



РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор
Б. Е. Патон

Ученые ИЭС им. Е. О. Патона

С. И. Кучук-Яценко (зам. гл. ред.),

В. Н. Липодаев (зам. гл. ред.),

Ю. С. Борисов, Г. М. Григоренко,

А. Т. Зельниченко, В. В. Кныш,

И. В. Кривцун, Ю. Н. Ланкин,

Л. М. Лобанов, В. Д. Позняков,

И. К. Походня, И. А. Рябцев,

В. Ф. Хорунов, К. А. Ющенко

Ученые университетов Украины

М. Н. Брыков, ЗНТГУ, Запорожье,

В. В. Дмитрик, НТУ «ХПИ», Харьков,

В. Ф. Квасницкий, НУК, Николаев,

В. Д. Кузнецов, НТУУ «КПИ», Киев

Зарубежные ученые

Н. П. Алешин

МГТУ им. Н. Э. Баумана, Москва, РФ

Гуань Цяо

Ин-т авиационных технологий, Пекин, Китай

А. С. Зубченко

ОКБ «Гидропресс», Подольск, РФ

М. Зиниград

Ун-т Иудеи и Самарии, Ариэль, Израиль

В. И. Лысак

Волгоградский гос. техн. ун-т, РФ

У. Райсен

Ин-т сварки и соединений, Аахен, Германия

Я. Пилярчик

Ин-т сварки, Гливице, Польша

О. И. Степлов

РНТСО, Москва, РФ

Г. А. Турчин

С.-Петербургский гос. политехн. ун-т, РФ

Ответственный секретарь

Б. В. Хитровская

Редакторы

Т. В. Юштина, Н. А. Притула

Электронная верстка

И. Р. Наумова, А. И. Сулима, Д. И. Середа

Адрес редакции

ИЭС им. Е. О. Патона НАНУ

03680, Украина, Киев-150,

ул. Боженко, 11

Тел.: (38044) 200 6302, 200 8277

Факс: (38044) 200 5484, 200 8277

E-mail: journal@paton.kiev.ua

www.patonpublishinghouse.com

Учредители

Национальная академия наук Украины,

ИЭС им. Е. О. Патона НАНУ,

МА «Сварка» (издатель)

Свидетельство о государственной

регистрации KB 4788 от 09.01.2001

ISSN 0005-111X

Журнал входит в перечень утвержденных

Министерством образования и науки

Украины изданий для публикации трудов

соискателей ученых степеней

За содержание рекламных материалов
редакция журнала ответственности не несет

Цена договорная

Издается ежемесячно

СОДЕРЖАНИЕ

Интервью с директором ОАО «ФРУНЗЕ-ЭЛЕКТРОД»

П.Н. Погребным3

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

*Майстренко А.Л., Нестеренков В.М., Дутка В.А., Лукаш В.А.,
Заболотный С.Д., Ткач В.Н.* Моделирование тепловых процессов
для улучшения структуры металлов и сплавов методом трения
с перемешиванием5

Кучук-Яценко С.И., Руденко П.М., Гавриш В.С., Гуцин К.В.
Сравнительная оценка энергетических и технологических пока-
зателей при контактной стыковой сварке непрерывным оплавлени-
ем толстостенных деталей на постоянном и переменном токе..... 15

Великоиваненко Е.А., Розынка Г.Ф., Миленин А.С., Пивторак Н.И.
Оценка работоспособности магистрального трубопровода
с локальным утонением стенки при ремонте дуговой наплавкой22

Гончаров И.А., Галинич В.И., Мищенко Д.Д., Судацкова В.С.
Прогнозирование термодинамических свойств расплавов
системы $Al_2O_3-SiO_2$ 28

ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ РАЗДЕЛ

Лобанов Л.М., Волков В.С. Особенности изготовления тонкостен-
ных сварных конструкций преобразуемого объема космического
назначения33

Кныш В.В., Соловей С.А., Гришанов А.А., Линник Г.О., Мальгин М.Г.
Применение приварных шпилек для крепления полотна желез-
нодорожных мостов40

*Царюк А.К., Елагин В.П., Давыдов Е.А., Гаврик А.Р., Пасечник А.И.,
Полонец С.А., Дедов В.Г., Горелов В.П.* Особенности сварки и
контроля при изготовлении теплообменных модулей котла-ути-
лизатора парогазовой электростанции мощностью 150 МВт.....48

Махненко О.В., Миленин А.С., Сапрыкина Г.Ю. Оценка работоспо-
собности трубопровода первого контура реактора ВВР-М с дефек-
тами сварных соединений.....54

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

Диссертация на соискание ученой степени.....60

ХРОНИКА

Поздравляем лауреатов Государственной премии Украины в области
науки и техники61

Семинар молодых ученых, аспирантов и студентов «Прогрессивные
технологии сварки и наплавки. Прочность и надежность сварных
конструкций»61

Информация

Календарь конференций и выставок в 2015 г.....63

EDITORIAL BOARD

Editor-in-Chief

B. E. Paton

Scientists of PWI, Kyiv

S. I. Kuchuk-Yatsenko (vice-chief ed.),

V. N. Lipodaev (vice-chief ed.),

Yu. S. Borisov, G. M. Grigorenko,

A. T. Zelnichenko, V. V. Knysh,

I. V. Krivtsun, Yu. N. Lankin,

L. M. Lobanov, I. K. Pokhodnya,

V. D. Poznyakov, I. A. Ryabtsev,

V. F. Khorunov, K. A. Yushchenko

Scientists of Ukrainian Universities

M. N. Brykov, ZNTSU, Zaporozhje

V. V. Dmitrik, NTU «KhPI», Kharkov

V. F. Kvasnitskii, NUS, Nikolaev

V. D. Kuznetsov, NTUU «KPI», Kyiv

Foreign Scientists

N. P. Alyoshin

N.E. Bauman MSTU, Moscow, Russia

Guan Qiao

Beijing Aeronautical Institute, China

A. S. Zubchenko

OKB«Gidropress», Podolsk, Russia

M. Zinigrad

College of Judea & Samaria, Ariel, Israel

V. I. Lysak

Volgograd State Technical University, Russia

Ya. Pilarczyk

Welding Institute, Gliwice, Poland

U. Reisinger

Welding and Joining Institute, Aachen, Germany

O. I. Steklov

Welding Society, Moscow, Russia

G. A. Turichin

St. Petersburg State Polytechn. Univ., Russia

Executive Secretary

B. V. Khitrovskaya

Editors

T. V. Yushchina, N. A. Pritula

Electron gallery

I. R. Naumova, A. I. Sulima, D. I. Sereda

Address of Editorial Board:

11 Bozhenko str., 03680, Kyiv, Ukraine

Tel.: (38044) 200 63 02, 200 82 77

Fax: (38044) 200 54 84, 200 82 77

E-mail: journal@paton.kiev.ua

www.patonpublishinghouse.com

Founders

National Academy of Sciences of Ukraine,
Paton Welding Institute of the NAS of Ukraine,

IA «Welding» (Publisher)

State Registration Certificate

KV 4788 of 09.01.2001

ISSN 0005-111X

All rights reserved. This publication and
each of the articles contained here in are
protected by copyright.Permission to reproduce material
contained in this journal must be obtained
in writing from the Publisher

Published monthly

CONTENTS

Interview with P.N. Pogrebnoy, Director of OJSC «FRUNZE-ELEKTROD»	3
--	---

SCIENTIFIC AND TECHNICAL

<i>Majstrenko A.L., Nesterenkov V.M., Dutka V.A., Lukash V.A., Zabolotnyi S.D., Tkach V.N.</i> Modeling of heat processes for improvement of structure of metals and alloys in friction stir welding.....	5
<i>Kuchuk-Yatsenko S.I., Rudenko P.M., Gavrish V.S., Gushchhin K.V.</i> Comparative evaluation of energy and technological characteristics in flash-butt continuous welding of thick-walled parts at DC and AC.....	15
<i>Velikoivanenko E.A., Rozyinka G.F., Milenin A.S., Pivtorak N.I.</i> Evaluation of serviceability of main pipeline with a local thinning of wall in arc surfacing repair.....	22
<i>Goncharov I.A., Galinich V.I., Mishchenko D.D., Sudavtsova V.S.</i> Prediction of thermodynamic properties of melts of $Al_2O_3-SiO_2$ system.....	28

INDUSTRIAL

<i>Lobanov L.M., Volkov V.S.</i> Peculiarities in manufacture of thin-walled volume-transformable welded structures for space application	33
<i>Knysh V.V., Solovej S.A., Grishanov A.A., Linnik G.O., Malgin M.G.</i> Application of welded studs for fastening the floor of railway bridges.....	40
<i>Tsaryuk A.K., Elagin V.P., Davydov E.A., Gavrik A.R., Pasechnik A.I., Polonets S.A., Dedov V.G., Gorelov V.P.</i> Peculiarities of welding and control in manufacture of heat-exchange modules of boiler-utiliser of steam-gas electric station of 150 MW capacity	48
<i>Makhnenko O.V., Milenin A.S., Saprykina G.Yu.</i> Evaluation of serviceability of pipeline of the first contour of WWR-M reactor with defects in welded joints	54

Brief information

Thesis for scientific degree	60
------------------------------------	----

NEWS

Congratulations to laureates of the State Prize of Ukraine in the field of science of technology.....	61
Seminar of young scientists, post-graduates and students “Advanced technologies of welding and surfacing. Strength and reliability of welded structures”	61

Information

Calendar of conferences and exhibitions in 2015	63
---	----

ИНТЕРВЬЮ С ДИРЕКТОРОМ ООО «ФРУНЗЕ-ЭЛЕКТРОД» П.Н. ПОГРЕБНЫМ

Специалистам сварочного производства в Украине и за ее пределами известно предприятие ООО «Фрунзе-Электрод» в составе ПАО «Сумское НПО им. М.В. Фрунзе» как ведущее предприятие по изготовлению сварочных электродов специального назначения. В настоящее время электроды изготавливаются на высокотехнологичном швейцарском оборудовании и процесс их изготовления практически доведен до совершенства. Специфика оборудования, выпускаемого Сумским объединением, потребовала от электродного производства изготовления электродов именно специального назначения, с широким спектром технологических характеристик. Реализация такой задачи предопределила необходимость тесного сотрудничества со многими отраслевыми и академическими институтами, ведущим из которых является Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины.

Редакция журнала «Автоматическая сварка» сочла полезным познакомить своих читателей с направлениями деятельности успешно работающего предприятия ООО «Фрунзе-Электрод» и записала интервью с его директором — Павлом Николаевичем Погребным.

Павел Николаевич, известно, что производство сварочных электродов в Сумском НПО им. Н. В. Фрунзе имеет давние традиции. Могли бы Вы охарактеризовать этапы развития этого направления? Кто оказывал помощь?

ООО «Фрунзе-Электрод» является дочерним предприятием одного из ведущих машиностроительных предприятий Украины — Сумского научно-производственного объединения им. М. В. Фрунзе, которому в 2014 г. исполнилось 118 лет. Впервые ручная дуговая сварка в Сумском НПО им. М. В. Фрунзе применена в 1929 г. А уже в 1930 г. организуется электродная мастерская, где изготавливают сварочные электроды методом окунания. С этого времени на предприятии в сварочном производстве использовались преимущественно электроды собственного производства.

С 1935 г. ведется долгосрочное сотрудничество завода с Институтом электросварки им. Е. О. Патона, которое продолжается и до сегодняшнего дня. Это позволило вывести завод в число ведущих предприятий стра-

ны в области сварочного производства.

В 1936 г. на заводе был сделан важный шаг на пути технического прогресса: впервые в стране успешно освоена сварка хромоникелевых сталей, начато производство сварной аппаратуры для работы в кислотосодержащих коррозионных средах.

Высокие требования к сварным конструкциям ответственного назначения, изготавливаемым на Сумском НПО им. М. В. Фрунзе и работающих в самых экстремальных условиях химической и нефтегазовой промышленности, на магистральных газопроводах, атомных и тепловых электростанциях, предопределяли соответствующие требования к качеству сварочных материалов. Поэтому в 1987 г. был построен цех по производству сварочных материалов площадью более 4 тыс. кв. метров. Для его оснащения приобретается современное оборудование швейцарской фирмы «Манса-Судаж», а силами объединения разрабатывается и изготавливается целый ряд технологического и нестандартного оборудования.

Сотрудники ИЭС им. Е. О. Патона оказали неоценимую техническую помощь в освоении производства широкой номенклатуры сварочных электродов, обеспечив цех необходимой технологической и нормативной документацией.

Тесное сотрудничество с ведущими научными центрами в области сварки и высокий профессионализм наших специалистов позволили в совершенстве отработать стабильную технологию.

На сегодня производство, оснащенное современным оборудованием, представляет собой замкнутый технологический цикл, а наличие современной лабораторно-исследовательской базы позволяет проводить весь комплекс исследований и испытаний выпускаемой продукции в соответствии с требованиями нор-





мативно-технической документации. В 2008 г. цех по производству сварочных электродов выделяется в юридически самостоятельное предприятие ООО «Фрунзе-Электрод», что явилось мощным организационным фактором по дальнейшему развитию и совершенствованию производства сварочных электродов.

Какие составляющие успешной деятельности ООО «Фрунзе-Электрод» сегодня, в сложный период существования страны? Какие возникают проблемы? Могли бы Вы поделиться «ноу-хау» по работе с клиентами?

Это прежде всего высокотехнологичная производственная и научно-техническая база с давними устоявшимися традициями, переданная нам от объединения в качестве «Золотого Уставного фонда», сплоченный коллектив единомышленников-профессионалов, ко-

торый хорошо ориентируется в законах современного рынка и работает на потребителя с максимально возможным качеством в соответствии со стандартом ISO 9001. Наше «ноу-хау» по работе с клиентами старо как мир и «стоит на трех китах»: качество, цена, сервис, причем все три фактора используются в самом широком понимании этих слов. Например, сервис — это оперативность в приеме и отгрузке заказа, приемлемые сроки оплаты, удобная для клиента расфасовка и упаковка, технические консультации и рекомендации по технологии сварки, подбору идентичных отечественных марок электродов вместо импортных и т. д. Кроме того, для розничной продажи мы пользуемся услугами проверенных квалифицированных дилеров и торговых сетей.

