. 1) [5, 6]. Основу шламов составляют продукты

шлифования отбеленного слоя высоколегированных чугунов твердостью HRC 55...64 с дисперсной маргантиной и троостомартенитной металлической основой (табл. 1) [5, 6].

Микроструктуру чугунов изучали с помощью микроскопа МИМ-8 на стружке типа СПХН-49, СШХНМД-63, ЛПХН-63, ЛПХ17НМ-58 и образцах, вырезанных из рабочих поверхностей прокатных валков ЛГХН-63, ЛПХНМ-73. Травление шлифов производили 4%-м раствором HNO_3 в этиловом спирте. Микротвердость измеряли на микротвердомере ПМТ-3. Отдельные структурные составляющие идентифицировали с учетом имеющихся данных [5, 6]. Характеристики микроструктуры валков ЛПХНМ-76, ЛПХНМ-71 и ЛПХ17НМ-71 принимали по результатам работ [5, 6]. Морфологию частиц изучали на измерительном микроскопе МБС-9 ($\times 63$). Объектами для исследований служили пробы (по четыре каждой фракции) порошков массой около 1 г.

Стружка, образовавшаяся при точении валков резцами из сплава ВК2 без использования СОЖ, имела вид пластин размером от $36 \times 15 \times 2$ до $38 \times 16 \times 2$ мм с многочисленными сколами и трещинами. Существенных отличий в микроструктуре стружки и обрабатываемого чугуна не наблюдалось. Микротвердость отдельных структурных составляющих и дисперсность упрочняющих фаз в отбеленном слое валка ЛПХН-63 и стружки после его токарной обработки практически идентичны.

Таблица 1. Химический состав чугунных прокатных валков

Марка чугуна	Массовая доля элементов, %										
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Cu	Ti	S	P
ЛПХН-71	2,9	0,5	0,6	1,0	3,10	—	—	—	—	0,08	0,20
ЛПХНМ-73	3,0	0,6	0,7	1,1	3,72	0,30	—	—	—	0,05	0,21
ЛПХНМ-76	3,0	0,6	0,7	1,4	4,20	0,34	—	—	—	0,05	0,12
ЛПХ17НМ-71	2,8	0,6	1,1	16,2	2,10	0,40	0,20	0,8	0,50	0,03	0,07
СПХН-49	3,0	0,7	0,6	0,7	1,20	—	—	—	—	0,08	0,29
СШХНМД-63	3,1	1,3	0,6	0,8	3,00	0,30	—	0,4	—	—	—
ЛПХН-63	2,8	0,5	0,6	0,8	2,80	—	—	—	—	0,07	0,40
ЛПХ17НМ-58	2,9	0,5	1,0	15,4	1,70	0,52	0,22	—	0,45	0,04	0,07

Таблица 2. Структура рабочего слоя прокатных валков после термической обработки

Марка чугуна*	Металлическая основа	Карбиды и графит	Твердость чугуна, HRC
ЛПХН-71	Троостит, игольчатый мартенсит ($HV 7500\ldots8200$ МПа)	Эвтектические ($HV 10000\ldots10900$ МПа) и вторичные ($HV 9000\ldots9800$ МПа) карбиды Fe_3C	55\ldots60
ЛПХНМ-76	Игольчатый мартенсит ($HV 8400\ldots8900$ МПа)	Эвтектические ($HV 10500\ldots11400$ МПа) и вторичные ($HV 9500\ldots10000$ МПа) карбиды Fe_3C	55\ldots63
ЛПХНМ-73 (шлиф из бочки валка)	То же	То же	56\ldots63
ЛПХ17НМ-71	Игольчатый мартенсит ($HV 8600\ldots9000$ МПа)	Эвтектические ($HV 16000\ldots17200$ МПа) и вторичные ($HV 13700\ldots14200$ МПа) карбиды Cr_7C_3 , Fe_3C ($HV 10000$ МПа)	60\ldots64
ЛПХ17НМ-58 (шлиф стружки)	Сорбитообразный перлит	Цементит ($HV 9100\ldots9800$ МПа), шаровидный графит	52\ldots54
СШХНМД-63 (шлиф стружки)	Троостит	Цементит ($HV 9100\ldots9800$ МПа), графит	47\ldots51
СПХН-49 (шлиф стружки)	Пластинчатый перлит	Цементит ($HV 9100\ldots9800$ МПа), графит	36\ldots40
ЛПХН-63 (шлиф стружки)	Зернистый перлит, троостит	Эвтектические ($HV 10100\ldots10800$ МПа) и вторичные ($HV 9200\ldots10000$ МПа) карбиды цементитного типа	50\ldots53

* Информация получена из [6, 7].

Исследование шлифов стружки СПХН-49, СШХНМД-63 и ЛПХ17НМ-58 и сопоставление результатов, полученных в [5, 6], существенных отличий в микроструктуре стружки и прокатных валков не выявили (табл. 2). Объемная доля карбидной фазы в хромоникелевых чугунах составляла 25...35 %, микротвердость легированных карбидов железа — 9000...11000 МПа, хрома — 14000...17000 МПа [5, 6] (табл. 2).

Размол стружки осуществляли в двухсекционной шаровой мельнице (ШМ), имеющей барабан диаметром 600 мм, на частоте 28, 33 и 42 об/мин (отношение частоты вращения n рабочей камеры к критической частоте n_{kp} составляло соответственно 0,51, 0,60 и 0,76 [7], коэффициент объемной загрузки — приблизительно 0,3 и отношение массы шаров (30 кг) к массе стружки (6 кг) — 5:1). Стружку измельчали последовательно: предварительно в ШМ диаметром 250 мм и окончательно — в дезинтеграторе. Для сопоставления эффективности размола материалов разных структурных классов дополнительно исследовали технологические возможности переработки в порошок для ГТНП стружки серого чугуна СЧ-20 (пластины размером

8×4×0,2 мм), образующейся при операциях расточки корпусных деталей.

Анализ зависимости выхода порошков фракции 63...100 мкм от времени размола стружки (рис. 1 и 2) позволяет сделать предварительные выводы об эффективности измельчения в ШМ материалов различных структурных классов. Наиболее легко поддается дроблению стружка серого чугуна. Производительность процесса зависит от частоты вращения барабана мельницы и достигает максимального значения при $n = 42$ об/мин, $n/n_{kp} = 0,76$ (рис. 1). При измельчении материалов с повышенной твердостью металлической основы, содержащих значительное количество карбидной фазы, производительность дробления значительно снижается. Резкое уменьшение производительности размола стружки из чугунов с отбеленным рабочим слоем обусловлено повышением энергии их разрушения. Наибольшей энергией разрушения в условиях ударных нагрузок отличаются хромоникелевые чугуны ЛПХ17НМ-58 и ЛПХН-63. Наименьший выход порошка фракции 63...100 мкм наблюдается при измельчении стружки высокочромистого чугуна ЛПХ17НМ-58 (рис. 2). Это указывает на то, что энергетические параметры размола твер-

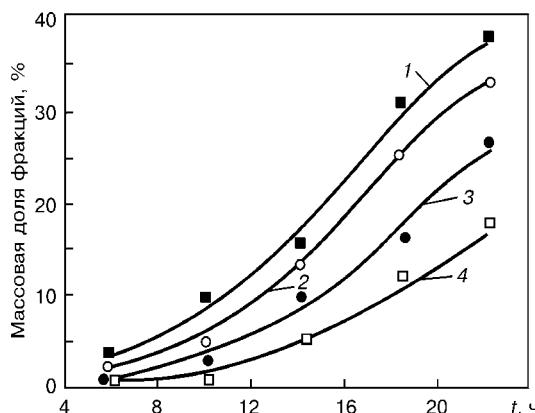


Рис. 1. Зависимость выхода Q порошка фракции 63...100 мкм от времени t размола в ШМ стружки серого чугуна СЧ-20: 1—диаметр 600 мм соответственно при $n/n_{kp} = 0,76, 0,60$ и $0,51$; 4 — диаметр 250 мм при $n/n_{kp} = 0,76$

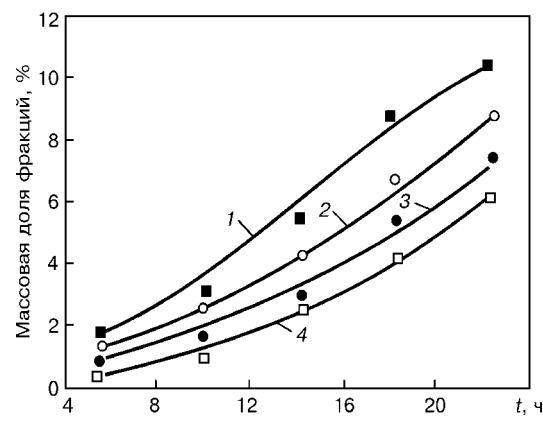


Рис. 2. Зависимость выхода порошка фракции 63...100 мкм от времени размола в ШМ стружки валков диаметром 600 мм при $n/n_{kp} = 0,76$: 1 — СПХН-49; 2 — СШХНМД-63; 3 — ЛПХН-63; 4 — ЛПХ17НМ-58

Таблица 3. Режимы размоля стружки в дезинтеграторе

Марка чугуна	Окружная скорость роторов (м/с) при циклах измельчения*			Массовая доля порошков, %						Энергоемкость размоля, кВт·ч/кг		
				Фракционный состав, мкм								
	1	2	3	-50	+50...-63	+63...-100	+100...-200	+200...-400	-50	+50...-63	+63...-100	
СЧ-21	220	260	300	11	35	45	9	—	0,8	0,51	0,40	
СПХН-49	170	200	280	6	20	35	30	9	1,4	0,72	0,54	
СШХМД-63	140	180	260	5	17	28	40	10	1,7	0,90	0,62	
ЛПХН-63	130	150	240	5	15	20	45	15	2,1	1,60	1,00	
ЛПХ17НМ-58	120	150	240	5	12	19	44	20	2,4	1,80	1,20	

* При циклах измельчения 4 и 5 окружная скорость роторов составляет 300 м/с.

W, %

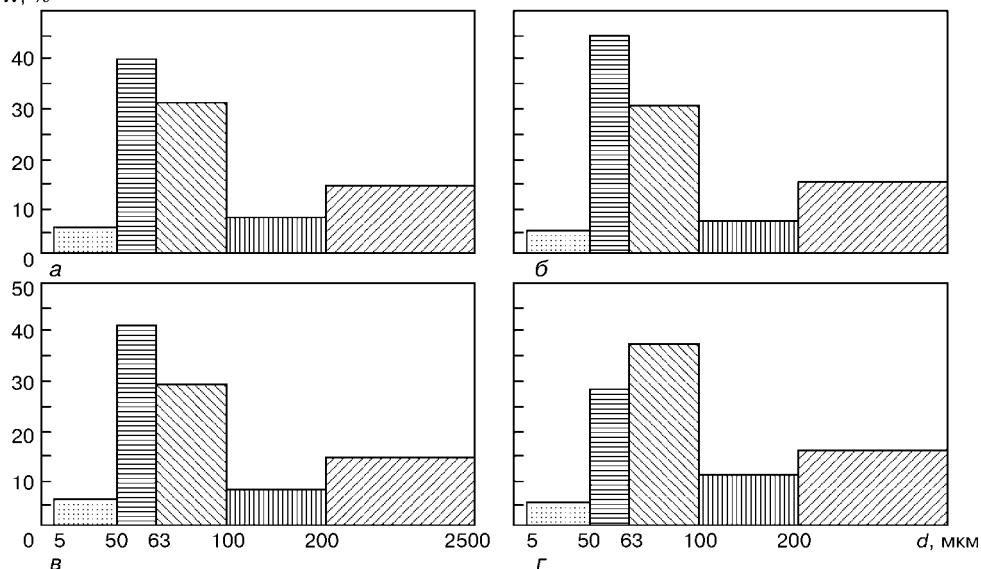


Рис. 3. Гранулометрический состав W шлама после циклонной очистки: а — ЛПХНМ-76; б — ЛПХНМ-71; в — ЛПХНМ-73; г — ЛПХ17НМ-71; д — размер частиц шлама

дых материалов зависят не только от структуры металлической основы, но и от содержания, состава и морфологии карбидов. Малый выход порошков для ГТНП из более твердых чугунов и зависимость производительности размоля от структуры стружки и ее размеров позволяют рекомендовать дробление в ШМ как предварительную операцию в технологическом процессе переработки стружки.

Перспективными диспергирующими устройствами являются вибромельницы и дезинтеграторы. В качестве исходного материала для измельчения в дезинтеграторе использовали стружку диаметром 250 мм, предварительно раздробленную в ШМ до фракции 1500 мкм. Режимы измельчения и гранулометрический состав продуктов размоля приведены в табл. 3. Сравнительно большой выход (около 100 мкм) дисперсной фракции достигается только при многоцикловом диспергировании (4–5 циклов). Проведенные исследования выявили значительный рост энергозатрат при переходе от размоля стружки серых чугунов к измельчению стружки

прокатных валков (табл. 3). Вследствие этого применение дезинтеграторных установок в масштабах серийного производства порошков с размером частиц менее 100 мкм экономически неэффективно. В связи с этим более перспективно получение порошков из отходов шлифования прокатных валков.

Шлифование валков производится кругами 25АС2К7 с использованием в качестве СОЖ 1%-го раствора кальцинированной соды. Образующиеся шлифовальные шламы представляют собой влажную пастообразную смесь, состоящую из мелко-дисперсной чугунной стружки, абразивных зерен и материала связки шлифовального круга с раз-

Таблица 4. Массовая доля абразива в порошках, %

Марка чугуна	Фракционный состав, мкм						
	-50	+50...-63	+63...-100	+100...-200	+200...-400	+400...-800	+800...-2500
ЛПХН-71	23,8	12,2 2,7	24,4 2,1	40	50...55	~60	70...80
ЛПХНМ-76	26,4	12,0 2,8	27,8 2,2	48	54...60		
ЛПХНМ-73	26,0	14,4 3,0	26,0 2,3	48	54...60	~60	70...80
ЛПХ17НМ-71	25,2	14,7 3,1	26,1 2,6	50	52...57		

Примечание. Здесь и в табл. 6 в числителе приведены данные после циклонной очистки; в знаменателе — после магнитной сепарации шлама.

Таблица 5. Химический состав порошков стружки ЛПХНМ-73 после циклонной очистки и магнитной сепарации шлама

Фракционный состав, мкм	Массовая доля элементов*, %					
	C	Si	Mn	Cr	Ni	P
50...63	2,60	3,2	0,61	0,76	3,05	0,32
63...100	2,76	2,1	0,63	0,79	3,45	0,37

* В разных фракционных составах массовая доля молибдена составляет 24,0, а серы — 0,06 %.

мером частиц 0,005...2,500 мм. Высокая дисперсность шламов в значительной мере обусловлена режимами шлифования и в первую очередь малой (0,05 мм) глубиной резания.

Переработка шламов в порошки включала следующие операции: сушку шламов в сушильном шкафу при температуре 423 К в течение 3 ч; кратковременное (10 мин) измельчение высущенной массы в ШМ; циклонную очистку шлама от пылевидных фракций и его рассев с последующей магнитной сепарацией для отделения абразивных включений.

Массовая доля частиц размером 50...63 и 63...100 мкм в десяти исследованных партиях шламов после циклонной очистки (масса каждой партии 5 кг) составила приблизительно 60...70 мас. % (рис. 3). Массовая доля абразива в шламах дисперсностью 50...63 мкм находилась на уровне 10...12 %, в шламах с размером частиц 63...100 мкм — 22...26 % (табл. 4). Концентрацию абразивных зерен определяли из отношения массы отделенного корунда к массе исследуемой партии шлама. Количество остаточного абразива после магнитной сепарации оценивали с помощью микроскопического анализа порошков по стандартной методике. В шламах с размером частиц меньше 50 мкм ввиду неэффективности их магнитной очистки массовую долю абразива определяли микроскопическим анализом проб.

Результаты химического анализа порошков, полученных после циклонной очистки и магнитной сепарации шламов, приведены в табл. 5. Неочищенные шламы содержат значительное (19,2...22,0 %) количество кремния из связки шлифовального круга. В готовом продукте массовая доля кремния ниже — 2,1...3,2 % (табл. 5). Снижение массовой доли углерода, никеля, хрома и других легирующих элементов объясняется наличием частиц абразивного круга в порошках. Уменьшение массовой

доли углерода с 3,0 до 2,6...2,8 % и хрома с 1,10 до 0,76...0,81 % может быть также связано с выкрашиванием глобулей графита и карбидов при шлифовании валков [6, 7].

Результаты исследований технологических свойств порошков из шлифовальных шламов (табл. 6) показали, что они характеризуются удовлетворительной текучестью и могут транспортироваться стандартными дозирующими устройствами.

На процессы теплообмена между напыляемым материалом и плазменной струей большое влияние оказывает морфология частиц. Этот фактор в значительной степени определяет трудности, возникающие при транспортировке порошков. Частицы порошков размером до 63 и 100 мкм имеют преимущественно сферическую или овальную форму и рваные края и зазубрины. Кроме того, в этих порошках присутствуют также частицы игольчатой формы толщиной 5...15 мкм и длиной 70...120 мкм.

С целью определения возможности использования полученных порошков в технологиях ГТП в составе порошковых смесей и как самостоятельного материала были изготовлены и напылены плазменным способом покрытия из механических смесей порошков ЛПХНМ-73 и никелевого самофлюсующегося сплава ПГ-СРЗ фракции 63...100 мкм.

Поверхность образцов из нормализованной стали 45 перед напылением подвергали абразивно-струйной обработке корундом фракционного состава 0,4...0,8 мм. Для напыления образцов использовали серийную установку УПУ-ЗД с плазмотроном ПП-25 (ток дуги $I_d = 300$ А, напряжение дуги $U_d = 35...50$ В). В качестве плазмообразующего газа применяли смесь аргона и азота. Прочность сцепления покрытий определяли по методике отрыва конического штифта. Состав плазмообразующей смеси выбирали исходя из следующих соображений. Качество плазменно-напыленных покрытий (ПНП) определяется температурой и скоростью частиц в момент соударения с основой. Значительное повышение эффективности теплопередачи от плазмы к порошку достигается при использовании высокоэнтальпийных газовых струй с большой теплоемкостью и значительной протяженностью при относительно низких температурах. Однако в случае повышенного напряжения сжатой дуги в молекулярных газах требуется применение специальных источников питания с высокими рабочими напряжениями и напряжением холостого хода. Лишь использование плазмообразующих однодиатомных газов (например, аргона) позволяет питать сжатую дугу от обычных источников тока с напряжением холостого хода 90...120 В. Оптимальное сочетание интенсивного нагрева порошков со сравнительно экономичным оборудованием для ПНП достигается при формировании плазменных струй из смесей одно- (аргон) и многодиатомных высокогенитальпийных газов (азота и водорода).

Основное влияние на прочность сцепления ГТП оказывают напряженное состояние в системе покрытие—основа и структура переходной зоны, которые

Таблица 6. Технологические свойства порошков

Марка чугуна	Текучесть, с		Насыпная плотность, г/см ³			
	Фракционный состав, мкм					
	-50	+50...-63	+63...-100	-50	+50...-63	+63...-100
ЛПХН-71	11	21 26	28 31	1,80	2,0 2,3	1,9 2,10
ЛПХНМ-76	12	19 24	26 29	1,70	2,0 2,3	1,8 2,18
ЛПХНМ-73	10	19 24	26 29	1,70	2,0 2,3	1,8 2,20
ЛПХ17НМ-71	12	22 26	25 28	1,86	2,1 2,4	1,8 2,20

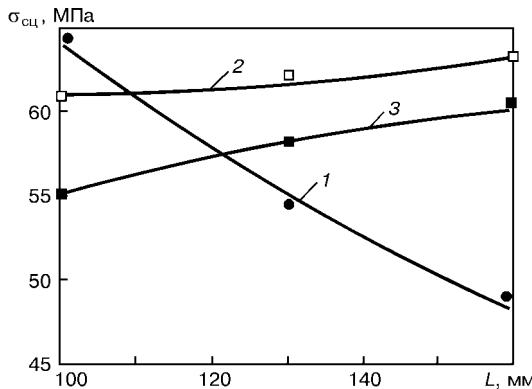


Рис. 4. Зависимость прочности сцепления покрытий из порошка ПГ-СРЗ фракции менее 100 мкм от напряжения на дуге и дистанции напыления: 1 — $U_d = 40$; 2 — 45; 3 — 50 В

можно регулировать термическими, химическими и технологическими способами: подготовкой поверхности; предварительным подогревом основы; дистанцией напыления; составом плазмообразующего газа и его расходы и подводимой мощностью. На рис. 4 и 5 приведены зависимости прочности сцепления ПНП от дистанции напыления L и напряжения на дуге U_d .

Прочность сцепления покрытий (35 МПа) одинаковой толщины (0,6...0,7 мм) из очищенного шлама в 1,7...1,8 раза меньше, чем покрытий, напыленных никелевым самофлюсующимся сплавом (60...65 МПа). Прочность сцепления покрытий из чугунных порошков фракции 50...63 мкм в 1,3...1,5 раза меньше, чем покрытий из порошков фракции 63...100 мкм. В то же время применение порошков фракции 50...63 мкм обеспечивает получение более плотного покрытия. По данным [8, 9], покрытия из самофлюсующихся порошков на основе железа имеют большую прочность сцепления σ_{cu} по отношению к конструкционным сталям, чем покрытия из никелевых сплавов, что в значительной степени обусловлено лучшей совместимостью их коэффициентов термического расширения (КТР) с таковыми материала основы. При этом прочность сцепления (40 МПа) плазменных покрытий из порошков фракции 50...63 мкм несколько выше, чем у покрытий из порошков фракции 63...100 мкм ($\sigma_{cu} = 34...36$ МПа). Сравнение полученных результатов указывает на качественные и количественные различия в закономерностях формирования адгезионных связей в ПНП из самофлюсующихся порошков и материалов, не отличающихся эффектом самофлюсования. Поскольку КТР рассматриваемых чугунов более совместим с КТР основы, чем аналогичный показатель самофлюсующегося сплава на основе никеля, прочность сцепления зависит не только от вида напряженного состояния и остаточных напряжений, но и от особенностей формирования контактной зоны покрытие—основа.

Анализ зависимостей, приведенных на рис. 4 и 5, позволил сделать следующие предположения о влиянии режимов напыления на прочность сцепления плазменных покрытий с основой. С увеличением дистанции напыления от 100 до 160 мм в случае недостаточной тепловой мощности плазмен-

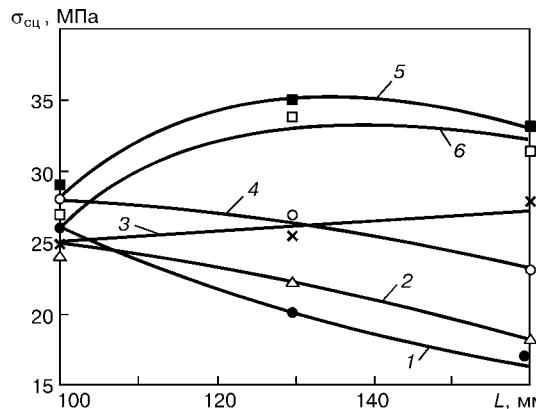


Рис. 5. Зависимость прочности сцепления покрытий из чугуна ЛПХМ-73 от напряжения на дуге и дистанций напыления: 1 — $U_d = 35$, 2 — 40, 3 — 45 (фракция 50...63 мкм); 4 — 40, 5 — 45, 6 — 50 В (фракция 63...100 мкм)

ной струи при $U_d = 40$ В происходит охлаждение частиц, понижение контактной температуры и, как следствие, уменьшение прочности сцепления покрытий из порошка никелевого сплава ПГ-СРЗ с 65 до 47 МПа (рис. 4). Повышение напряжения дуги до 45...50 В приводит к увеличению протяженности высокотемпературной зоны плазменной струи и интенсификации теплообмена между частицами и плазмой. Это позволяет наносить покрытия с высокой (57...65 МПа) прочностью сцепления в широком диапазоне дистанций напыления ($L = 100...160$ мм). Сравнительно низкая интенсивность роста прочности сцепления для сплава ПГ-СРЗ во всем диапазоне дистанций напыления $L = 100...160$ мм при $U_d = 45...50$ В связана со структурными особенностями эвтектического сплава, который переходит в жидкое состояние и кристаллизуется при температуре приблизительно 1000 К при всех режимах напыления.

При напылении чугунных порошков заметное влияние на прочность сцепления оказывают их фракционный состав, дистанция напыления и напряжение на дуге (кривые 3—6 на рис. 5). Снижение прочности сцепления покрытий из порошков фракции 50...63 мкм следует связывать с перегревом и окислением напыляемых частиц. Формирование на поверхности частиц нерастворенных оксидов, температура плавления которых превышает температуру плавления основного металла, ограничивает значения прочности сцепления. В самофлюсующихся сплавах на основе железа при плазменном нанесении покрытий порошками дисперсностью 50...63 мкм наблюдается существенное (в сравнении с порошками фракций 63...100 и 100...160 мкм) выгорание легирующих элементов — бора и углерода [8, 9]. В электродуговых, газопламенных и плазменных покрытиях из порошковых проволок и порошков системы Fe—B, Fe—B—Cr и 40X13 процессы окисления в 1,5...2,2 раза снижают прочностные характеристики ГТП [10, 11]. В электродуговых покрытиях из проволоки 40X13 при увеличении массовой доли кислорода с 1,5 до 4,5 % прочность сцепления уменьшается с 45...47 до 28...30 МПа. Согласно [2], массовая доля кислорода в плазменных покрытиях из порошков серого чугуна может достигать 7,0...7,2 %.

Частицы ПГ-СРЗ при одной и той же степени прогрева более длительное время остаются в жидким и пластическом состоянии, чем частицы чугуна. Поэтому пластическая деформация, процессы активации и физико-химического взаимодействия частиц с основой в первом случае протекают интенсивнее, чем во втором, обеспечивая более прочное сцепление частиц никелевого сплава с основой. При напылении покрытий из механических смесей чугунных порошков и сплава ПГ-СРЗ с увеличением массовой доли последнего от 0 до 100 % прочность сцепления покрытий увеличивается линейно — от 36 до 63 МПа.

Плазменные покрытия из механических смесей чугунного и никелевого самофлюсующегося порошков отличаются более высокими триботехническими характеристиками, чем покрытия, напыленные отдельно сплавом ПГ-СРЗ и порошком чугуна. Плазменно-напыленные покрытия, полученные из смесей порошков на коленчатых валах легковых и грузовых автомобилей, прошли успешные испытания.

Выводы

1. Наиболее перспективным сырьем для получения порошков из отходов механической обработки прокатных валков являются шламы, переработка которых обеспечивает большой (50...55 %) выход материалов дисперсностью 50...100 мкм, пригодных для ГТНП.

2. Плазменно-напыленные покрытия из чугунных порошков характеризуются более низкой по сравнению с самофлюсующимися сплавами прочностью сцепления и высокой приостановкой. Поэтому их дальнейшее применение для нанесения изно-

стойких покрытий наиболее эффективно в составе порошковых смесей.

1. Борисов Ю. С., Кудинов В. В. Порошки для газотермического напыления из отходов металлообработки: Основы производства и перспективы применения // Порошок. металлургия. — 1989. — № 10. — С. 25–30.
2. Борисов Ю. С., Коржик В. Н., Панько М. Т. Разработка процесса получения порошков для газотермического напыления из стружки серого чугуна // Автомат. сварка. — 1995. — № 6. — С. 7–12.
3. Использование порошков из отходов различных производств для напыления покрытий / Т. Л. Борович, В. В. Кудинов, П. Ю. Пекшев и др. // Новые методы напыления защитных покрытий. Межв. науч. сб. — Калинин: Калинин. гос. ун-т, 1983. — 76 с.
4. Роман О. В., Генкин В. А., Дмитрович А. А. Пористый материал с повышенными эксплуатационными свойствами для фрикционных узлов, работающих в масле // Новые порошковые материалы: Сб. науч. тр. / ИПМ АН УССР. — Киев, 1986. — С. 83–87.
5. Прокатные валки из высокоглеродистых сплавов / Т. С. Скобло, Н. М. Воронцов, С. И. Рудюк и др. — М.: Металлургия, 1994. — 336 с.
6. Будагянц Н. А., Карский В. Е. Литые прокатные валки. — М.: Металлургия, 1983. — 175 с.
7. Либенсон Г. А., Панов В. С. Оборудование цехов порошковой металлургии. — М.: Металлургия, 1983. — 262 с.
8. Нечипоренко А. А., Марцевой Е. П. Напыление покрытий из порошков самофлюсующихся сплавов на основе железа плазменно-дуговым методом. 1. Оценка температуры и скорости полета частиц порошка в плазменном потоке // Порошок. металлургия. — 1995. — № 1/2. — С. 35–40.
9. Нечипоренко А. А., Марцевой Е. П. Напыление покрытий из порошков самофлюсующихся сплавов на основе железа плазменно-дуговым методом. 2. Структура и свойства покрытий // Там же. — 1995. — № 3/4. — С. 38–43.
10. Козыяков И. А., Коржик В. Н., Борисов Ю. С. Стойкость аморфизированных газопламенных покрытий, полученных с использованием порошковых проволок системы Fe–B, в условиях абразивного изнашивания // Автомат. сварка. — 1996. — № 11. — С. 21–23.
11. Ивашико В. С., Белоцерковский К. В., Буйкус К. В. Восстановление деталей узлов трения активированной дуговой металлизацией // Там же. — 1999. — № 4. — С. 47–49.

The prospects of use of wastes after the mill rolls machining to produce cheap powders for thermal spraying in industrial scales are shown. Peculiarities of effect of conditions of plasma coating on the adhesion strength are studied. High tribotechnical characteristics of plasma coating produced from mixtures of cast iron powders and nickel self-fluxing alloys are established.

Поступила в редакцию 16.07.2001

ПОЛУАВТОМАТ ДЛЯ СВАРКИ ТРУБ С ТРУБНЫМИ ДОСКАМИ МАЛОГАБАРИТНЫХ ТЕПЛООБМЕННИКОВ

М. И. ЧЕРНОМОРОВ, инж. (Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)

Для получения качественных неразъемных соединений типа труба–трубная доска разработано переносное устройство, позволяющее выполнять сварку в защитном газе трубок диаметром 3...5 мм и обеспечивающее заданную глубину проплавления.