Помимо традиционных технических, кадровых проблем и проблем с качеством сырья иногда приходится сталкиваться с недобросовестной конкуренцией. Бывает, что тендеры на поставку сварочных электродов выигрывают фирмы по ценам, значительно превышающим наши предложения, при этом качество таких поставок далеко не всегда соответствуют требованиям НТД.

«Ничто так не двигает вперед технический прогресс, как здоровая конкуренция», так кажется у Форда. Поэтому создание в стране нормальных здоровых условий конкуренции производителей материальных ценностей — насущная задача нашего времени.

Павел Николаевич, предполагается ли в ближайший период диверсификация производства на ООО «Фрунзе-Электрод» в целях повышения его эффективности.

В целях диверсификации производства, повышения его эффективности и более полного удовлетворения спроса потребителей ООО «Фрунзе-Электрод» планирует с помощью ИЭС им. Е. О. Патона освоить производство проволок сплошного сечения для автоматической сварки высоколегированных и легированных высокопрочных сталей. Кроме этого, проводятся работы по освоению технологии изготовления порошковых проволок со специальными свойствами.

Существует ли план вывода продукции на новые рынки сбыта?

Нестабильные торговые отношения со странами Таможенного Союза подталкивают нас к освоению новых рынков: стран Европейского Союза, Средней Азии, Ближнего Востока и т. д. Поэтому в этом направлении ведется энергичная работа.

Какие шаги предпринимаются в направлении импортозамещения?

Поверьте, хорошо изготовленные, с соблюдением всех требований НТД отечественные марки электродов ни в чем не уступают зарубежным аналогам по механическим свойствам, коррозионной стойкости, ударной вязкости и другим основным характеристикам. Может быть, где-то чуть уступают по сварочно-технологическим свойствам, зато по категории «цена–качество» значительно превосходят зарубежные аналоги. Поэтому мы смело предлагаем вместо импортных наши отечественные марки электродов последних разработок. Кроме того, осваиваем в производстве новые высокотехнологичные марки электродов, разработанные при содействии специалистов ИЭС им. Е.О. Патона, например, FRUNZE SF7018, FRUNZE SF6013 и т. д. Главные сварщики ведущих машиностроительных предприятий Украины, как правило, имеют очень высокую квалификацию и в былые времена вполне обходились без импортных электродов, хотя изготавливали металлоконструкции, успешно работающие в самых экстремальных условиях. Поэтому потребитель при нормальной здоровой конкуренции сам выберет необходимого поставщика исходя из категории «цена–качество–сервис».

Какова номенклатура выпускаемых электродов на Вашем предприятии?

На сегодня номенклатура выпускаемых электродов составляет более 80 марок, предназначенных для сварки углеродистых и низколегированных сталей, легированных и теплоустойчивых сталей высоколегированных, коррозионностойких сталей и никелевых сплавов, чугуна и меди, для наплавки, для резки. ООО «Фрунзе-Электрод» выпускает сварочные электроды для сварки практически всех типов сталей и сплавов, используемых в современных технологиях.

Видите ли Вы перспективы дальнейшего развития производства?

Бережно сохраняемые традиции классического производства сварочных электродов, которым в этом году исполняется 85 лет, плюс сотрудничество с ИЭС им. Е. О. Патона и ориентация на требования потребителей обеспечивают уверенность в дальнейшем успешном развитии нашего предприятия.

Интервью записали
В. Н. Липодаев и А. Т. Зельниченко



МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ СТРУКТУРЫ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ МЕТОДОМ ТРЕНИЯ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ

А.Л. МАЙСТРЕНКО¹, В.М. НЕСТЕРЕНКОВ², В.А. ДУТКА¹, В.А. ЛУКАШ¹, С.Д. ЗАБОЛОТНЫЙ¹, В.Н. ТКАЧ¹

¹ Ин-т сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАНУ. 04074, г. Киев-074, ул. Автозаводская, 2.

E-mail:alcon@ism.kiev.ua

² ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Разработана компьютерная модель температурного поля в инструменте и деталях в процессе их сварки трением с перемешиванием. Моделирование температурного поля выполнено для обеих последовательных стадий процесса сварки: погружения штыря рабочего элемента инструмента в детали (1-я стадия) и поступательного движения погруженного штыря в детали (2-я стадия). Математическая модель представляет собой нелинейное уравнение нестационарной теплопроводности, в котором на 2-й стадии сварки учитывается поступательное движение штыря. Тепловые источники, возникающие в процессе сварки, описываются двумя составляющими: первая учитывает мощность источников тепла, обусловленных трением на поверхностях контакта инструмента с деталями, вторая – тепловыделение, вызванное механическим деформированием материала деталей. Выполнены математическое моделирование и экспериментальное исследование температурного поля в инструменте из кубического нитрида бора (кубонита) и твердого сплава, а также в медных деталях в процессе сварки трением. На основе согласования численных и экспериментальных результатов установлена адекватность разработанной модели. Показано, что использование сверхтвердых материалов (кубонита и твердого сплава) для изготовления рабочих элементов инструмента дает возможность обеспечить термомеханическую стойкость инструмента в процессе сварки. Показана также возможность повышения прочности сварных соединений деталей из магниевого сплава МЛ10 в результате применения трения с перемешиванием для модифицирования структуры поверхностных слоев свариваемых поверхностей деталей с их последующей электронно-лучевой сваркой. Библиогр. 27, табл. 1, рис. 14.

Ключевые слова: математическое моделирование, сварка трением с перемешиванием, температурное поле, инструмент из сверхтвердых материалов, модифицирование структуры, электронно-лучевая сварка

С момента запатентования [1] способ сварки трением с перемешиванием (СТП) стал широко использоваться в разных областях промышленности для соединения сплавов, плохо свариваемых традиционными способами (алюминиевые сплавы, содержащие цинк, медь, литейные сплавы магния); металлов и сплавов, не образующих эвтектик и твердых растворов, а также вследствие его преимуществ в сравнении с другими способами соединения деталей путем сварки [2, 3]. Процесс СТП осуществляется при температуре, которая значительно ниже температуры плавления ($0,4...0,5T_{пл}$); в результате существенно снижаются остаточные напряжения и температурные деформации; измельчается микроструктура зоны соединения, что положительно влияет на обеспечение прочности материала деталей в зоне их соединения. СТП в основном используется для соединения листовых деталей вдоль линии их контакта или наваривания одной листовой детали на другую [3, 4]. Распространение этого способа и его совершенствование происходит еще и потому, что возникает необходимость соединения деталей из разнородных материалов, а также материалов,

имеющих высокие твердость и температуру плавления. Для сварки таких материалов необходима разработка инструмента более совершенной конструкции [5, 6] и использование для изготовления его рабочих элементов материалов с повышенной термомеханической и химической стойкостью [7, 8]. Для выбора оптимальных конструкций инструмента, рациональных режимов сварки и получения качественного соединения деталей в результате СТП целесообразно математическое моделирование и экспериментальное исследование теплового состояния инструмента и деталей в процессе сварки [9, 10]. При этом математическое моделирование в сочетании с другими видами исследований позволяет воссоздать наиболее полную картину физико-механических процессов, протекающих при СТП.

Математическая модель температурного поля в процессе СТП. Данная работа посвящена численному моделированию температурного поля в процессе наваривания медных пластин на металлическую основу способом СТП с использованием термостойких инструментов из кубонита и твердого сплава. Весь процесс СТП условно



можно разделить на две основные стадии: на 1-й штырь рабочего элемента, вращающийся с большой скоростью вокруг своей оси, постепенно полностью погружается в свариваемые детали, на 2-й стадии штырь, погруженный в детали, продолжает вращаться вокруг своей оси и поступательно движется параллельно к верхним поверхностям деталей в определенном согласно технологическим условиям направлении до завершения процесса сварки.

В процессе СТП наблюдается ряд физико-механических процессов. На 1-й стадии в начале контакта штыря с поверхностью детали происходит трение в зоне контакта. Вследствие вращения штыря и действия силы трения элементы поверхности штыря увлекают за собой частички материала детали. В результате она деформируется в виде перемешивания материала в той части ее объема, которая находится вблизи зоны контакта штыря с деталью. Кроме того, погружение штыря в деталь приводит также к ее деформированию. Оба описанных явления деформирования детали происходят одновременно, что приводит к вязкопластическому течению материала деталей относительно поверхности рабочего элемента. На 2-й стадии, когда погруженный в деталь штырь движется параллельно ее поверхности, процесс трения также происходит по поверхности контакта буртика с деталью. Перемешивание материала деталей происходит в ее объеме вблизи поверхности контакта как штыря с деталью, так и буртика с деталью.

На обеих стадиях в результате трения в зоне объема деталей, находящихся вблизи поверхностей штыря и буртика (зоне термомеханического влияния), существенно повышается температура. Действие сил трения вызывает деформирование материала деталей в этой зоне и его вязкопластическое течение, возникают большие механические деформации. Действие сил трения и деформирование деталей приводит к интенсивному выделению тепла и повышению температуры рабочего элемента и деталей, что является причиной изменения физико-механических свойств последних, и в свою очередь влияет на процессы деформирования, тепловыделения и теплопередачи. Таким образом, процессы трения, деформирования, вязкого течения материала деталей и теплопроводности при СТП являются взаимосвязанными. Поэтому в строгой постановке при математическом моделировании температурного поля в процессе СТП необходимо рассматривать связанные между собой задачу теплопроводности и задачи вязкого течения и деформирования. Однако для оперативного создания компьютерной программы можно рассматривать лишь задачу теплопроводности, учи-

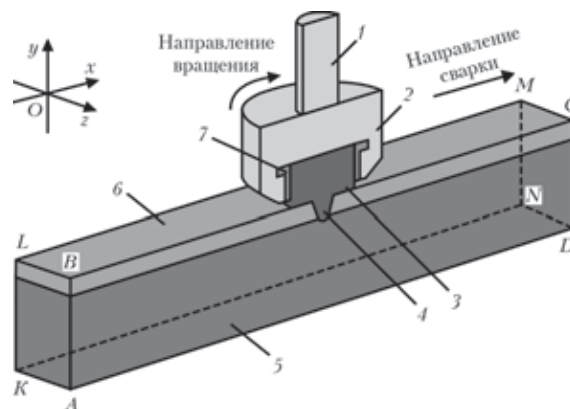


Рис. 1. Расчетная область (продольное сечение плоскостью $ABCD$): 1 — стальной вал привода; 2 — стальная державка; 3, 4 — буртик и штырь рабочего элемента; 5, 6 — свариваемые детали; 7 — твердосплавная обойма

тывая действие тепловых источников, обусловленных действием сил трения и вязкопластическим деформированием, а также вращение штыря вокруг своей оси и его поступательное движение с буртиком относительно детали.

Из результатов экспериментальных и теоретических исследований [11–13] известно, что картины распределения температуры и механических нагрузок не являются симметричными относительно плоскости $ABCD$ (рис. 1), которая проходит через ось вращения штыря параллельно направлению сварки. Однако учитывая, что линейная скорость вращения штыря на 2...3 порядка больше его поступательной скорости, для упрощения постановки задачи и уменьшения времени вычислений можно принять, что температурное поле в штыре с буртиком симметрично относительно указанной плоскости.

Для математического моделирования температурного поля в процессе СТП используем уравнение переноса тепла

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{v} \text{grad } T \right) = \text{div}(\lambda \text{grad } T), \quad (1)$$

где ρ , c_p , λ — соответственно плотность, удельная теплоемкость при постоянном давлении и коэффициент теплопроводности материала; $\vec{v}$ — вектор скорости; T — температура; t — время.

Как отмечено в работах [10, 14], в процессе СТП тепловыделение, полученное в результате деформирования материала деталей, составляет 4,4 % общего количества тепловыделений. С учетом этого, а также принимая во внимание близость зоны деформирования деталей к поверхности штыря с буртиком, действие тепловых источников, обусловленных трением и деформированием, аналогично [10, 15, 16] задавали в виде действия общего источника на поверхности контакта штыря и буртика с деталью:



$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = [\beta \mu p_n + (1 - \beta) \eta \tau] \omega R, \quad (2)$$

где p_n — нормальные усилия в точке контакта; ω — круговая скорость в точках поверхности контакта; μ — коэффициент трения; R — расстояние рассматриваемой точки контакта от оси вращения штыря; τ — предел текучести материала; η — коэффициент механической эффективности (механический КПД); коэффициент β определяется по формуле

$$\beta = 1 - \exp\left(-\frac{\omega R}{\beta_0 \omega_0 R_0}\right), \quad (3)$$

а его значения находятся в пределах от 0 до 1. Коэффициент трения μ вычисляем по формуле

$$\mu = \mu_0 \exp(-\lambda_0 \beta \omega R), \quad (4)$$

где R_0 — радиус буртика; ω_0 — характерная величина угловой скорости; μ_0 — постоянное значение коэффициента трения; β_0 — постоянный коэффициент со значением на отрезке $[0; 1]$; постоянная λ_0 равна 1 с/м. На плоскости $ABCD$ (см. рис. 1) тепловые потоки отсутствуют

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = 0. \quad (5)$$

На поверхностях буртика и деталей, которые контактируют с внешней средой температуры T_c , задаются условия конвективного теплообмена

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha (T - T_c) \quad (6)$$

с соответствующим значением коэффициента конвективного теплообмена α . Кроме того, на поверхностях деталей и буртика, расположенных вблизи зон с высокой температурой, задаются условия излучения тепла согласно закону Стефана–Больцмана

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \varepsilon \sigma_0 (T^4 - T_c^4), \quad (7)$$

где ε — степень черноты поверхности; σ_0 — постоянная Стефана–Больцмана.

Учитывая поступательное движение со скоростью v деталей относительно штыря с буртиком, на торцах $AKLB$ и $DNMC$ расчетной области (см. рис. 1) задается условие переноса тепловой энергии через указанные поверхности

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = c_p \rho v_n (T - T_0), \quad (8)$$

где v_n — проекция вектора скорости $\vec{v}$ на нормаль к поверхности. В начальный момент времени температура расчетной области равна комнатной.

Как видно из уравнения (1), в математической постановке задачи теплопроводности учитывается массоперенос. Однако вследствие того, что скорость вращения штыря с буртиком (равная $\omega R \approx 0,1 \dots 1,0$ м/с) значительно больше их поступательной скорости $v_{св}$ вдоль линии сварки ($v_{св} =$

$0,002 \dots 0,004$ м/с), учет этих движений в модели учитывается таким образом. При вращении с большой скоростью вокруг своей оси штыря с буртиком температурное поле в штыре и буртике является практически осесимметричным. Поэтому в уравнении теплопроводности (1) учитывается лишь поступательная скорость движения детали относительно штыря с буртиком, т. е. $v = (-v_{св}, 0, 0)$.

Учет вращения штыря с буртиком реализуется в математической модели путем усреднения температуры вдоль каждой линии L_i ($i = 1, 2, \dots, N$) вращения точек поверхности штыря и буртика, где N — количество линий вращения. В компьютерной реализации это осуществляется так. После каждого шага по времени вдоль каждой линии вращения вычисляется среднее значение температуры T_i с помощью соответствующих криволинейных интегралов первого рода:

$$T_i = \frac{1}{L_i} \int_{L_i} T(x, y, z, t) dL, \quad (L_i = \int_{L_i} dL, \quad i = 1, 2, \dots, N). \quad (9)$$

После этого в каждой из узловых точек $T_{i,k}$, лежащих на этой линии вращения, принимается температура, равная T_i

$$T_{i,k} = T_i, \quad k = 1, 2, \dots, K_i, \quad (10)$$

где K_i — количество точек разбиения i -й линии. На поверхностях контакта детали с массивными телами (подставками) и буртика (с соединительными элементами привода) задаются граничные условия теплообмена путем введения эффективного коэффициента теплообмена $\alpha_{эф}$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha_{эф} (T - T_c). \quad (11)$$

Величина $\alpha_{эф}$ определяется на основе уравнения баланса тепла с учетом температурной зависимости теплофизических свойств и геометрических параметров контактирующих тел.

Для решения задачи теплопроводности (1)–(11) используем метод конечных элементов совместно с методом Бубнова–Галеркина и конечно-разностной схемой Кранка–Николсона по времени. Вычисления выполнены с помощью модернизированной версии пакета программ [17] в среде Visual Fortran 6.5 по моделированию трехмерного температурного поля, в которой учитывали поступательное движение инструмента (второй член в левой части уравнения (1)), а также вращение штыря с буртиком (формулы (9), (10)).

Расчетную область (см. рис. 1) выбирали на основании размеров свариваемых деталей и указанных выше условий симметрии задачи. Плоскость $ABCD$ — плоскость симметрии. Все части расчетной области в компьютерной реализации являются неподвижными. Однако движение тех частей, которые двигаются в процессе СТП, моделируется



с помощью соответствующих разработанных алгоритмов, описанных ниже.

Моделирование тепловых источников на 1-й стадии СТП. На стадии погружения штыря в свариваемые детали моделирование действия тепловых источников выполнено таким образом. Полагая, что во время реального погружения в детали штырь движется равномерно вниз. При этом в каждый момент времени на поверхности погруженной части штыря действуют тепловые источники. При компьютерном моделировании рассматриваем штырь, полностью погруженный в деталь (рис. 2), тепловые источники действуют лишь на поверхности погруженной части 2 штыря в текущий момент времени. Увеличение погруженной части штыря 2 моделируем дискретно с помощью величины шага по времени и шага конечно-элементной разбивки поверхности *EFG* контакта штыря 2 с деталью. В каждый момент времени в зависимости от погружения штыря вычисляем площадь вертикальной проекции погруженной части штыря 2 на плоскость *xOz* (см. рис. 1) и рассчитываем нормальное усилие на каждый элемент поверхности контакта штыря с деталями.

По мере погружения штыря область действия тепловых источников на поверхности контакта штыря с деталями распространяется вверх в направлении буртика, как изображено на рис. 2. Эта стадия завершается в момент полного погружения штыря в деталь.

Моделирование температурного поля на 2-й стадии СТП. На этой стадии СТП происходит поступательное движение штыря с буртиком относительно свариваемых деталей. Для реализации такого относительного движения моделируем движение точек деталей со скоростью $\vec{v} = (-v_{св}, 0, 0)$, т. е. движение в отрицательном направлении оси *Ox* (см. рис. 1). В этом случае граничное условие

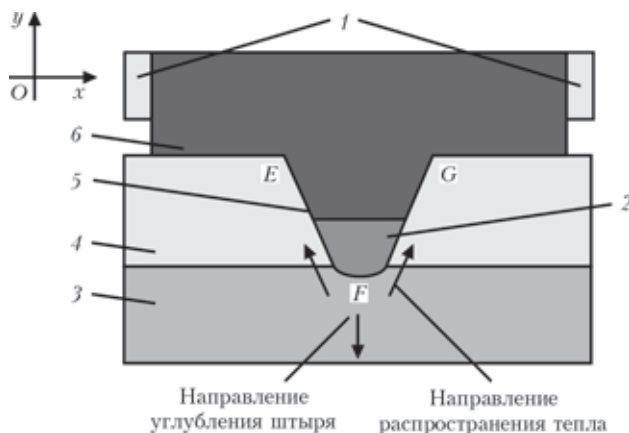


Рис. 2. Фрагмент расчетной области для моделирования тепловых источников на стадии погружения штыря в деталь: 1 — твердосплавная обойма; 2 — часть объема штыря, погруженная в деталь в определенный момент времени; 3, 4 — свариваемые детали; 5, 6 — соответственно штырь и буртик рабочего элемента

(2) реализуется с учетом всей поверхности контакта штыря и буртика с деталью. Как и на стадии погружения штыря, контролируется температура в детали, которая не может превышать температуру ее плавления $T_{пл}$. Реализуются условие (8), а также условия осесимметричности температурного поля в штыре и буртике (9), (10). Остальные граничные условия, приведенные в постановке задачи, реализуются на обеих стадиях процесса СТП.

Результаты численных и экспериментальных исследований СТП. Разработанное компьютерное обеспечение было использовано для моделирования температурного поля в процессе СТП медных деталей: верхнюю деталь 6 наваривают на нижнюю 5 (см. рис. 1). Исследуемые свариваемые детали были изготовлены из меди; штырь с буртиком — из кубонита; обойма — из твердого сплава ВК8; державка и вал от привода — из стали 40. При расчетах использовали размеры элементов расчетной области: радиус основания штыря составлял 0,0045 м, высота — 0,0065 м; радиус нижней части буртика — 0,0125 м, размеры остальных элементов пропорциональны, указанным на рис. 3. Размеры деталей: толщина верхней (навариваемой) детали составляет 0,005 м, толщина нижней детали — 0,027 м, длина деталей — 0,1 м, ширина — 0,05 м. Поскольку в компьютерной модели все части расчетной пространственной схемы являются неподвижными, то для исследования температурного режима деталей, расчетную область для детали выбрали вдвое длиннее (вдвое больше в направлении оси *Ox*). Скорость вращения штыря $n_{об} = 1180$ об/мин, средняя скорость сварки $v_{св} = 0,563$ мм/с. Теплофизические свойства меди, кубонита, твердого сплава и стали 40 выбраны из работ [18–21]. Информацию о температурной зависимости предела текучести меди (рис. 4) взято из [22, 23]. Значение постоянных параметров следующие: $\mu_0 = 0,4$, $\beta_0 = 0,4$ и $\lambda_0 = 1$ с/м — принято аналогично [10]; $\omega_0 = 2\pi n_{об}$, $R_6 = 0,0125$ м. Коэффициент конвективно-

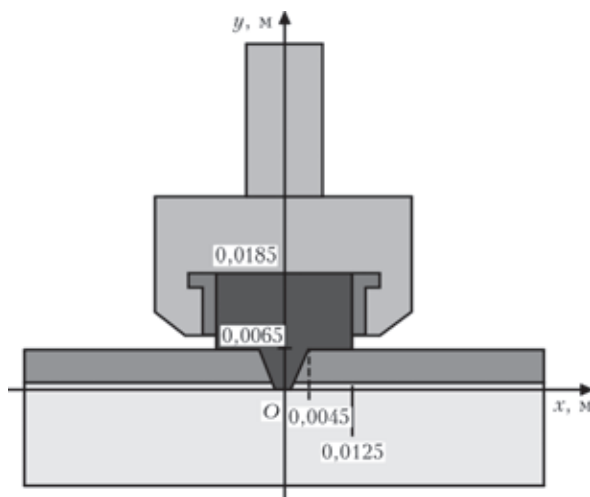


Рис. 3. Размеры элементов расчетной области

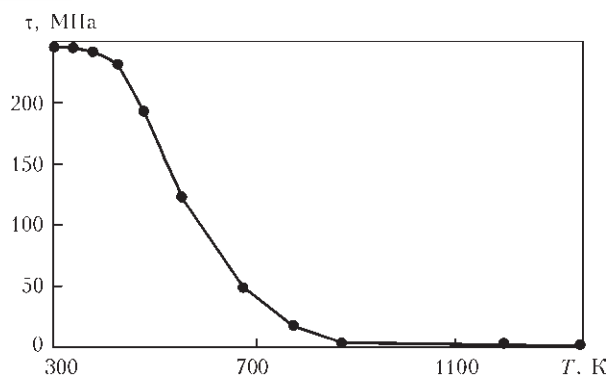


Рис. 4. Температурная зависимость предела текучести меди

го теплообмена α на верхней поверхности верхней детали и боковых поверхностях обеих деталей был выбран равным $20 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$ по методике [24]. На боковой поверхности стальной державки, на внешних поверхностях буртика и твердосплавной обоймы задавали граничные условия конвективного ($\alpha = 30 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$) и лучистого ($\epsilon = 0,6$) теплообменов с внешней средой при комнатной температуре. На нижней поверхности нижней детали, верхней поверхности стальной державки, внешней поверхности стержня привода, где есть контакт указанных элементов с массивными телами, задавали граничные условия теплообмена с эффективным коэффициентом теплообмена $\alpha_{\text{эф}}$, который меняется в зависимости от температуры в пределах $60 \dots 80 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$.

Очевидно, что температурное поле в зоне сварки существенно зависит от технологического режима процесса СТП, в частности механических усилий, действующих на штырь с буртиком со стороны привода. Для определения мощности тепловых источников необходимо знать механические напряжения на поверхностях штыря и буртика. В компьютерной модели эти напряжения определяются по механическим усилиям, действующим на штырь с буртиком в процессе СТП. Проведен эксперимент по измерению этих усилий, а также температуры в отдельных точках верхней детали. Как видно из рис. 5, 1-я ста-

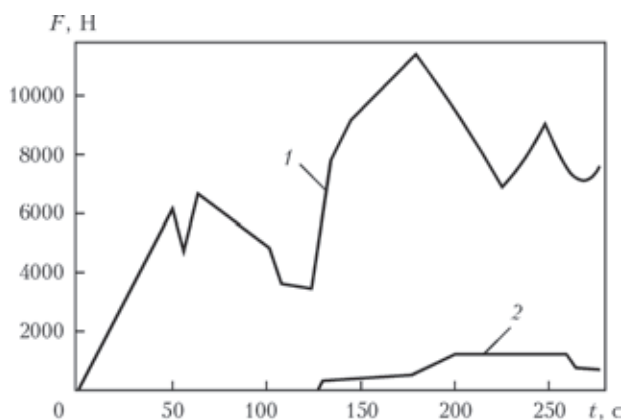


Рис. 5. Механические нагрузки, действующие на штырь и буртик в процессе СТП (эксперимент): 1, 2 — вертикальная и горизонтальная составляющие усилия соответственно

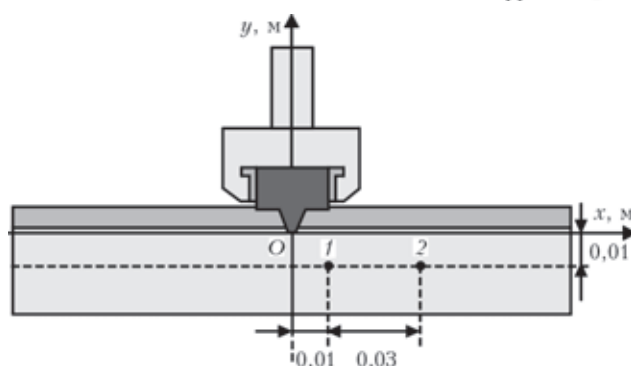


Рис. 6. Схема расположения термопар (1, 2) при измерении температуры в процессе СТП

дия (погружение штыря) заканчивается в момент 124 с: до этого времени штырь полностью погружается в верхнюю деталь; на штырь действует лишь вертикальное усилие, которое постепенно уменьшается и становится почти вдвое меньше своего максимального значения. В момент 124 с начинается процесс сварки. В этот момент времени на систему штырь–буртик действует касательное усилие и резко возрастает вертикальное усилие, которое после достижения своего максимума падает к завершению процесса сварки. Через 50 с после начала поступательного движения деталей относительно штыря в целях повышения скорости сварки увеличена продольная подача привода станка, что привело к возрастанию усилий (рис. 5), действующих на штырь с буртиком. На 1-й стадии процесса СТП вертикальное усилие приложено лишь к штырю и оно вызывает возникновение тепловых источников на поверхности контакта штыря с деталью. На 2-й стадии вертикальное и горизонтальное усилия приложены как к штырю, так и к буртику; теперь они являются причиной действия тепловых источников на поверхностях контакта штыря с деталью и буртика с деталью. На этой стадии, как видно ниже из результатов вычислений, с самого начала происходит перераспределение тепловых источников на поверхностях контакта штыря и буртика с деталью.

На рис. 6 приведена схема расположения термопар в точках плоскости $ABCD$ (см. рис. 1), где измеряли температуру при СТП. Результаты компьютерного и лабораторного экспериментов представлены на рис. 7, откуда видно их хорошее согласие между собой, что свидетельствует об адекватности компьютерной модели процесса СТП.