Ключевые слова: аргонодуговая сварка, трубные доски, полуавтомат, теплообменник

Современные отрасли промышленности (химическая, энергетическая и др.) требуют нового, более современного оборудования, при этом предъявляются высокие требования к его прочности, надежности и работоспособности. Как правило, изделия такого типа можно получить только сваркой плавлением. К ним принадлежат и узлы двигателя Стирлинга или двигателя с внешним подводом тепла. К наиболее ответственным конструкциям относятся также теплообменники [1], имеющие трубы с трубными досками.

Малогабаритные теплообменники работают в сложных условиях: высокая температура, большие давления, рабочее тело — газ гелия. Это определяет требования к сварным швам: они должны быть прочные и плотные, с гарантированной глубиной проплавления. При изготовлении теплообменника из 1000 трубок всего лишь 1 % брака сварки приводит к необходимости зачеканки 10 трубок, что снижает КПД сварки на 18 %. Для изготовления теплообменной аппаратуры используют различные материалы, но наиболее часто применяют высоколегированные и нержавеющие стали. Это приводит к возникновению множества проблем при разработке конкретных технологических процессов. Так, при сварке труб с трубными досками возможно неравномерное проплавление, появление кольцевых трещин, пор и других дефектов. Такие недостатки проявляются при соединении трубок малого диаметра (3...5 мм) с трубными досками большой толщины (20...60 мм).

Выбор метода сварки зависит от конкретной конструкции, количества сварных швов, их положения, условий эксплуатации и используемых методов контроля. Обычно наиболее широко применяется сварка плавлением, которая рассматривается как самостоятельная технологическая операция. При большом количестве сварных швов необходимо располагать специализированным оборудованием для получения их одинаковой геометрии. В Восточноукраинском национальном университете разработано устройство для сварки в автоматическом режиме труб диаметром более 1 мм в трубные доски, обеспечивающее высокое качество сварных швов [2]. Полуавтомат позволяет выполнять сварку

неплавящимся вольфрамовым электродом в аргоне швов небольшого поперечного сечения (рис. 1). Он состоит из диэлектрического неподвижного корпуса 1 с вмонтированным в нем механизмом вращения электрода 2, содержащим подвижный корпус 3. Корпуса 1 и 3 соединены между собой посредством шариков 4, которые входят в них наполовину, образуя совмещенный подшипник. В корпусе 3 имеется центральное отверстие для прохода центратора 5, нижний торец которого снабжен сменной насадкой 6, выполненной в виде конуса из жаропрочного материала (например, керамики, стали). Диаметр ее основания превышает на 0,2...0,4 мм внутренний диаметр трубки 7, ввариваемой в трубную доску 8. В корпусе 3 имеется также эксцентричное отверстие для размещения электрододержателя 9. Верхняя (донная) часть эксцентричного отверстия выполнена конической, а хвостовая часть электрододержателя имеет продольные прорези 10. При его установке в корпусе 3 коническая поверхность изгибает прорезную часть электрододержателя к центру. При этом воз-

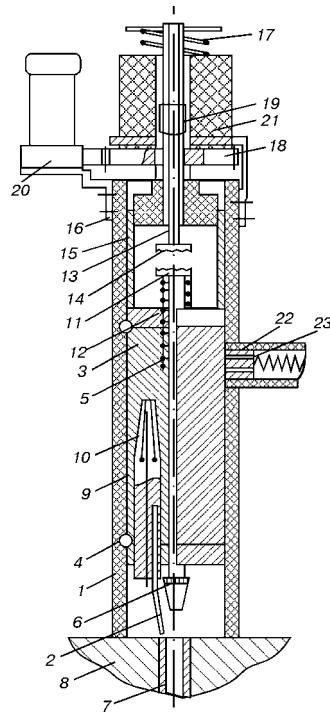


Рис. 1. Автомат для сварки круговых швов малого диаметра (здесь и на рис. 2 обозначения см. в тексте)

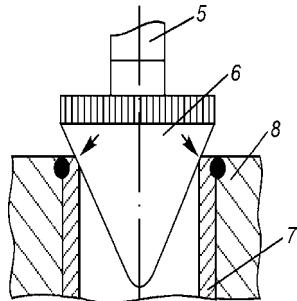


Рис. 2. Схема воздействия насадки на круговой шов

никают упругие силы, стремящиеся возвратить его хвостовую часть в исходное (цилиндрическое) положение. Благодаря этому электрододержатель 9 надежно закрепляется в корпусе 3, что обеспечивает хороший электроконтакт между ними. Кроме повышения надежности работы устройства, это приводит к снижению требований точности изготовления внутренней поверхности эксцентричного отверстия и наружной поверхности электрододержателя. В последнем имеется также эксцентричное отверстие для установки неплавящегося электрода 2, позволяющее путем поворота электрододержателя 9 вокруг его продольной оси варьировать положение (удалять) электрода 2 относительно главной оси устройства. Это обеспечивает плавность изменения диаметра вращения электрода в широком диапазоне. Верхний торец центратора 5 снабжен упором 11 с радиальным рифлением. Под ним установлена возвратная пружина 12, которая поднимает центратор над свариваемой трубкой 7 (на рис. 1 пружина 12 изображена в свободном положении). Над центратором 5 соосно ему расположен шток 13, нижний торец которого также снабжен упором 14 с радиальным рифлением. Над корпусом 3 находится обечайка 15 привода, полумуфта 16 и возвратная пружина 17 штока 13. Полумуфта 16 снабжена ведомой шестерней 18, которая через продольное рифление на центральном отверстии взаимодействует со штоком 13, также имеющим продольное рифление 19. Ведомая шестерня 18 вращается от привода 20, который может быть размещен непосредственно на диэлектрическом корпусе 1 или вынесен за его пределы. Над ведомой шестерней 18 установлен не связанный с ней электромагнит 21, который закреплен на корпусе 1.

Полуавтомат работает следующим образом. Перед началом использования устройства на нижний торец центратора 5 навинчивают насадку 6, соответствующую диаметру свариваемой трубы 7. Затем разворачивают электрододержатель 9 так, чтобы расстояние от электрода 2 до продольной оси устройства соответствовало наружному диаметру свариваемой трубы 7. Устройство устанавливают на трубную решетку 8, и после нажатия на шток 13 (рукой или включая электромагнит 21) направляют центратор 5 до соприкосновения насадки

6 с трубкой 7, при этом оси устройства и трубы совмещаются. В таком положении устройство фиксируется штативом или удерживается рукой. После этого шток 13 отпускают, пружины 17 и 12 возвращаются в исходное положение, поднимая соответственно шток 13 и центратор 5. Затем включают привод вращения 20, который через детали 18, 16 и 15 передает крутящий момент корпусу 3. Через щетки 22 подводят сварочный ток, а через отверстие 23 — защитный газ, который по продольным канавкам на поверхности корпуса 3 поступает в зону сварки, омывая эту поверхность и охлаждая сам корпус. После выполнения кругового шва по всему диаметру трубы 7 (для этого электрод 2 вращается с большой скоростью — примерно 900...1200 об/мин) прекращают подачу сварочного тока, оставляя включенным привод вращения. Затем включают электромагнит 21. Под действием продольного магнитного поля шток 13 опускается, вращаясь за счет взаимодействия рифлений 19 с аналогичным рифлением в шестерне 18. Опускание вращающегося штока 13 приводит к взаимному сцеплению упоров 11 и 14, что вызывает вращение центратора 5. Опускающийся центратор 5 входит внутрь приваренной трубы 7 (рис. 2), а насадка 6 оказывает давление на шов в радиальном направлении. При этом происходит его пластическая деформация в направлении действия усадочной силы, что приводит к снижению уровня растягивающих напряжений [3]. Благодаря вращению насадки 6 эффективность воздействия на шов увеличивается — происходит закрытие (затирание) микродефектов (трещин, пор), шов уплотняется. После его полного остывания привод вращения 20 и электромагнит 21 отключают, а устройство используют повторно.

Разработанный аппарат имеет ограничения по режимам сварки, обусловленные толщиной свариваемых трубок. Поскольку обычно сваривают трубы малой толщины, то установлены следующие параметры режимов сварки:

Ток сварки, А	80...150
Напряжение на дуге, В	18...28
Скорость сварки, м/ч	16...30
Диаметр электрода, м	0,001...0,003
Расход защитного газа, л/мин	9...16

Применение полуавтомата позволяет получить сварные узлы стопроцентного качества (независимо от количества трубок) в соединении труба—трубная доска при сварке в нижнем положении. Аппарат прошел апробирование в промышленности.

- Баклисов А. М., Горбенко В. А., Удьма П. Г. Проектирование, монтаж и эксплуатация теплообменных установок. — М.: Энергоиздат, 1981. — 336 с.
- А. с. 1586883 СССР, МКИ³ В 23 К 31/02, 37/02. Устройство для сварки круговых швов / М. И. Черноморов, А. И. Гедрович, В. В. Калюжный. — Заявл. 24.10.88; Опубл. 23.08.90, Бюл. № 31.
- Сагалевич В. М. Методы устранения сварочных деформаций и напряжений. — М.: Машиностроение, 1974. — 268 с.

To produce quality permanent joints of the tube-to-tube sheet type, a portable device has been designed which makes it possible to perform the shielded-gas welding of 3...5 mm diameter tubes with a preset depth of penetration.

Поступила в редакцию 04.07.2001

СТАТИСТИЧЕСКОЕ РЕГУЛИРОВАНИЕ СВАРОЧНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТОДА ПОСТРОЕНИЯ КАРТ КОНТРОЛЯ СОСТОЯНИЯ

И. А. ТАРАРЫЧКИН, канд. техн. наук (Восточноукр. нац. ун-т, г. Луганск)

Предложена методика построения карт контроля состояния технологического процесса без использования графических построений. Алгоритм оценивания упрощается благодаря использованию комплексного критерия. Рассмотрены возможности методики на примере выполнениястыкового соединения дуговой сваркой в узкий зазор.

Ключевые слова: статистическое регулирование, обеспечение качества, оценка состояния процесса, методика, карты контроля, сварка в узкий зазор, корректирующие действия

Статистическое регулирование сварочных технологических процессов связано с необходимостью периодической оценки их состояния при решении задач обеспечения качества продукции [1–4]. Оценка такого рода должна предусматривать определение текущего состояния процесса и тенденции его изменения с течением времени (разработка прогнозных оценок); своевременное воздействие на состояние процесса с последующей оценкой эффективности корректирующих действий; документирование состояния процесса в целях формирования данных его истории, что соответствует требованиям объективности и доказательности, в том числе в конкретных ситуациях, когда представители заказчика или органа по сертификации имеют возможность ознакомиться с контрольной документацией, характеризующей ход выполнения заказа.

Среди статистических методов, позволяющих отслеживать и прогнозировать качество продукции и соответственно состояние процесса на различных этапах производства, наиболее распространен метод построения контрольных карт [5]. Традиционная схема использования метода контрольных карт (карт Шухарта) связана с необходимостью периодического отбора выборок из потока продукции и статистической обработкой результатов выполнения контрольных операций. Это означает, что регулирование процессов с помощью карт Шухарта в наибольшей степени соответствует условиям крупносерийного и массового производства, когда есть возможность периодического контроля отдельных партий или групп изделий. Однако применительно к условиям единичного или мелкосерийного производства этот метод может быть неприемлемым или малоэффективным. Если единичное производство характеризуется высокой стоимостью единицы продукции, сложностью осуществления контрольных операций, высокой трудоемкостью работ по устранению дефектов, то целесообразно

контролировать состояние технологического процесса непосредственно.

Таким образом, разработка эффективных методов контроля, регулирования и документирования состояния технологических процессов в условиях единичного и мелкосерийного производства является актуальной задачей, возникающей, например, при использовании таких процессов, как сварка в узкий зазор, электрошлаковая, электронно-лучевая сварка крупногабаритных конструкций. В этих условиях представляет интерес разработка методики построения карт контроля состояния процесса, по внешнему виду которых можно было бы оценивать его текущее состояние и прогнозировать тенденцию развития.

Для решения сформулированных задач необходимо предварительно определить контролируемый параметр процесса X , который существенно влияет на его состояние и, как следствие, на качество продукции. Затем должны быть сформулированы требования к допускаемому диапазону изменения X (указан конструкторский допуск). Количество контрольных замеров n и периодичность их выполнения должны быть установлены по технологической документации.

Методика обработки данных связана с определением следующих характеристик:

среднего значения контролируемого параметра \bar{x} и стандартного отклонения S

$$\bar{x} = \sum x_i / n, \quad (1)$$

$$S = \sqrt{\sum (x_i - \bar{x})^2 / (n - 1)}; \quad (2)$$

величины реального диапазона изменения контролируемого параметра процесса (технологического поля допуска) ΔU

$$\Delta U = \sqrt{2} S \Phi^{-1}(P), \quad (3)$$

где P — вероятность, с которой случайная величина X попадает в границы технологического поля допуска; $\Phi^{-1}(P)$ — функция, обратная функции Лапласа [6]. Значения $\Phi^{-1}(P)$ можно определить по данным таблицы в зависимости от требований,

Требования к точности технологического процесса

Параметр прочности процесса	Точность		
	умеренная и средняя	повышенная	высокая
P	0,94...0,97	0,97...0,99	0,99...0,999
$\Phi^{-1}(P)$	1,33...1,54	1,54...1,82	1,82...2,35

предъявляемых к точности технологического процесса;

коэффициента рассеяния η , характеризующего соотношение полей технологического и конструкторского допусков:

$$\eta = \Delta U / (W_b - W_n), \quad (4)$$

где W_b , W_n — соответственно верхняя и нижняя границы конструкторского поля допуска, устанавливаемые на этапе разработки технологии исходя из необходимости обеспечения заданных условий протекания процесса. Это могут быть, например, требования по точности к процессу, выполнение которых обеспечивает отсутствие образования дефектов формы шва;

коэффициента смещения настройки θ , характеризующего смещение центра распределения контролируемой характеристики X относительно середины поля конструкторского допуска

$$\theta = 2 | \bar{x} - W_0 | / (W_b - W_n), \quad (5)$$

где $W_0 = (W_b + W_n) / 2$ — середина конструкторского поля допуска.

Текущее состояние технологического процесса можно характеризовать положением точки $Z(\theta, \eta)$ в системе координат $\theta\eta$. Несложно убедиться, что если состояние процесса удовлетворительное, то точка $Z(\theta, \eta)$ попадает в область D (рис. 1) [7]. В противном случае процесс не соответствует предъявляемым требованиям и требует корректировки. Поскольку характеристики точности процесса θ и η со временем могут изменяться, то состояние процесса можно описывать последовательной системой точек Z_1, Z_2, \dots, Z_k на плоскости $\theta\eta$, определяемых для моментов времени t_1, t_2, \dots, t_k . Если состояние процесса удовлетворяет требованиям по точности, то все точки Z_1, Z_2, \dots, Z_k будут находиться в пределах области D (рис. 2, схема 1). Если с момента времени t_j соответствующая точка Z_j выходит за пределы области D , это означает, что процесс не соответствует предъявляемым требованиям по точности и необходима корректировка (рис. 2, схема 2).

Таким образом, анализ состояния технологического процесса сводится к определению текущего положения точки $Z(\theta, \eta)$ относительно области D на плоскости $\theta\eta$. Для получения более детальной информации о состоянии процесса область D целесообразно разбить на три области меньшего размера D_1, D_2, D_3 (рис. 1). Их границы можно определить исходя из соображений практического характера, если в качестве оптимального принять такое состояние процесса, при котором выполняется условие $0,5 < \theta + \eta < 0,85$, которое определяет границы области D_2 и тем самым положение об-

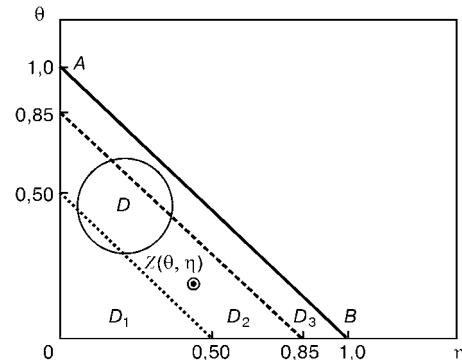


Рис. 1. Схема взаимного расположения областей D, D_1, D_2, D_3

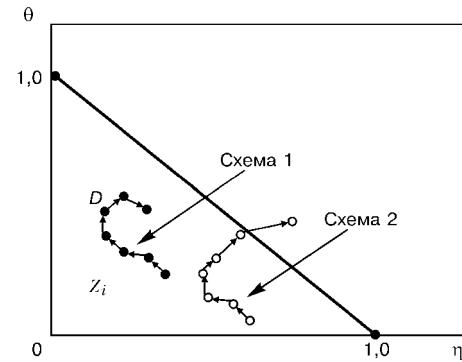


Рис. 2. Схематическое представление различных вариантов изменения точности технологического процесса с течением времени областей D_1 и D_3 (рис. 1). Наличие области D_3 обеспечивает некоторый запас по точности прежде, чем процесс приблизится к границе предельного состояния (рис. 1, отрезок AB), что позволяет получить определенный резерв времени для принятия решений и выполнения соответствующих корректирующих действий. Процесс, для которого положение точки $Z(\theta, \eta)$ соответствует области D_1 , является избыточно точным, и использование в данном случае высокоточного оборудования, вероятно, неоправданно [8]. Применение графических построений на плоскости $\theta\eta$ позволяет выполнять периодическую оценку состояния процесса в соответствии с предлагаемым алгоритмом. Состояние процесса следует признать удовлетворительным, если текущее положение точки Z_i соответствует области D_1 или D_2 . Если точка Z_i переходит в область D_3 , то следует выяснить причины нарушения точности и выполнить корректировку. В том случае, если точка Z_i выходит за пределы области D , то процесс производства должен быть приостановлен для выявления и устранения причин нарушения точности.

Представленная схема позволяет оценивать состояние процесса с использованием графических построений на плоскости $\theta\eta$. Однако следует отметить, что в условиях реального производства выполнение таких построений создает определенные сложности. В то же время алгоритм оценивания может быть заметно упрощен, если использовать комплексный критерий точности g_s следующего вида:

$$g_s = \theta + \eta = \frac{2 | \bar{x} - W_0 | + \Delta U}{W_b - W_n}, \quad (6)$$

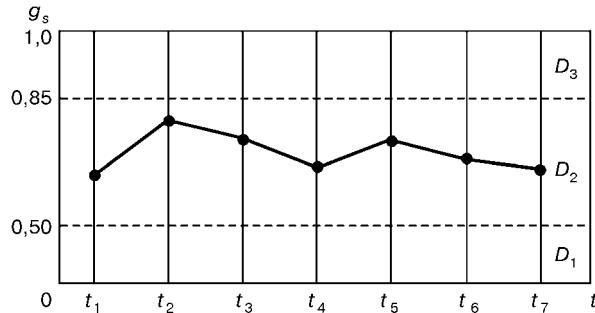


Рис. 3. Вид карты контроля состояния технологического процесса с нанесенными контрольными линиями и границей предельного состояния

который позволяет определить положение точки $Z(\theta, \eta)$ относительно областей D , D_1 , D_2 , D_3 и оценить состояние процесса, не прибегая к графическим построениям.

Так, если $g_s < 0,50$, то анализируемый процесс отвечает предъявляемым требованиям, являясь при этом избыточно точным (рис. 1, область D_1). Если $0,50 < g_s < 0,85$, то процесс протекает в оптимальном режиме (рис. 1, область D_2). Если $0,85 < g_s < 1$, то процесс характеризуется приемлемым состоянием, однако требует корректировки, поскольку протекает вблизи границы предельного состояния (рис. 1, область D_3). Если $g_s > 1$, то точка $Z(\theta, \eta)$ находится за пределами области D и, следовательно, анализируемый процесс не соответствует предъявляемым требованиям точности.

Таким образом, предлагаемая методика построения карт контроля состояния процесса сводится к построению системы значений $g_s(t_i)$, определяемых для установленных моментов времени t_i , в соответствии с изложенным подходом. Наличие контрольных линий вида $g_s = 0,85$ и $0,50$, а также границы предельного состояния $g_s = 1,0$ на карте контроля состояния процесса упрощают процедуру оценивания и делают ее более наглядной.

Построение карт контроля предлагается осуществлять следующим образом:

— состояние процесса оценивать периодически для моментов времени t_i , $i = 1, 2, \dots, m$ с определением соответствующих значений X_i и S_i ;

— для текущего момента времени t_i определять значение параметра $g_s(t_i)$ по формуле (6);

— расчетные значения $g_s(t_i)$ наносить на карту контроля состояния процесса, вид которой представлен на рис. 3.

Состояние процесса следует оценивать таким образом:

если характер изменения положения контрольных точек $g_s(t_i)$ соответствует схеме 1 (рис. 4), то корректировку процесса следует выполнять после шестого контрольного замера;

если процесс протекает по схеме 2 (рис. 4) то, начиная со второго контрольного замера, он не соответствует предъявляемым требованиям, и качество продукции, возможно, не будет обеспечиваться;

если процесс протекает по схеме 3, то имеет место непрерывное повышение точности и с момента времени t_3 он становится избыточно точным.

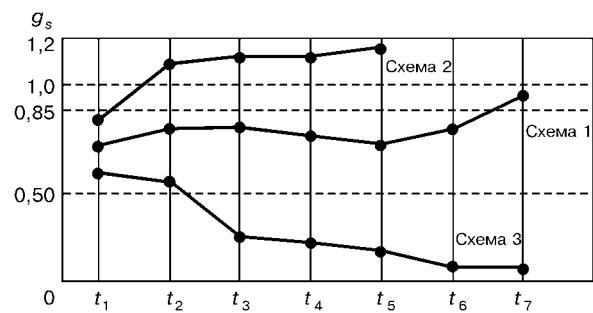


Рис. 4. Вид карты контроля состояния в зависимости от схемы протекания технологического процесса

Наиболее приемлемыми свойствами характеризуются процессы, для которых положение контрольных точек соответствует области D_2 (рис. 3).

Следует отметить, что разработанная методика построения карт контроля состояния процесса не может рассматриваться как обобщение или альтернатива картам Шухарта. Предложенный метод статистического регулирования технологических процессов представляет собой самостоятельный инструмент, который имеет свою область рационального применения, связанную прежде всего с непосредственным контролем и документированием состояния процесса в условиях единичного или мелкосерийного производства.

Рассмотрим возможности предлагаемой методики оценки состояния процесса на примере дуговой сварки в узкий зазор стыкового соединения металла толщиной 60 мм. Заполнение разделки выполняется по схеме один слой за проход (рис. 5), поэтому отклонение электрода от оси зазора может привести к образованию дефектов формы слоя в виде подрезов или несплавлений. В соответствии с требованиями технологии отклонение оси электрода от середины зазора не должно превышать 12 % текущей ширины зазора $2B$. Контроль точности позиционирования электрода в зазоре выполнялся в трех точках по длине соединения ($n = 3$). Соответствующие значения параметра $g_s(m)$ для семи проходов ($m = 1, 2, \dots, 7$) нанесены на карту контроля (рис. 6, схема 1).

Полученные данные свидетельствуют о том, что точность процесса со временем возрастает. Объясняется это тем, что по мере заполнения разделки текущая ширина зазора $2B$ увеличивается и соот-

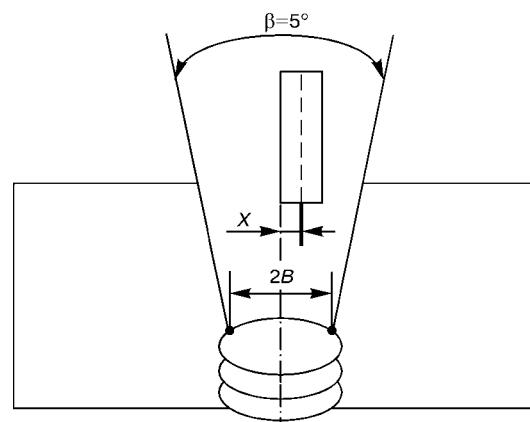


Рис. 5. Схема возникновения отклонения электрода от оси зазора при сварке

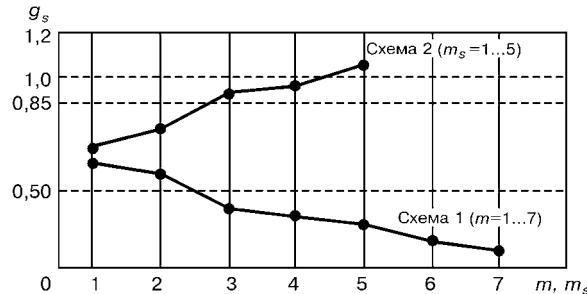


Рис. 6. Характер изменения состояния процесса от слоя к слою (схема 1) и от изделия к изделию (схема 2)

ветственно возрастает допускаемое значение отклонения электрода от оси зазора.

На этой же карте нанесены данные состояний процесса при сварке первых проходов для пяти последовательно выполненных сварных соединений ($m_s = 1\dots 5$). Очевидно (рис. 6, схема 2), что точность процесса постепенно снижается. Это, вероятно, связано с эффектом постепенного износа контактного наконечника горелки. В результате первый слой пятого соединения ($m_s = 5$) выполняется в условиях, не отвечающих требованиям, предъявляемым к процессу. При соответствующей организации работ в рамках функционирующей системы качества на предприятии поиск причин нарушения точности в данном случае должен выполняться после сварки третьего или четвертого соединения. При этом методика осуществления работ должна предусматривать установление причин возникновения отклонений, принятие мер по их устранению с последующей оценкой эффективности корректирующих действий [9].

Рассмотренный пример связан с анализом одномерного процесса, когда его состояние оценивается с помощью одного контролируемого параметра. Реальные сварочные процессы являются, как правило, многомерными, и именно для таких процессов задача контроля состояния и обеспечения качества продукции является наиболее актуальной.

Оценка состояния многомерных процессов с использованием предложенных карт контроля состояния осуществляется аналогично одномерным. Отличие заключается в том, что одновременно выполняется построение нескольких карт для каждого из определенных заранее контролируемых параметров процесса X_1, X_2, \dots, X_r . Состояние процесса признается удовлетворительным, если все соответствующие критерии $g_{s1}, g_{s2}, \dots, g_{sr}$ по своему значению не превышают единицы.

Проанализировав случай сварки в узкий зазор металла толщиной 60 мм, следует отметить, что возможность образования дефектов формы при сварке связана не только с отклонением электрода от оси зазора, но и с возможными изменениями ширины зазора $2B$ в результате развития угловых деформаций, вылета электрода h_s , скорости сварки v_{cb} , сварочного тока I_{cb} , напряжения на дуге U_d . Если

Method of construction of control charts of the technological process condition without use of graphs is suggested. The assessment algorithm is simplified due to use of a complex criterion. Feasibilities of the method are described on the example of making butt joint by the narrow-gap welding.

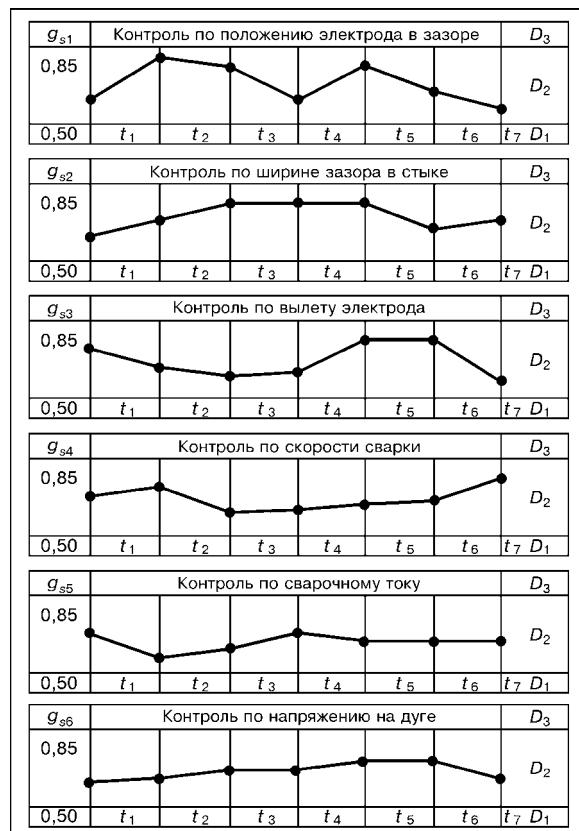


Рис. 7. Вид контроля состояния многомерного процесса сварки

контроль и документирование состояния процесса выполнять по всем перечисленным параметрам, то контролироваться будет шестимерная система, для описания состояния которой требуется одновременное построение шести карт контроля состояния. Внешний вид карт контроля состояния процесса для рассмотренной шестимерной системы, отвечающей всем требованиям точности, приведен на рис. 7.

1. ISO 9001: 1994. Системы качества. Модель обеспечения качества при проектировании, разработке, производстве, монтаже и обслуживании.
2. ISO 9002: 1994. Системы качества. Модель обеспечения качества при производстве, монтаже и обслуживании.
3. ДСТУ ISO 9004-1-95. Управление качеством и элементы системы качества. Ч. 1. Руководящие указания.
4. Контроль качества сварки / В. Н. Волченко, А. К. Гуревич, А. Н. Майоров и др. — М.: Машиностроение, 1975. — 328 с.
5. Статистические методы контроля качества продукции / Л. Ноулер, Дж. Хаузл, Б. Голд и др. — М.: Изд-во стандартов, 1984. — 104 с.
6. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. — М.: Физматгиз, 1962. — 564 с.
7. Тарарычkin И. А. Разработка методов оценки характеристик технологического процесса, основанных на требованиях международных стандартов ISO серии 9000 // Вісн. Східноукр. нац. ун-ту. — 2000. — № 9. — С. 238–242.
8. Тарарычkin И. А. Оптимизация технологии сварочных процессов при решении задач обеспечения качества продукции // Свароч. пр-во. — 2001. — № 1. — С. 48–50.
9. Семь инструментов качества в японской экономике. — М.: Изд-во стандартов, 1990. — 88 с.

Поступила в редакцию 27.05.2001



УДК 621.791.052:539.4:620.192.47

ХИМИЧЕСКАЯ МИКРОНЕОДНОРОДНОСТЬ НА ГРАНИЦАХ ЗЕРЕН МЕТАЛЛА ЗТВ МАРТЕНСИТНО-БЕЙНИТОЙ СТАЛИ 14ХГН2МДАФБ

Л. И. МИХОДУЙ, д-р техн. наук, **О. Д. СМИЯН**, **М. Б. МОВЧАН**, **В. Д. ПОЗНЯКОВ**, кандидаты техн. наук,
С. О. АНТОНОВ, инж. (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Исследован методом электронной Оже-спектрометрии процесс замедленного разрушения ЗТВ в пробах имплант из стали 14ХГН2МДАФБ на стадии предразрушения. Установлено, что в процессе замедленного разрушения сварных соединений в металле ЗТВ происходит перераспределение легирующих и примесных элементов внутри зерен, обогащение их границ рядом охрупчивающих примесных атомов, что при этом виде испытаний является дополнительным (помимо водорода) фактором, определяющим разрушение металла.