По результатам вычислений можно прогнозировать состояние температурного поля в тех зонах исследуемой области, где очень сложно или невозможно измерить температуру. Кроме того, они дают возможность получить представление об эволюции температурного поля в процессе СТП. Так, на рис. 8 приведены картины распре-

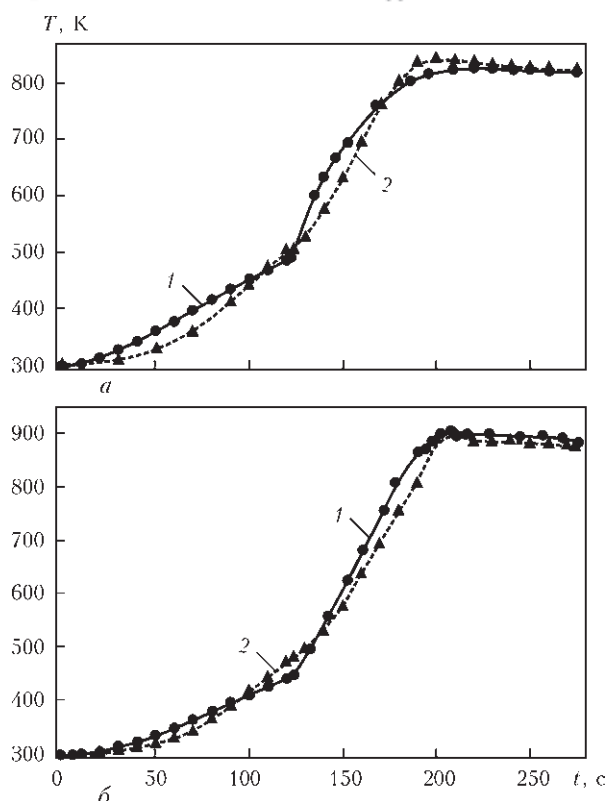


Рис. 7. Результаты вычислений (1) и измерений (2) температуры в процессе СТП: а, б — соответственно температура 1-й и 2-й термопар

деления температуры в плоскости $ABCD$ (см. рис. 1) в последовательные дискретные моменты времени на обеих стадиях процесса СТП. Видно, что максимальная температура находится в зоне действия тепловых источников, обусловленных трением и деформированием материала деталей. На 1-й стадии по мере углубления штыря в деталь максимальная температура постепенно смещается от вершины штыря (нижней его точки на оси вращения) (рис. 8, а) вдоль его боковой поверхности к плоскости буртика (рис. 8, б). В момент окончания углубления штыря (124 с) максимальная температура находится в плечевой зоне соединения штыря с буртиком (рис. 8, б). С момента полного погружения штыря, т. е. на 2-й стадии процесса СТП, зона максимальных температур уже располагается на поверхности буртика (рис. 8, в, г; 9), что согласуется с результатами других авторов [25, 26]. На этой стадии основное количество тепла генерируется в зоне контакта буртика с деталью, поэтому в указанной зоне на протяжении 2-й стадии постоянно поддерживается максимальная температура (рис. 9). Эта информация очень важна для обеспечения термостойкости штыря, буртика, а также обоймы (в том числе при необходимости ее охлаждения для недопущения перегрева инструмента). Отсюда следует, что термостойкость буртика должна быть не ниже, чем термостойкость штыря.

При работе инструмента в условиях высоких температур важна информация о температуре в наиболее нагруженных зонах инструмента, которыми является вершина штыря, его боковая поверхность, поверхность буртика, контактирующая со свариваемыми деталями, а также поверхность контакта штыря с твердосплавной обоймой. Это важно и при оценке термостойкости инструмента для СТП. Как видно из рис. 10, на 1-й стадии вершина штыря нагревается сильнее, чем поверхность твердосплавной обоймы. Однако с началом 2-й стадии нагрев обоймы становится более интенсивным, чем нагрев штыря. Температура внутренней поверхности обоймы становится больше, чем в вершине штыря, и достигает уровня 1090...1130 К. Различие между этой и начальной (комнатной) температурой составляет 78 % различия между температурой плавления меди (1356 К) и комнатной, что согласуется с данными работы [2] относительно температуры при СТП.

Как показывают расчеты, суммарный уровень термических (нагрев до температуры 1090...1130 К) и механических нагрузок, вызванных в основном горизонтальной составляющей силы (с максимальным значением 1200 Н), с которой инструмент воздействует на деталь на протяжении процесса сварки (см. рис. 5, кривая 2), является меньше критического уровня для твердого сплава ВК6, из которого изготовлена обойма. Так, в температурном интервале 1000...1100 К предел текучести при сжатии для твердых сплавов ВК6, ВК8 снижается с 13 до 3 МПа [21], а по результатам выполненных расчетов максимальное значение нормального давления на поверхности обоймы между точками 2 и 3 (рис. 10) достигает 2,54 МПа.

Это дает основание сделать вывод об обеспечении механической стойкости инструмента из сверхтвердых материалов для СТП медных деталей при рассмотренном режиме сварки. Очевидно, что значительное увеличение горизонтальной составляющей усилия (а значит, и скорости поступательного движения штыря) может привести к превышению для нормальных усилий предела текучести материала твердосплавной обоймы и в результате к выходу из строя инструмента в целом. Поэтому следует тщательно выбирать параметры режима СТП, соблюдая при этом определенное соотношение между скоростью вращения штыря и скоростью его поступательного движения [2].

При выборе материала для изготовления рабочего элемента инструмента способом СТП важное значение имеет температура в зоне сварки. Для обеспечения надежности инструмента материал рабочего элемента должен иметь необходимую термостойкость. Из рис. 11 видно, что максималь-

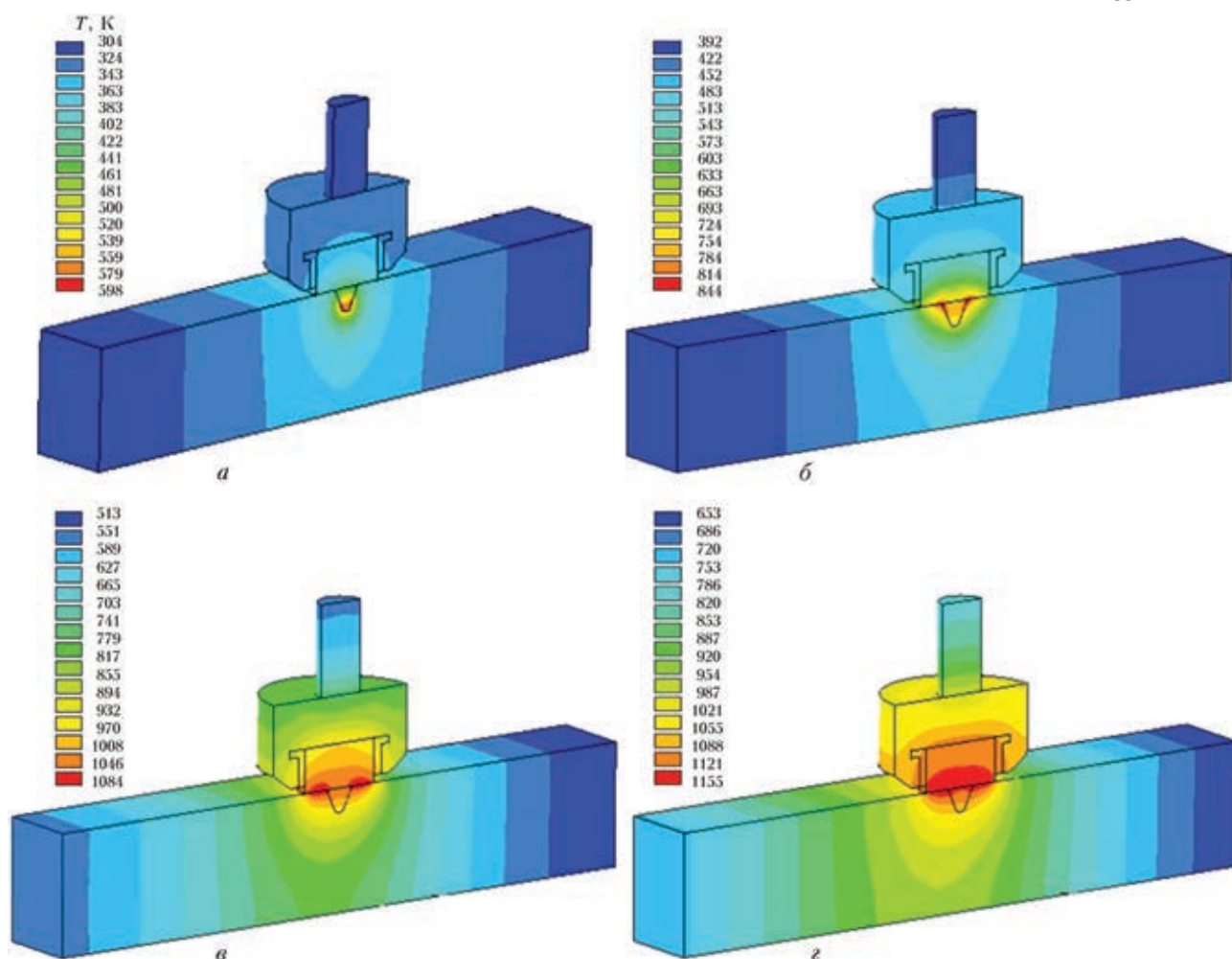


Рис. 8. Температурное поле в разные моменты времени: а — $t = 60$; б — 124 (1-я стадия процесса СТП); в — 180; з — 274 с (2-я стадия)

ная температура в рабочем элементе стабилизируется в интервале 1050...1080 К (при наваривании меди на медь). Это значение существенно меньше, чем термостойкость нитрида бора, которая находится в интервале 1570...1770 К [27]. Таким образом, использование рабочего элемента из кубическо-

го нитрида бора при указанных выше режимах процесса СТП позволяет обеспечить стойкость инструмента.

Полученные технологические возможности также использованы для модифицирования структуры литейного магниевого сплава МЛ10 за счет

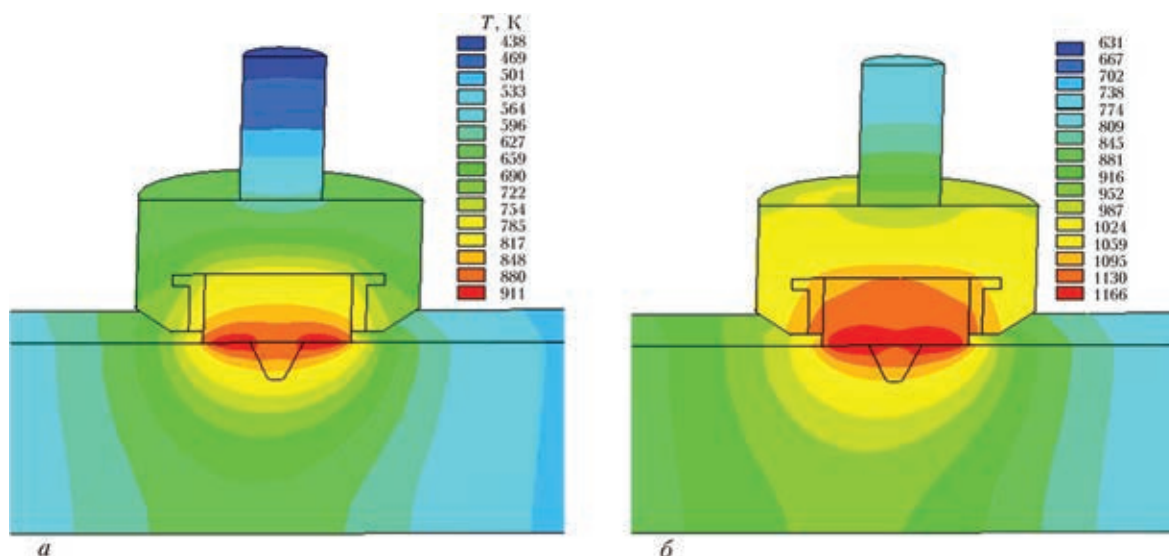


Рис. 9. Фрагменты картин распределения температуры на 2-й стадии процесса СТП через 25 (а) и 125 с (б) после начала горизонтального движения штыря

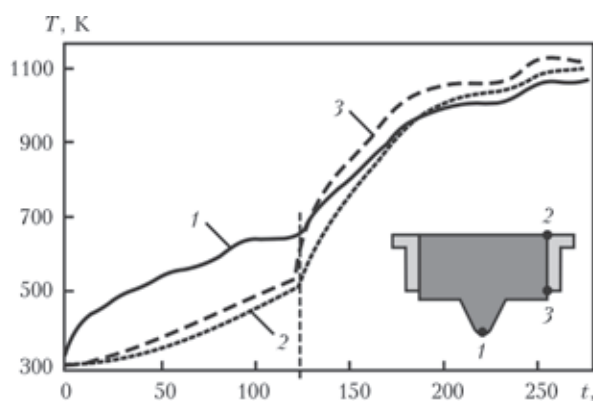


Рис. 10. Изменение температуры в вершине штыря (1) и двух крайних точках поверхности твердосплавной обоймы (2, 3) в процессе СТП (вертикальная штриховая — окончание 1-й стадии и начало 2-й)

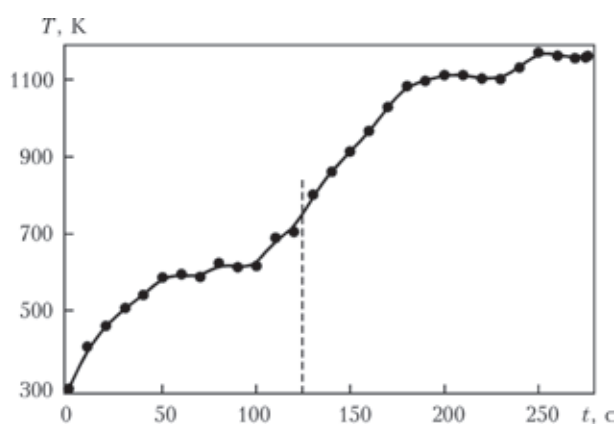


Рис. 11. Изменение во времени максимальной температуры в рабочем элементе в процессе СТП

влияния процесса трения с перемешиванием на изменение структурного состояния поверхностного слоя свариваемых электронно-лучевой сваркой (ЭЛС) деталей из литейного магниевого сплава МЛ10. Модифицирование заключалось в измельчении зерна в 10...12 раз в обрабатываемом слое на глубину 6...8 мм по сравнению с основным металлом. Структура (рис. 12) образцов из сплава МЛ10 с модифицированным поверхностным слоем исследована с помощью растрового электронного микроскопа ZEISS EVO, оснащенного энергодисперсионным анализатором INCA PENTA Fx3.

Изменение параметров структуры модифицированных образцов сплава МЛ10 зависит от параметров движения инструмента (скоростей

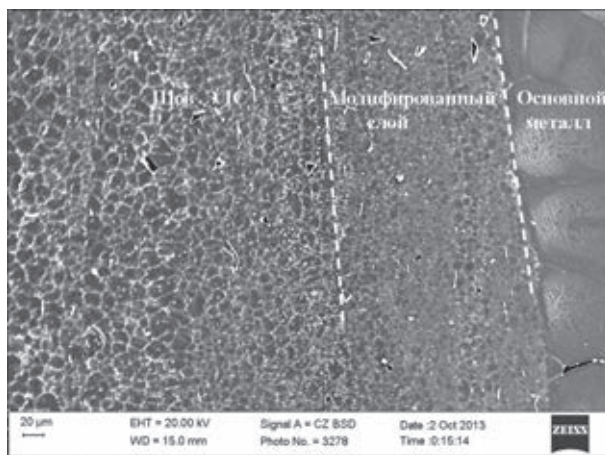


Рис. 13. Общий вид структуры сварного соединения сплава МЛ10 с предварительным модифицированием поверхностного слоя ($v_{св} = 20$ мм/мин; $n_{об} = 630$ об/мин) и последующей ЭЛС

вращения и подачи). Изображение границ зерен сопряженных слоев модифицированного и основного металла магниевого сплава МЛ10, полученное методом дифракции отраженных электронов с помощью растрового электронного микроскопа и представленное на рис. 12, свидетельствует о высокой степени влияния процесса модифицирования на изменение структурного состояния сплава в виде значительного измельчения зерен в 10...12 раз, т. е. до размера 2...3 мкм. Именно эта особенность изменения структуры магниевого сплава МЛ10, полученная в результате предварительного модифицирования поверхностного слоя структуры сплава (на глубину 6 мм) трением с перемешиванием, была использована для дальнейшего соединения деталей изделия способом ЭЛС в вакууме в целях повышения прочности сварного шва (рис. 13). Фрактографическое исследование состояния структуры сварного соединения с применением растрового электронного микроскопа показало, что благодаря предварительной обработке поверхностных слоев торцов деталей трением с перемешиванием с последующей ЭЛС, сварка проходит уже по сплаву со сформированной мелкозернистой структурой (размер зерна 2...3 мкм, рис. 13), а в зоне рекристаллизации металла шва через жидкую фазу размер зерен сплава увеличивается только до 5...6 мкм, что в 4...5 раз меньше размеров зерен в основном металле. Од-

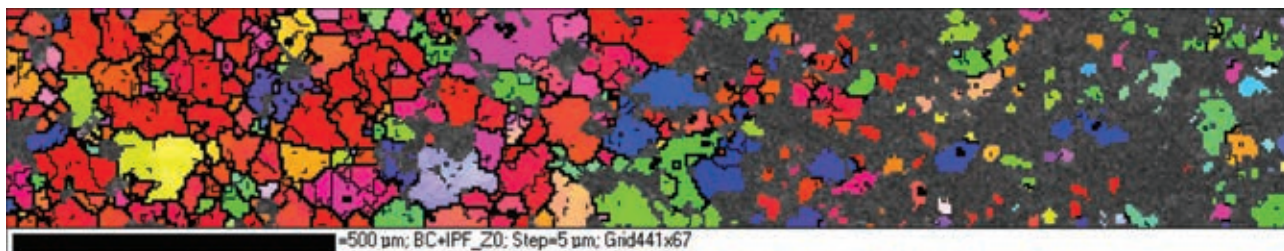


Рис. 12. Структура сплава МЛ10 на границе соединения слоев в исходном и модифицированном состоянии (после обработки трением с перемешиванием на глубину 6 мм)

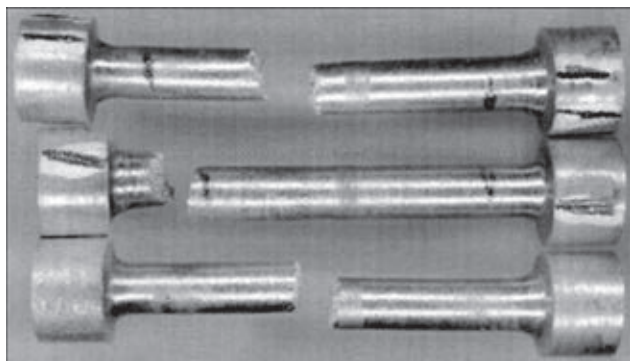


Рис. 14. Общий вид образцов магниевого сплава МЛ10 с модифицированной (СТП) структурой слоев сплава, прилегающих к сварному стыку, а затем сваренных ЭЛС ($U_{\text{иск}} = 60$ кВ; $I_{\text{п}} = 50$ мА; $v_{\text{ЭЛС}} = 20$ мм/с; $\Delta I_{\text{ф}} = 5$ мА; $t_{\text{раб}} = 200$ мм) после механических испытаний на одноосное растяжение

Механические свойства сварных соединений литого магниевого сплава МЛ10

Тип образца	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	ψ , %
Основной металл	230,6	140,0	5,9	11,1
После ЭЛС	197,9	134,3	6,5	12,0
После ЭЛС деталей с модифицированными СТП поверхностными слоями	216,8	153,9	6,6	12,5

нако главное заключается в том, что между зоной рекристаллизации и основным металлом образуется промежуточная структурированная мелкозернистая область, в которой уже не наблюдается горячих трещин. На рис. 13 показана структура сплава МЛ10 в модифицированном слое, а также условные границы соединения слоев после обработки трением с перемешиванием.

Испытание сварных соединений магниевых сплавов МЛ10 на разрыв на цилиндрических образцах с диаметром рабочей части $d_0 = 3$ мм проводили после ЭЛС без применения трения с перемешиванием и после гибридной технологии (СТП+ЭЛС). Как показали испытания, у образцов из магниевого сплава МЛ10 после ЭЛС без применения трения с перемешиванием разрушения происходят по линии сплавления. Противоположная картина наблюдается при разрушении образцов, прошедших обработку по гибридной технологии (СТП+ЭЛС), т. е. разрушение происходит вне зоны термического влияния (рис. 14).

Результаты сравнительных испытаний на растяжение образцов со сварными соединениями, полученные стандартным способом ЭЛС и по гибридной технологии (СТП+ЭЛС), подтверждают ее эффективность (таблица).

Заключение

Путем сравнения результатов вычисления и измерения температурного поля в свариваемых деталях установлена адекватность модели на ос-

новании ее соответствия экспериментальным данным. Показано, что максимальная температура на стадии сварки находится на поверхности буртика инструмента, что важно при конструировании рабочих элементов инструмента для СТП. Показано также, что использование таких сверхтвердых материалов, как кубический нитрид бора и твердый сплав, для изготовления рабочих элементов инструмента, предназначенных для СТП, обеспечивает термомеханическую стойкость инструмента. Разработанное компьютерное обеспечение дает возможность оперативно прогнозировать тепловое состояние в процессе СТП листовых деталей и модифицирования структуры легких сплавов.

Разработанные инструменты были использованы для предварительной обработки поверхностных слоев литейного магниевого сплава МЛ10 способом СТП в целях их модифицирования, направленного на формирование мелкозернистой структуры сплава (размер зерна $2...3$ мкм) для их последующей обработки способом ЭЛС. В результате рекристаллизации металла шва после ЭЛС размер зерен сплава увеличивается только до $5...6$ мкм, что в $4...5$ раз меньше, чем размеры зерен в основном металле, что и повышает прочность сварного соединения по сравнению с прочностью основного металла.

1. *Intern. pat. PCT/GB92/02203*; Pat. 9125978.8 GB; Pat. 5,460,317 US. Friction stir butt welding / W. M. Thomas, E. D. Nicholas, J. C. Needham et al. – Publ. Dec., 1991.
2. Штрикман М.М. Состояние и развитие процесса сварки трением линейных соединений (Обзор) // Свароч. пр-во. – 2007. – № 10. – С. 25–32.
3. Восстановление плит медных кристаллизаторов непрерывной разливки стали методом наплавки трением с перемешиванием / В.И. Зеленин, М.А. Полещук, Е.В. Зеленин и др. // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения. – 2010. – Вып. 13. – С. 476–479.
4. Backer J.D., Bolmsjo G., Christiansson A.K. Temperature control of robotic friction stir welding using the thermoelectric effect // Int. J. Adv. Manuf. Technol. – 2014. – № 70. – P. 375–383.
5. Pat. 005893507A US. Auto-adjustable pin tool for friction stir welding / R.J. Ding, P.A. Oelgoetz. – Publ. Apr. 13, 1999.
6. Friction stir welding and processing: 2007 ASM International / Eds R.S. Mishra, M.W. Mahoney, 2007. – 352 p. // www.asminternational.org.
7. Review: friction stir welding tools / R. Rai, A. De, H.K.D.H. Bhadeshia, T. DebRoy // Sci. and Technol. Welding and Joining. – 2011. – 16, № 4. – P. 325–342.
8. Friction stir welding of 20 mm thickness 1018 steels / R.J. Steel, J. Peterson, S. Sanderson et al. // Proc. of the twenty-second international offshore and polar engineering conf. Rhodes, Greece, June, 17–22, 2012. – 2012. – P. 238–243.
9. Buffa G., Fratini L., Shivpuri R. Finite element studies on friction stir welding process of tailored blanks // Computers and Structures. – 2008. – 86. – P. 181–189.
10. Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel / R. Nandan, G.G. Roy, T.J. Lienert, T. DebRoy // Acta Materialia. – 2007. – 55. – P. 883–895.
11. Friction stir welding of aluminium alloys / P.L. Threadgill, A.J. Leonard, H.R. Shercliff, P.J. Withers // Int. Mater. Rev. – 2009. – 54, № 2. – P. 49–93.



12. Kumbhar N.T., Bhanumurthy K. Friction stir welding of Al 6061 alloy // Asian J. Exp. Sci. – 2008. – **22**, № 2. – P. 63–74.
13. Modelling of precipitation during friction stir welding of an Al–Mg–Si alloy / D. Carron, P. Bastid, Y. Yin, R.G. Faulkner // Technische Mechanik. – 2010. – **30**, № 1–3. – P. 29–44.
14. Steady state thermomechanical modelling of friction stir welding / A. Bastier, M. H. Maitournam, K. van Dang, F. Roger // Sci. and Technol. Welding and Joining. – 2006. – **11**. – P. 278–288.
15. Якимов А.В., Слободяник П.Т., Усов А.В. Теплофизика механической обработки. – Киев–Одесса: Либідь, 1991. – 240 с.
16. Nandan R., DebRoy T., Bhadeshia H.K.D.H. Recent advances in friction stir welding – process, weldment structure and properties // Progress in Materials Science. – 2008. – **53**. – P. 980–1023.
17. Математичне моделювання теплового стану елементів технологічного вузла в процесі швидкісного електро-спікання алмазовмісних композитних матеріалів / А.Л. Майстренко, В.А. Дутка, В.П. Переяслов, С.А. Иванов // Сверхтв. материалы. – 1999. – № 4. – С. 26–35.
18. Синтез, спекание и свойства кубического нитрида бора / А.А. Шульженко, С.А. Божко, А.Н. Соколов и др. – Киев: Наук. думка, 1993. – 256 с.
19. Варгафтик Н.Б. Теплофизические свойства веществ: Справ. – М.; Л.: Техноэнергоиздат, 1956. – 367 с.
20. Справочник по сталям и методам их испытаний / Под общ. ред. В.К. Григоровича. – М.: Металлургиздат, 1958. – 920 с.
21. Туманов В.И. Свойства сплавов системы карбид вольфрама – кобальт. – М.: Металлургия, 1971. – 95 с.
22. <http://www.cniga.com.ua/index.files/cuprum.htm>.
23. Таблицы физических величин: Справ. / Под ред. акад. И.К. Кикоина. – М.: Атомиздат, 1976. – 1008 с.
24. Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент: Справ. / Под общ. ред. В.А. Григорьева, В.И. Зорина. – М.: Энергоиздат, 1982. – 510 с.
25. Uyuru R.K., Kailas S.V. Numerical analysis of friction stir welding process // J. Materials Eng. and Performance. – 2006. – **15**, № 5. – P. 505–518.
26. On the choice of tool material in friction stir welding of titanium alloys / G. Buffa, L. Fratini, F. Micari, L. Settineri // Proc. of NAMRI/SME. – 2012. – **40**. – P. 1–10.
27. Лавриненко В.И., Смоквина В.В., Солод В.Ю. Особенности морфологии порошков из кубического нитрида бора и их направленное использование в шлифовальном инструменте // Сучасні технології в машинобудуванні. – 2013. – Вип. 8. – С. 56–65.

Поступила в редакцию 20.10.2014

17-я МЕЖДУНАРОДНАЯ НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ «ТЕХНОЛОГИИ УПРОЧНЕНИЯ, НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ И РЕМОНТА: ТЕОРИЯ И ПРАКТИКА»

14–17 апреля 2015 г.

г. С.-Петербург

Организаторы: Санкт-Петербургский политехнический университет, НПФ «Плазмацентр»

Цель конференции — определение конкретных путей экономии финансовых средств предприятий и бюджета, поддержание производственно-технического потенциала промышленных предприятий за счет эффективного применения прогрессивных технологий ремонта, восстановления и упрочнения.

Эта традиционная ежегодная конференция проводится с 1997 г. и является самой крупной в России и странах СНГ по данной узконаправленной тематике. Она посвящена промышленным технологиям, которые способны повысить эффективность производства и обеспечить максимальное сокращение издержек за счет применения современных технологий упрочнения, восстановления и ремонта изделий.

На конференции рассматриваются производственно-технические проблемы предприятий различных отраслей промышленности и городского хозяйства, связанные с ремонтом, восстановлением и упрочнением машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки, опыт применения новых технологий ремонта и упрочнения, увеличивающих срок службы изделий в 2...10 раз при минимальных финансовых затратах, демонстрируется современное технологическое оборудование для ремонта.

В рамках конференции пройдут практические школы-семинары: «Наплавка, напыление и упрочнение деталей промышленного оборудования — выбор технологии, оборудования и материалов» и «Упрочнение, восстановление и ремонт инструмента, штампов, пресс-форм и другой технологической оснастки».

Вам представится возможность получить практические рекомендации ведущих специалистов для решения Ваших актуальных проблем ремонта, конкурентоспособности продукции, долговечности деталей, нанесения покрытий и упрочнения.

Заявки для участия в конференции следует направлять:

по электронной почте: info@plasmacentre.ru

по тел./факсу (812) 444-93-37, 444-93-36, т. (921) 973-46-74

почтовый адрес: 195112, Санкт-Петербург, Малоохтинский просп., д. 68, оф. 103.