Ключевые слова: высокопрочная сталь, сварное соединение, зона термического влияния, Оже-спектрометрия, растягивающие напряжения, сегрегация легирующих и примесных элементов, неоднородность, замедленное разрушение

В большинстве исследований, посвященных замедленному разрушению (ЗР) сварных соединений легированных сталей, рассматривается влияние либо косвенных параметров, характеризующих структуру металла (температура превращения аустенита, количество мартенсита, микротвердость и т. д.), либо неоднородности этой структуры [1, 2]. В то же время недостаточное внимание уделяется изучению развития химической микронеоднородности в процессе ЗР. Исключение составляет водород, являющийся одной из основных причин образования при ЗР холодных трещин (ХТ) [3–6]. Но как при этом будут себя вести остальные имеющиеся в стали химические элементы, в большинстве случаев остается неизвестным.

В результате воздействия термического цикла сварки в участках околосшовной зоны (ОШЗ) легированных сталей, как правило, происходит интенсивный рост зерен. Это приводит к уширению границ и скоплению на них различного рода дефектов и примесей. В металле ЗТВ действуют как сжимающие, так и растягивающие напряжения. Первые препятствуют, вторые способствуют развитию сегрегационных процессов и разрушению металла. Степень этого влияния, а также возможный характер процессов массопереноса и перераспределения легирующих и примесных элементов в этих микрообъемах остаются неясными.

Последние годы в металлургии активно исследуются вопросы, связанные с разрушением металлов вследствие микрохимической неоднородности. Для проведения таких исследований в основном используют метод электронной Оже-спектрометрии (ЭОС), поскольку его информационная глубина (2...3 нм) сопоставима с толщиной межзеренных прослоек, равной 20...30 нм [7]. Как правило, такие исследования выполняли на изломах, которые подвергались воздействию окружающей среды. Поэтому каждый раз возникал вопрос о чистоте эк-

сперимента, поскольку на исследования образцы поступали покрытыми относительно толстым слоем оксидов или адсорбатов. При снятии этих поверхностных загрязнений ионным травлением в камере анализа Оже-спектрометра легко можно было «удалить» и часть полезной информации о реальном составе именно поверхности разрушения. Если же по различным причинам происходило обогащение примесями металла, примыкающего к границе зерна (ГЗ), то проблем не возникало, и все изменения четко фиксировались [8, 9]. По их результатам было получено достаточно много достоверной информации о составе ГЗ и влиянии отдельных химических элементов на разрушение металлов [8–13]. При анализе причин образования горячих трещин в аустенитных сталях типа 10Х23Н18, а также в железоникелевом сплаве Fe–34Ni осуществляли деформирование металла при температуре 550...850 °C с различными скоростями. Исследования показали, что ГЗ этих сталей обогащаются кислородом и серой, которые и вызывают охрупчивание металла при указанных температурах [9]. В случае разрушения в вакууме $5 \cdot 10^{-7}$ Па образцов инструментальных сталей типа Р6М5, прошедших термическую обработку при последующем исследовании поверхности излома методом ЭОС, было показано, что для этих сталей опасной примесью является фосфор [13]. Скопления примесных атомов могут образовываться в условиях более низких температур не только под действием деформации, но и при наличии термических напряжений, особенно циклических. Например, термоциклирование при температуре от –150 до +150 °C вызывает в стали 12Х18Н10Т не только разрушение высших оксидов металлов и насыщение металла водородом, но и перераспределение примесных и легирующих элементов [10]. Во всех этих исследованиях термическому и деформационному воздействию подвергали металл «свободно расположенный», т. е. способный свободно изменять свою форму, структуру и т. д. При ЗР в условиях стесненной деформации процесс образования и развития ХТ в сварных соединениях наиболее часто происходит



Таблица 1. Условия подготовки к испытаниям образцов из стали 14ХГН2МДАФБ

№ серии образца	Условия подготовки и область анализа образца	Условия нагружения проб имплант
1	Основной (исходный) металл	—
2	Основной металл отожжен при 800 °C в течение 2 ч	—
3	ЗТВ после сварки	—
4	»	$\sigma_4 = 610 \text{ МПа}, 5 \text{ мин}$
5	»	$\sigma_5 = 610 \text{ МПа}, 30 \text{ мин}$

при нагрузках ниже предела текучести основного металла. Поэтому можно ожидать некоторой специфики в протекании процессов миграции, перераспределения примесных атомов в ОШЗ металла и характере его разрушения. Цель настоящей работы — анализ химического состава ГЗ металла зоны термического влияния (ЗТВ) в состоянии предразрушения под действием статической нагрузки.

В качестве базы исследований были выбраны наиболее неблагоприятные условия испытания проб имплант (табл. 1), выполненных из высококрепкой стали 14ХГН2МДАФБ. Необходимый комплекс свойств у нее ($\sigma_{0,2} \geq 690 \text{ МПа}$, $\sigma_b \geq 790 \text{ МПа}$, $\delta_5 \geq 14\%$ и $KCV_{40} \geq 39 \text{ Дж}/\text{см}^2$) достигается при массовой доле углерода до 0,17 %, комплексном легировании, микролегировании, а также после рафинирующей и термической обработки (закалка и отпуск). Для изготовления проб имплант применяли сталь с $\sigma_{0,2} = 815 \text{ МПа}$, $\sigma_b = 928 \text{ МПа}$ и следующей массовой долей химических элементов, %: С 0,14; Si 0,37; Mn 1,36; Cr 1,23; Ni 2,2; Mo 0,22; V 0,15; Al 0,03; Nb 0,07; Cu 0,45; N 0,014; Si 0,008. Пробы имплант изготавливали ручной дуговой сваркой электродами АНП-9 диаметром 4 мм без предварительного подогрева. При этом условия подготовки электродов и режимы сварки ($I_{cb} = 170 \dots 180 \text{ А}$; $U_d = 24 \dots 25 \text{ В}$; $v_{cb} = 9,0 \dots 9,5 \text{ м}/\text{ч}$) оставались неизменными. Это позволило поддерживать постоянными скорость охлаждения металла ЗТВ в интервале температур 600...500 °C ($w_{6/5} = 25 \dots 26 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$) и ограниченное содержание диффузионного водорода в наплавленном металле (на уровне 3,5...4,5 мл/100 г). При таких условиях сварки и охлаждения структура металла ЗТВ стали 14ХГН2МДАФБ содержит около 85 % мартенсита, остальное — бейнит [14].

В процессе охлаждения до температур 100...150 °C пробу имплант в течение 1 мин нагружали до достижения постоянного заданного усилия, после чего выдерживали под выбранной нагрузкой в течение некоторого времени до разрушения. График зависимости напряжения σ металла, возникающего под действием этой нагрузки, от времени нагружения τ для указанного технологического режима сварки приведен на рис. 1. За показатель трещиностойкости конкретного технологического варианта, в процессе которого металл ЗТВ сопротивляется образованию ХТ, обычно принимается максимальное растягивающее напряжение σ_{kp} от внешней нагрузки, при котором в образцах имплант не происходит разрушение в течение 20 ч [1].

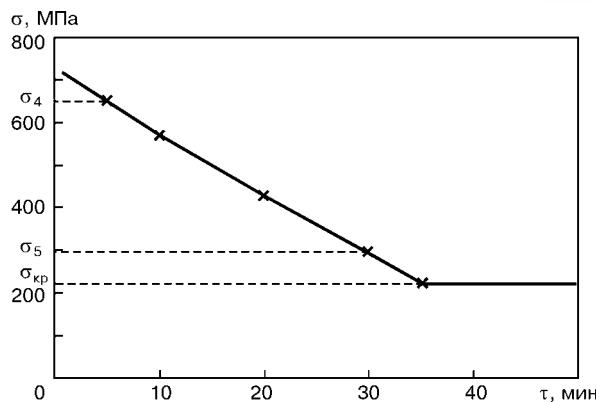


Рис. 1. Кривая ЗР проб имплант (сталь 14ХГН2МДАФБ)

Изучая изломы образцов, вырезанных из проб имплант после их нагружений при фиксированных усилиях растяжения, можно исследовать отдельные этапы процесса зарождения и роста трещин в условиях ЗР при определенных нагрузках, прерывая процесс растяжения металла пробы за некоторое время до наступления момента разрушения. Такой методический прием позволяет изучить процессы, связанные с изменением химического состава ГЗ металла пробы в состоянии предразрушения. Поэтому пробы имплант подвергали такому же воздействию нагрузки (табл. 1), которая снималась за 1...2 мин до ожидаемого момента разрушения. Затем из центральной части проб вырезали образец в виде стержня диаметром 3,9 мм с проточкой-надрезом (рис. 2), которая выполнялась в ОШЗ. Образцы доламывались внутри установки LAS-2000 в вакууме $1 \cdot 10^{-8} \text{ Па}$ при охлаждении парами жидкого азота до температуры $-160 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Это позволило получать хрупкие интеркристаллитные изломы и непосредственно исследовать межзеренные поверхности, ГЗ, их химический и элементный состав, распределение элементов от ГЗ в глубь его тела. В таких условиях ($p = 1 \cdot 10^{-8} \text{ Па}$) монослой адсорбатов образуется на поверхности металла за 17 ч — этого времени вполне достаточно для проведения исследований. Поверхность излома изучали методом ЭОС. Послойное травление осуществляли ионной пушкой СИ-40 ионами Ag^+ с энергией $E = 4 \text{ кэВ}$ и скоростью ионного травления 5 нм/мин.

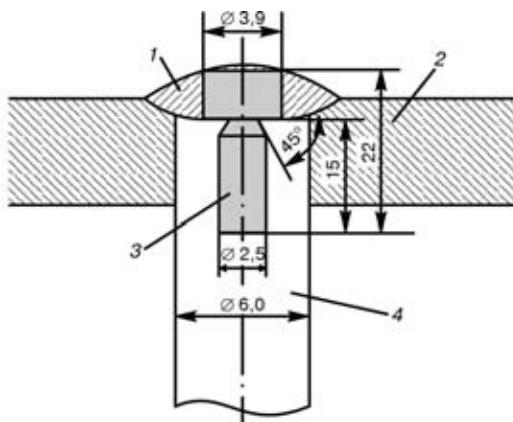


Рис. 2. Схема вырезки образцов из пробы имплант: 1 — наплавка; 2 — опорная пластина; 3 — исследуемый образец; 4 — проба имплант

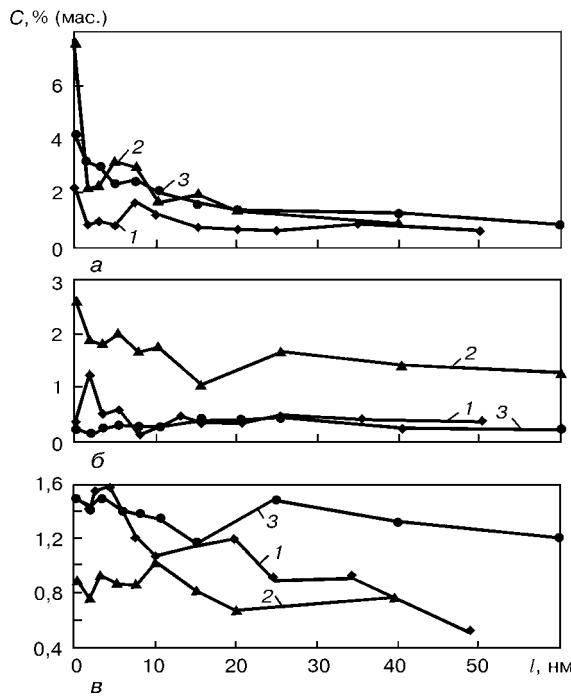


Рис. 3. Распределение кислорода (а), серы (б), углерода (в) на ГЗ и в прилегающем к ней телу зерна в металле образцов серий № 1–3 после теплового воздействия (табл. 1); здесь и далее номера кривых соответствуют номерам серии образцов

Как правило, разрушение образцов имплант происходит в ОШЗ от вершины искусственного надреза. Поэтому все последующие исследования выполняли на этом участке сварного соединения.

По характеру воздействия внешних факторов испытанные образцы (табл. 1) можно разделить на две группы. К первой относятся образцы, изготовленные из основного металла (серия № 1) и подвергнутые тепловому воздействию в результате отжига (серия № 2), а также в процессе сварки (серия № 3). При этом исследовали поверхность излома «свободно расположенного» металла. Ко второй группе относятся образцы серий № 4 и 5 из проб имплант, которые подвергали силовому воздействию, но не доводили до состояния естественного разрушения (изучали состояние предразрушения).

У образцов первой группы в результате длительного теплового воздействия на металл (отжиг) углерод, фосфор и хром вытесняются из ГЗ марганцем, а также кислородом и серой (рис. 3, а, б, кривая 2). При этом происходит существенное по сравнению с содержанием примесей в теле зерна исходного металла обогащение ГЗ кислородом (\approx в 12 раз), серой (\approx в 10 раз) и в меньшей степени марганцем (\approx в 2 раза). Нагрев и охлаждение металла в процессе сварки осуществляются значительно интенсивнее, чем при отжиге. Поэтому термический цикл сварки приводит лишь к частичной замене на ГЗ углерода кислородом, уменьшению содержания на них марганца и полному уходу серы в тело зерна (рис. 3, б, кривая 3).

Весьма сложные процессы протекают вблизи ГЗ в образцах второй группы (серия № 4 и 5), находящихся соответственно под напряжением σ_4 и σ_5 , которое вызывает деформирование и разрушение

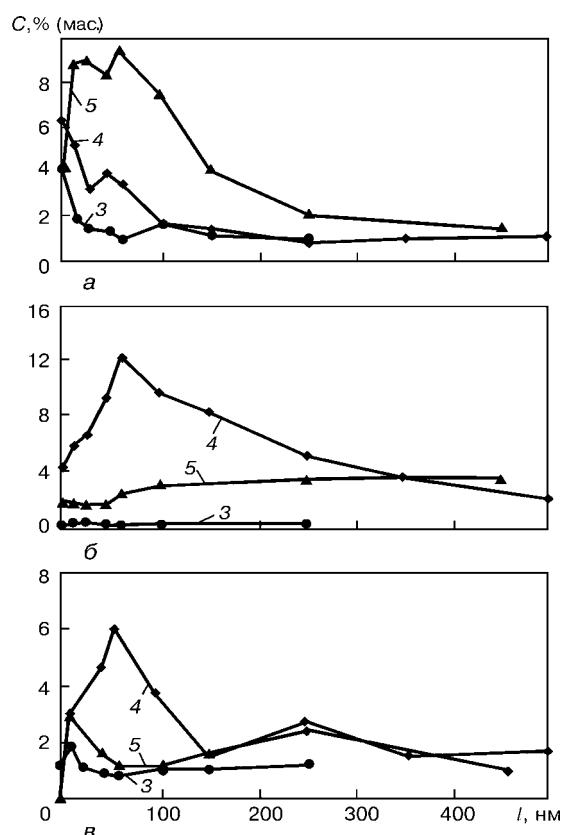


Рис. 4. Распределение кислорода (а), серы (б), марганца (в) на ГЗ и в прилегающем к ней телу зерна в металле ОШЗ образцов серий № 3–5 (см. табл. 1) на стадии предразрушения при ЗР

ние металла. В этом случае перед разрушением на ГЗ металла ОШЗ накапливается большое количество серы и кислорода, а углерод оттесняется в глубь зерна и к периферии образца (рис. 4, 5). Зона обогащения примесями довольно большая — более 500 нм. Наиболее сильное обогащение ГЗ и прилегающих к нему участков кислородом наблюдается в образцах серии № 5. Его содержание на ГЗ по сравнению с таковым у металла ЗТВ, который не подвергался нагружению, возросло в 8 раз, а в объеме зерна — в 33 раза (рис. 4, а). В меньшей степени увеличилось содержание кислорода на ГЗ и в зерне в образцах № 4 — соответственно в 4 и 18 раз. Вместе с тем в этих участках металла ЗТВ образцов серии № 4 значительно возросла массовая доля серы: в 19,4 раза на ГЗ и в 52 раза на расстоянии $l = 60$ нм от нее (рис. 4, б). Обогащение серой ГЗ в образцах серии № 5 было менее существенным, однако и в этом случае ее содержание в 8,6 раза выше, чем у исходного металла ЗТВ.

Заметны изменения химического состава металла на ГЗ в состоянии предразрушения для таких легирующих элементов, как марганец и хром. Независимо от значения приложенной нагрузки и времени ее действия в образцах серий № 4 и 5 наблюдался уход этих химических элементов от границ в тело зерна (рис. 6, б, в). При этом у образцов серий № 5 и 4 область максимальной концентрации находится на расстоянии соответственно $l = 15$ и 60 нм для марганца, 10 и 100 нм для хрома. По сравнению с металлом ОШЗ содержание марганца

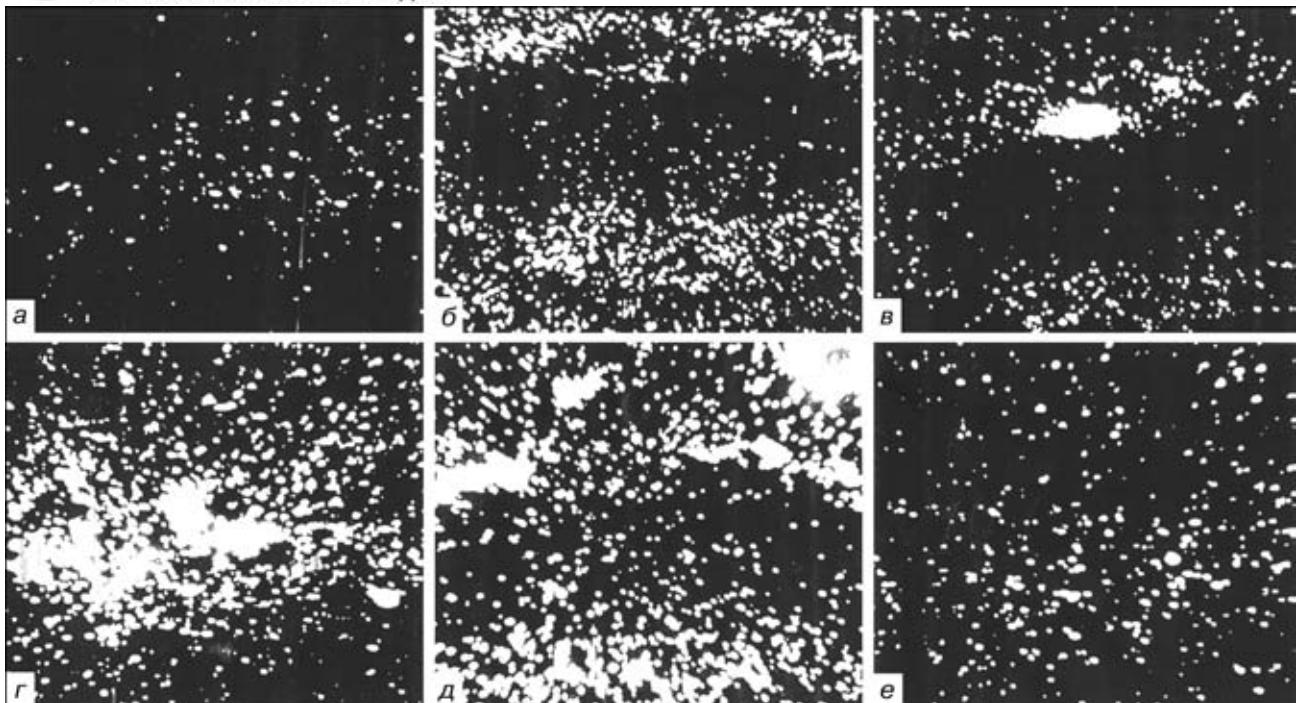


Рис. 5. Карты Оже-распределения кислорода (*a*, *b*), серы (*c*, *d*), углерода (*d*, *e*) в металле ОШЗ образцов после их нагружения по режиму, приведенному в табл. 1: *a*, *b*, *d* — серии № 4; *b*, *c*, *e* — № 5; ГЗ расположена по центру кадра горизонтально; светлые пятна указывают на присутствие элемента, $\times 200$, уменьш. 3/5

в указанной области увеличивается соответственно в 6 и 3 раза (рис. 4, *c*). Для большинства легирующих элементов толщина слоя «возмущения» химического состава составляет 50...100 нм. Менее существенные изменения в химическом составе наблюдались для других примесных и легирующих элементов. Особенности распределения некоторых из них в приграничной зоне приведены в табл. 2.

Таким образом, установлено, что на ГЗ и прилегающих к ним участках металла ОШЗ сварных соединений рассматриваемой стали обогащение примесными и легирующими элементами в основном происходит под воздействием статической растягивающей нагрузки. Поскольку она вызывает деформирование и разрушение металла, то этот процесс, по-видимому, можно рассматривать как дислокационную ползучесть, происходящую при комнатной температуре. Различают два вида ползучести: диффузионную (вакансационную), протекающую, как правило, при повышенных температурах и пониженных нагрузках, и дислокационную, которая наблюдается при невысоких, в том числе комнатных температурах под воздействием повышенных нагрузок. Установлено, что вклад, вносимый вакансационной ползучестью в транспортировку примесных и легирующих элементов сопоставим со вкладом дислокационной ползучести лишь при температурах $T > 0,5T_{\text{пл}}$, где $T_{\text{пл}}$ — температура плавления, и напряжении $\sigma < 9,6 \text{ МПа}$ [15]. При этом количество вакансий в металле находится в экспоненциальной зависимости от температуры. Кроме того, при повышенной температуре сами дислокации становятся генераторами вакансий, а при пониженных и комнатных — местами их стока [15]. Однако в процессе эксплуатации сварных конструкций металл их отдельных узлов находится в напряженном состоянии в течение длительного вре-

мени. В этом случае даже при климатических температурах могут протекать процессы вакансационного перераспределения примесных и легирующих элементов, особенно если металл подвергается значительным нагружениям.

В процессе настоящих исследований условия нагружения и нагрева ($\sigma > 220 \text{ МПа}, T = 20\ldots 150^\circ\text{C}$) существенно отличалась от тех, при которых перенос примесных и легирующих элементов происходит по механизму вакансационной ползучести. Следовательно, есть основания полагать, что в условиях проводимых экспериментов имеет место дислокационная ползучесть, а диффузионная за столь короткое время (5...30 мин) не успевает оказать заметного влияния на процессы массопереноса и перераспределения химических элементов в металле. В этом случае диффузия в металле практически всех химических элементов (кроме водорода) очень мала и не может задерживать процесс движения дислокаций, как это наблюдалось при температурах 550...850 °C [8]. Известно, что в пластически деформируемой среде при температуре ниже 250 °C практически весь массоперенос кислорода и углерода осуществляется дислокационным транспортом [16]. Это происходит в тех случаях, когда скорость деформирования не превышает критическую, а атмосферы Сузуки, возникающие вокруг ядер краевых дислокаций, не начинают отрываться от них. Но даже тогда примесные атомы устремляются за движущейся дислокацией и, не успевая осесть на ней с образованием равновесной атмосферы, образуют шлейфы из атомов диффузанта (примесей) в области плоскости скольжения дислокаций. Известно также, что вклад дислокационного транспорта в общем массопереносе при деформировании металла тем больше, чем ниже температура и меньше коэффициент диффузии. В то же время атомы

Таблица 2. Влияние режимов нагружения при замедленном разрушении на содержание (мас. %) и распределение элементов от границы зерна в приграничную область тела зерна

<i>l</i> , нм	C	N	P	Ni	Cr	Cu	Nb	V	Ca	Cl
Образцы серии № 3										
0	1,54	0,31	0,27	1,65	1,11	2,38	1,35	1,09	0	0,15
2,5	1,51	0,24	0,40	2,06	0,68	2,84	2,13	1,11	0	0,15
25,0	1,45	0,28	0,48	1,71	1,50	1,82	1,32	0,46	0	0
40,0	1,30	0,32	0,44	2,97	1,33	4,09	2,00	1,01	0,50	0
60,0	1,22	0,25	0,54	2,44	1,11	2,09	2,01	1,27	0,40	0
250,0	1,28	0,28	0,41	2,63	1,19	2,01	1,74	0,43	0,61	0
Образцы серии № 4										
0	1,23	0,56	0,57	3,44	0	1,70	2,32	1,40	0,59	0
2,50	1,35	0,39	0	2,42	0,69	3,94	1,68	0,82	0	0,15
25,0	0,88	0,24	0,35	2,35	0,94	2,46	1,10	0,61	0,39	0,13
40,0	0,89	0,52	0,36	3,35	0	4,25	2,52	1,01	0,64	0,21
60,0	1,17	0,48	0,54	3,13	1,57	5,33	3,45	1,59	0,37	0
250,0	1,29	0,44	0,49	3,75	1,67	2,21	2,19	0,64	0,21	0
500,0	2,08	0,21	0,24	3,44	1,92	2,37	1,41	1,08	0,33	0
Образцы серии № 5										
0	1,33	0,54	0,32	2,50	0	1,64	2,03	0	0	0,22
2,5	1,57	0,46	0,34	2,61	0,65	1,58	1,51	0,87	0	0,17
25,0	1,33	0,35	0,59	2,28	0,85	2,28	1,75	1,39	0	0,23
40,0	1,39	0,35	0,49	4,07	1,13	3,17	1,83	1,37	0	0
60,0	1,11	0,37	0,30	2,57	0,47	3,45	2,08	1,25	0,76	0
250,0	1,19	0,19	0,36	2,58	1,33	1,95	1,47	0,95	0,39	0
450,0	1,38	0,38	0,48	2,33	1,18	2,10	1,30	0,78	0,23	0

примеси должны иметь достаточную подвижность, чтобы, сегрегируя на скользящую дислокацию, не блокировать ее движение. Следовательно, есть все основания полагать, что и в случае ЗР, протекающего при комнатных температурах, решающую роль в транспортировке примесных атомов играют именно краевые дислокации. По-видимому, эти дислокации, сорбируя примесные атомы, способствуют их перемещению из тела на ГЗ, изменяя свободную энергию последних.

При относительно небольшой по значению, но продолжительной во времени нагрузке (образцы серии № 5) развитие пластической деформации происходит более интенсивно, чем в образцах серии № 4. Возможно, этим и объясняется различный характер распределения серы и кислорода при одном и том же нагружении, а также разная степень сорбции этих примесей движущимися дислокациями. Содержание серы вблизи ГЗ больше в образцах серии № 4, чем в образцах серии № 5 (рис. 6, *a*). Вероятно, это связано с разной скоростью отрыва движущихся дислокаций от примесных атмосфер серы и кислорода. Об этом же свидетельствует и разный характер распределения серы вблизи ГЗ: в образцах серии № 5 явно развиты процессы дислокационного транспорта серы, а в серии № 4 наблюдается активный сброс конденсированных атомов этой примеси. Кислород в обоих случаях ведет себя одинаково.

Почти у всех элементов перед ГЗ со стороны тела зерна имеется по 1...2 концентрационных пика. Это можно объяснить следующим образом.

Версия первая. Долом происходит не точно по ГЗ, а по межзеренной прослойке. Поэтому максимум локальной концентрации элемента, который должен соответствовать ГЗ, находится на некотором расстоянии от поверхности долома. Этот вариант возможен, но тогда для одного и того же участка положение ГЗ, отмеченное такими пиками, должно совпадать для разных химических элементов, прежде всего для кислорода и серы. Однако данные, приведенные на рис. 3, 4 и в табл. 2, это не подтверждают.

Версия вторая. Известно, что при разрушении после образования двух новых плоскостей в металле происходит релаксация напряжений, а на самой поверхности возникают силы сжатия, обусловленные состоянием энергетической ненасыщенности поверхностных атомов. Последнее обстоятельство должно приводить к некоторому снижению содержания примесей, поглощенных металлом ранее, во время действия растягивающей нагрузки. Чем интенсивнее нагрузка, приводящая к образованию движущихся дислокаций, захвату и транспортировке примесных атомов из глубины зерен к их границам, и короче время этого воздействия, тем меньше зона пластического деформирования и больше доля упругой деформации, а значит, и область ее последействия, т. е. релаксации и связанный с ней десорбции [17, 18]. Поэтому при большей нагрузке и более коротком времени ее действия (образцы серии № 4) зона десорбции, обусловленная доломом, будет шире, чем в случае применения меньшей нагрузки и более длительного

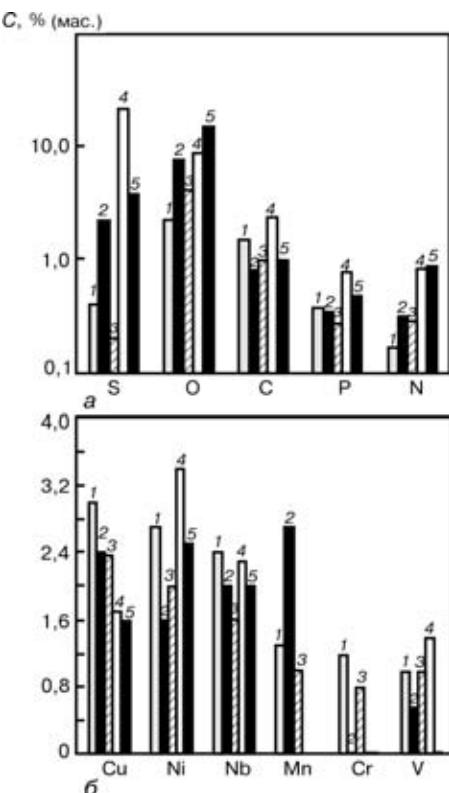


Рис. 6. Содержание примесных (а) и легирующих (б) химических элементов на ГЗ в ОШЗ образцов на стадии предразрушения: 1–5 – номера образцов из табл. 1

времени ее действия (образцы серии № 5). Именно это и зафиксировано в эксперименте.

Примеси замещения не так остро реагируют на изменение сжимающих и растягивающих напряжений, как примеси внедрения. Но и в этом случае пластическая деформация приводит к перераспределению атомов таких примесей в объеме и на ГЗ (табл. 2; рис. 5, в).

В физике поверхности существует такое понятие как фактор обогащения (Φ), под которым подразумевают отношение концентрации элемента на поверхности твердого тела, зерна, фазы к его содержанию в объеме этого тела, зерне, фазе. В зависимости от состава матрицы и природы примесного элемента это значение может колебаться в очень широких пределах (от единиц до сотен тысяч). В исследуемой стали в состоянии предразрушения были зафиксированы максимальные значения: $\Phi = 1503$ – для серы и 200 – для кислорода. Естественно, что такое большое обогащение ГЗ указанными примесями может ослаблять межатомные силы связи и значительно облегчать разрушение металла. Об этом свидетельствуют и данные, приведенные в работах [11, 12]. Так, М. Сихом [11] показано, что углерод, молибден, бор и ниобий способствуют увеличению прочности сцепления ГЗ в сплавах железа, а фосфор, кислород, сера и марганец увеличивают охрупчивание (рис. 7).

Есть несколько моделей, объясняющих влияние на характер разрушения металла примесных атомов, адсорбированных на ГЗ [12]. На наш взгляд, наиболее приемлемым является хорошо согласующийся с термодинамической теорией подход, сог-

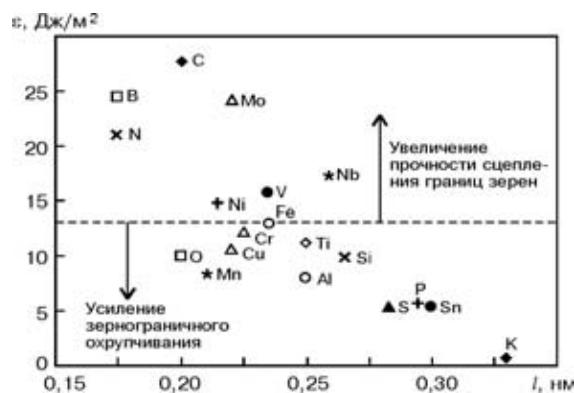


Рис. 7. Влияние адсорбированных на ГЗ примесных атомов на пластичность и охрупчивание сплавов железа [11]; ε – прочность сцепления

ласно которому в идеальных растворах сегрегирующий атом замещает металл матрицы, заменяя связь металл–металл более слабой связью металл–сегрегирующий атом [11].

Следует отметить, что эти данные приведены для идеально твердого раствора. В реальной же стали возможно взаимовоздействие отдельных химических элементов между собой с образованием новой фазы, которая может влиять на размер и количество зерен, а также на прочностные свойства металла в целом (например при раскислении стали алюминием, титаном и т. д.). В данном случае речь идет не о металле в целом, а о ГЗ, поэтому образование различных соединений, например оксидов или гидридов, как правило, приводит к дополнительному ослаблению межзеренных связей.

Таким образом, как показали исследования, при замедленном разрушении металла ЗТВ высокопрочной легированной стали типа 14ХГН2МДАФБ дополнительной причиной охрупчивания сварных соединений, помимо водорода, является процесс дислокационной ползучести, приводящий к адсорбции ряда химических элементов, в том числе и охрупчивающих, на ГЗ.

Выходы

1. Методом ЭОС исследовано изменение химического состава границ зерен и приграничной области зерна металла ОШЗ образцов проб имплант из стали 14ХГН2МДАФБ в состоянии предразрушения при раздельном воздействии тепловых и силовых факторов.

2. Термический цикл сварки проб имплант из стали 14ХГН2МДАФБ, не подвергавшихся нагрузению, не вызывает существенного изменения концентрации углерода на ГЗ, но по сравнению с исходным металлом приводит к обогащению ГЗ кислородом и азотом.

При различных режимах нагружения в процессе замедленного разрушения металл ЗТВ высокопрочной стали 14ХГН2МДАФБ подвержен дислокационной ползучести. При этом основным способом массопереноса примесных и легирующих элементов является дислокационный транспорт.

3. Изменение значения и времени действия нагрузки при ЗР оказывает влияние на содержание



и распределение примесных атомов на ГЗ и в приграничной области. Кратковременное воздействие растягивающей нагрузки высокого уровня способствует увеличению упругой компоненты деформации и инициирует повышение на ГЗ содержания серы, азота, ниобия, никеля и ванадия. Снижение растягивающей нагрузки и увеличение времени ее действия приводит к возрастанию пластической компоненты деформации и существенному росту на ГЗ содержания кислорода.

4. При замедленном разрушении сварных соединений, по-видимому, дополнительной причиной охрупчивания металла, помимо водорода, является процесс дислокационной ползучести, приводящий к изменению химического состава микрообъемов металла в зоне ГЗ, их механических свойств и адсорбции на ГЗ ряда химических элементов, в том числе и охрупчивающих.

1. Макаров Э. Л. Холодные трещины при сварке легированных сталей. — М.: Машиностроение, 1981. — 247 с.
2. Якушина Г. М., Макаров Э. Л., Рыжов Н. М. Связь очагов холодных трещин со структурой металла шва высокопрочных сталей // Свароч. пр-во. — 1973. — № 5. — С. 4–6.
3. Походня И. К., Швачко В. И. Физическая природа обусловленных водородом холодных трещин в сварных соединениях конструкционных сталей // Автомат. сварка. — 1997. — № 5. — С. 3–10.
4. Сопротивляемость замедленному и хрупкому разрушению металла ЗТВ высокопрочных сталей типа 14Х2ГМР // О. Г. Касаткин, Л. И. Миходуй, С. Б. Касаткин и др. // Там же. — 1995. — № 2. — С. 7–10.
5. Касаткин Б. С., Мусищенко В. Ф. Механизм образования интеркристаллитных трещин в околосшовной зоне закаливающихся сталей // Пробл. прочности. — 1974. — № 10. — С. 3–9.
6. Смиян О. Д. Водород и замедленное разрушение высокопрочной стали // Диагн. и прогнозир. разрушения сварных конструкций. — 1987. — № 5. — С. 29–36.

The process of a delayed fracture of HAZ in implant samples from steel 14KhGN2MDAFB at the stage of pre-fracture was examined using the method of electron Auger-spectrometry. It was established that during the delayed fracture of the welded joints the HAZ metal is subjected to redistribution of alloying and impurity elements inside the grains, enrichment of their boundaries by a number of embrittling interstitial atoms that can be an additional (except hydrogen) factor, predetermining the metal fracture.

7. Мовчан Б. А. Микроскопическая неоднородность в литых сплавах. — Киев: Гостехиздат УССР, 1962. — 340 с.
8. Моделирование условий образования горячих трещин в стабильно аустенитном шве системы легирования Fe–Ni // В. С. Савченко, К. А. Ющенко, О. Д. Смиян и др. // Информ. материалы СЭВ. — 1988. — № 2. — С. 10–12.
9. Савченко В. С., Ющенко К. А., Смиян О. Д. Особенности сегрегации примесных и легирующих элементов по границам зерен высоколегированных сварных шовов и сталей аустенитного класса // Автомат. сварка. — 1988. — № 6. — С. 19–23.
10. Features of chemical elements migration in the near-surface layers of metals and alloys during thermal cycling / O. D. Smiyan, G. M. Grigorenko, E. S. Mikhailovskaya et al. // Space proc. of mater. proc., SPIE, 4–5 Aug., 1996, Denver, USA. — 1996. — Vol. 2809. — P. 311–320.
11. Сух М. П. Оже-спектроскопия в металлургии // Анализ поверхности методами Оже- и рентгеновской фотоэлектронной спектроскопии: Пер. с англ. — М.: Мир, 1987. — С. 277–317.
12. Полетика И. М. Межкристаллитная адсорбция примесей и разрушение металлов. — Новосибирск: Наука, 1988. — 127 с.
13. Дегтярев В. Н., Орлов М. Р. Изучение излома быстрорежущей стали Р6АМ5ФЗ с помощью Оже-спектроскопии // Физ. металлов и металловед. — 1987. — **64**, № 3. — С. 565–571.
14. Структурные превращения в стали 14ХГНМД и свойства сварных соединений // В. Ф. Мусищенко, Л. И. Миходуй, С. Л. Жданов и др. // Автомат. сварка. — 1985. — № 4. — С. 10–14, 18.
15. Розенберг В. М. Ползучесть металлов. — М.: Металлургия, 1967. — 276 с.
16. Жаринов В. П., Зотов В. С., Павлычев А. Н. Учет увеличения дислокаций при диффузии в пластически деформируемой среде // Физ. металлов и металловед. — 1988. — **65**, № 2. — С. 230–233.
17. Смиян О. Д. Распределение водорода в зоне деформационных трещин // Журн. физ. химии. — 1980. — **54**, № 11. — С. 2913–2917.
18. Смиян О. Д., Григоренко Г. М., Вайнман А. Б. Вплив різних видів циклювання на поведінку водню в металах // Машинознавство. — 1999. — № 5. — С. 4–9.

Поступила в редакцию 22.11.2000



ДЕТЕРМИНИРОВАННО-СТАТИСТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМЫ ШВА ПРИ ДУГОВОЙ СВАРКЕ

И. Ф. КОРИНЕЦ, канд. техн. наук, ЦЗИ ЧЖЕНЬ ЧУН, магистр (НТУУ «Киевский политехнический институт»)

Приведено теоретическое обоснование целесообразности построения детерминированно-статистических моделей в виде произведения степенных функций. На примере дуговой сварки в углекислом газе проверена адекватность разработанных математических моделей, сочетающих преимущества детерминированных (отражение физических процессов и универсальность) и статистических (простота и высокая точность) моделей. Показана область применения моделей.

Ключевые слова: дуговая сварка, математическое моделирование, форма шва, размеры шва, детерминированная модель, статистическая модель

Дуговая сварка несмотря на ее сложность доминирует в сварочном производстве. Этот процесс сварки является предметом многих автоматизированных систем проектирования сварных соединений и технологий, управления технологическими процессами и робототехническими комплексами, диагностики качества, научных исследований и обучения. Эта сфера деятельности немыслима без применения компьютерной техники и необходимого для нее математического и программного обеспечения [1]. Отсюда потребность в математическом моделировании постоянно возрастает.

К настоящему времени уже накоплен опыт моделирования различных процессов дуговой сварки, в частности формирования шва, о чем свидетельствуют многочисленные публикации. Поэтому целью работы является выбор прототипа модели формы шва для дуговой сварки и разработка метода математического моделирования, который в дальнейшем можно использовать в системе технологической адаптации робота. Эта модель должна быть простой, чтобы обеспечивать работу системы управления в режиме реального времени, а также достаточно чувствительной к технологическим возмущениям (отклонению зазора и геометрии кромок, деформации кромок в процессе сварки и пр.).

Анализ моделей формирования шва. Конечным результатом процесса дуговой сварки является шов, качество которого прежде всего определяется формой (коэффициентами формы проплавления ψ_n и валика ψ_v) и размерами его поперечного сечения (глубиной h и шириной e проплавления, высотой валика g) (рис. 1). Модель должна устанавливать зависимости этих параметров шва от режима дуговой сварки (диаметра электрода d , сварочного тока I , напряжения сварки U , скорости сварки v и плавления проволоки v_p и др.).

Все математические описания разделяют на два вида — детерминированные и статистические [2]. Наиболее универсальным является детерминированное описание, которое базируется на основе фундаментальных законов.

Широкоизвестная детерминированная модель проплавления свариваемого металла (Н. Н. Рыкалина) разработана на основе теории тепловых процессов при сварке [3]. Она позволяет рассчитать площадь проплавления и дает удовлетворительную точность с поправочными коэффициентами [4]. Форма и размеры проплавления по этой модели не соответствуют реальному процессу и расчет имеет большие погрешности.

Нелинейный характер процесса теплопроводности и зависимость свойств металла от температуры не всегда позволяют получить простые аналитические решения. Однако современная компьютерная техника позволяет выполнить более точные расчеты формы шва на сложных детерминированных математических моделях, которые построены на системе дифференциальных уравнений и решаются численными методами [5, 6]. Взаимосвязанность одновременно протекающих процессов различной физической природы при дуговой сварке вынуждает исследователей разделять модель на ряд частных моделей и решать более простые задачи.

Так, в работе [7] представлена детерминированная модель формирования поверхности кратера и шва при дуговой сварке, построенная на основе баланса сил поверхностного натяжения, тяжести и механического давления дуги. Однако основные параметры шва (h , e , g) не определяются, а являются входными параметрами этой модели.

В работах [8, 9] предложена относительно простая детерминированная модель формирования формы шва при дуговой сварке в углекислом газе, в которой учитывается баланс сил давления дуги и металлостатического давления жидкого металла ванны, а площадь проплавления определяется на основе упомянутой ранее работы [3]. Эта модель

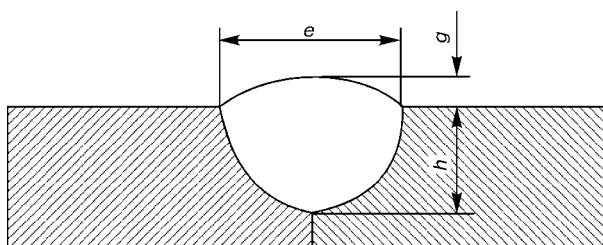


Рис. 1. Параметрыстыкового шва



дает зависимость размеров шва не от отдельных параметров режима сварки, а от комплексного параметра — погонной энергии сварки

$$q_n = IU/v. \quad (1)$$

Известно [4], что при одном и том же значении погонной энергии размеры шва могут существенно изменяться. Поэтому по этой модели не представляется возможным с высокой точностью оценить значимость отдельных параметров сварки. Хорошая сходимость расчетных и экспериментальных данных имеет место в узком диапазоне скоростей сварки.

При использовании сложных детерминированных моделей чем больше и точнее учитываются входные параметры, тем больше машинного времени требуется для расчета формы шва и ее оптимизации, что ограничивает их применение в адаптивных системах управления дуговой сваркой.

В последние годы нашли широкое применение статистические модели формы шва, в систематизированном виде представленные в работе [10]. Эти модели охватывают все основные способы дуговой сварки: покрытыми электродами [11], сварки и наплавки под флюсом [12–16], в защитных газах плавящимся [17–19] и неплавящимся [20, 21] электродами различных сталей и цветных металлов. В этих моделях применены математические зависимости в форме полиномов [11, 13–15, 17–19], произведения степеней [12, 20, 21] и смешанного вида [16]. Статистические модели сравнительно просты и обладают достаточной точностью. Однако их применение ограничивается пределами варьируемых в модели параметров. Кроме того, в них скрыта детерминированная зависимость между входными, управляющими и выходными параметрами.

Находят применение также смешанные детерминированно-статистические модели формы шва [22–25]. В математическом описании работы [22] преобладает эмпирический подход с использованием уравнений в виде произведения степенных функций. Однако в ней нет теоретического обоснования составленной системы уравнений.

В основе известной модели [23, 24], позволяющей рассчитать режим и размеры шва при автоматической дуговой сварке под флюсом, применяется упомянутая ранее зависимость площади проплавления от погонной энергии сварки [3]. В. И. Дятлов предложил формулу проплавления представлять в виде полуэллипса, площадь которого эквивалентна теоретически определяемой площади полуокружности, а коэффициент формы проплавления выбирается по экспериментальным данным [22]. В дальнейшем по этим данным была получена формула для расчета коэффициента формы проплавления [24]. Эта детерминированно-статистическая модель позволяет рассчитать в итерационном режиме размеры шва и режим сварки.

Разработка детерминированно-статистической модели. Из приведенного анализа следует, что для решения поставленной в работе задачи целесообразно выбрать метод детерминированно-статистического моделирования и разработать модель, со-

четающую преимущества детерминированных (отражение физических процессов и универсальность) и статистических моделей (простота и высокая точность).

Очевидно, в основе любой детерминированной модели шва при сварке плавлением прежде всего следует учитывать зависимость проплавления от параметров ввода энергии, т. е. для дуговой сварки — I , U и v . В полученных ниже зависимостях глубины h и ширины e проплавления от основных параметров режима дуговой сварки I , U и v выделим в отдельные множители физические характеристики (первый множитель), КПД с коэффициентом формы проплавления (второй множитель) и параметры режима сварки (третий множитель):

$$h = \sqrt{\frac{1}{c_p \rho T_{пл}}} \sqrt{\frac{\eta_e \eta_t}{(\pi/4)\psi_n}} \sqrt{\frac{IU}{v}}, \quad (2)$$

$$e = \sqrt{\frac{1}{c_p \rho T_{пл}}} \sqrt{\frac{\eta_e \eta_t \psi_n}{\pi/4}} \sqrt{\frac{IU}{v}}, \quad (3)$$

где c_p , ρ , $T_{пл}$ — соответственно удельная теплоемкость, плотность и температура плавления свариваемого металла; η_e , η_t — соответственно эффективный и термический КПД; ψ_n — коэффициент формы проплавления, равный e/h .

В выражениях (2) и (3) h и e не заданы в явном виде, так как входят в ψ_n . К тому же η_e и η_t существенно зависят от режима сварки. Поэтому в таком виде эти выражения непригодны для практического применения. Если удельную теплоемкость принять постоянной и равной среднему значению в диапазоне температур $T_0-T_{пл}$, то первый множитель можно принять постоянным.

Характеристики, входящие во второй множитель, имеют различную зависимость от режима сварки. Коэффициент формы проплавления ψ_n и эффективный КПД η_e в меньшей степени зависят от скорости сварки v . Оптимальное напряжение сварки U при дуговой сварке обычно возрастает пропорционально с увеличением сварочного тока

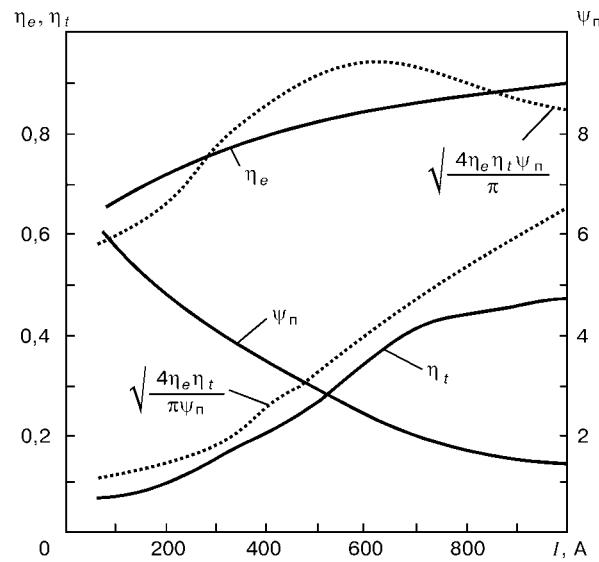


Рис. 2. Оценка влияния сварочного тока на комплексный показатель их характеристик η_e , η_t и ψ_n



I и его значение изменяется в узких пределах. Поэтому целесообразно рассмотреть второй множитель как функцию сварочного тока (рис. 2). Характер зависимости этого множителя от тока различен в (2) и (3). Так, второй множитель в выражении (2) монотонно возрастает с увеличением тока, а в выражении (3) он представляет собой кривую с максимумом. Поэтому следует ожидать различный характер зависимости (3) при изменении тока в широком диапазоне. Действительно, по экспериментальным данным, полученным при дуговой сварке в углекислом газе [25], зависимость ширины шва от тока имеет максимум.

Этот анализ дает основание представить второй множитель как функцию сварочного тока и в целом выражения для глубины и ширины проплавления в виде произведения степенных функций [26]:

$$h = K_h \frac{I^a U^b}{v^c}, \quad (4)$$

$$e = K_e \frac{I^m U^n}{v^k}. \quad (5)$$

В связи с этим в показателе степени сварочного тока выражения (4) следует ожидать его значительное увеличение по сравнению с теоретическим значением, т. е. $a >> 0,5$. Модель можно еще упростить, если выразить напряжение через сварочный ток

$$U = K_U I^0 \quad (6)$$

и исключить его из (4) и (5). Тогда выражения для расчета размеров шва имеют вид [26]

$$h = K_h \frac{I^p}{v^q}, \quad (7)$$

$$e = K_e \frac{I^s}{v^t}. \quad (8)$$

При сварке стыковых соединений без зазора высоту выпуклости валика можно определить, используя коэффициент полноты валика μ_v [24]:

$$g = F_n / \mu_v e. \quad (9)$$

Из баланса расплавленного и наплавленного металлов определяем площадь наплавленного металла:

$$F_n = F_p v_n (1 - \psi_p) / v, \quad (10)$$

где F_n , F_p — площадь поперечного сечения соответственно наплавленного валика и проволоки; v_n — скорость подачи проволоки; ψ_p — коэффициент потерь на разбрызгивание.

Подставив в выражение (9) значения ширины проплавления e (3), площади наплавленного металла F_n (10) и скорости плавления проволоки v_n [27], получим зависимость g от параметров режима сварки

$$g = \frac{K_1 I^{0.5} + K_2 I^{1.5} / d}{v^{0.5} U^{0.5}}, \quad (11)$$

Таблица 1. Диапазон режимов дуговой сварки в углекислом газе

Параметр сварки	Диаметр электродной проволоки d , мм			
	1,2	1,4	1,6	2,0
Сварочный ток I , А	100...350	150...350	140...410	180...465
Напряжение сварки U , В	20...33	22...35	20...35	21...38
Скорость сварки v , мм/с	4,4...14,9	4,4...14,9	4,4...22,9	4,4...14,9

где постоянные величины объединены в коэффициенты K_1 и K_2 .

Упростив многочлен в числителе выражения (11) и представив его в виде степенной функции тока, получим выражение для определения выпуклости шва

$$g = K_g \frac{I^r}{v^w U^v} \quad (12)$$

или

$$g = K_g \frac{I^i}{v}. \quad (13)$$

Показатели степеней r , w , v , i , j необходимо уточнять по экспериментальным данным.

Коэффициент формы проплавления $\Psi_{\text{пп}}$ можно представить как отношение выражений (4) и (5), (7) и (8) или определить непосредственно в результате статистической обработки экспериментальных данных:

$$\Psi_{\text{пп}} = K_{\Psi} \frac{U^x}{I^y} v^z, \quad (14)$$

$$\Psi_{\text{пп}} = K_{\Psi} \frac{v^l}{I^f}. \quad (15)$$

Проверка адекватности модели. Адекватность разработанного метода моделирования проверена при дуговой сварке плавящимся электродом в углекислом газе. Диапазон параметров режима сварки приведен в табл. 1. Сварку (наплавку) выполняли проволокой Св-08Г2С на пластинах из стали ВСт3сп толщиной 10 мм на автомате АДГ-602 с источником питания ВДУ-601.

В табл. 2 приведены данные о режимах сварки проволокой диаметром 1,6 мм, экспериментальные, а также расчетные размеры швов, полученные на моделях М1, М2 и М3 (табл. 3) после статистической обработки экспериментальных данных методом регрессионного анализа.

Наиболее хорошее совпадение экспериментальных и расчетных размеров швов дают все модели по глубине проплавления. Среднее значение относительной погрешности не превышает 10 % (табл. 4).

Отклонения по ширине шва в различных моделях имеют большие значения, чем по глубине проплавления. Удовлетворительную точность имеет модель М2 (10,0 %), охватывающая три основных параметра сварки (I , U , v), а также модель М3 (10,4 %), учитывающая два параметра режима сварки (U , v), которые в наибольшей мере влияют на ширину шва. Если в модели не учитывается напряжение сварки, то погрешность возрастает

Таблица 2. Сравнение экспериментальных и расчетных размеров шва

№ п/п	Режим сварки				Размеры шва, мм												Коэффициент формы проплавления								
	<i>I</i> , А	<i>U</i> , В	<i>V</i> , мм/с	<i>h</i>	e			g			расч. М1			расч. М2			расч. М3			расч. М1			расч. М2		
					расч. М1	расч. М2	расч. М3	эксп.	расч. М1	расч. М2	расч. М3	эксп.	расч. М1	расч. М2	расч. М3	эксп.	расч. М1	расч. М2	расч. М3	эксп.	расч. М1	расч. М2	расч. М3		
1	150	20.2	6.4	2.0	1.8	1.8	6.5	5.9	5.3	2.3	2.4	2.5	2.4	2.1	2.1	2.9	5.9	5.7	5.7	3.1	3.0	3.0	3.1		
2	152	25.7	4.4	2.0	1.9	1.9	2.0	11.8	11.6	12.1	2.5	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.9	5.7	5.7	6.4	6.2	6.2	6.2		
3	140	25.8	6.4	2.0	1.5	1.5	6.5	8.4	8.8	9.1	1.6	1.7	1.6	1.6	1.7	1.6	2.3	3.3	3.3	5.1	5.1	6.1	5.9		
4	210	20.5	4.4	2.8	3.2	3.2	3.1	8.1	9.1	7.4	7.3	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.3	3.5	2.9	2.9	2.6	2.6	2.3	2.5	
5	210	20.5	6.4	2.5	2.9	2.9	2.7	6.2	6.7	5.6	5.5	3.1	3.5	3.7	3.7	3.7	2.9	2.5	2.5	2.2	2.2	2.0	2.1	2.1	
6	205	23.0	4.4	3.0	3.0	3.0	10.4	10.7	9.5	9.4	3.5	3.4	3.6	3.6	3.6	3.5	3.5	3.5	3.5	3.3	3.3	3.2	3.3	3.3	
7	204	23.0	6.4	2.6	2.7	2.6	7.6	7.9	7.1	7.1	2.7	2.7	2.9	2.9	3.0	2.8	2.8	2.9	2.8	2.8	2.7	2.7	2.8	2.8	
8	220	28.1	4.4	2.2	3.1	3.1	3.3	16.1	14.8	14.6	14.8	3.3	2.9	2.9	2.9	3.6	7.3	7.3	7.3	4.4	4.8	4.8	4.7	4.7	
9	218	28.2	6.4	3.4	2.8	2.7	2.8	10.0	11.0	11.0	11.2	2.3	2.5	2.4	2.4	2.9	2.9	2.9	2.9	3.7	4.1	4.1	4.1	4.1	
10	197	28.6	10.7	1.6	2.1	2.0	2.1	7.9	7.2	7.6	7.7	1.7	1.7	1.7	1.7	2.1	4.9	4.9	4.9	3.2	3.9	3.9	3.9	3.9	
11	250	22.0	4.4	4.6	4.0	4.1	3.8	7.1	10.6	8.7	8.5	4.8	4.5	4.8	4.8	3.9	3.9	1.5	2.5	2.5	2.2	2.2	2.3	2.3	2.3
12	255	21.7	6.4	3.5	3.7	3.7	3.5	6.4	7.7	6.4	6.2	4.8	4.1	4.3	4.3	3.2	1.8	1.9	1.9	1.7	1.7	1.9	1.9	1.9	
13	255	25.6	4.4	3.9	4.0	4.0	3.9	10.5	13.4	12.1	12.0	4.2	3.8	4.0	3.9	3.9	2.7	2.7	2.7	3.2	3.1	3.1	3.2	3.2	
14	255	25.6	6.4	3.3	3.6	3.6	3.5	8.3	9.9	9.9	9.0	3.6	3.3	3.4	3.2	3.2	2.5	2.5	2.5	2.6	2.6	2.6	2.7	2.7	
15	270	28.0	4.4	4.6	4.2	4.2	4.2	15.1	15.1	14.7	14.7	3.0	3.7	3.8	4.1	4.1	3.3	3.5	3.5	3.5	3.5	3.6	3.6	3.6	
16	260	29.0	6.4	3.6	3.5	3.5	3.6	12.2	12.0	11.8	11.9	2.4	2.9	2.9	3.3	3.4	3.2	3.2	3.2	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5	
17	255	30.0	10.7	2.5	2.9	2.8	2.9	8.4	8.3	8.5	8.6	1.5	2.2	2.1	2.1	2.4	3.4	3.4	2.6	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	
18	230	30.3	14.9	2.2	2.3	2.2	2.3	6.7	6.3	6.7	6.8	1.7	1.7	1.6	1.6	1.9	3.0	3.0	2.5	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	
19	294	26.4	6.4	4.3	4.3	4.3	4.2	8.5	10.8	9.8	9.6	4.8	3.7	3.8	3.7	3.5	2.0	2.3	2.3	2.3	2.3	2.4	2.4	2.4	
20	292	26.3	10.7	3.6	3.7	3.6	3.5	7.0	7.1	6.5	6.4	3.8	3.0	3.0	2.6	1.9	1.8	1.8	1.8	1.8	1.8	1.9	1.9	1.9	
21	338	30.3	4.4	5.5	5.7	5.6	5.7	20.0	18.9	17.6	17.5	4.6	4.3	4.4	4.6	4.6	3.6	3.1	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2	
22	330	30.4	6.4	5.3	4.9	4.8	4.8	11.7	13.9	13.3	13.2	3.9	3.6	3.6	3.7	3.7	2.2	2.2	2.2	2.2	2.2	2.2	2.2	2.2	
23	328	30.4	10.7	4.4	4.2	4.0	4.0	8.0	9.1	8.9	8.9	2.9	2.9	2.8	2.8	2.8	1.8	2.0	2.0	2.2	2.2	2.2	2.2	2.2	
24	300	30.8	14.9	3.1	3.3	3.2	3.2	7.0	6.9	7.1	7.1	2.3	2.3	2.3	2.2	2.2	1.9	2.3	2.3	2.3	2.3	2.3	2.3	2.3	
25	250	31.5	22.9	2.2	2.3	2.1	2.2	6.3	4.8	5.3	5.3	2.3	1.5	1.4	1.6	1.6	2.9	2.0	2.0	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	
26	355	28.9	14.9	4.4	4.3	4.1	4.0	7.7	6.6	6.3	6.1	2.4	3.0	2.9	2.5	2.5	1.8	1.4	1.5	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6	
27	302	29.1	22.9	2.6	3.0	2.8	2.8	6.2	4.5	4.5	4.5	1.8	2.1	2.0	1.8	1.8	2.4	1.4	1.6	1.6	1.7	1.7	1.7	1.7	
28	390	33.8	4.4	6.5	6.7	6.8	23.4	23.2	22.4	22.4	5.0	4.4	4.5	5.0	5.0	3.6	3.2	3.4	3.4	3.4	3.4	3.4	3.4	3.4	
29	410	33.6	6.4	6.2	6.5	6.4	6.4	14.0	17.2	16.7	16.5	3.2	4.0	4.1	4.2	4.2	2.3	2.5	2.6	2.6	2.7	2.7	2.7	2.7	
30	390	33.8	10.7	5.4	5.2	5.0	5.0	11.4	11.3	11.3	11.3	2.6	3.1	3.0	3.1	3.1	2.1	2.0	2.3	2.3	2.3	2.3	2.3	2.3	
31	380	33.9	14.9	4.1	4.6	4.3	9.0	8.6	8.8	8.8	2.1	2.6	2.5	2.6	2.6	2.2	1.8	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	
32	325	34.7	22.9	2.7	3.2	3.0	3.1	7.2	6.0	6.6	6.6	2.0	1.8	1.7	1.9	1.7	2.7	1.7	2.2	2.2	2.2	2.3	2.3	2.3	

Таблица 3. Модели формы шва

Модель	Диаметр электродной проволоки d , мм			
	1,2	1,4	1,6	2,0
M1	$h = 0,007 \frac{I^{1,415}}{d^{0,337} U^{0,262} v^{0,289}}$	$e = 0,063 \frac{d^{0,020} I^{0,297} U^{1,513}}{v^{0,812}}$	$g = 0,954 \frac{I^{1,141}}{d^{0,593} U^{1,251} v^{0,399}}$	$\Psi_{II} = 9,0 \frac{d^{0,357} U^{1,775}}{I^{1,118} v^{0,523}}$
M2	$h = 0,002 \frac{I^{1,389} U^{0,172}}{v^{0,340}}$	$h = 0,010 \frac{I^{1,539}}{U^{0,684} v^{0,219}}$	$h = 0,006 \frac{I^{1,455}}{U^{0,340} v^{0,325}}$	$h = 0,007 \frac{I^{1,444}}{U^{0,339} v^{0,342}}$
	$e = 0,054 \frac{I^{0,460} U^{1,254}}{v^{0,741}}$	$e = 0,055 \frac{I^{0,408} U^{1,406}}{v^{0,858}}$	$e = 0,026 \frac{I^{0,066} U^{2,131}}{v^{0,768}}$	$e = 0,313 \frac{I^{0,082} U^{1,453}}{v^{0,886}}$
	$g = 0,290 \frac{I^{1,254}}{U^{1,109} v^{0,392}}$	$g = 1,253 \frac{I^{1,098}}{U^{1,323} v^{0,410}}$	$g = 1,024 \frac{I^{1,193}}{U^{1,415} v^{0,441}}$	$g = 0,609 \frac{I^{0,792}}{U^{0,649} v^{0,401}}$
M3	$h = 0,201 \frac{I^{0,556}}{v^{0,198}}$	$h = 0,006 \frac{I^{1,249}}{v^{0,258}}$	$h = 0,005 \frac{I^{1,288}}{v^{0,342}}$	$h = 0,005 \frac{I^{1,308}}{v^{0,398}}$
	$e = 0,058 \frac{U^{1,938}}{v^{0,655}}$	$e = 0,146 \frac{U^{1,804}}{v^{0,877}}$	$e = 0,026 \frac{U^{2,245}}{v^{0,772}}$	$e = 0,354 \frac{U^{1,554}}{v^{0,889}}$
	$g = 0,089 \frac{I^{0,817}}{v^{0,431}}$	$g = 0,341 \frac{I^{0,573}}{v^{0,492}}$	$g = 0,391 \frac{I^{0,559}}{v^{0,535}}$	$g = 0,410 \frac{I^{0,499}}{v^{0,469}}$



до 20,5 %. В отдельных опытах погрешность по ширине шва существенно превышает средние значения, что связано с образованием наплыпов или подрезов при сварке на больших токах с малыми или большими скоростями сварки. В таких случаях возникали трудности при определении границы проплавления в верхней части шва и измерении ширины шва. Кроме того, как отмечалось ранее, зависимость ширины шва от тока имеет максимум, что снижает точность модели, представляющей собой монотонную функцию. Модель М3 с выборочной комбинацией из двух значимых параметров I , U , v также имеет удовлетворительную точность.