УДК 621.791.76.03:621.315

СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРИ КОНТАКТНОЙ СТЫКОВОЙ СВАРКЕ НЕПРЕРЫВНЫМ ОПЛАВЛЕНИЕМ ТОЛСТОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ НА ПОСТОЯННОМ И ПЕРЕМЕННОМ ТОКЕ

С.И. КУЧУК-ЯЦЕНКО, П.М. РУДЕНКО, В.С. ГАВРИШ, К.В. ГУЩИН

ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

В последние годы широко применяются источники постоянного тока в оборудовании для контактной стыковой сварки. Вместе с тем имеется положительный опыт применения переменного тока в таком оборудовании. Цель настоящей работы заключалась в сравнительной оценке энергетических и технологических показателей процессов сварки при использовании двух источников питания. Контактную стыковую сварку непрерывным оплавлением пластин толщиной 25 мм из низколегированной стали выполнили с использованием источников питания переменного и постоянного тока. Рассмотрено влияние высокочастотных пульсаций напряжения при сварке на постоянном токе на реактивность сварочного контура, проводимость диодов выпрямителя и устойчивость процесса оплавления. Объяснено явление перенапряжений в результате переходных процессов в сварочном контуре при оплавлении. Показано, что при одинаковом нагреве образцов расход электроэнергии при сварке на постоянном токе на 15 % выше, чем на переменном. При этом макрорельеф поверхности оплавления при сварке на постоянном токе качественно лучше, чем на переменном. Библиогр. 4, табл. 1, рис. 10.

Ключевые слова: контактная стыковая сварка, непрерывное оплавление, постоянный ток, переменный ток, энергетические параметры, высокочастотные пульсации, технологические показатели

В последнее десятилетие значительно расширилось применение оборудования для контактной сварки с использованием источников постоянного тока. Этому способствовали новые разработки мощных выпрямителей, обеспечивающих токи в сварочной цепи машин до 100 кА и более. Большая часть этого оборудования предназначена для сварки сопротивлением (точечной, рельефной). Применение постоянного тока в данном случае обеспечивает равномерную загрузку трех фаз сети, а в некоторых случаях дает технологические преимущества, в частности, более равномерное распределение тока в зоне нагрева свариваемых деталей и увеличение полезной мощности, генерируемой в зоне сварки.

Эти преимущества весьма важны также при контактной стыковой сварке, особенно деталей с большими поперечными сечениями и толщинами стенок, когда потребляется значительная мощность, исчисляемая сотнями киловольт-ампер. В промышленности успешно используются машины для контактной стыковой сварки мощностью 400...500 кВ·А, обеспечивающие токи в сварочной цепи до 80 кА [1]. Однако область их применения в основном ограничивается сваркой рельсов. При этом в качестве базовой технологии используется сварка с прерывистым подогре-

вом сопротивлением и последующим кратковременным оплавлением, на которое приходится не более 10...15 % общего энергозатрат. В данном случае применение постоянного тока, кроме трехфазной загрузки сети при неизменной установленной мощности 400...500 кВ·А, позволяет значительно сократить длительность сварки за счет увеличения плотности тока при подогреве сопротивлением.

В ИЭС им. Е.О. Патона разработаны технологии сварки непрерывным оплавлением без подогрева сопротивлением деталей из разных сталей и сплавов с большими поперечными сечениями до 100 тыс. мм² и толщиной стенки до 100...150 мм, которые успешно внедрены в промышленность (сварка труб нефтегазового сортамента диаметром 50...1420 мм с толщиной стенки 5...30 мм, рельсов, металлургического проката). При сварке деталей с большими поперечными сечениями задача повышения энергетических показателей при непрерывном оплавлении также весьма актуальна, особенно в части изыскания возможностей снижения сопротивления вторичного контура $Z_{к.з}$. Все разработанные технологии сварки деталей с большими поперечными сечениями непрерывным оплавлением [2] базируются на использовании оборудования с низким сопротивлением $Z_{к.з}$, ко-

© С.И. Кучук-Яценко, П.М. Руденко, В.С. Гавриш, К.В. Гушин, 2015



Сравнение энергетических показателей при сварке непрерывным оплавлением стальных пластин сечением 25×50 мм с использованием источников питания постоянного и переменного тока

Источник питания	U_{2r} , В (хх/сварка)	I_2 , кА	Q_1 , кВт·с	Q_B , кВт·с	Q_r , кВт·с	КПД
DC	6,7/4,7	$\frac{2,0...2,6}{2,3}$	$\frac{1310...1509}{1414}$	$\frac{1060...1241}{1148}$	$\frac{929...1073}{1015}$	$\frac{0,7...0,74}{0,7}$
AC	6,8	$\frac{1,6...2,1}{1,8}$	$\frac{1052...1320}{1188}$	-	$\frac{878...1054}{971}$	$\frac{0,77...0,84}{0,8}$

Примечание. U_{2r} — вторичное напряжение на губках (зажимах) сварочной машины (свариваемых деталях); I_2 — измеренный средний ток во вторичной цепи для постоянного тока и эффективный для переменного тока; Q_1 — активная энергия в первичной цепи сварочного трансформатора; Q_r — активная энергия на губках сварочной машины (свариваемых деталях); КПД = Q_r/Q_1 — коэффициент полезного действия.

торое обеспечивает возбуждение оплавления при низких напряжениях и удельных установленных мощностях.

Цель настоящей статьи — сравнительная оценка энергетических и технологических показателей при сварке непрерывным оплавлением деталей из низколегированных сталей на постоянном (выпрямленном) (DC) и переменном (AC) токе. В качестве базовой технологии выбрана технология сварки непрерывным оплавлением кольцевых швов труб современных трубопроводов, для которых используют толстостенные трубы диаметром 1220...1420 мм, толщиной 25 мм из сталей класса прочности X70–X80. Типовая программа изменения основных параметров при контактной сварке таких труб приведена на рис. 1. Многолетний опыт разработок технологий сварки труб показывает, что удельные энергетические показатели остаются идентичными как при оплавлении по всей площади сечения трубы, так и на отдельных секторах, вырезанных по периметру трубы. Поэтому сварку образцов сечением 25×50 мм, вырезанных из трубы, с использованием источника постоянного и переменного тока выполняли на следующих режимах:

напряжение холостого хода, В	6,8
начальная скорость оплавления, мм/с	0,2
скорость в конце оплавления, мм/с	1,2
припуск на оплавление, мм	24
припуск на осадку, мм	10
скорость осадки, мм/с, не менее	50

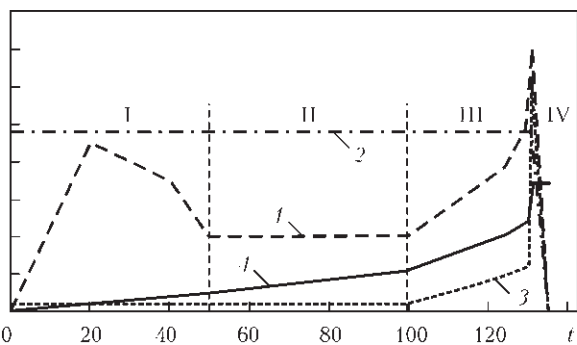


Рис. 1. Типовая программа изменения основных параметров при сварке труб с толщиной стенки 25 мм: I — сплавление скосов кромок (возбуждение оплавления); II — нагрев; III — ускоренное оплавление; IV — осадка; 1 — ток; 2 — напряжение; 3 — скорость; 4 — перемещение (для DC и AC циклограммы идентичны)

Торцы образцов, как и при сварке натуральных труб, имели скос кромок для обеспечения возбуждения оплавления. При этом в отличие от сварки труб изменение скорости оплавления $v_{опл}$ для выявления периодов возможного неустойчивого оплавления задавалось жестко по программе без ее автоматической корректировки.

В основу принятой методики проведения экспериментов положена идентичность технологии, оборудования и сопутствующих процессов при сварке партий образцов на переменном и постоянном токе. Сварку в обоих случаях выполняли на универсальной машине К724 конструкции ИЭС им. Е.О. Патона с трансформатором мощностью 150 кВ·А. После сварки на ней партии образцов при частоте 50 Гц сварочный трансформатор снимали и к сварочному контуру подключали трехфазный выпрямитель фирмы «RoMan» мощностью 180 кВ·А. Полное сопротивление машины после ее переоборудования выпрямителем сохранилось $Z_{к.з} = 240$ мкОм (измеренное на частоте 50 Гц), активное сопротивление 96 мкОм.

При оплавлении образцов осуществлялся контроль температуры в зоне термического влияния.

Все сварные образцы испытывали в соответствии с международным стандартом API. Параметры процесса сварки регистрировали и рассчитывали с помощью компьютерной системы и программного обеспечения, разработанных авторами статьи. Частота опроса каждого канала измерения тока и напряжения была 10 кГц. Результаты экспериментов приведены в таблице.

В обоих случаях средний расход энергии Q_r используемой на нагрев, не превышает 5 %, что свидетельствует о высокой стабильности процессов нагрева металла. Интенсивность источников нагрева также отличается стабильностью, что подтверждается измерениями температурных полей при сварке образцов контрольных партий (рис. 2). При сварке на постоянном токе измеряли температуру обеих свариваемых заготовок. Температурные поля зоны нагрева деталей, являющихся катодом и анодом при оплавлении, незначительно отличались, что может быть обусловлено дополнительным влиянием дуговых разрядов, возника-



ющих после разрушения (взрыва) локальных контактов. Однако эти различия из-за их небольшого значения не могут существенно влиять на качество сварки.

Общий расход энергии Q_1 , потребляемой при сварке из сети, на 15 % выше при оплавлении на постоянном токе, а КПД соответственно ниже, чем при оплавлении на переменном токе. Относительно низкий КПД на постоянном токе обусловлен достаточно высоким сопротивлением диодов в сварочной цепи, что приводит к дополнительным потерям энергии.

Следует отметить, что использование выпрямителей большой мощности для контактной сварки оплавлением экономически не столь рационально, как при сварке сопротивлением. На рис. 3 приведена типовая характеристика современного выпрямителя для контактной сварки. Допускаемое значение тока существенно зависит от относительной продолжительности включения (ПВ) и длительности сварочного тока t . Такие выпрямители наиболее экономично использовать при жестко ограниченной ПВ, исчисляемой не более 10...15 %. При ПВ равной 20 % допустимые токи снижаются в 1,7...2,0 раза. Приблизительно в таком режиме работает большинство машин для точечной и рельефной сварки. При их использовании для сварки сопротивлением, когда ПВ достигает 30...50 %, допустимые токи снижаются в 2,2...2,8 раза. Соответственно приходится увеличивать мощность выпрямителей и создавать для них системы охлаждения, что усложняет оборудование и увеличивает энергетические потери.

В соответствии с методикой работ предполагалось после сварки двух партий образцов на базовом режиме выполнить отдельную сварку на постоянном токе при более низком напряжении $U_{\text{х.х}} = 6,5$ В для выявления влияния сопротивления $Z_{\text{к.з}}$ при сварке на постоянном токе. Однако при снижении напряжения менее 6,8 В не удалось получить устойчивый процесс оплавления, в результате замыкания торцов оплавление пре-

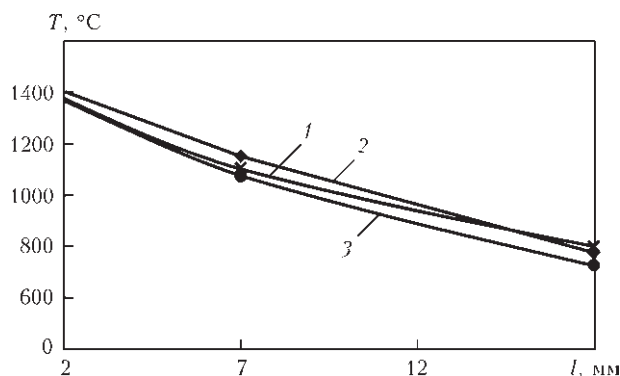


Рис. 2. Распределение температуры в зоне сварки при оплавлении перед осадкой: 1 — нагрев переменным током; 2, 3 — нагрев выпрямленным током анод и катод соответственно

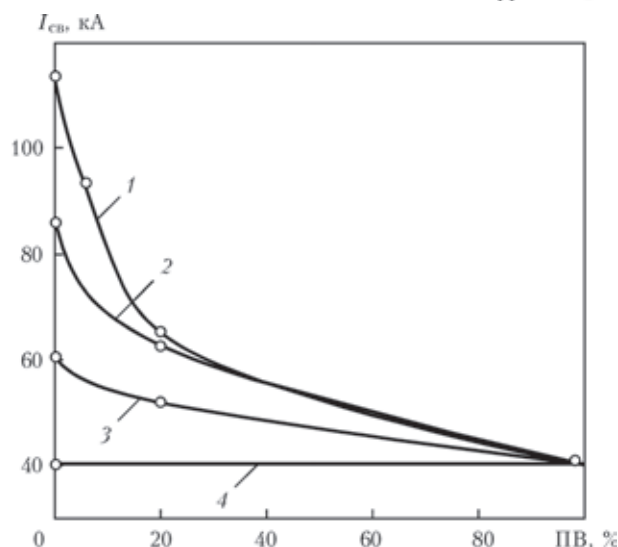


Рис. 3. Зависимость тока нагрузки от продолжительности включения при $t = 0,06$ (1); 0,1 (2); 1,0 (3) и более 2 с (4)

кращалось. Зависимости, характеризующие изменение напряжения на зажимах токоподводящих башмаков и полезной мощности, которая выделяется в контакте между деталями [3], приведены на рис. 4. Из их сравнения видно, что максимальная полезная мощность, генерируемая в контакте, в обоих случаях примерно одинакова, а падения напряжения при нагрузках близких 15 кА также имеют близкие значения. Поэтому пределы возможного допускаемого увеличения проводимости близки. Резерв повышения устойчивости процесса оплавления на постоянном токе исчерпывается падением напряжения на 2 В еще в начальный период увеличения тока нагрузки. Фактически процесс оплавления протекает при более низком падении напряжения на искровом зазоре, чем на