Анализ полученных моделей в виде степенных выражений (табл. 3) показывает, что они качественно и количественно отражают детерминированные зависимости размеров шва от основных параметров дуговой сварки. Обращает внимание неоднозначное влияние напряжения сварки на глубину проплавления (см. табл. 3, модель М2). Очевидно, в случае дуговой сварки в углекислом газе тонкой ($d \leq 1,2$ мм) проволокой перенос электродного металла происходит с короткими замыканиями при короткой дуге и влияние напряжения на глубину проплавления определяется его энергетическим вкладом (напряжение находится в числителе дроби), что соответствует исходной теоретической предпосылке (2). При сварке проволоками больших ($d \geq 1,4$ мм) диаметров на повышенных токах и напряжении перенос электродного металла, как правило, без коротких замыканий при длинной дуге, что увеличивает амплитуду блюжающих колебаний дуги, снижает плотность вводимой энергии и соответственно глубину проплавления (напряжение находится в знаменателе дроби).

Сравнение показателей степеней у параметров сварки (I , U , v) в теоретически полученных выражениях (2) и (3) с показателями (см. табл. 3, модель М2) после статистической обработки экспериментальных данных показывает существенное различие, что связано с принятой идеализацией проплавления [3]. Наиболее близкими к теоретическому значению (0,5) являются показатели степени у скорости сварки в формулах для h (0,22...0,34) и e (0,74...0,88), что можно объяснить влиянием скорости сварки на размеры шва как механического параметра. Иная картина наблюдается в отношении сварочного тока и напряжения. В формуле для расчета h показатель степени значительно выше теоретического (0,5) и составляет 1,4...1,5, что свидетельствует о высокой значимости этого параметра. Из формулы для расчета e видно, что для ширины шва более значимым параметром сварки является напряжение с показателем степени 1,3...2,0.

Анализ моделей показывает, что они не противоречат существующим представлениям. Комбинируя параметры сварки в моделях и изменения коэффициенты, можно получить зависимости, максимально отражающие сущность физических процессов при удовлетворительной точности.

Метод моделирования может найти применение при исследовании влияния технологических факторов (состава материала, типа соединения и шва,

Таблица 4. Относительная погрешность моделей формы шва при дуговой сварке в углекислом газе проволокой $d = 1,6$ мм, %

Модель	Размеры шва, мм			Ψ_{π}
	h	e	g	
M1	9,9	12,6	13,5	18,7
M2	8,7	10,0	13,2	16,8
M3	8,8	10,4	17,4	16,2

положения сварки, точности сборки и др.) на форму шва при дуговой сварке.

Такие модели можно использовать при разработке систем автоматизированного управления процессом дуговой сварки, методик расчета и оптимизации параметров режима сварки, систем автоматизированного обучения, модулей САПР ТП, АРМ технолога и экспертных систем.

Выводы

1. На основе известной теории тепловых процессов при сварке показана целесообразность представления математической модели формы шва при дуговой сварке в виде произведения степенных функций.

2. Метод моделирования отражает детерминированные зависимости между формой и размерами шва и основными параметрами режима дуговой сварки.

3. Сравнение экспериментальных и расчетных размеров шва на примере дуговой сварки (наплавки) в углекислом газе плавящимся электродом показало удовлетворительный уровень адекватности разработанных моделей. Относительная погрешность по основным параметрам шва не превышает 10...15%.

4. Модели можно использовать для дальнейших исследований процесса проплавления и формирования шва при дуговой сварке. Простота моделей (два управляющих параметра) и удовлетворительная точность позволяют их использовать в системах автоматизированного управления с технологической адаптацией.

1. Махненко В. И. Математические методы и научно-технический прогресс в сварочном производстве // Математические методы в сварке. — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона АН УССР, 1986. — С. 3–8.
2. Скурихин В. И., Шафран В. Б., Дубровский В. В. Математическое моделирование. — Киев: Техніка, 1983. — 270 с.
3. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. — М.: Машгиз, 1951. — 296 с.
4. Ерохин А. А. Основы сварки плавлением. Физико-химические закономерности. — М.: Машиностроение, 1973. — 448 с.
5. Судник В. А. Математические методы детерминированной оценки формирования сварных соединений // Математические методы в сварке. — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона АН УССР, 1986. — С. 64–74.
6. Математическое моделирование формирования шва при аргонодуговой сварке стыковых соединений тонколистового волокнистого композиционного материала системы алюминий–бор // В. М. Денисов, А. Ф. Нестеров, В. А. Судник и др. // Свароч. пр-во. — 1994. — № 11. — С. 14–17.
7. Березовский В. М. Математическое моделирование формирования швов при дуговой сварке в различных пространственных положениях // Математические методы в сварке. — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона АН УССР, 1986. — С. 111–116.



8. Попков А. М. Расчет параметров шва при сварке в углекислом газе стыковых бесскосных соединений // Свароч. пр-во. — 1986. — № 9. — С. 21–22.
9. Попков А. М., Худяков В. И. Расчет параметров угловых швов при сварке в углекислом газе // Там же. — 1988. — № 10. — С. 21–22.
10. Лебедев Б. Д., Перемитко В. В. Расчетные методы в сварке плавлением. — Днепродзержинск: Изд-во ДГТУ, 1998. — 283 с.
11. Влияние параметров режима ручной дуговой сварки модулированным током на форму шва / Д. А. Дудко, С. А. Запорковский, В. С. Сидорук и др. // Автомат. сварка. — 1987. — № 6. — С. 19–22.
12. Турый Э., Лясовски Э. Разработка математической модели для определения геометрии слоя, наплавленного под флюсом // Математические методы в сварке. — Киев: Наук. думка, 1981. — С. 185–193.
13. Коренюк Ю. М., Мишина Л. Н. Оптимизация режима сварки по флюсу алюминия толщиной 70 мм // Свароч. пр-во. — 1989. — № 7. — С. 16–17.
14. Влияние параметров дуговой потолочной сварки под флюсом на размеры и форму швов / П. А. Варенчук, Н. Т. Привалов, В. И. Галинч и др. // Автомат. сварка. — 1991. — № 3. — С. 38–41.
15. Рыжов Ф. Н., Ву Гүй Лан. Оптимизация технологии восстановления коленчатых валов, изготовленных из закаливающихся сталей // Свароч. пр-во. — 1994. — № 1. — С. 4–6.
16. Васильев Н. Г. Оптимизация технологии наплавки изношенных деталей // Там же. — 1994. — № 7. — С. 4–7.
17. Дубовецкий С. В., Сергацкий Г. И., Касаткин О. Г. Оптимизация режима сварки в CO₂ // Автомат. сварка. — 1980. — № 12. — С. 30–34.
18. Дубовецкий С. В., Сергацкий Г. И., Касаткин О. Г. Оптимизация режима сварки угловых швов в CO₂ в различ-
- ных пространственных положениях // Там же. — 1982. — № 5. — С. 34–38.
19. Дубовецкий С. В., Касаткин О. Г. Оптимизация режимов сварки с использованием регрессионных моделей формирования шва // Математические методы в сварке. — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона АН УССР, 1986. — С. 102–111.
20. Нероденко М. М., Коваленко Р. И., Василенко Т. Н. Расчет параметров ванны при автоматической дуговой сварке в гелии тонколистовых ниобиевых и молибденовых сплавов // Автомат. сварка. — 1979. — № 12. — С. 13–15.
21. Нероденко М. М., Демченко А. Д., Кундик В. В. Расчет геометрических параметров ванны при механизированной дуговой сварке тонких пластин ванадиевых и вольфрамовых сплавов // Там же. — 1982. — № 6. — С. 17–20.
22. Бабкин А. С., Кривошея В. Е. Разработка алгоритма расчета параметров режима сварки в углекислом газе на микро-ЭВМ // Свароч. пр-во. — 1985. — № 4. — С. 3–5.
23. Дятлов В. И. Расчет режимов автоматической сварки. — Киев: КПИ, 1959. — 16 с.
24. Акулов А. И., Бельчук Г. А., Демянцевич В. П. Технология и оборудование сварки плавлением: Учебник. — М.: Машиностроение, 1977. — 432 с.
25. Потатьевский А. Г. Сварка в защитных газах плавящимся электродом. — М.: Машиностроение, 1974. — 240 с.
26. Коринец И. Ф. Разработка инженерных методов расчета режимов дуговой сварки // Применение математических методов в сварке. — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона АН УССР, 1988. — С. 80–86.
27. Коринец И. Ф. Математическая модель плавления электродной проволоки при дуговой сварке // Автомат. сварка. — 1995. — № 10. — С. 39–43.

Theoretical grounds of efficiency of construction of deterministic-statistical models in the form of product of power functions are presented. The adequacy of the constructed mathematical models combining the advantages of deterministic (reflection of physical processes and versatility) and statistic (simplicity and high accuracy) models was checked on the example of the CO₂ welding. The fields of application of models are shown.

Поступила в редакцию 19.12.2000



УДК 621.791.75.01

СТАТИЧЕСКИЕ И ДИНАМИЧЕСКИЕ ВОЛЬТ-АМПЕРНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДУГИ ВОЛЬФРАМ-АЛЮМИНИЙ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА ПРЯМОУГОЛЬНОЙ ФОРМЫ

**В. А. КОСОВИЧ, И. Е. ЛАПИН, кандидаты техн. наук, А. Н. ПОТАПОВ, А. В. САВИНОВ, инженеры,
В. И. ЛЫСАК, д-р техн. наук (Волгоград. гос. техн. ун-т, РФ)**

Рассмотрена зависимость напряжения в дуговом промежутке в импульсах тока тока при прямой и обратной полярности, а также действующих значений напряжения от тока и длительности импульсов тока при обратной полярности. Отмечается снижение напряжения в импульсах тока при прямой полярности до аномально низких значений при увеличении длительности импульсов тока при обратной полярности.

Ключевые слова: вольт-амперная характеристика, неплавящийся электрод, аргонодуговая сварка, дуга переменного тока, прямоугольная форма напряжения

В последнее время созданы и находят применение источники питания дуги переменного тока, на выходных клеммах которых напряжение изменяется по прямоугольной кривой. Если при этом индуктивность сварочной цепи близка к нулю, источник питания работает на активную нагрузку, т. е. на дугу, и ток дуги изменяется по тому же закону (кривая изменения импульсов имеет прямоугольную форму). Применение таких источников питания расширяет технологические возможности аргонодуговой сварки алюминиевых сплавов, позволяя отдельно регулировать частоту и длительность импульсов тока при прямой и обратной полярности, а также их амплитуду. Заметим, что термин «импульсы» вместо традиционного «полупериоды» здесь применяется из-за возможного неравенства их длительностей.

На основании выполненных исследований дуги, питаемой от таких источников, были получены данные об ее энергетических и технологических свойствах [1–4], которые свидетельствовали о перспективности применения переменного тока прямоугольной формы при сварке алюминиевых сплавов. Однако для реализации этого необходимо выполнить исследования дуги с целью выяснения ее технологических особенностей и электрических свойств, и прежде всего, вольт-амперных характеристик. Данные о последних необходимы для эффективного применения такой дуги для сварки, поскольку использование известной методики оценки энергетических параметров дуги с близким к синусоидальному изменением тока в рассматриваемом случае вряд ли возможно.

В настоящей работе представлены результаты исследования вольт-амперных характеристик дуги переменного тока прямоугольной формы.

В качестве неплавящегося электрода применяли прутки из лантанированного вольфрама, рабочий торец которых затачивали на полусферу. Вторым

© В. А. Косович, И. Е. Лапин, А. Н. Потапов, А. В. Савинов, В. И. Лысак, 2001

электродом служили пластины из сплава АМг5, перемещаемые под неподвижно закрепленной горелкой со скоростью 12 м/ч. Установочная длина межэлектродного промежутка составляла 2 мм. При проведении экспериментов применяли разработанный авторами источник питания, состоящий из однофазного тиристорного мостового инвертора напряжения с принудительной параллельной коммутацией, а также основного и дополнительного регулируемых источников постоянного тока. Источник питания обеспечивает возможность изменения соотношения амплитуд импульсов тока в диапазоне 0,25...40,00 и раздельное регулирование длительностей импульсов тока от 2 до 20 мс при прямой $\tau_{\text{пр}}$ и обратной $\tau_{\text{обр}}$ полярности. При этом

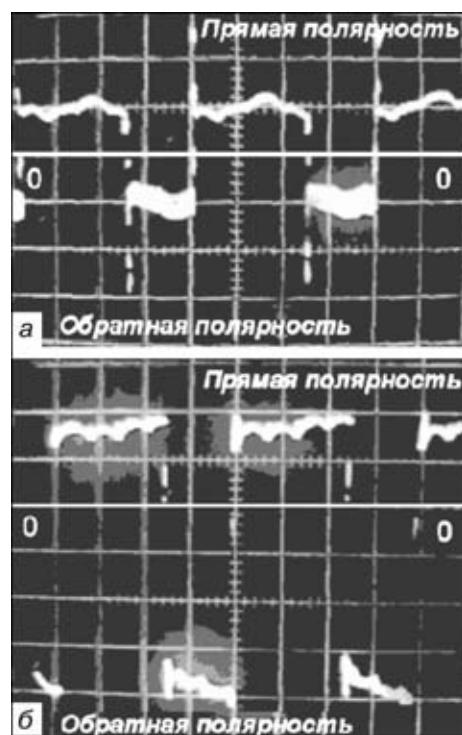


Рис. 1. Осциллограммы тока (a) и напряжения дуги (б) при $I_d = 200$ А, $\tau_{\text{пр}} = 12,5$ и $\tau_{\text{обр}} = 7,5$ мс (масштаб по напряжению 5 В/дел.)

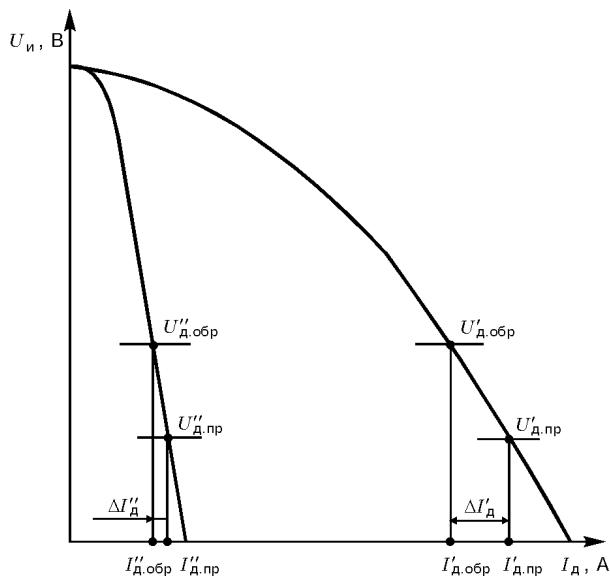


Рис. 2. Влияние крутизны падения внешних вольт-амперных характеристик источника питания на $I_{d.pr} - I_{d.obr}$

устойчивое горение дуги без применения импульсного стабилизатора обеспечивается в диапазоне тока 6...350 А. Расход аргона составлял 8 л/мин. Ток, напряжение дуги, длительность импульсов тока измеряли и контролировали с помощью двухлучевого запоминающего осциллографа С8-14. Осциллограммы тока и напряжения рассматриваемой дуги представлены на рис. 1. Как видно из него, после смены полярности возбуждения дугового разряда происходит практически мгновенно, без пауз, а значения напряжения и тока дуги в течение длительности импульса могут быть приняты постоянными лишь с определенными допущениями. Значения напряжения дуги на протяжении импульса как при прямой, так и обратной полярности не всегда остаются неизменными. Так, при сравнительно больших значениях тока наблюдается некоторое возрастание значений напряжения дуги. Их увеличение в течение длительности импульса при прямой полярности предположительно можно

объяснить снижением температуры катодного пятна на электроде, так как нагрев его выше в импульсах тока при обратной полярности. Рост напряжения в импульсах при обратной полярности связан, по-видимому, с увеличением «блуждания» (во времени) активного пятна на алюминиевом катоде. Такое изменение напряжения согласуется с данными работы [5]. Ее авторы считают, что интенсивное перемещение активного пятна на катоде из алюминия является следствием высокой эмиссионной способности оксидов этого металла. Разрушение оксидов в процессе горения дуги под воздействием катодного распыления приводит к непрерывному смещению активного пятна в сторону окисленных участков, и, как следствие, — к росту зоны катодной очистки. По абсолютному значению напряжение в дуговом промежутке в импульсах тока при обратной полярности $U_{d.obr}$ заметно больше значений аналогичной величины при прямой полярности $U_{d.pr}$. Это объясняется различиями в катодных процессах, происходящих на вольфрамовом электроде и алюминиевой пластине.

Значение тока дуги в импульсах тока при прямой $I_{d.pr}$ и обратной полярности $I_{d.obr}$ близки и могут быть приняты равными. Допускаемая при этом ошибка равна разности $I_{d.pr} - I_{d.obr}$ и зависит от крутизны падения внешних вольт-амперных характеристик источника питания — чем больше крутизна падения, тем меньше ошибка (рис. 2). Применяемый в опытах источник питания имел внешние вольт-амперные характеристики с крутизной падения в рабочей области 0,25...1,50 В/А, что позволяло считать $I_{d.pr} \approx I_{d.obr} \approx I_d$. В тех случаях, когда значения тока в импульсах при прямой и обратной полярности исходно заданы различными ($I_{d.pr} \neq I_{d.obr}$), действующее значение тока следует определять из выражения

$$I_d = \sqrt{1/T \int_0^T i_d^2 dt}, \quad (1)$$

где i_d — мгновенное значение тока дуги; T — длительность периода.

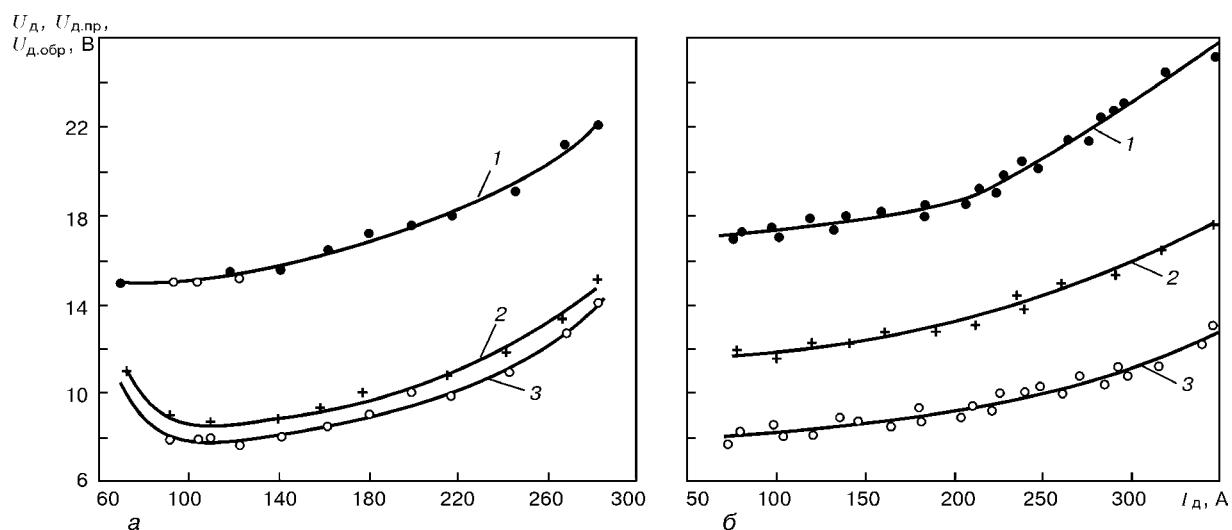


Рис. 3. Вольт-амперные характеристики дуги вольфрам-алюминий (частота импульсов переменного тока 50 Гц): *а* — $\tau_{0pr} = 1,25$ мс; *б* — $\tau_{0obr} = 6,25$ мс; 1 — $U_{d.obr}$; 2 — U_d ; 3 — $U_{d.pr}$

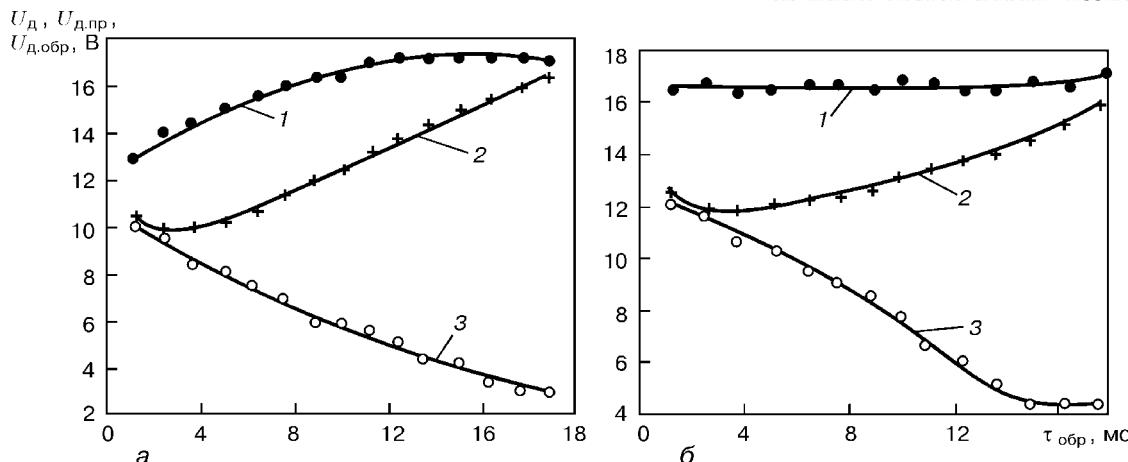


Рис. 4. Влияние длительности импульса тока при обратной полярности на напряжение дуги вольфрам–алюминий: *a* — $I_d = 50$ А; *б* — $I_d = 100$ А (*1–3* — см. обозначения рис. 3)

Из-за сложности процессов, происходящих в дуговом разряде, статические вольт-амперные характеристики дуги обычно представляют графически. В рассматриваемом случае возможны два варианта графического выражения характеристик. Первый предполагает построение двух вольт-амперных характеристик (для дугового промежутка одной величины): первая — для импульсов тока при обратной полярности (катод–алюминиевая пластина); вторая — при прямой полярности (катод–вольфрамовый электрод). Фактически первая является вольт-амперной характеристикой дуги постоянного тока при обратной полярности, вторая — при прямой полярности. Такой подход вполне правомерен, так как $\tau_{\text{пр}}$ и $\tau_{\text{обр}}$ многократно превышают время установления дугового разряда [6]. Отмечено выше при отдельных режимах некоторое увеличение напряжения в течение длительности импульсов тока происходит в условиях стационарного горения дуги [7].

Второй вариант предполагает построение вольт-амперной характеристики, в которой функцией служит действующее значение напряжения. В общем случае его значение определяется выражением

$$U_d = \sqrt{1/T \int_0^T u^2 dt}, \quad (2)$$

где u_d — мгновенное значение напряжения.

Если принять значения напряжений в импульсах тока при прямой $U_{d,\text{пр}}$ и обратной $U_{d,\text{обр}}$ полярности постоянными, то выражение (2) для дуги переменного тока преобразуется следующим образом:

$$U_d = \sqrt{T} / T (U_{d,\text{пр}}^2 \tau_{\text{пр}} + U_{d,\text{обр}}^2 \tau_{\text{обр}}). \quad (3)$$

Строго говоря, только при втором варианте обеспечивается получение вольт-амперных характеристик дуги переменного тока, поскольку, как уже отмечалось выше, построенные по первому варианту вольт-амперные характеристики фактически являются характеристиками дуги постоянного тока при прямой и обратной полярности. Однако для анализа дуговых процессов необходимы как первый, так и второй варианты этих характеристик.

Полученные по обоим вариантам вольт-амперные характеристики дуги представлены на рис. 3. В обоих случаях частота импульсов переменного тока составляла 50 Гц, диаметр электрода 3 мм, длительность импульса тока при обратной полярности $\tau_{\text{обр}}$ составляла 1,25 мс, т. е. $0,0625T$ (рис. 3, *a*) и 6,25 мс, т. е. $0,3125T$ (рис. 3, *б*). Следует иметь в виду, что значения $U_{d,\text{пр}}$ и $U_{d,\text{обр}}$ противоположны по знаку, хотя для удобства анализа на рис. 3 они показаны однозначными. Как видно, характеристики $U_d = f(I_d)$, $U_{d,\text{пр}} = f(I_d)$ и $U_{d,\text{обр}} = f(I_d)$ имеют возрастающий характер. Исключение составляют кривые вольт-амперных характеристик, показанные на рис. 3, *a*, имеющие падающий участок в диапазоне тока 70...120 А.

Более крутное восхождение кривых вольт-амперных характеристик при токе свыше 200 А объясняется, по-видимому, нарастающим (с увеличением тока) заглублением дуги в алюминиевую пластину и, как следствие, удлинением дуги. Известно, что с увеличением длины дуги кривые ее вольт-амперной характеристики смещаются в сторону больших значений напряжений. Следовательно, кривые на рис. 3 являются вольт-амперными характеристиками только в диапазоне значений тока, не превышающих 200 А, когда заглубление дуги в металл отсутствует или невелико; при больших значениях тока эти кривые представляют собой траектории перехода с одних вольт-амперных характеристик на другие, соответствующие большей длине дуги. Поскольку такое заглубление дуги при сварке неизбежно, нецелесообразно вносить соответствующие поправки для получения физически точных вольт-амперных характеристик.

Сравнение данных, представленных на рис. 3, показывает, что при увеличении $\tau_{\text{обр}}$ вольт-амперная характеристика $U_d = f(I_d)$ смещается в сторону больших напряжений. Как свидетельствуют результаты опытов, длительность $\tau_{\text{обр}}$ влияет не только на действующее значение напряжения U_d , что вполне очевидно, но и на значения $U_{d,\text{пр}}$ и $U_{d,\text{обр}}$. На рис. 4 представлены зависимости $U_d = f(\tau_{\text{обр}})$, $U_{d,\text{пр}} = f(\tau_{\text{обр}})$ и $U_{d,\text{обр}} = f(\tau_{\text{обр}})$. Отметим, что значение $\tau_{\text{обр}}$ выбрано в качестве аргумента не случайно. Именно от этого параметра существенно зависят наиболее важные характеристики дуги при



Рис. 5. Динамическая вольт-амперная характеристика дуги переменного тока прямоугольной формы при $I_d = 100$ А, $\tau_{\text{нр}} = 16,25$ мс и $\tau_{\text{обр}} = 3,75$ мс (масштаб по напряжению 10 В/дел.)

сварке на переменном токе алюминия и его сплавов — стойкость неплавящихся электродов, качество катодной очистки свариваемой поверхности, проплавляющая способность [2]. Как видно, значение напряжения U_d с ростом $\tau_{\text{обр}}$ сначала немного понижается (при этом уменьшается и мощность дуги), а затем начинает возрастать, приближаясь к значению $U_{d,\text{обр}}$. Напряжение $U_{d,\text{обр}}$ при токе дуги 50 А сначала увеличивается до 17 В (с ростом $\tau_{\text{обр}}$), а затем остается неизменным (рис. 4, а). При токе 100 А (рис. 4, б) напряжение $U_{d,\text{обр}}$ имеет практически постоянное (16,5...17,0 В) значение во всем диапазоне изменений $\tau_{\text{обр}}$.

Большой интерес представляет зависимость $U_{d,\text{пр}} = f(\tau_{\text{обр}})$. С увеличением длительности $\tau_{\text{обр}}$ значение напряжения импульса тока при прямой полярности $U_{d,\text{пр}}$ монотонно уменьшается, приближаясь к 3,0...4,5 В, когда $\tau_{\text{обр}}$ составляет преобладающую часть периода. Ранее нам не приходилось встречать столь низкое значение напряжения на дуге в своих опытах, а также в работах других авторах. Можно предположить, что уменьшение $U_{d,\text{пр}}$ в какой-то мере обусловлено повышением температуры рабочего участка вольфрамового электрода одновременно с $\tau_{\text{обр}}$. В результате увеличивается плотность тока термоэмиссии и уменьшается падение напряжения в катодной области в импульсах тока при прямой полярности. Однако этим обстоятельством вряд ли объясняется такое аномально низкое значение напряжения на дуге. По-видимому, этот вопрос требует отдельного рассмотрения.

Динамические вольт-амперные характеристики дуги вольфрам–алюминий переменного тока прямоугольной формы также имеют ряд особенностей в сравнении с дугой переменного тока синусoidalной формы. Эти особенности связаны прежде всего с высокой скоростью изменения напряжения в дуговом промежутке в моменты смены полярности и постоянством тока (если пренебречь незначительной его пульсацией) в течение длительности импульсов тока при прямой и обратной полярности.

На рис. 5 представлена типичная вольт-амперная характеристика такой дуги. Следует отметить, что в целях сохранения масштабного фактора при снятии характеристик в качестве датчика тока использовался шунт с линейной вольт-амперной ха-

рактеристикой. В связи с этим некоторые участки вольт-амперной характеристики дуги, соответствующие быстро протекающим процессам, на осциллограмме не видны. Особый интерес представляют собой процессы, связанные с повторными возбуждениями дуги при обратной полярности с катодом из алюминия, которые, как известно, играют весьма значимую роль для стабильности горения дуги [5, 6]. Как видно из приведенной динамической характеристики, после смены полярности с прямой на обратную из-за высокой скорости этого процесса, а следовательно, низкого уровня ионизации плазмы напряжение на дуговом промежутке скачкообразно достигает значения, близкого напряжению горения дуги в установившемся режиме (точка 1 на рис. 5). Однако дуговой разряд в этот момент отсутствует, и в межэлектродном промежутке протекают преддуговые процессы, характеризующиеся ростом напряжения при некотором снижении значений тока (участок 1–2). Полученные с помощью осциллографа данные показали, что начальное значение преддугового тока колеблется в пределах от 5 до 30 А, а время его протекания составляет 20...80 мкс. После завершения формирования катодных процессов на алюминии вступают в действие и начинают развиваться механизмы, свойственные электрической дуге, что сопровождается резким увеличением значения тока и снижением напряжения на дуговом промежутке (участки 2–5). Участок 5–6 характеризует горение дуги в установившемся режиме в течение продолжительности импульса тока при обратной полярности, а его длина определяется пульсацией выходного напряжения источника питания.

В случае возбуждения дуги тока при прямой полярности, вследствие значительной термоэлектронной эмиссии с поверхности вольфрамового электрода и обеспечиваемой ею высокой проводимости катодной зоны, развитие дуговых процессов начинается, как только напряжение на дуговом промежутке после смены полярности превысит напряжение дуги. Время паузы на кривой тока в этом случае не превышает 3...5 мкс и определяется, по-видимому, скоростью нарастания напряжения в дуговом промежутке. Заметим, что время переходных процессов в момент смены полярности при сварке на переменном токе синусоидальной формы может достигать 4...6 мс. В связи с этим при значении тока менее 70 А дуга имеет недостаточную устойчивость несмотря на применение стабилизатора импульсов [8].

В силу указанных особенностей протекания переходных процессов при смене полярности переменного тока дуги вольфрам–алюминий прямоугольной формы этот разряд отличается более высокими эластичностью и стабильностью при расширении по сравнению дугой переменного тока синусоидальной формы. Как показала практика, применение такой дуги для сварки алюминия возможно при токе 5 А и более. При этом не требуются дополнительные стабилизирующие устройства. Для обеспечения устойчивого горения дуги достаточно импульсов перенапряжений, возникающих в дуговом промежутке в результате коммутации



силовых тиристоров инвертора. Возможно, формированием этих импульсов объясняется наличие характерного для всех режимов горения дуги участка осцилограммы (рис. 5), расположенного вблизи нулевой отметки.

1. Аргонодуговая сварка алюминиевого сплава 01420 разнополярными прямоугольными импульсами тока / А. Я. Ищенко, А. Г. Чаюн, В. А. Мишенков и др. // Автомат. сварка. — 1978. — № 10. — С. 48–50.
2. Влияние асимметрии разнополярного тока прямоугольной формы на параметры швов при аргонодуговой сварке сплава АМг6 / А. Я. Ищенко, А. Г. Покляцкий, М. Р. Яворская и др. // Там же. — 1990. — № 1. — С. 26–28.

3. Короткова Г. М., Славин Г. А., Филиппов М. А. Исследование процесса сварки дугой переменного тока прямоугольной формы // Свароч. пр-во. — 1971. — № 10. — С. 4–6.
4. Влияние переменного тока и состояния поверхности алюминиевых сплавов на эффективный КПД при аргонодуговой сварке несплавляющимся электродом / О. М. Новиков, В. О. Токарев, В. А. Казаков, О. Е. Островский // Там же. — 1990. — № 8. — С. 43–44.
5. Финкельбург В., Меккер Г. Электрические дуги и термическая плазма. — М.: Изд-во иностр. лит., 1961. — 370 с.
6. Лесков Г. И. Электрическая сварочная дуга. — М.: Машиностроение, 1970. — 335 с.
7. Мирдель Г. Электрофизика / Пер. с нем. — М.: Мир, 1972. — 608 с.
8. Короткова Г. М. Динамические характеристики дуги переменного тока при сварке алюминиевых сплавов // Автомат. сварка. — 1984. — № 11. — С. 30–32.

Dependences of the arc gap voltage in pulses of current of straight and reverse polarity and also effective values of voltage on current and duration of current pulses at reverse polarity are considered. The decrease in voltage in pulses of current at straight polarity down to anomalously low values at increase in duration of current pulses at reverse polarity is outlined.

Поступила в редакцию 14.09.2000,
в окончательном варианте 15.12.2000

УРАЛЬСКИЕ ВЫСТАВКИ-2000

URAL EXHIBITIONS-2000

СВАРКА-2001

специализированная выставка

4–7 декабря 2001 г.

Екатеринбург

Выставочное общество Уральские Выставки-2000 проводит с 4–7 декабря 2001 г. в городе Екатеринбурге специализированную выставку «Сварка-2001».

Одновременно пройдут выставки «Газификация и Газовое оборудование-2001», «Химия-2001».

Цель выставки — представление и продвижение на российский рынок современного оборудования, технологий, материалов, инструментов, средств контроля и защиты от вредных производственных факторов для всех видов сварки, развития и укрепления деловых связей между производителями и торгующими организациями России и зарубежных стран.

Основные направления выставки:

- ✓ Оборудование и технологии для электродуговой сварки металлов (ручная, полуавтоматическая, автоматическая, роботизированная)
- ✓ Оборудование и технологии для плазменной, лазерной, газопламенной сварки, резки, наплавки (ручной, механизированной, роботизированной)
- ✓ Оборудование и технологии для сварки сопротивлением (контактной сварки)
- ✓ Оборудование и технологии для сварки пластмасс
- ✓ Вспомогательное сварочное оборудование (кантователи, врачащатели, центраторы, домкраты и т. п.)
- ✓ Оборудование и технологии контроля качества сварных соединений и исходных материалов
- ✓ Оборудование и технологии для производства сварочных электродов
- ✓ Оборудование и технологии для пайки
- ✓ Материалы для сварки, резки, пайки (электроды, проволоки, припои и т. п.)
- ✓ Инструменты для сварки
- ✓ Средства и методы защиты от вредных производственных факторов в сварочном производстве (рабочая одежда сварщиков и обслуживающего персонала, системы вентиляции, респираторы и т. д.)
- ✓ Методы обучения и повышения квалификации сварочного персонала

В расписании выставки: пресс-конференции; презентации отечественных и зарубежных фирм; продажа выставочных экспонатов; конкурс на золотую и серебряную, бронзовую медали, дипломы Выставочного Общества «Уральские Выставки-2000».

За дополнительной информацией обращаться к менеджеру выставки — Стрежневой Алёне Ивановне

Россия, 620027 Екатеринбург, ул. Свердлова, 11а, офис 505.

Тел./факс: +7 (3432) 701796, 701795, 703374, 703375

E-mail: vystavka@dialup.mplik.ru, <http://vystavka.ru>



ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ ТРУБЧАТОГО ТЕРМОКАТОДА, ПОДОГРЕВАЕМОГО ЛАЗЕРНЫМ ИЗЛУЧЕНИЕМ

И. В. КРИВЦУН, канд. физ.-мат. наук (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Предложена модель катодных процессов для трубчатого термокатода лазерно-дугового плазмотрона, учитывающая дополнительный нагрев рабочей поверхности катода пропускаемым через него лазерным пучком. Проведено детальное компьютерное моделирование катодных процессов для рассматриваемого катода. Показано, что, используя дополнительный лазерный нагрев, можно эффективно управлять катодными процессами и, как следствие, характеристиками плазмы в прикатодной области. Полученные результаты положены в основу создания конструкции катодного узла лазерно-дугового плазмотрона для порошковой наплавки. Экспериментальные исследования плазмотрона продемонстрировали высокую стабильность работы и стойкость разработанного трубчатого катода.

Ключевые слова: трубчатый термокатод, катодные процессы, термоэмиссия, электрическая дуга, лазерный пучок, лазерно-дуговой плазмотрон, исследования

Известно, что взаимодействие лазерного пучка с дуговой плазмой может приводить к возникновению особого типа газового разряда — комбинированного лазерно-дугового разряда [1], который является основой нового класса плазмотронов, применяемых для гибридных лазерно-плазменных способов сварки и обработки материалов [2–4]. Эти устройства отличаются от известных дуговых и оптических (лазерных) плазмотронов дополнительными возможностями управления как характеристиками плазмы (за счет изменения параметров лазерного пучка), так и лазерного пучка (за счет изменения режима горения дуги). Кроме того, лазерно-дуговые плазмотроны позволяют существенно повысить пространственно-временную стабильность параметров генерируемой плазмы и снизить опасность двойного дугообразования, что делает их весьма перспективными при реализации различных технологических процессов [5].

Основной особенностью лазерно-дуговых плазмотронов осесимметричной схемы [2–5] является конструкция катодного узла, например, тугоплавкий трубчатый катод (рис. 1) или система штыревых катодов, расположенных по окружности, что дает возможность вводить сфокусированный лазерный пучок в дуговую плазму вдоль оси плазмоформирующего канала. Использование трубчатого термокатода позволяет также для дополнительного нагрева (наряду с дуговым нагревом) внутренней поверхности рабочего конца катода использовать периферийные лучи лазерного пучка, проходящего через катод (рис. 1). С одной стороны, можно осуществлять предварительный лазерный разогрев поверхности катода до температур, обеспечивающих минимальную пусковую эрозию его материала при инициализации дуги; с другой, открывается новый путь для управления катодными процессами, а следовательно, и характеристиками плазмы в прикатодной области комби-

нированного разряда. Поэтому исследование особенностей работы трубчатого термокатода при атмосферном давлении внешнего газа, связанных с лазерным подогревом рабочего конца такого катода, представляется актуальной задачей.

Целью настоящей работы является разработка математической модели и детальное численное исследование катодных процессов для случая трубчатого термокатода, подогреваемого лазерным из-

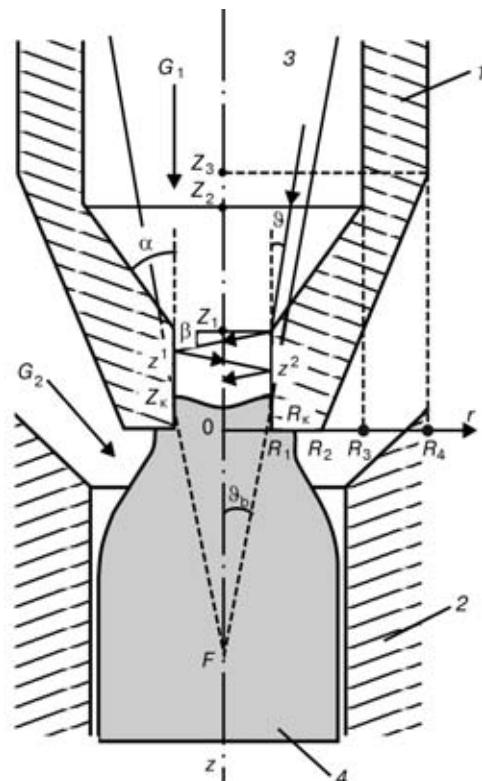


Рис. 1. Схема трубчатого термокатода лазерно-дугового плазмотрона: 1 — тугоплавкий трубчатый катод; 2 — плазмоформирующее сопло; 3 — лазерный пучок; 4 — комбинированный лазерно-дуговой разряд; G_1 и G_2 — расходы соответственно внутреннего и внешнего плазмообразующего газа; R_1, \dots, R_4 и Z_1, \dots, Z_3 — координаты точек, определяющие форму поверхности катода; R_k, Z_k — координаты точек, определяющие размер области катодной привязки дуги



лучением. При моделировании этих процессов для рассматриваемого типа катода будем использовать наиболее общий подход, заключающийся в самосогласованном учете всего комплекса взаимосвязанных физических явлений, протекающих в теле катода, на его поверхности и в прикатодном слое плазмы [6].

Прикатодный слой плазмы условно можно разделить на две зоны: квазинейтральную ионизационную область, в которой происходит генерация заряженных частиц, и слой пространственного заряда, на который приходится основная часть катодного падения потенциала. Слой пространственного заряда, непосредственно примыкающий к поверхности катода, имеет толщину, приблизительно равную дебаевскому радиусу, и может рассматриваться как бесстолкновительный, поскольку при давлении окружающего газа, близком к атмосферному, длина свободного пробега частиц оказывается существенно больше дебаевского радиуса [7]. Электроны, эмитируемые катодом, ускоряются электрическим полем пространственного заряда и приобретают энергию, достаточную для ионизации атомов плазмообразующего газа в столкновительном ионизационном слое. Образующиеся ионы и высокоэнергетические электроны плазмы, которые способны преодолеть катодное падение потенциала (так называемые обратные электроны), попадают на поверхность катода и отдают ему энергию, необходимую для его нагрева и обеспечения тока термоэмиссии.

Как уже было отмечено выше, кроме поступления энергии через пятно дуги, рассматриваемая конструкция трубчатого термокатода позволяет использовать для нагрева его внутренней поверхности часть мощности лазерного пучка, пропускаемого через отверстие в катоде. С этой целью геометрические параметры данной поверхности следует выбирать такими, чтобы периферийные лучи пучка, отразившись от внутренней конической поверхности катода, попали в его цилиндрическое выходное отверстие и имели там достаточное количество отражений для полного поглощения их материалом катода.

Для расчета результирующего температурного поля в теле катода, которое предполагается осесимметричным, воспользуемся стационарным квазилинейным уравнением теплопроводности с учетом джоулева тепловыделения:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \chi_k \frac{\partial T_k}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\chi_k \frac{\partial T_k}{\partial z} \right) + \rho_k j_k^2 = 0, \quad (1)$$

где $T_k(r, z)$ — распределение температуры в теле катода; $\chi_k(T_k)$ — коэффициент теплопроводности; $\rho_k(T_k)$ — удельное электрическое сопротивление материала катода; $j_k(r, z) = -\nabla \Phi_k / \rho_k$ — плотность тока в катоде.

Здесь распределение электрического потенциала $\Phi_k(r, z)$ может быть найдено с помощью уравнения неразрывности тока в металле:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \Phi_k}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{\rho_k} \frac{\partial \Phi_k}{\partial z} \right) = 0. \quad (2)$$

Краевые условия на поверхности катода для уравнений (1), (2) задаются исходя из следующих соображений. Предполагается, что рассматриваемый тугоплавкий катод запрессован в медную водоохлаждаемую обойму. Тогда при

$$z = -L_b; R_3 \leq r \leq R_4,$$

где L_b — длина вылета катода, можно считать

$$T_k = T_b; \Phi_k = 0, \quad (3)$$

где T_b — температура охлаждающей воды. На внешней поверхности катода вне зоны привязки дуги принимаются условия наличия конвективно-радиационного теплообмена с окружающим газом, а также отсутствия нормальной к этой поверхности компоненты плотности электрического тока. Таким образом, при $r = R_4; -L_b \leq z < Z_3, r = R_2 + \frac{(R_4 - R_2)z}{Z_3}; Z_3 \leq z < 0$ и $R_k < r \leq R_2; z = 0$ (см. рис. 1) граничные условия имеют вид:

$$-\chi_k \nabla_n T_k = \alpha_{k_2} (T_k - T_2) + \epsilon_k \sigma_0 (T_k^4 - T_2^4); \nabla_n \Phi_k = 0, \quad (4)$$

где ∇_n — нормальная к поверхности катода составляющая градиента температуры; α_{k_2} — коэффициент теплообмена поверхности катода с внешним потоком плазмообразующего газа; T_2 — температура этого газа; ϵ_k — степень черноты материала катода; σ_0 — постоянная Стефана–Больцмана. Краевые условия на внутренней поверхности катода вне зоны контакта с плазмой, т. е. при $r = R_3; -L_b \leq z < Z_2, r = R_1 + \frac{(R_3 - R_1)(z - Z_1)}{Z_2 - Z_1}; Z_2 \leq z < Z_1$ и $r = R_1; Z_1 \leq z < Z_k$ (см. рис. 1), выбираются аналогично (4)

$$-\chi_k \nabla_n T_k = -\alpha_{k_1} (T_k - T_1) - \epsilon_k \sigma_0 (T_k^4 - T_1^4); \nabla_n \Phi_k = 0, \quad (5)$$

где α_{k_1} — коэффициент теплообмена поверхности катода с внутренним потоком плазмообразующего газа; T_1 — его температура*.

Границные условия в области катодной привязки разряда (см. рис. 1) задаются в виде

$$-\chi_k \frac{\partial T_k}{\partial z} = -q_k^A; -\sigma_k \frac{\partial \Phi_k}{\partial z} = -j_k \text{ при } R_1 \leq r \leq R_k; z = 0 \quad (6)$$

и

$$-\chi_k \frac{\partial T_k}{\partial r} = q_k^A; -\sigma_k \frac{\partial \Phi_k}{\partial r} = j_k \text{ при } r = R_1; Z_k \leq z \leq 0, \quad (7)$$

где q_k^A — плотность теплового потока, вносимого в катод дугой; j_k — плотность тока на поверхности катода (q_k^A и j_k предполагаются распределенными по области катодной привязки).

Распределение теплового потока дуги $q_k^A(r_s, z_s)$ по поверхности катодной привязки разряда (здесь

*Значения α_{k_1} и α_{k_2} , а также соответствующие значения температур $T_1(z)$ и $T_2(z)$ определяются в зависимости от расходов G_1 и G_2 используемого плазмообразующего газа, а также условий его подачи и теплофизических свойств.



r_s и z_s — координаты точки на этой поверхности) можно найти с помощью системы уравнений, приведенных в [3]. Для учета дополнительного лазерного нагрева внутренней поверхности катода краевые условия (5), (7) для уравнения теплопроводности необходимо скорректировать, добавив в правые части указанных условий член q_k^l , описывающий распределение мощности лазерного излучения, поглощаемой внутренней конической поверхностью катода и поверхностью его выходного отверстия.

Прежде, чем определить распределение мощности излучения, поглощаемой внутренней поверхностью катода, рассмотрим условие, при котором все лучи лазерного пучка, отраженные конической частью этой поверхности, попадают в выходное отверстие катода. Если

$$F^2 \gg [\lambda / (\pi \vartheta_b^2)]^2$$

(здесь λ — длина волны лазерного излучения; ϑ_b — угол фокусировки лазерного пучка), то такой пучок в области $z < 0$ можно представить в виде совокупности сферически сходящихся в точку пересечения фокальной плоскости с осью пучка прямолинейных лучей, каждый из которых характеризуется своим значением угла ϑ (см. рис. 1). Определив ϑ_b как угол, в пределах которого распространяется 99 % мощности лазерного излучения, и приняв его малым ($\tan \vartheta_b \approx \vartheta_b$), искомое условие для лучей, попадающих на внутреннюю коническую поверхность катода, можно записать в виде:

$$R_1 [(\tan \alpha - 2\vartheta) \tan \beta + 1] + (F - Z_1) (\tan \alpha \tan \beta - 1) \vartheta \geq 0;$$

$$\left(\frac{R_1}{F - Z_1} \leq \vartheta \leq \vartheta_b \right). \quad (8)$$

В этом случае положение сопряженных точек для отраженных лучей в выходном отверстии катода (см. рис. 1) можно определить с помощью рекуррентных соотношений:

$$z^1(\vartheta) = Z_1 + \frac{R_1 [(\tan \alpha - 2\vartheta) \tan \beta + 1] + (F - Z_1) (\tan \alpha \tan \beta - 1) \vartheta}{\tan \alpha - \vartheta},$$

$$z^{i+1}(\vartheta) = z^i(\vartheta) + 2R_1 \tan \beta \quad (i = 1, 2, 3, \dots), \quad (9)$$

где $\beta(\vartheta) = \frac{\pi}{2} - 2\alpha + \vartheta$ — угол наклона отраженных лучей относительно горизонтальной плоскости. Эти лучи имеют в выходном канале катода не менее n отражений при условии:

$$z^n(\vartheta) \leq 0; \quad \left(\frac{R_1}{F - Z_1} \leq \vartheta \leq \vartheta_b \right), \quad (10)$$

а требуемое для их эффективного (не менее 90 %) поглощения катодной поверхностью количество n отражений лучей в пределах выходного канала можно оценить с помощью соотношения

$$(1 - \Gamma)^{n+1} \leq 0,1, \quad (11)$$

где Γ — коэффициент поглощения лазерного излучения волны данной длины материалом поверхности катода*.

При выполнении условия (8) распределение теплового потока $q_k^l(R_1, z)$, вводимого лазерным излучением, по длине выходного отверстия катода ($Z_1 \leq z \leq 0$) можно записать следующим образом:

$$q_k^l = \int_{\frac{R_1}{F - Z_1}}^{\vartheta_b} \sum_{i=1}^{\infty} \delta[z - z^i(\vartheta)] \Theta[-z^i(\vartheta)] S^i(\vartheta) \cos \beta \Gamma^i(\vartheta) d\vartheta. \quad (12)$$

Здесь $\delta(x)$ — дельта-функция;

$$\Theta(x) = \begin{cases} 1 & \text{при } x \geq 0, \\ 0 & \text{при } x < 0; \end{cases}$$

$S^i(\vartheta)$ — интенсивность падающего лазерного излучения для соответствующих сопряженных точек поверхности выходного канала; $\Gamma^i(\vartheta) \equiv \Gamma \{T_k[R_1, z^i(\vartheta)]\}$ — значения коэффициента поглощения лазерного излучения материалом катода в этих же точках. Без учета поглощения отраженных лучей в плазме при $z \leq Z_1$ значения интенсивности падающего излучения для всех сопряженных точек $z^i(\vartheta)$ могут быть найдены с помощью рекуррентных соотношений:

$$S^1(\vartheta) = S^0(\vartheta) \frac{\tan \alpha}{\cos \beta} R(\vartheta) \frac{[(F - Z_1) \tan \alpha - R_1]^2 \vartheta}{R_1 z_1^1 (\tan \alpha - \vartheta)^3};$$

$$S^{i+1}(\vartheta) = S^i(\vartheta) [1 - \Gamma^i(\vartheta)] \frac{z^i \vartheta}{z^{i+1} \vartheta} \quad (i = 1, 2, 3, \dots), \quad (13)$$

в которых использованы следующие обозначения: $z_\vartheta^i \equiv \frac{dz^i}{d\vartheta}$; $S^0(\vartheta)$ — интенсивность излучения исходного лазерного пучка $S^0(r, z)$ в точке падения луча, имеющего угол ϑ , на внутреннюю коническую поверхность катода, т. е. при

$$r = \frac{[(F - Z_1) \tan \alpha - R_1] \vartheta}{\tan \alpha - \vartheta}; \quad z = \frac{Z_1 \tan \alpha - F \vartheta + R_1}{\tan \alpha - \vartheta};$$

$R(\vartheta)$ — коэффициент отражения лазерного излучения в этой же точке поверхности. Использовав принятые обозначения для плотности теплового потока $q_k^l(\vartheta)$, вводимого лазерным излучением через коническую часть внутренней поверхности катода ($z < Z_1$) в точке падения луча ϑ , имеем

$$q_k^l = S^0(\vartheta) \sin \alpha [1 - R(\vartheta)]. \quad (14)$$

Отметим, что распределения теплового потока (12), (14) предполагаются осесимметричными, поэтому для лазерных пучков с азимутальными вариациями интенсивности излучения при опреде-

*Поскольку угол падения отраженных лучей на поверхность выходного отверстия катода мал, здесь и далее под Γ будем понимать независящее от поляризации излучения значение коэффициента поглощения при нормальном падении лучей, соответствующее локальному значению температуры поверхности.



лении зависимости $S^0(\vartheta)$ следует использовать усредненное по азимуту распределение интенсивности исходного пучка. Что касается коэффициента отражения $R(\vartheta)$, то, поскольку угол падения лучей на внутреннюю коническую поверхность (он приближенно равен $\pi/2 - \alpha$), не является малым, данный коэффициент будет зависеть не только от температуры поверхности в точке падения соответствующего луча, но и от поляризации излучения в исходном лазерном пучке. Чтобы избежать возникающей при этом азимутальной зависимости $q_k^l(\vartheta)$, в качестве $R(\vartheta)$ в (13), (14) можно приблизенно использовать соответствующее значение коэффициента отражения для неполяризованного излучения, имеющего угол падения $\pi/2 - \alpha$.

На основе предложенной математической модели было проведено численное исследование катодных процессов для трубчатого термокатода лазерно-дугового плазмотрона [5]. Данный плазмotron проектировался для работы на токах дуги $100 \leq I \leq 300$ А с использованием пучка излучения CO₂-лазера, имеющего моду TEM₂₀, мощность $Q^0 \leq 5$ кВт и угол фокусировки $\vartheta_b = 0,053$, определяемый, как указано выше. При разработке конструкции катодного узла внешние размеры трубчатого катода (см. рис. 1) выбраны следующими: $R_2 = 2,0$ мм; $R_4 = 4,5$ мм; $Z_3 = -5,0$ мм; $L_b = 20$ мм. При этом предусматривалась возможность регулировки лазерного нагрева рабочего конца катода. С этой целью радиус цилиндрического выходного отверстия катода R_1 был взят равным 1 мм, а расстояние от плоскости $z = Z_1$ до фокуса исходного пучка $f = F - Z_1$ предполагалось варьировать в диапазоне $16 \leq f \leq 24$ мм. Для указанных значений R_1 и ϑ_b заметный нагрев катода лазерным излучением будет наблюдаться при $f \geq 19$ мм. Зависимость мощности лазерного излучения, приходящейся на внутреннюю поверхность катода ΔQ^0 от его положения относительно фокальной плоскости пучка, имеющего моду TEM₂₀, приведена на рис. 2. Здесь следует отметить, что дальнейшее увеличение расстояния от фокуса исходного пучка до катода ($f > 24$ мм) нецелесообразно, поскольку это, наряду с ростом ΔQ^0 , приводит к существенному дифракционному искажению пучка, прошедшего через отверстие катода.

Угол α раскрытия внутренней конической поверхности катода и длину его выходного отверстия $-Z_1$ (см. рис. 1) выбирали из условий оптимального использования мощности, отбираемой у лазерного пучка для нагрева поверхности выходного канала катода. При этом использовали условия (8), (10), (11), означающие, что отраженные конической частью внутренней поверхности катода периферийные лучи лазерного пучка попадают в выходное отверстие катода и имеют там количество отражений, достаточное для их эффективного поглощения. Поскольку коэффициент поглощения лазерного излучения с длиной волны $\lambda = 10,6$ мкм поверхностью вольфрамового катода при температуре от 2000 до 3000 К и нормальном падении равен $\Gamma \approx 0,1$ [8], требуемое для выполнения условия (11) количество отражений лучей в пределах вы-

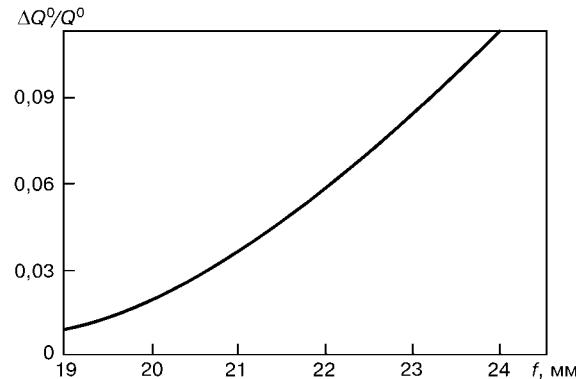


Рис. 2. Часть мощности лазерного пучка, приходящаяся на внутреннюю поверхность трубчатого катода, как функция его положения относительно фокальной плоскости исходного пучка (обозначения см. в тексте)

ходного канала катода должно составлять не менее 20. Исходя из этого были определены оптимальные (для всего диапазона изменения значений f) значения геометрических параметров внутренней поверхности катода: $\alpha = 42,5$ град; $Z_1 = -2$ мм; $R_3 = 3$ мм.

В качестве материала катода был выбран активированный вольфрам (W + 1 % Y₂O₃), имеющий работу выхода $\Phi_k = 3,3$ эВ [9]. Используемые в расчетах температурные зависимости коэффициента теплопроводности χ_k , удельного электрического сопротивления ρ_k , степени черноты ϵ_k , а также коэффициентов поглощения Γ (при нормальном падении) и отражения R (при угле падения 47,5 град) неполяризованного излучения CO₂-лазера для вольфрама определены на основе данных работ [10, 11].