U , В; $P \cdot 10$, кВт

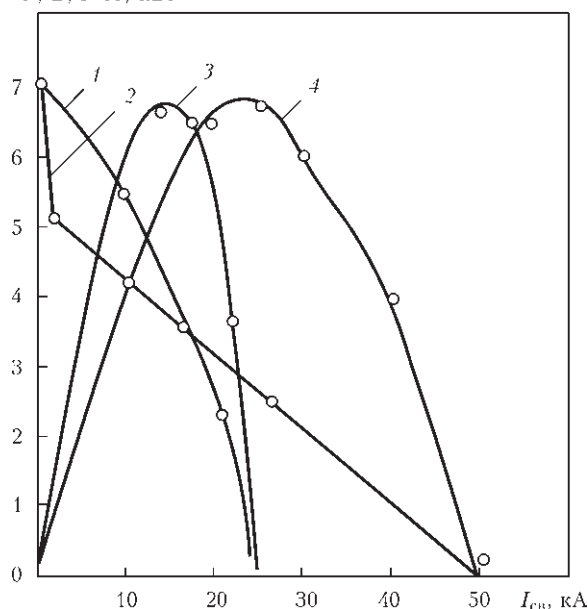


Рис. 4. Зависимости напряжения (1, 2) и мощности (3, 4) от тока в сварочной цепи соответственно на переменном (1, 3) и постоянном (2, 4) токе ($U_{\text{х.х}} = 7,0$ В)

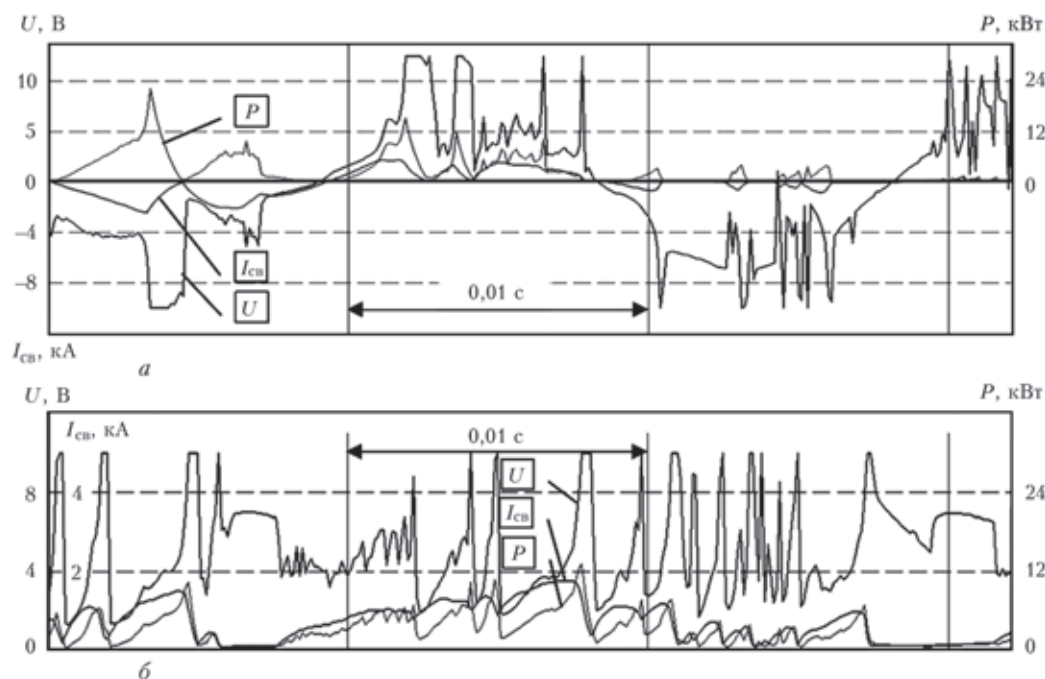


Рис. 5. Осциллограмма сварочного тока, напряжения и мощности, выделяемой на нагрев при оплавлении во II периоде на переменном (а) и постоянном (б) токе

переменном токе. На этом участке динамика прироста мощности с увеличением проводимости искрового зазора также ниже, чем при переменном токе, что не способствует повышению устойчивости процесса плавления. Указанное падение напряжения на диодах — характерная и неотъемлемая особенность изменения их проводимости под нагрузкой.

Запись процесса оплавления образцов на постоянном и переменном токе во II периоде оплавления приведена на рис. 5. Принято считать устойчивым такой процесс оплавления, при котором нет длительных перерывов в протекании тока и замыканий, при которых ток возрастает в несколько раз по отношению к среднему значению тока при оплавлении. Такая оценка весьма условна, так как процесс непрерывного оплавления прерывист по своей природе. Небольшие перерывы (0,02...0,03 с) и кратковременное увеличение тока, классифицированные как замыкания длительностью 0,01...0,02 с, не существенно влияют на стабильность нагрева и устойчивость процесса. В данном случае эти данные могут быть использованы при сравнительной качественной оценке процесса на разных этапах его реализации по программе.

Наиболее критичные с точки зрения возможных нарушений процесса являются I и III периоды программы. В I периоде наиболее высока вероятность коротких замыканий, когда процесс оплавления прекращается. Поэтому наиболее часто при сварке оплавлением, в том числе труб с помощью программы, приведенной на рис. 1, используют регуляторы, которые автоматически снижают ско-

рость оплавления и предотвращают замыкания. В процессе сварки контрольных партий образцов такие регуляторы не использовали, что позволило в большей степени выявить потенциальные возможности источников постоянного и переменного тока. Весьма критичным с точки зрения влияния устойчивости оплавления на качество соединений является III период программы. Даже незначительные, не превышающие долю секунды, перерывы и замыкания в период, предшествующий осадке, могут привести к формированию некачественных соединений.

Результаты анализа записи процесса оплавления на всех этапах программы приведены на рис. 6. В II периоде оплавления длительность пауз в протекании тока выше почти на 10 % на переменном токе по сравнению с постоянным. При увеличении скорости оплавления в III периоде на постоянном токе наблюдается увеличение длительности периодов коротких замыканий в 1,5...1,8 раза больше, чем на переменном, что свидетельствует о снижении запаса устойчивости процесса оплавления перед осадкой.

Характерной особенностью осциллограмм при контактной сварке оплавлением является наличие импульсов высокой частоты на кривых напряжения и тока (рис. 5). Принято считать, что они формируются при взрывах элементарных контактов и могут служить критерием оценки их количества. В работе [2] показано, что пульсации имеют место при расплавлении единичных контактов большой площади, когда происходит их перегрев, сопровождающийся кипением и взрывообразным выделением паров металла. Их продолжитель-

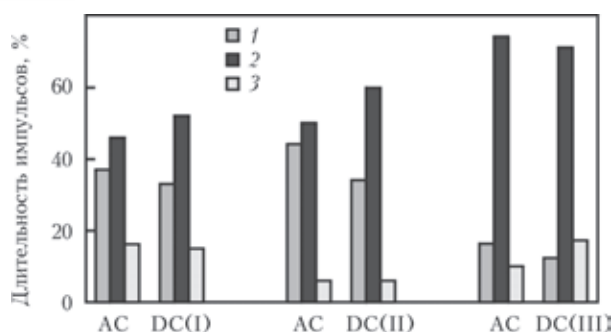


Рис. 6. Диаграмма соотношений длительности перерывов в протекании тока (1), коротких замыканий (2) и импульсов тока при оплавлении (3)

ность значительно меньше реального времени нагрева контактов достаточно большой площади, формирующих рельеф поверхности оплавления. Импульсы высокой частоты отличаются амплитудными значениями, длительностью и зависят от периода оплавления. Средняя частота пульсаций возрастает по мере нагрева деталей в процессе оплавления, а также в конечный период оплавления перед осадкой. При сопоставимой частоте пульсаций сварочного напряжения количество импульсов на постоянном токе почти в 2 раза больше, чем на переменном. Это связано с тем, что оплавление и искрообразование возбуждаются при мгновенных значениях напряжения на зажимах после достижения уровня более 3...4 В. Если для переменного тока этому условию соответствует чуть больше половины синусоиды (см. рис. 5, а), то при постоянном токе оно выполняется всегда (см. рис. 5, б).

Как видно из записей сварочных напряжений, сделанных с помощью цифрового осциллографа (рис. 7), амплитуда импульсов для постоянного тока минимум на 25 % выше, чем для пере-

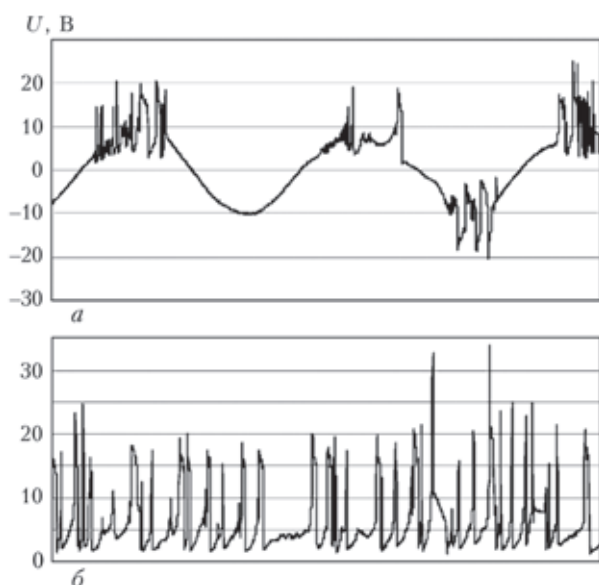


Рис. 7. Напряжение на губках контактной стыковой машины с источником переменного (а) и постоянного (б) тока при $t = 50$ мс (а) и 25 (б)

менного тока, а их длительность соответственно меньше. Для объяснения данного явления перенапряжений и оценки электрических параметров импульсов на осциллограмме напряжения на губках контактной стыковой машины рассмотрим электрическую схему модели сварочного процесса оплавления на постоянном токе, представленную на рис. 8. Активным сопротивлением вторичного контура пренебрегаем и далее считаем источник e источником постоянного тока.

При отсутствии диода D и замыкании ключа K имеем переход из режима холостого хода в режим оплавления, тогда суммарное напряжение U на резисторах и длительность переходного процесса τ :

$$U \approx e(1 - 0,99\exp(-tR/L)), \tau = L/R.$$

При размыкании ключа K имеем переход из режима оплавления в режим холостого хода:

$$U \approx e(1 + 100\exp(-t101R/L)), \tau = L/101R.$$

Таким образом, бросок напряжения на губках сварочной машины при разрыве контакта и переходе к холостому ходу значительно выше, чем при появлении контакта (в нашем примере соотношение 100/0,01); длительность импульсов или время переходного процесса значительно меньше, чем при обратном переходе (в нашем случае 1/100).

Из-за очень малой длительности переходного процесса τ можно предположить также, что спектр этих импульсов состоит из высокочастотных гармоник, на которых выпрямительные диоды теряют свои свойства по выпрямлению, и сопротивление диода значительно увеличивается. Это приводит к большим значениям амплитуды импульсов на постоянном токе по сравнению с переменным током.

В результате высокочастотных пульсаций напряжения очевидно влияние реактивности сварочного контура при сварке на постоянном токе.

Из приведенных данных следует, что часть импульсов высокой частоты, наблюдаемых на осциллограммах при сварке на постоянном токе, не связана прямо с плавлением единичных контактов и является следствием влияния реактивно-

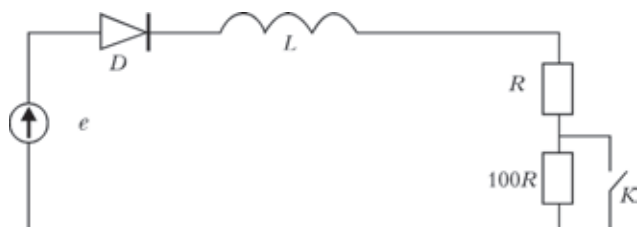


Рис. 8. Электрическая схема модели процесса оплавления на постоянном токе: e — напряжение на входе вторичного контура сварочной машины (выходе силового трансформатора); D — выпрямительный диод в источнике постоянного тока; L — индуктивность вторичного контура; R — условное сопротивление деталей при оплавлении; $100R$ — условное переходное сопротивление оплавляемых деталей при переходе от режима оплавления в режим холостого хода

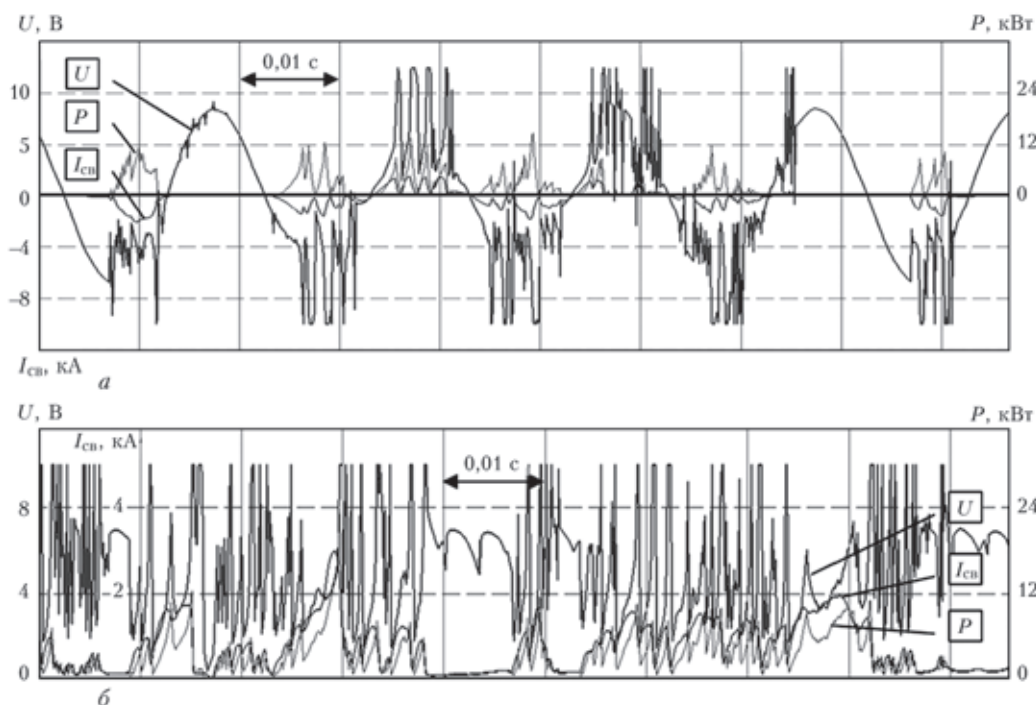


Рис. 9. Осциллограмма сварочного тока, напряжения и мощности на переменном (а) и постоянном (б) токе при оплавлении перед осадкой

сти сварочного контура при сварке на постоянном токе. Наряду с этим при сравнительном анализе формы кривой напряжения и тока на постоянном токе следует обратить внимание на пульсации напряжения и тока достаточно большой длительности, сопровождающиеся увеличением активной потребляемой мощности. Аналогичные пульсации наблюдаются при оплавлении на переменном токе. Как видно из осциллограмм, снятых в период, предшествующий осадке (рис. 9), из импульсов тока повышенной частоты можно выделить отдельные с достаточно большой длительностью (больше 2 мс), при которых наблюдается увеличение активной мощности. Таких импульсов больше при оплавлении на переменном токе. Прерывание

процесса оплавления в эти периоды позволило установить, что максимальная глубина кратеров, образующихся на поверхности оплавления на постоянном токе, составляет 1,0, а на переменном — 1,5 мм (рис. 10).