Расход плазмообразующего газа (аргона), проходившего через отверстие в катоде, был принят равным 0,5 л/мин (при стандартных условиях), а расход газа, подаваемого через зазор между катодом и плазмоформирующим соплом, варьировался в диапазоне 1,5...3,5 л/мин. Усредненные по сечению каналов значения температур внутреннего $T_1(z)$ и внешнего $T_2(z)$ потоков аргона определяли с учетом нагрева газа от поверхности катода. При этом начальная температура плазмообразующего газа предполагалась равной температуре воды, охлаждающей катод: $T_1(-L_b) = T_2(-L_b) = T_b = 300$ К. Для вычисления входящих в (4), (5) коэффициентов теплообмена α_{k_1} и α_{k_2} были использованы критериальные зависимости [12]:

$$\alpha_{k_j} = N u_j \frac{\chi(T_j)}{D_j} \left[\frac{\eta(T_j)}{\eta(T_k)} \right]^{0.14} \quad \text{при } j = 1, 2, \quad (15)$$

где $N u_1 \approx 4$, $N u_2 \approx 5$ — числа Нуссельта соответственно для внутреннего и внешнего потоков газа; D_1 , D_2 — соответственно внутренний и внешний диаметры катода; χ , η — температурные зависимости коэффициентов переноса для аргона [1].

Результаты численного моделирования работы исследуемого трубчатого термокатода как в обычном дуговом режиме, так и в режиме с лазерным подогревом его рабочего конца представлены на рис. 3–7. В частности, на рис. 3 показано распределение по рабочей поверхности катода темпе-

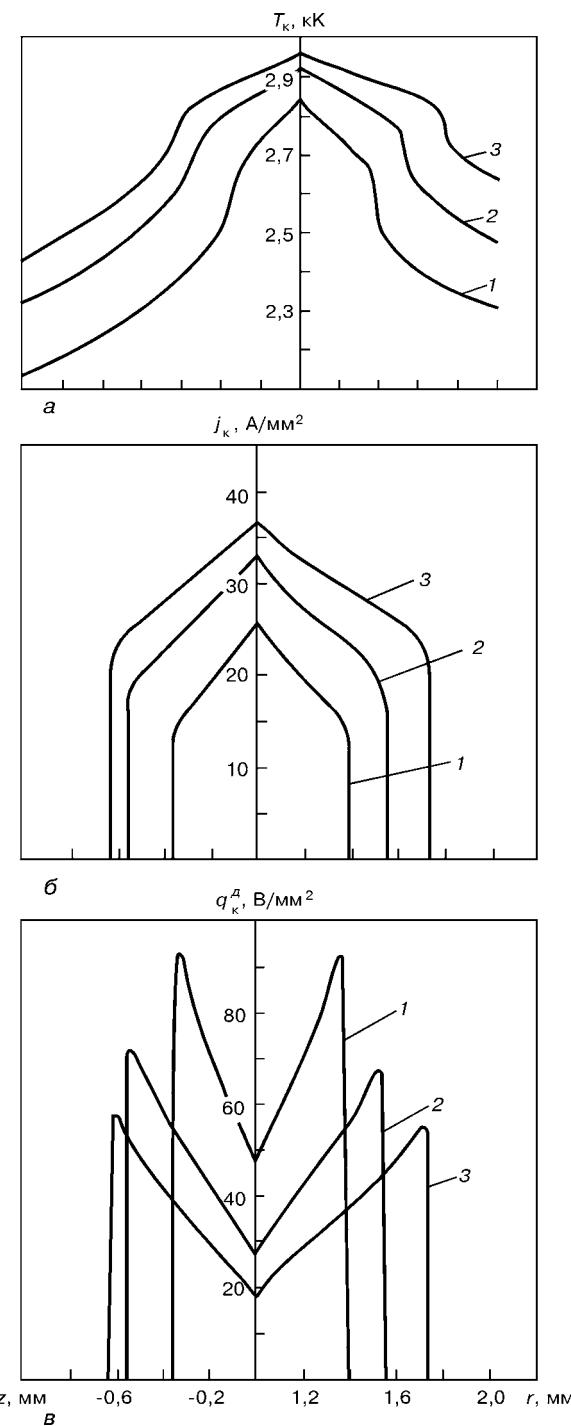


Рис. 3. Распределение температуры (а), плотности электрического тока (б) и плотности теплового потока, вводимого дугой (в), по поверхности трубчатого термокатода, работающего на различном токе ($G_2 = 2,5$ л/мин, $Q^0 = 0$ или $F < 17$ мм): 1 — $I = 100$; 2 — 200; 3 — 300 А

ратуры, плотности тока и теплового потока, вводимого дугой, при отсутствии лазерного нагрева катода. Как следует из рис. 3, а, б, увеличение тока сопровождается повышением температуры поверхности катода и площади катодной привязки дуги, причем увеличение этой площади при $I > 200$ А происходит в большей степени за счет торца катода. Это связано с тем, что дальнейшее заглубление дуги в выходное отверстие катода становится энергетически невыгодным, поскольку соп-

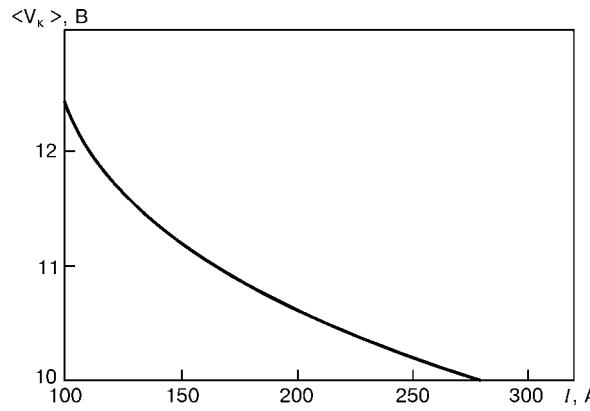


Рис. 4. Среднее катодное падение потенциала как функция тока дуги для трубчатого термокатода (остальные параметры режима работы катода см. рис. 3)

ровождается значительным ростом напряжения на участке плазмы внутри указанного отверстия.

При увеличении тока дуги от 100 до 300 А средняя плотность тока на катоде

$$\langle j_k \rangle = I / S_k,$$

где $S_k = \pi(R_k^2 + 2R_1Z_k - R_1^2)$ — площадь катодной привязки разряда (см. рис. 1), возрастает с 19,2 до 29,2 А/мм². Что касается средней плотности теплового потока, направленного в катод,

$$\langle q_k^A \rangle = Q_k^A / S_k,$$

где Q_k^A — полный тепловой поток от дуги, вычисляемый путем интегрирования q_k^A по площади привязки дуги к катоду, то она, наоборот, уменьшается с 70,9 (при $I = 100$ А) до 37,8 Вт/мм² (при $I = 300$ А). Кроме того, в отличие от распределений T_k и j_k , имеющих максимальные значения в точках $r = R_1$; $z = 0$ (рис. 3, а, б), максимальные значения теплового потока q_k^A наблюдаются на периферии области привязки дуги (рис. 3, в). Следует отметить, что подобное распределение теплового потока на катоде имеет место и для сплошных (нетрубчатых) термокатодов [13].

На рис. 4 приведена зависимость от тока дуги среднего катодного падения потенциала $\langle V_k \rangle$, рассчитанного с помощью усредненных по области катодной привязки значений составляющих плотности тока на катоде, температуры его поверхности, обеспечивающей соответствующую среднюю плотность тока эмиссии, и средней температуры плазмы в ионизационном слое. Для нахождения последней использовали уравнение баланса энергии приводной плазмы [3], записанное относительно соответствующих усредненных величин. Как следует из приведенной расчетной зависимости, для исследуемого трубчатого катода $\langle V_k \rangle$ уменьшается с ростом тока, что вообще характерно для термокатодов [6].

Влияние дополнительного лазерного нагрева рабочего конца рассматриваемого катода на характер протекания катодных процессов может быть проиллюстрировано с помощью рис. 5–7. Так, например, на рис. 5 показано распределение по рабочей поверхности катода температуры, плотности тока и

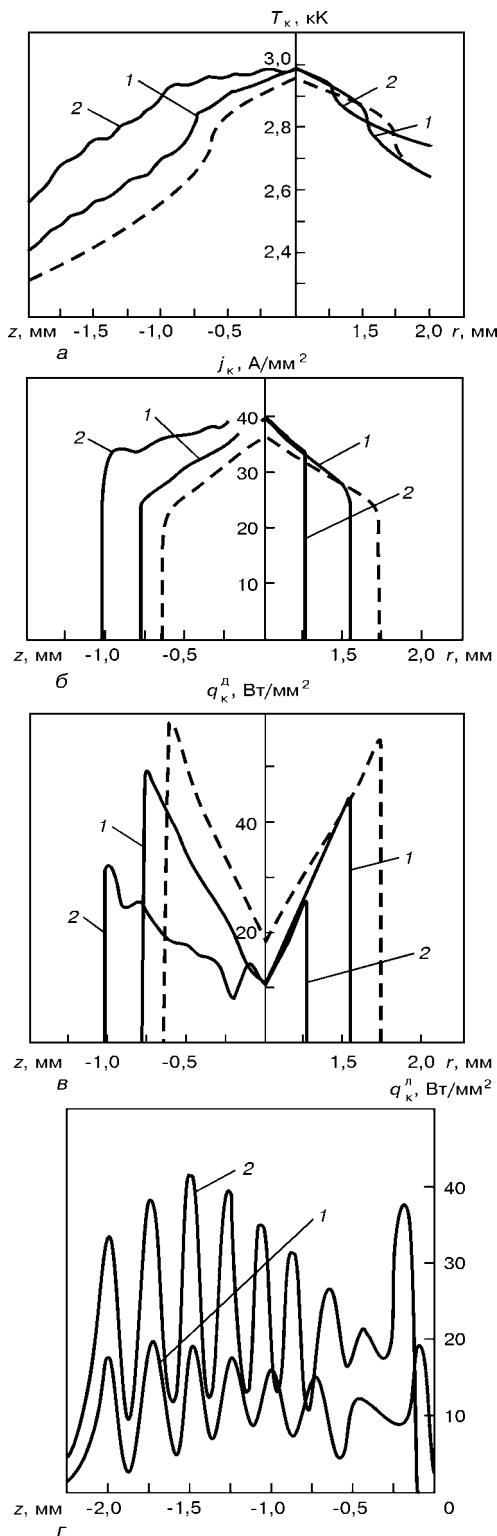


Рис. 5. Распределение температуры (а), плотности электрического тока (б), плотности теплового потока, вводимого дугой (в) и лазерным пучком (г), по поверхности трубчатого термокатода, подогреваемого лазерным излучением ($I = 300$ А; $Q^0 = 5$ кВт; $G_2 = 2,5$ л/мин) при различном расстоянии от среза катода до фокальной плоскости исходного лазерного пучка: 1 — $F = 19$ мм ($Q_K^L = 166$ Вт); 2 — 21 мм ($Q_K^L = 325$ Вт); штриховые кривые — $F < 17$ мм ($Q_K^L = 0$)

тепловых потоков, вводимых соответственно дугой и лазерным пучком, при различных значениях мощности поглощаемого катодом лазерного излучения Q_K^L , определяемой как интеграл от q_K^L по

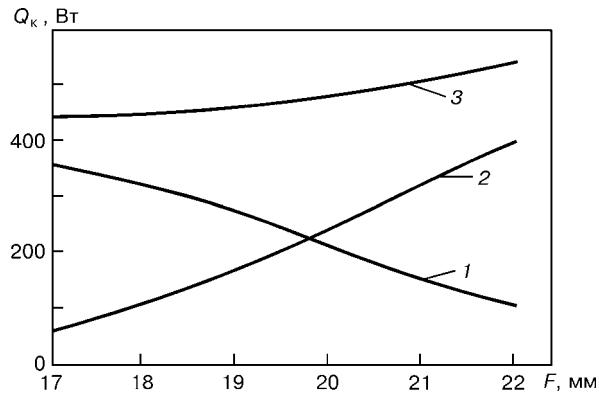


Рис. 6. Составляющие полного теплового потока, вводимого в катод, работающий в лазерно-дуговом режиме, как функции расстояния от катода до фокальной плоскости лазерного пучка: 1 — Q_K^L ; 2 — Q_K^J ; 3 — Q_K^T (остальные параметры режима работы катода те же, что и на рис. 5)

внутренней поверхности катода. Происходящий с увеличением расстояния F рост Q_K^L (кривая 2 на рис. 6) вызывает некоторое повышение температуры поверхности катода, особенно заметное внутри его выходного отверстия (рис. 5, а). Проявляющаяся при этом немонотонность распределения температуры, а вместе с ней j_K и q_K^L (рис. 5, б, в), по длине выходного канала катода связана с неоднородностью нагрева его поверхности лазерным излучением (рис. 5, г), усиливающейся с ростом F (ср. кривые 1 и 2 на рис. 5, г).

Важной особенностью катодных процессов для рассматриваемого катода является снижение плотности теплового потока, вводимого в катод дугой, при увеличении Q_K^L и неизменном токе (рис. 5, в). Средняя плотность теплового потока на катоде $\langle q_K^L \rangle$ изменяется при этом от 37,8 ($F < 17$ мм) до 13,4 Вт/мм² ($F = 22$ мм), а Q_K^L уменьшается таким образом, что полное тепловложение в катод $Q_K^T = Q_K^L + Q_K^J + Q_K^D$ увеличивается с ростом F весьма незначительно (кривая 3 на рис. 6). Здесь следует отметить, что мощность, выделяющаяся в теле катода за счет протекания тока Q_K^J , не превышает 10 % от Q_K^T .

Что касается средней плотности тока на катоде, то, поскольку площадь катодной привязки при увеличении Q_K^L и неизменном ($I = 300$ А) токе дуги несколько убывает, средняя плотность тока $\langle j_K \rangle$ возрастает с 29,2 ($F < 17$ мм) до 37,4 А/мм² ($F = 22$ мм). При этом область катодной привязки разряда смещается с торца катода на его внутреннюю, более нагретую поверхность (рис. 5, б). Такое заглубление разряда в отверстие катода становится возможным благодаря происходящему здесь локальному снижению катодного падения потенциала (см., например, зависимость среднего катодного падения от значений F , а значит, и от Q_K^L , показанного на рис. 7). Это приводит к существенному росту той части полного тока разряда, которая течет на катод в пределах его выходного канала. Так, например, при $I = 300$ А; $Q^0 = 5$ кВт; $F = 21$ мм ($Q_K^L = 325$ Вт) эта часть тока составляет

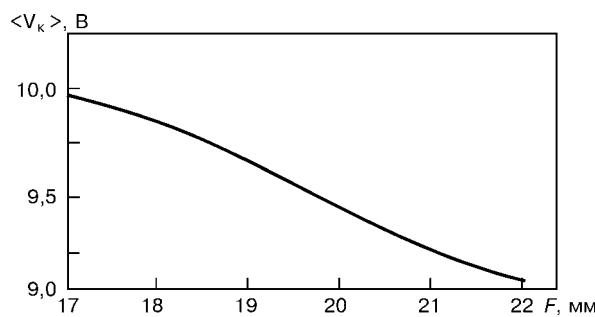


Рис. 7. Среднее катодное падение потенциала для трубчатого термокатода, подогреваемого лазерным излучением, как функция расстояния катода от фокальной плоскости лазерного пучка (параметры те же, что и на рис. 5)

около 230 А, а плотность тока в плазме на срезе выходного отверстия катода достигает приблизительно 100 А/мм², что значительно больше, чем на поверхности катода. Следовательно, используя дополнительный лазерный нагрев внутренней поверхности трубчатого термокатода, можно эффективно управлять распределением плотности тока, а значит, и концентрацией энергии в плазме вблизи такого катода. Это дает возможность существенно повысить плотность энергии, вводимой дугой в изделие, не только при лазерно-плазменной обработке материалов (за счет использования в комбинированном процессе плазменной дуги), но и при комбинированной лазерно-дуговой сварке с использованием короткой свободно горящей дуги с тугоплавким трубчатым катодом, подогреваемым лазерным излучением. В последнем случае роль плазмоформирующего сопла будет играть выходной канал такого катода.

В целом, результаты численного моделирования катодных явлений для трубчатого термокатода свидетельствуют о возможности повышения температуры поверхности катода и плотности тока в области катодной привязки дуги, изменения положения этой области и, как следствие всего этого, перераспределения плотности тока в прикатодной плазме за счет дополнительного регулируемого наг-

рева рабочей поверхности катода пропускаемым через него лазерным пучком. Полученные расчетные данные были положены в основу создания конструкции катодного узла интегрированного лазерно-дугового плазмотрона для порошковой наплавки [5]. Экспериментальные исследования разработанного плазмотрона подтвердили результаты моделирования катодных процессов, а также продемонстрировали высокую стабильность работы трубчатого термокатода, подогреваемого лазерным излучением, и отсутствие заметной эрозии его материала после более чем восьмичасовой работы с многократными включениями дуги.

1. *Laser-Arc Discharge: Theory and Applications* / V. S. Gvozdetsky, I. V. Krivtsun M. I. Chizhenko, L. M. Yarich // *Welding and Surfacing Rev.*: Harwood Acad. publ., 1995. — 148 p.
2. *Патон Б. Е. Совершенствование способов сварки — один из путей повышения качества и экономичности сварных конструкций* // Автомат. сварка. — 1995. — № 11. — С. 3–11.
3. *Крищун И. В., Чиженко М. И. Основы расчета лазерно-дуговых плазмотронов* // Там же. — 1997. — № 1. — С. 16–23.
4. *Пат. 5700989 СПА, МКИ⁶ И 23 К 26/00, 10/00. Combined laser and plasma arc welding torch* / I. S. Dykhno, I. V. Krivtsun, G. N. Ignatenko. — Опубл. 23.12.97.
5. *Сом А. И., Крищун И. В. Лазер + плазма: поиск новых возможностей в наплавке* // Автомат. сварка. — 2000. — № 12. — С. 36–41.
6. *Призелектродные процессы в дуговых разрядах* / М. Ф. Жуков, Н. П. Козлов, А. В. Пустогаров и др. — Новосибирск: Наука, 1982. — 157 с.
7. *Крищун И. В. Модель испарения металла при дуговой, лазерной и лазерно-дуговой сварке* // Автомат. сварка. — 2001. — № 3. — С. 3–10.
8. *Дьяволи У. Лазерная технология и анализ материалов*. — М.: Мир, 1986. — 504 с.
9. *Фоменко В. С. Эмиссионные свойства материалов: Справочник*. — Киев: Наук. думка, 1981. — 339 с.
10. *Таблицы физических величин: Справочник* / Под ред. И. К. Кикоина. — М.: Атомиздат, 1976. — 1008 с.
11. *Носков М. М. Оптические и магнитооптические свойства металлов*. — Свердловск: УНЦ АН СССР, 1983. — 219 с.
12. *Кутателадзе С. С. Основы теории теплообмена*. — М.: Атомиздат, 1979. — 416 с.
13. *Мойжес Б. Я., Немчинский В. А. К теории дуги высокого давления на тугоплавком катоде II* // Журн. техн. физики. — 1973. — № 11. — С. 2309–2317.

Model of cathode processes for tubular thermocathode of a laser arc plasmatron which takes into account an auxiliary heating of the cathode working surface by a passing laser beam is offered. A detailed computer modelling of cathode processes for the above-mentioned cathode was made. It is shown that the auxiliary laser heating can provide effective control of the cathode processes, and, consequently, characteristics of plasma in the near-cathode region. The design of the cathode unit of the laser-arc plasmatron for the powder surfacing was based on the results. Experimental investigations of plasmatron demonstrated high stability of operation and high service life of the designed tubular electrode.

Поступила в редакцию 13.04.2001,
в окончательном варианте 22.05.2001



УДК 621.791.75.03-55:621.3.072

ПОВЫШЕНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ГОРЕНИЯ СВАРОЧНОЙ ДУГИ

А. Е. КОРОТЫНСКИЙ, канд. техн. наук (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Приведено описание резонансного сварочного источника, выполненного по двухконтурной схеме. Показано, что высокой устойчивости горения сварочной дуги достигают за счет высоковольтного вспомогательного контура, мощность которого не превышает 400 Вт. Даны пример расчета дополнительного контура, а также результаты испытаний устройства на различных типах штучных электродов.

Ключевые слова: дуговая сварка, резонанс напряжения, эластичность дуги

Устойчивость горения сварочной дуги — один из важнейших технологических параметров, определяющих качество формирования сварных соединений. Она зависит не только от состава и свойств плазмы столба дуги, но и в большей степени от статических и динамических характеристик источников питания дуги [1].

Традиционным способом повышения устойчивости горения сварочной дуги является увеличение напряжения на дуговом промежутке при смене полярности. Обычно это достигается путем повышения напряжения холостого хода сварочного трансформатора [2], что, однако, приводит к росту стоимости источника, снижению его КПД и коэффициента мощности, а также к ухудшению условий электробезопасности.

Более приемлемыми следует считать такие технические решения, в которых используют импульсные стабилизаторы дуги [3], позволяющие снизить напряжение холостого хода на 20...30 %. При этом также расширяется диапазон используемых типов электродов. В некоторых устройствах [4] для стабилизации горения дуги применяется дополнительный высокочастотный преобразователь с частотой ≤ 20 кГц, включаемый параллельно дуговому промежутку. Наложение высокочастотных колебаний невысокой амплитуды обеспечивает увеличение разрывной длины дуги в 1,5...1,8 раза. Основной недостаток оборудования этого класса — значительное расширение спектра помех, проникающих в питающую сеть и окружающее пространство. В ряде случаев, когда эти устройства не удовлетворяют требованиям по электромагнитной совместимости, их применение недопустимо.

Указанных недостатков лишены резонансные сварочные источники, которые для работы с рутиновыми электродами выполняют в основном по одноконтурной схеме [5, 6]. Зачастую используют схемы с резонансом напряжений во вторичном контуре. При этом напряжение, действующее на емкостном реакторе, ограничиваются на уровне $U_2 \leq 42$ В, что связано с надежностью функционирования электролитических конденсаторов, составляющих реактор. Однако этого напряжения недостаточно для стабильной работы устройств дан-

ного типа при сварке электродами с основным покрытием, а также электродами АНО-ТМ. Даже при повышении вторичного напряжения до 48 В трудно обеспечить надежные условия повторного возбуждения дуги.

Решить эту задачу можно путем использования двухконтурной схемы питания сварочной дуги. Суть этого предложения заключается в следующем. Параллельно основному контуру с токовой нагрузкой 90...95 % включают синфазно дополнительный контур, на реакторе которого действует напряжение, равное 75...80 В. Поскольку через дополнительный реактор протекает небольшой ток (10...20 А), его надежная работа обеспечивается достаточно просто. Именно за счет увеличения напряжения, действующего в дополнительном контуре, гарантируется высокая стабильность горения дуги при сварке электродами с основным покрытием и электродами АНО-ТМ.

В качестве примера рассчитаем параметры дополнительного контура со следующими исходными данными: $U_{2\text{доп}} = 80$ В, $I_{2\text{доп}} = 20$ А. Так как добротность контура не превышает единицы, то напряжение, действующее на дополнительном реакторе, можно принять равным $U_{c,d} = 80$ В. Следовательно, значение емкостного импеданса будет равным $X_c = 4$ Ом / р. Определим емкость дополнительного реактора $C_d = 1/2\pi f X_c = 800$ мкФ. При резонансной настройке индуктивность рассеивания дополнительного контура вычислим по формуле $L_s = 1/4\pi^2 f^2 C_d = 5$ мГн.

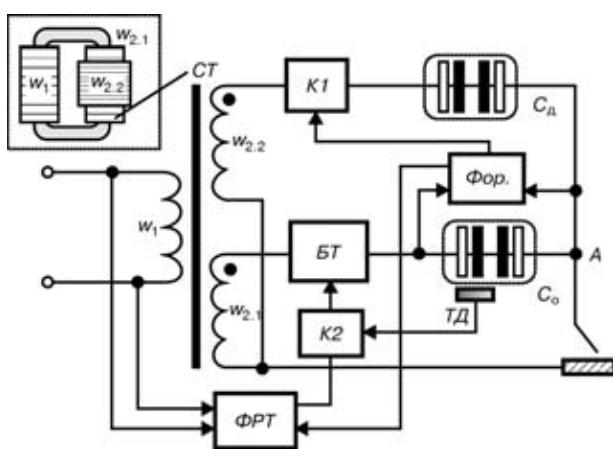


Рис. 1. Структурная схема сварочного источника

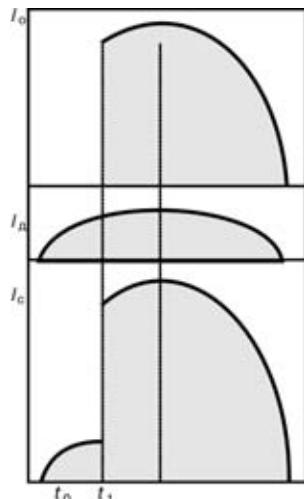


Рис. 2. Временные диаграммы токов в точке суммирования

Как следует из приведенного расчета, сварочный трансформатор (*СТ*) должен быть выполнен таким образом, чтобы одна из его вторичных обмоток имела очень сильное рассеяние. Конструктивно (рис. 1) это достигается за счет того, что дополнительная обмотка $w_{2,2}$ выполняется на узком участке основной вторичной обмотки $w_{2,1}$. Когда же это условие конструктивными методами обеспечить не удается, необходимо установить дополнительный дроссель в цепи между ключом *K1* и основным реактором C_o .

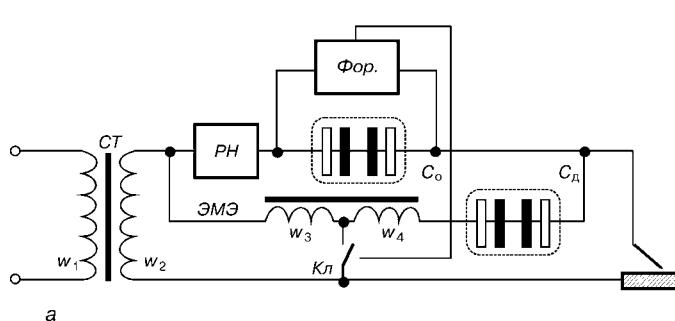
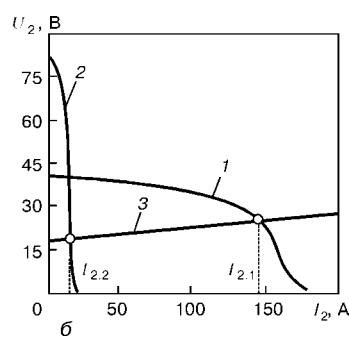
Структурная схема двухконтурного сварочного устройства, реализующего описанный подход, приведена на рис. 1. Обмотка $w_{2,1}$, блок тиристоров (*БТ*) и реактор C_o образуют основной вторичный контур, а обмотка $w_{2,2}$, ключ *K1*, дополнительный реактор C_d — вспомогательный вторичный контур. В режиме холостого хода фазовый регулятор сварочного тока (*ФРТ*), работа которого синхронизируется напряжением питающей сети, устанавливается в состояние, при котором на выходе *БТ* действует напряжение не более 12 В. При этом на выходе формирователя (*Фор.*), который подключен параллельно C_o , во время сварки появляется сигнал, используемый для включения ключа *K1*. Последний необходим для отключения разностного тока, который должен был бы возникнуть в режиме холостого хода из-за разности напряжений на обмотках $w_{2,1}$ и $w_{2,2}$. Итак, в ждущем режиме, предшествующем началу сварки, ключ *K1* разомкнут,

а *БТ* находится в режиме отсечки, при котором на реакторе C_o действует эффективное напряжение 12 В. Цепь основного контура разомкнута, и ток через C_o не протекает, а следовательно, напряжение на его обкладках близко к нулю. При касании электродом изделия на C_o появляется напряжение, с помощью которого включается *Фор.* На его выходе появляется сигнал, одновременно замыкающий ключ *K1* и переводящий в режим плавного регулирования сварочного тока *ФРТ*. Для предотвращения тепловой перегрузки основного емкостного реактора в устройстве предусмотрен термодатчик (*ТД*), который с помощью ключа *K2* прерывает сигнал управления блоком тиристоров. При этом прекращается основной сварочный ток, напряжение на C_d падает и сигналом с выхода *Фор.* отключается канал формирования дополнительного тока.

Несколько подробнее следует остановиться на описании стадии прекращения процесса сварки. При разрыве сварочной цепи напряжение на C_o падает по экспоненте, постоянная времени которой предварительно устанавливается в блоке формирователя так, чтобы время выключения не превышало 1 с. Ключ *K1* при этом должен выключиться несколько раньше, что определяется выходным напряжением дискриминатора *Фор.*

Временные диаграммы, иллюстрирующие работу устройства, приведены на рис. 2. Здесь в точке *A* (рис. 1) осуществляется суммирование основного I_o и дополнительного I_d тока, формируемого высоковольтным контуром. Таким образом, ток сварки составляет $I_c = I_o + I_d$.

Практическая реализация описанного подхода была выполнена в источнике, схема которого изображена на рис. 3, *a*. Это устройство представляет собой двухконтурную схему с изменяемой структурой, поскольку электромагнитный элемент (*ЭМЭ*) в зависимости от режима работы исполняет различные функции. В режиме холостого хода *ЭМЭ* является дросселем, включенным последовательно с дополнительным реактором C_d . При этом дополнительный ток, который формирует вспомогательный последовательный резонансный контур, облегчает условия начального возбуждения дуги. При переходе к режиму сварки, когда электронный ключ *Кл* замыкается, *ЭМЭ* превращается в повышающий трансформатор. Его выходное напряжение, которое превышает по уровню U_2 в

Рис. 3. Сварочный источник, выполненный по двухконтурной схеме с изменяемой структурой (*a*) и его внешняя характеристика (*б*): 1 — внешняя характеристика основного контура; 2 — то же дополнительного контура; 3 — зависимость U_2 от тока сварки ($U_2 = 18 + 0,04I_2$); *PH* — регулятор напряжения

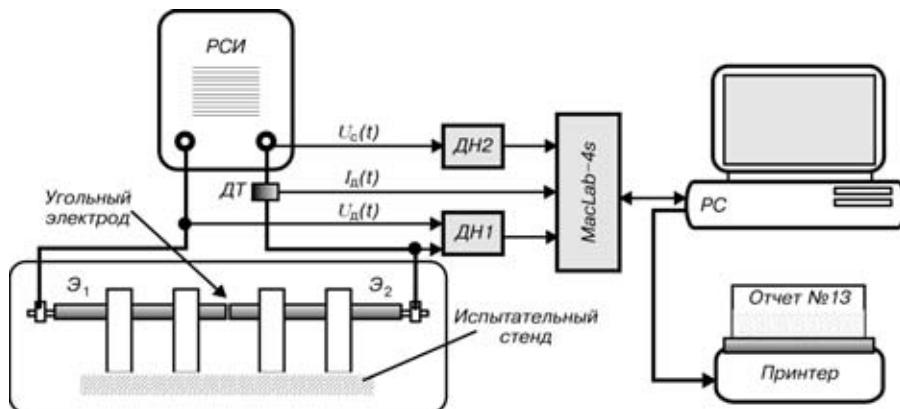


Рис. 4. Схема проведения исследований эластичности сварочной дуги

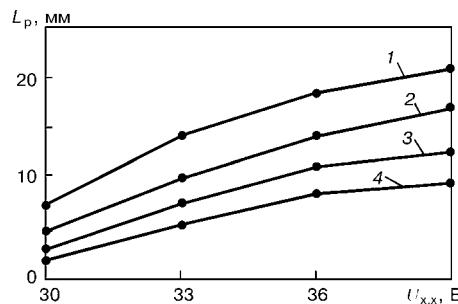


Рис. 5. Зависимость $L_p = f(U_{xx})$ для различных типов электродов диаметром 3 мм: 1 — АНО-4; 2 — АНО-TM; 3 — УОНИ-13/34; 4 — АНО-4; 1-3 — двухконтурная схема; 4 — одноконтурная схема

2,0...2,5 раза, обеспечивает высокую стабильность горения сварочной дуги даже при использовании электродов с основным покрытием. На рис. 3, б приведены кривые, описывающие внешнюю характеристику сварочного устройства.

Экспериментальную оценку разрывной длины дуги L_p для электродов марок АНО-4, АНО-TM и УОНИ-13/55 производили на стенде, структурная схема которого показана на рис. 4. В качестве анализатора дуговых процессов было использовано устройство, описанное в статье [7], представляющее собой компьютерную систему на платформе Apple и оснащенную соответствующими датчиками тока (ДТ) и напряжения ДН1 и ДН2, а также системным интерфейсом MacLab-4s.

Эластичность сварочной дуги, горящей между двумя горизонтально расположеннымми электродами, исследовали по методике, предложенной в работе [8]. Возбуждение дуги производили с помощью угольного электрода, замыкающего дуговой промежуток, длину которого предварительно устанавливали примерно 0,5 мм. После погасания дуги штангенциркулем измеряли длину L_p . Все измерения производили для четырех значений напряжений холостого хода основного контура резонансного сварочного источника (PSI) — 30, 33, 36 и 39 В и электродов одинакового диаметра — 3 мм.

Resonance welding source designed by a two-circuit diagram is described. It is shown that the high stability of arc burning is attained due to a high-voltage auxiliary circuit whose power does not exceed 400 W. Example of calculation of auxiliary circuit and also the results of tests of the device using different types of rod electrodes are given.

Результаты испытаний в форме функциональной зависимости $L_p = f(U_{xx})$ приведены на рис. 5. Полученные данные свидетельствуют о том, что разрывная длина дуги при двухконтурной схеме существенно увеличивается. Если сравнить кривые 1 и 3, то можно заметить, что для электродов АНО-4 L_p возрастает на 70...80 %. Электроды АНО-TM и УОНИ-13/55, которые при одноконтурной схеме практически не возбуждают сварочную дугу, в двухконтурной схеме отличаются достаточно высокой устойчивостью. Например, для $U_{xx} = 36$ В разрывная длина дуги достигала соответственно 11,0 и 7,5 мм. Но при $U_{xx} \leq 33$ В на базовых электродах стабильный процесс даже в двухконтурной схеме осуществить не удалось.

1. Технология и оборудование для сварки плавлением / Под ред. Г. Д. Никифорова. — М.: Машиностроение, 1978. — 327 с.
2. Патон Б. Е., Лебедев В. К. Электрооборудование для дуговой и шлаковой сварки. — М.: Машиностроение, 1966. — 360 с.
3. Патон Б. Е., Завадский В. А. Импульсное зажигание дуги с целью значительного снижения напряжения холостого хода сварочного трансформатора // Автомат. сварка. — 1954. — № 4. — С. 7–10.
4. Повышение устойчивости горения дуги при сварке покрытыми электродами / А. В. Чернов, Ю. В. Полетаев, З. О. Кафишвили, С. М. Бурдаков // Свароч. пр-во. — 2000. — № 2. — С. 7–9.
5. Лебедев В. К., Коротынский А. Е. Дуга переменного тока в цепи с последовательно соединенными индуктивностью и емкостью // Автомат. сварка. — 1994. — № 12. — С. 47–48.
6. Lebedev W. K., Korotinskij A. E., Zuk G. W. O niektórych własnościach procesu spawania lukowego z wykorzystaniem zródeł zasilania z obwodem rezonansowym LC // Biuletyn Instytutu Spawalnictwa. — 1997. — № 3. — S. 34–36.
7. Paton B. E., Korotinskij A. E., Skopjuk M. J. Programowalny interfejs MacLab do tworzenia systemów informacyjno-pomiarowych w spawalnictwie // Ibid. — 1997. — № 3. — S. 27–30.
8. Исследование эластичности сварочной дуги, питаемой от источника с индуктивностью и емкостью / В. Ю. Арлаускас, И. Р. Нарушкевичюс, В. М. Дубашинский, А. А. Николаев // Свароч. пр-во. — 1974. — № 10. — С. 14–16.

Поступила в редакцию 02.08.2001



2-Я МЕЖДУНАРОДНАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ ПО СВАРОЧНЫМ МАТЕРИАЛАМ

4–8 июня в Орле (РФ) состоялась 2-я Международная конференция по сварочным материалам, организованная ассоциацией «Электрод», ОАО «ОСПАЗ», Межгосударственным научным советом по сварке и родственным технологиям, ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины и РНТСО. В ее работе приняли участие свыше 130 представителей из России, Украины, Беларуссии преимущественно от предприятий-производителей сварочных материалов, организаций-разработчиков и изготовителей технологического оборудования, поставщиков сырьевых компонентов, а также НИИ, коммерческих структур и акционерных обществ. С приветственным словом выступили мэр г. Орла В. И. Уваров, начальник отдела Управления промышленности администрации Орловской обл. Ю. В. Павлов, генеральный директор ОАО «ОСПАЗ» В. Т. Рябцев, директор московского отделения от РНТСО В. К. Беляев. Приветствие академика Б. Е. Патона зачитал д-р техн. наук В. В. Шлепаков.

Все собравшиеся особо отметили актуальность конференции, которая выражала интересы единого научно-технического пространства наших стран и внесла весомый вклад в развитие производства конкурентоспособных сварочных материалов, создание нового технологического оборудования, популяризацию опыта сертификации, обеспечение предприятий-производителей сварочных материалов сырьевыми компонентами, укрепление творческих и деловых связей.

На конференции было заслушано 72 доклада и сообщения. Участники отметили определенный рост производства. Так, суммарный объем производства стали и проката в 2000 г. вырос по сравнению с 1999 г. соответственно на 15 и 17 % и составил 90,1 млн т стали и 70,5 млн т проката. Благодаря этому до 31 % увеличился и объем выпуска сварочных материалов, в том числе в России на 39, Украине на 31 %. Указанный рост предопределяет увеличение объемов производства и потребления сварочных материалов промышленностью и строительством в странах СНГ. По сравнению с 1999 г.

выпуск электродов диаметром 3,0 и 4,0 мм суммарно вырос на 87 млн т, а легированной сварочной проволоки диаметром 0,8...1,4 мм — на 41 %.

Н. Н. Музалевский (ДООО «ОСПАЗ-ПРЭС») в своем докладе «О принципиальных подходах в организации производства и продажи сварочных материалов в ОАО «ОСПАЗ» отметил, что последние десять лет были непростыми. Однако это заставило выработать основные принципы взаимоотношений производитель-потребитель в условиях рыночной экономики, которые дали свои результаты и в основе которых лежит гарантированное качество, стабильность и обязательность, рыночная стоимость товара. Так, качество орловских электродов в 2001 г. было подтверждено Морским регистром судоходства и Государственными стандартами РФ, УкрСЕПРОСом (Украина) и Регистром Лойда (Англия). Несмотря на значительные расходы, на которые идут предприятия, сертифицируя электроды, эта работа должна быть обязательным условием при рыночной экономике, защитой потребителей сварочных электродов РФ и стран СНГ. Он высказал мнение, что хотел бы видеть в этом направлении и более активную работу ассоциации в части издания своего рода каталогов, печатной продукции различных предприятий — членов ассоциации. Кроме того, он отметил, что предприятием разработан более жесткий по требованиям, чем ГОСТ 2246-74, стандарт на проволоки марок Св-08 и Св-08А, предназначена для электродных стержней.

Основные положения доклада академика И. К. Позднико «Сварочные материалы: XXI век» изложил канд. техн. наук И. Р. Явдошин (ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины, Киев). Развитие сварочных материалов тесно связано с тенденциями роста производства и потреблением металлопродукции. Главным направлением развития металлургического комплекса является снижение металлоемкости, повышение уровня эксплуатационных характеристик металла и обеспечение роста производства экономичных видов металлопродукции. Опережа-



ющими темпами будут создаваться конкурентоспособные стали с повышенными прочностью и хладостойкостью, стали особо высокой прочности и эксплуатационной надежности, высоколегированные стали с азотом, новые жаропрочные и коррозионно-стойкие стали и сплавы, биметаллы и др. Эти тенденции повлекут за собой качественные сдвиги в развитии сварочного производства. Преимущественное развитие получат материалы для механизированных и роботизированных способов дуговой сварки в защитных газах прежде всего порошковые и трубчатые проволоки с металлическим сердечником. Особое внимание должно быть уделено изучению механизма водородного охрупчивания металла сварных швов и соединений, а также разработке путей уменьшения склонности сварных конструкций к хрупкому разрушению. Потребуется создание проволок с минимальным содержанием вредных примесных элементов и газов (водорода, азота, кислорода), проволок с узкими заданными пределами микролегирования и легирования, порошковых и композитных проволок с покрытием. Дальнейшее развитие, по мнению автора, получат физико-химическое и математическое моделирование сварочных материалов и процессов. Покрытые электроды будут занимать важное место среди сварочных материалов. Продолжится поиск новых систем легирования путем повышения эффективности газошлаковой защиты металла, снижения уровня газа в металле швов, улучшения сварочно-технологических свойств, гигиенических характеристик, значительного улучшения качества и др.

От ЦНИИ КМ «Прометей» был представлен широкий спектр докладов. Это доклады В. В. Гехи, д-ра техн. наук В. А. Малышевского и др. «Электроды для сварки конструкций, работающих при низких температурах, и необходимость улучшения их технологических свойств», канд. техн. наук Ю. Д. Брусницина и др. «Совершенствование компьютерной программы моделирования сварочных шлаков и ее использование для формирования минеральных композиций электродных покрытий на кальций-магниевой основе», И. А. Морозовской, д-ра техн. наук Г. П. Корзова и др. «Отечественные низкоуглеродистые особо чистые сварочные материалы для коррозионной наплавки корпусов сосудов давления», канд. техн. наук Ю. Д. Брусницина, А. В. Баранова, д-ра техн. наук А. И. Николаева ИХТРМЭМС «О перспективах использования в электродном производстве минерального сырья Кольского полуострова» и др.

Заслушаны были также актуальные доклады представителей АО «Спецэлектрод», ООО «Велма», ОАО «ОС-ПАЗ», ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины, ООО «Ротекс-К», ЗАО «ЗСМ», ЗАО «Свама», ЗАО «ЭЛЗ», ЗАО «Уральские электроды» и др., включенные в сборник.

Наряду с этим в ходе конференции были заслушаны сообщения, не включенные в сборник, но представляющие несомненный интерес. Так, Ю. А. Черемисов (ЗАО «РусоТальк») сообщил, что основным видом деятельности его предприятия является добыча и переработка тальковой руды Ангуйского месторождения, которая находится в порошкообразном состоянии. Более 80 % руды представлено частицами размером 90 мкм, остальное — менее 5 мм. Основой ее химического состава являются оксиды магния (28...31 %) и кремния (62...64 %). Содержание железа составляет менее 0,1 %. Полностью отсутствует мышьяк, свинец и другие вредные примеси. Выполненные на кафедре металлургии и сварочного производства Сибирского государственного университета в ноябре-декабре 2000 г. исследования показали, что при добавлении тальковой руды в состав шихты электродов марок МР-3 и АНО-4 улучшается пластичность обмазочной массы, а электроды по механическим свойствам, химическому составу наплавленного металла

соответствуют ГОСТ 9466-75. Входящий в состав руды тонкодисперсный кварц-маршаллит может служить заменителем кремнийсодержащих минералов, также применяемых в электродной шихте. Опытная проверка, проведенная на предприятиях Новосибирска, Новокузнецка и Абакана, показала, что тальковая руда значительно дешевле талька молотого. Так, стоимость одной тонны руды на станции отправления — 2000 руб. (включая НДС) плюс стоимость тары — 100 руб. Таким образом, стоимость одной тонны руды в мягкой упаковке в контейнере типа «биг-бей» составит всего 2100 руб., а самый дешевый молотый тальк ТМК 280 (ГОСТ 21234-75), который используется в составе шихты, стоит 3000 руб. (включая НДС) плюс упаковка в бумажные мешки — 350 руб. Итого 3350 руб. Таким образом, экономия от замены талька молотого рудой, по данным докладчика, составит 1250 руб. на тонне. Докладчик предложил ассоциации «Электрод» рассмотреть вопрос о поставке тальковой руды членам ассоциации. Дополнительно он сообщил, что один из учредителей ОАО «Шадринская геологоразведочная экспедиция» в конце 2001 г. приступит к разработке месторождения марганцевых руд на юге Кузбасса. Продукция будет поставляться в сталеплавильное производство и для передела в среднеуглеродистый ферромарганец для производства сварочных электродов.

А. В. Мимонов из ОАО «Малышевское рудоуправление» отметил, что в соответствии с программой ядерной энергетики определена перспектива ее развития. С 1999 г. в соответствии с решением, принятым Минатомом, в Малышевском РУ (МРУ) полностью восстановлено основное производство и это обозначило масштабы его деятельности в сфере производства сопутствующих сырьевых материалов. В частности, поставлена задача снять монополию Украины по циркону, ильмениту и рутилу. Два года поиска привели к тому, что в ходе исследований месторождений Зауралья были найдены достаточные запасы циркона. В прошлом году получили первую промышленную партию концентратов, в состав которых наряду с цирконом входит рутиловый и ильменитовый концентраты. Все это открывает новые возможности для достижения требуемых объемов производства качественных сырьевых компонентов, таких, как слюда, мусковит, полевой шпат, кварциты и др., предназначенных для электродного производства.

А. Ю. Монахов (Магнитогорский металлургический комбинат) в своем выступлении отметил, что производство электродов в Магнитогорске — одно из самых старейших на территории бывшего СССР и, к сожалению, имеет очень изношенное действующее оборудование. Вместе с тем, Магнитогорским меткомбинатом выполнена большая и серьезная работа по совершенствованию технологического процесса выплавки стали и производства катанки для сварочных материалов. Сегодня 95 % металла выплавляется в конверторных печах. Кроме того, установлены современные агрегаты доводки стали. В прошлом году введен в эксплуатацию современный агрегат, который дает возможность получать высококачественную сталь с любыми характеристиками. В апреле на комбинате введен в строй современный мелкосортный стан, который выпускает высококачественную катанку. Стан прокатывает катанку одновременно в трех направлениях, ориентированных друг относительно друга на 120°, благодаря чему полностью решены проблемы геометрии катанки, избавления от «УСА», и, что самое важное, слой окалины стал очень небольшой толщины. 28 мая 1999 г. после пуска и наладки нового производства электродов получена первая новая продукция на нашем заводе. Было закуплено оборудование фирмы «ЭСАБ» для производства, которое теперь называется



электродным цехом XXI века. Уже сегодня комбинат предлагает качественную катанку, проволоку, готовую шихту. Докладчик обратился к дирекции ассоциации с предложением провести одно из последующих мероприятий на базе Магнитогорского металлургического комбината.

Н. П. Боровинская (Уральский государственный индустриальный университет) проблемой управления качества занимается уже 6 лет. К сожалению, должного отражения на совещаниях ассоциации эта проблема еще не получила. Необходимо выделить эту тематику в отдельную категорию, чтобы специалисты, которые занимаются этими проблемами, могли профессионально обсуждать нужные вопросы. Многие связывают повышение качества с сертификацией продукции. Это ошибочная мысль, потому что сама по себе процедура сертификации не повышает качество, выдает предприятиям билет на рынок его продукции. Учитывая то, что эта процедура требует определенных затрат от предприятия, посчитали необходимым модернизировать традиционную схему сертификации и дополнительно к сертифицированным испытаниям проводить испытания представительного образца, отобранного из группы однотипной

продукции, т. е. электрода, который имеет аналогичные назначения и одинаковый вид покрытия. Испытания образца, отобранного из группы продукции, проводятся по полной схеме. Решение о выдаче сертификатов по всем остальным составляющим этой группы принимается с учетом данных, получаемых центральными лабораториями предприятий-изготовителей при приемочных испытаниях. Тем самым существенно увеличиваются расчеты и снижаются средства, которые тратят предприятия на проведение сертификации продукции, уменьшается нагрузка на аккредитованные лаборатории. Однако возникла необходимость типизировать методы испытаний, используемые ЦЗЛ.

Уже начата работа, которая позволит разработать параметры воспроизводимости и сходимости результатов сличительных испытаний для оценки механических характеристик наплавленного металла и др.

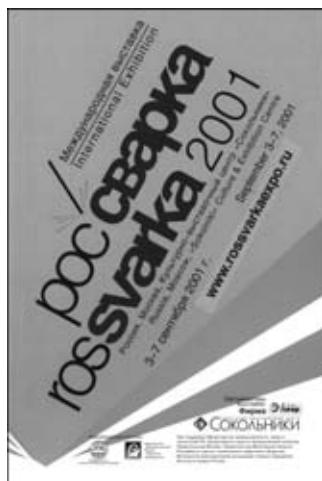
По результатам конференции было принято соответствующее решение.

П. В. Игнатченко,
исполнительный директор ассоциации
«Электрод»

УДК 621.791.009(100)

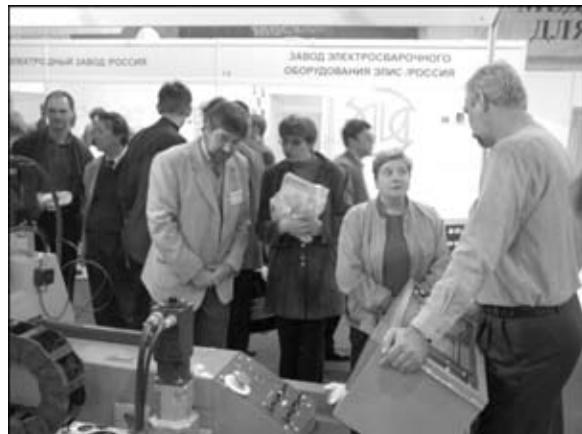
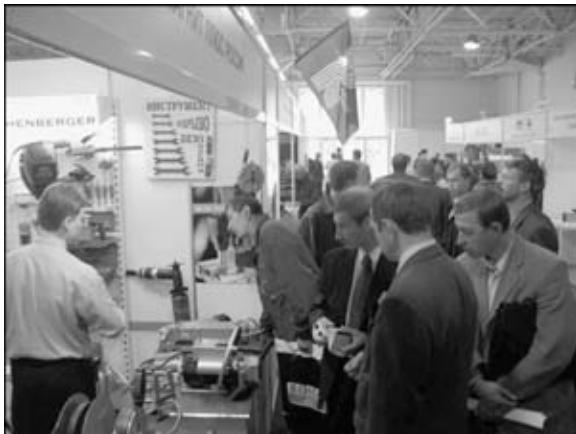
РОССВАРКА-2001

3–7 сентября в г. Москве на базе Культурно-выставочного центра «Сокольники» фирмой «Элсвар» при поддержке Министерства промышленности, науки и технологий РФ, Департамента науки и промышленной политики Правительства Москвы, Правительства Московской области, Российского научно-технического сварочного общества, Московской межотраслевой ассоциации главных сварщиков и Института сварки России была проведена Международная выставка «Россварка-2001». Она проходила в Сокольниках, в одном из лучших в России выставочных центров и трансформировалась из ранее проводимых выставок «Подмосковная сварка». Тематика выставки



была следующей: оборудование и технологии для электродуговой сварки металлов (ручная, полуавтоматическая, роботизированная); для лазерной, газопламенной сварки, резки, наплавки; оборудование и технологии для сварки сопротивлением; оборудование и технологии для сварки пластмасс; вспомогательное сварочное оборудование (кантователи, враштатели, центраторы, домкраты); оборудование и технологии контроля качества сварных соединений и исходных материалов; материалы для сварки, резки, пайки (электроды, проволоки, припои); средства и методы защиты от вредных производственных факторов в сварочном производстве (рабочая одежда сварщиков и обслуживающего персонала, системы вентиляции, респираторы); методы обучения и повышения квалификации персонала, занятого сварочными работами.

В выставке приняли участие свыше 70 предприятий, организаций и фирм России, а также Украины, Австрии, Швеции, Германии и США. Среди них ТЦ «Тена» (г. Москва), завод «Электрик» (г. Санкт-Петербург), АО «Спецэлектрод» (г. Москва), РПКО «Электромеханика» (г. Ржев), «Технотрон» (г. Чебоксары, Чувашия), «НИКИМТ», «РОТЭКС» (г. Москва), Московский завод тех-



нологического сварочного оборудования, завод «Искра» (г. Первоуральск), «Линкор» (г. Ставрополь), «СЭЛМА» (г. Симферополь), Ильинский завод вспомогательного сварочного оборудования (Закарпатье) и др. Из мировых лидеров на выставке были представлены «ESAB» (Швеция), «Deloro Stellite» (США-Канада-Германия, Швеция), «Fronius» (Австрия), BMW (Германия), «Lincoln» (США).

В период работы выставки были проведены семинары «Средства охраны труда в сварочном производстве» и «Автоматизация сварочного производства», научно-практическая конференция «Перспективы разработки сварочного оборудования и сварочных материалов», конференция «Перспективы развития покрытий в России», а также показ профессиональной одежды, средств охраны труда сварщиков, переносного сварочного оборудования и инструментов.

С целью повышения престижа профессии сварщика организаторы выставки провели конкурс «Лучший сварщик России-2001» с вручением Почетного диплома и ценного подарка (сварочный инвертор TransPocket 1100). На территории работы выставки работал пресс-центр, где можно было получить интересующую посетителей научно-техническую информацию.

В целом выставка произвела благоприятное впечатление и свидетельствовала об обновлении рынка сва-



рочного оборудования, технологий и материалов. Широкая рекламная кампания и соседство с популярной ежегодной выставкой «Машиностроение», позволили выставке «Россварка», обратить на себя внимание и обеспечили активную посещаемость.

Б. Н. Липодаев, д-р техн. наук,
А. Т. Зельниченко, канд. физ.-мат. наук

НАШИ ПОЗДРАВЛЕНИЯ!

В августе исполнилось 75 лет ветерану высшей школы, заслуженному деятелю науки и техники РФ, лауреату Ленинской премии, доктору технических наук, заведующему кафедрой «Малый бизнес и сварочное производство» Алтайского государственного технического университета (АГТУ) Василию Григорьевичу Радченко. Многолетнюю напряженную работу в должности ректора АГТУ (1960-1987), а затем заведующего кафедрой он умело и эффективно сочетает с научной и педагогической деятельностью. В творческом содружестве с учеными ИЭС им. Е. О. Патона при активном участии юбиляра решена крупная народнохозяйственная проблема — повышение качества, надежности и снижение стоимости изделий и инструмента на основе передовых сварочных процессов и технологий. При этом в основу фундаментального научного направления «Теория и практика управления структурообразованием, направленной кристаллизацией и свойствами сварных, наплавляемых и упрочняемых изделий и инструмента» положены электрошлаковые способы сварки, наплавки, переплава и отливок заготовок изделий и инструмента из конструкционных и высоколегированных быстрорежущих штамповых сталей, электронно-лучевая технология сварки, наплавки и упрочнения сталей и алюминиево-кремниевых сплавов, процессы лазерной наплавки и упрочнения, способ контактно-реактивной пайки быстрорежущего инструмента. В. Г. Радченко является автором и соавтором 330 научных и методических работ, изобретений. В 1996 г. ему присвоено звание «Почетный работник высшего образования России».





В. И. МАХНЕНКО — 70 лет



27 октября академику НАН Украины Владимиру Ивановичу Махненко исполнилось 70 лет. После окончания Одесского института инженеров морского флота в 1955 г. он начал трудовую деятельность на судоремонтном заводе в г. Архангельске. Поступив в аспирантуру и успешно защитив кандидатскую диссертацию, В. И. Махненко в 1964 г. пришел в Институт электросварки им. Е. О. Патона. Здесь в 1973 г. он защитил докторскую диссертацию, в 1978 г. был избран членом-корреспондентом, в 1990 г. — академиком НАН Украины. Жизненный путь В. И. Махненко связан со сварочной наукой. Это годы плодотворных фундаментальных исследований, когда в полной мере проявились его неиссякаемое трудолюбие, целеустремленность, чувство нового, научная интуиция.

С 1975 г. Владимир Иванович возглавляет в институте отдел математических методов исследования физико-химических процессов сварки и спецэлектрометаллургии. В. И. Махненко вместе с учениками создана хорошо известная в стране и за рубежом школа по математическому моделированию тепловых, диффузионных, деформационных, электромагнитных и других физических явлений в сварке и родственных технологиях. Широкую известность получили исследования В. И. Махненко по кинетике многоосных сварочных напряжений и деформаций при сварке пластин, оболочек, стержневых систем, по расчету взаимодействия сварочных напряжений и деформаций с внешними эксплуатационными нагрузками элементов сварных конструкций.

Под руководством В. И. Махненко разработан пакет программ, позволяющий прогнозировать комплекс физических параметров при сварке новых конструкционных материалов, которые определяют качество сварного соединения: размеры и форму зоны проплавления, химический состав и структуру зоны проплавления, термические циклы, микроструктуру и свойства ЗТВ, кинетику напряжений, пластических деформаций и перемещений в процессе сварочного нагрева, риск возникновения горячих и холодных трещин, распределение остаточных напряжений и их влияние на предельную нагрузку при статических или переменных нагрузлениях. На основе этих теоретических работ совместно с различными отраслевыми НИИ и промышленными предприятиями разработаны оптимальные варианты конструктивных и технологических решений для ряда новых сварных конструкций.

В последние годы В. И. Махненко активно работает над актуальной проблемой оценки остаточного ресурса и продления работоспособности сварных конструкций и сооружений, в том числе объектов атомной энергетики Украины и магистральных трубопроводов.

В. И. Махненко является автором более 300 печатных работ, в том числе 11 монографий. Многие его работы опубликованы в США, Англии и ФРГ, в том числе последняя монография "Numerical Methods for the Prediction of Welding Stresses and Distortions" (1999).

Владимир Иванович щедро делится своими знаниями с молодежью и постоянно уделяет внимание подготовке научных кадров. С момента образования в 1988 г. кафедры физической металлургии и материаловедения Московского физико-технического института профессор В. И. Махненко читает студентам курс лекций «Прочность сварных конструкций и соединений». Под его руководством подготовлены 2 доктора и 20 кандидатов технических наук.

Плодотворную научную работу В. И. Махненко успешно совмещает с научно-организационной и общественной деятельностью, являясь руководителем секции Научно-координационного совета по вопросам ресурса и безопасной эксплуатации конструкций, сооружений и машин НАН Украины, членом двух специализированных советов, членом редколлегии журнала «Автоматическая сварка».

В. И. Махненко награжден орденом Дружбы народов и медалями. Международное признание заслуг В. И. Махненко в сварочной науке нашло отражение в избрании его членом Американского общества сварщиков (ASM) и членом Международной федерации количественных неразрушающих методов определения (QNDE).

Сердечно поздравляем Владимира Ивановича с днем рождения, желаем крепкого здоровья, благополучия и новых творческих достижений.

Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины
Редакция и редакция журнала «Автоматическая сварка»

Памяти В. П. Николаенко

26 августа на 58-м году жизни после тяжелой болезни скончался академик Академии инженерных наук Украины, лауреат премии Совета Министров, начальник металлургического управления ПО «Зоря» (г. Николаев) Владимир Павлович Николаенко — видный специалист в области металлургии, сварки, вакуумных технологий.

В. П. Николаенко родился 27 октября 1943 г. в с. Васильевка Глинского района Сумской области.

После окончания в 1966 г. Николаевского кораблестроительного института вся трудовая деятельность Владимира Павловича до дня его кончины связана с производственным объединением «Зоря», где он прошел путь от молодого специалиста отдела главного сварщика до главного специалиста предприятия, начальника управления.

Талант инженера-исследователя в области сварки, пайки, покрытий, металловедения, обостренное чувство нового, огромное трудолюбие позволили В. П. Николаенко разрабатывать и внедрять в производство новые передовые технологии и оборудование, новейшие технологические приемы, что дало возможность совершенствовать конструкции и технологии газотурбинных двигателей (ГТД), изготавливаемых ПО «Зоря», содействовало созданию ГТД новых поколений.

В период с 1980 по 1990 гг. под руководством Владимира Павловича были выработаны новые подходы к изготовлению сварных конструкций ГТД — широко внедрена в производство электронно-лучевая сварка серийных узлов. Созданный под его руководством специализированный участок электронно-лучевой сварки позволил значительно расширить номенклатуру сварных изделий, вывел технологию сварки на новый качественный

уровень, обеспечил пропускную способность более 15 тыс. сварных узлов ГТД в год.

В тесном сотрудничестве с ИЭС им. Е. О. Патона и другими научно-исследовательскими организациями В. П. Николаенко постоянно совершенствовал сварочное и металлургическое оборудование и технологические процессы на заводе, внедрял в производство новые методы сварки, литья, штамповки, термообработки и покрытий, применяемые в мировом и отечественном газотурбостроении. Он был автором ряда научных работ и изобретений в области сварочных технологий.

Много сил и энергии отдавал Владимир Павлович воспитанию, подготовке и аттестации специалистов сварочного производства для нужд народного хозяйства страны.

Высокая требовательность к себе и подчиненным, беззаветное отношение к труду и проблемам завода, высокое чувство ответственности, оптимизм, жизнерадость, способность решать сложнейшие технические проблемы снискали В. П. Николаенко глубокое уважение коллектива завода и работников многих других предприятий.

Заслуги В. П. Николаенко отмечены правительственными наградами, медалями ВДНХ, премией Совета Министров СССР, званием лауреата технического творчества молодежи.

Светлая память о Владимире Павловиче Николаенко, прекрасном человеке, грамотном специалисте, навсегда сохранится в сердцах всех тех, кто его знал и работал вместе с ним.

По поручению коллектива ПО «Зоря»,
главный инженер ПО «Зоря» В. В. Сорочан,
Общество сварщиков Украины