Указанные отличия в формировании поверхности оплавления не оказали влияния на качество соединений, что подтверждается также другими исследованиями [4], полученными при оплавлении тонкостенных изделий. Так, при оплавлении на постоянном токе формируется более ровная поверхность оплавления и меньше вероятность образования различных дефектов в плоскости соединения. Отмеченные отличия в формировании поверхности оплавления не оказали влияния на качество соединений образцов, выполненных на переменном токе по аналогичному режиму.

Проведенные всесторонние механические испытания партий образцов, сваренных на приведенном режиме на переменном и постоянном токе, подтвердили их полное соответствие требованиям стандарта.

Выводы

1. Применение постоянного тока при контактной стыковой сварке непрерывным оплавлением толстостенных деталей из низколегированных сталей не дает существенных преимуществ, которые можно было бы ожидать в связи со снижением сопротивления сварочной цепи, в частности получить устойчивое оплавление при более низких напряжениях холостого хода.

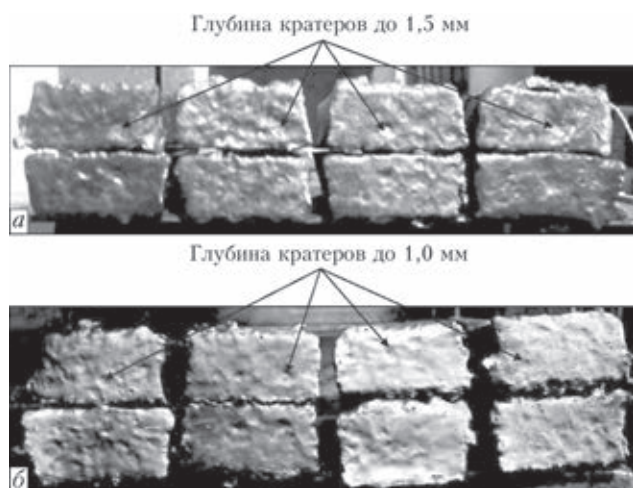


Рис. 10. Поверхность оплавления образцов после прерывания процесса перед осадкой на переменном (а) и постоянном (б) токе



2. К числу характерных особенностей процесса оплавления на постоянном токе следует отнести сокращение длительности перерывов в протекании тока при оплавлении, а также увеличение частоты и амплитуды пульсаций напряжения и тока, вызванных кипением металла. Показано, что эта особенность процесса обусловлена изменением проводимости диодов выпрямителя в определенном спектре высокочастотных гармоник сварочного тока.

3. При оплавлении на постоянном токе наблюдается некоторое уменьшение глубины кратеров на поверхности оплавления. При сварке контрольных партий образцов на одинаковых режимах на постоянном и переменном токе было получено стабильное качество соединений, отвечающее нормативным требованиям, что свидетельствует о незначительном влиянии этого параметра процесса на качество соединений указанной толщины. По-видимому, его положительное влияние на формирование соединений можно ожидать при сварке деталей большой толщины (50 мм и более).

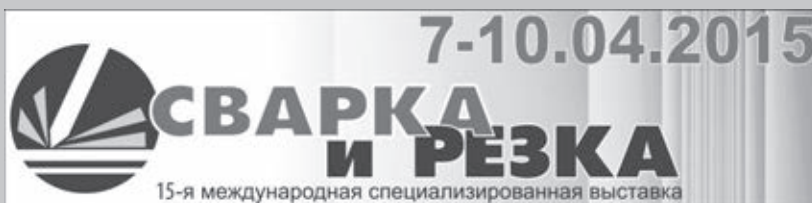
4. При сварке на постоянном токе общий расход энергии на 15 % больше, чем на переменном токе, а КПД соответственно ниже (0,7 при DC и 0,8 при AC), что обусловлено дополнительными потерями энергии в выпрямителях.

5. Интенсивность источников нагрева на постоянном и переменном токе практически идентична. При сварке на одинаковых режимах обеспечивается одинаковый нагрев металла в зоне термического влияния, необходимый для формирования качественных соединений.

6. При переоборудовании контактных стыковых машин с переменного на постоянный ток следует учитывать необходимость многократного увеличения количества модулей выпрямителей постоянного тока по сравнению с аналогичным переоборудованием машин для точечной и рельефной сварки. Это существенно увеличивает его стоимость и эксплуатационные расходы, в частности связанные с охлаждением диодов.

1. *Перспективы* повышения энергетических показателей при контактной стыковой сварке (Обзор) / С.И.Кучук-Яценко, Ю.С.Нейло, В.С.Гавриш, К.В.Гущин // Автомат. сварка. – 2010. – № 2. – С. 30–35.
2. *Кучук-Яценко С.И.* Контактная стыковая сварка оплавлением. – Киев: Наук. думка, 1992. – 236 с.
3. *Энергетические* характеристики процессов контактной стыковой сварки на переменном и постоянном токах / С.И.Кучук-Яценко, П.М.Руденко, В.С.Гавриш и др. // Там же. – 2010. – № 12. – С. 29–33.
4. *Сидякин В.А., Орлов Б.Д.* Стыковая сварка оплавлением тонкостенных деталей на постоянном токе // Свароч. пр-во. – 1969. – № 9. – С. 22–24.

Поступила в редакцию 22.10.2014



15-я МЕЖДУНАРОДНАЯ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННАЯ ВЫСТАВКА «СВАРКА И РЕЗКА-2015»

С 7 по 10 апреля 2015 г. в Минске (просп. Победителей, 20/2 Футбольный манеж) состоится Международные специализированные выставки «Сварка и резка-2015», «Порошковая металлургия-2015», «Защита от коррозии. Покрытия», «Металлообработка-2015».

Организатор выставки: ЗАО «МинскЭкспо».

Тематическая направленность «Сварка и резка» отвечает последнему слову развития отрасли, демонстрирует технологии, оборудование, новинки в области сварки, резки, покрытий, систем контроля качества, сертификации и стандартизации сварочного оборудования.

Традиционно в рамках деловой программы выставок пройдут международные конференции, семинары, демонстрации, презентации новинок отрасли, мастер-классы.

Информацию о выставках можно получить на сайте организатора:
<http://minskexpo.com>; тел. : +375-17-226-98-58; факс: +375-17-226-98-58;
E-mail: e_fedorova@solo.by



ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ МАГИСТРАЛЬНОГО ТРУБОПРОВОДА С ЛОКАЛЬНЫМ УТОНЕНИЕМ СТЕНКИ ПРИ РЕМОНТЕ ДУГОВОЙ НАПЛАВКОЙ

Е.А. ВЕЛИКОИВАНЕНКО, Г.Ф. РОЗЫНКА, А.С. МИЛЕНИН, Н.И. ПИВТОРАК

ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Сварочная наплавка является одним из наиболее рациональных методов ремонта магистральных трубопроводов без вывода из эксплуатации, особенно, в случае необходимости устранения типичных дефектов локальной коррозионной потери металла. При этом использование сварки на трубопроводе, находящемся под высоким внутренним давлением, предполагает тщательную оптимизацию технологических параметров данного процесса с позиции безопасности и эффективности ремонтно-восстановительных работ, в том числе, на основе результатов моделирования кинетики физико-механических процессов при этом. В рамках настоящей работы разработан комплекс средств математического моделирования процесса многопроходной сварочной наплавки дефектов утонения элементов магистральных трубопроводов с целью прогнозирования их технологической прочности и остаточного ресурса после ремонта. Для этого реализован комплексный подход численного анализа кинетики температур, напряженно-деформированного состояния и процессов вязкого разрушения материала трубопровода. Предложен численный критерий, позволяющий с небольшой консервативностью прогнозировать формирование состояния конструкции, близкого к предельному, а также гарантировать необходимую несущую способность трубопровода после устранения обнаруженного дефекта несплошности. На примере многопроходной сварочной наплавки недопустимого дефекта утонения стенки магистрального трубопровода исследованы характерные особенности влияния основных технологических параметров на технологическую прочность конструкции и ее остаточный ресурс. Библиогр. 17, табл. 1, рис. 6.

Ключевые слова: дуговая наплавка, магистральный трубопровод, дефект, локальное утонение стенки, ремонт под давлением, безопасность ремонтно-восстановительных работ, пластическая неустойчивость, вязкое разрушение

Поддержание работоспособности магистральных трубопроводов (МТ) связано с комплексом мероприятий по неразрушающему контролю их фактического состояния, оценкой остаточного ресурса с учетом обнаруженной эксплуатационной поврежденности, а также ремонтно-восстановительными работами на участках с недопустимо низкой статической прочностью. Распространенными дефектами МТ являются внешние поверхностные локальные потери металла коррозионной природы, вызванные действием агрессивных сред в области нарушения целостности изоляционного покрытия. Ввиду существенной протяженности магистральных трубопроводных систем устранение таких дефектов путем капитального ремонта является трудоемким и требует длительных простоев в работе МТ. Одним из технологических приемов, позволяющих с минимальным снижением объемов прокачки продукта устранить обнаруженные при технической диагностике дефекты, является ремонт сваркой под давлением, в частности, сварочная наплавка [1, 2]. Использование локального сварочного нагрева при этом предполагает временное ослабление стенки трубопровода, что делает актуальным вопрос технологической

прочности конструкции при наплавке с позиции гарантирования необходимого уровня безопасности ремонта.

Данной проблеме посвящен ряд зарубежных и отечественных исследований [3–5 и др.], в которых вопросы технологической прочности при ремонтной сварке трубопроводов без вывода из эксплуатации принято подразделять на два условных класса: оценка развития структурных превращений, механических напряжений и диффузионных процессов в металле конструкции с позиции минимизации риска появления сварочных дефектов (прежде всего, холодных трещин); анализ кинетики поля температур и деформаций с целью определения консервативных режимов локального сварочного нагрева, позволяющих избежать прожогов и избыточного деформирования в области ремонта.

Влияние сварочного процесса на склонность стали конструкции к холодному растрескиванию достаточно изучено, и апробированным способом гарантирования отсутствия таких дефектов в области наплавки является предварительный подогрев до 100...150 °С, что нашло свое отражение в актуальных стандартах и нормах [6, 7]. Вто-



рой класс задач является более сложным, так как включает многомерный анализ взаимосвязанных процессов кинетики полей температур, напряжений, деформаций при сварке, а также прогнозирование возможного зарождения и развития микро- и макроразрушения конструкционного элемента. В настоящее время можно выделить два основных критерия оптимизации технологических параметров при наплавке дефектов на действующих МТ.

1. Критерий Баттеля [8]

$$T_{in,max} < T_{in,кр} = 720 \div 980 \text{ }^{\circ}\text{C}, \quad (1)$$

где $T_{in,max}$ — максимальная температура на внутренней поверхности трубопровода в процессе наплавки; $T_{in,кр}$ — критическая температура, зависящая от типа используемого электрода.

2. Критерий, основанный на модели 46345 [9]:

$$dr < dr_{кр} \sim 1 \text{ мм}, \quad (2)$$

где dr — максимальное радиальное деформирование стенки в области нагрева в результате действия внутреннего давления; $dr_{кр}$ — критическое значение деформации.

Также существует ряд альтернативных критериев, в частности, предложенный ранее специалистами ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины подход, заключающийся в прослеживании развития изотермической поверхности $T_{деф} = 1000 \text{ }^{\circ}\text{C}$ и оценке допустимости такой области как дефекта утонения [5], аналогично модели CRC/CSIRO [10]. Все перечисленные методики позволяют реализовать простые в практическом применении, но максимально консервативные инженерные критерии, не учитывающие ряд важных аспектов сварочной наплавки, например, внутреннее давление и геометрия трубопровода для условия (1), степень проплавления и температурные зависимости механических свойств конкретной стали для (2). Это связано, в том числе, с проблемой выбора критериальных параметров ($T_{in,кр}$, $dr_{кр}$, $T_{деф}$), которые не являются характеристиками сопротивляемости материала конструкции разрушению и требуют либо экспериментального уточнения для каждого конкретного случая эксплуатационной поврежденности, либо существенной консервативности для достаточно широкой применимости.

В рамках настоящей работы, с целью дальнейшего развития методических основ анализа безопасности и эффективности многопроходной сварочной наплавки на действующих МТ, разработан комплекс моделей кинетики характерных для этой технологии взаимосвязанных физико-механических процессов, а также предложены соответствующие критерии сохранения целостности конструкции. На примере многопроходной наплавки внешнего дефекта утонения стенки МТ,

находящегося под внутренним давлением, проанализированы особенности состояния трубопровода, которые определяют как его технологическую прочность в процессе ремонтной сварки, так и работоспособность при последующей эксплуатации.

В основу численного анализа была положена расчетная кинетика температурного поля, определяемая решением уравнения теплопроводности с зависящими от температуры теплофизическими характеристиками материала [11]. Последующим прослеживанием упруго-пластических деформаций в рамках конечно-элементного решения краевой задачи нестационарной термопластичности вычислялась кинетика напряженно-деформированного состояния конструкции [12]. На каждом шаге прослеживания связь между компонентами тензоров напряжений σ_{ij} и деформаций ϵ_{ij} определялась обобщенным законом Гука и ассоциированным законом пластического течения исходя из следующих соотношений:

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_{ij} = & \psi \left(\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m \right) + \\ & + \delta_{ij} \left(K \sigma_m + \Delta \epsilon_m + \Delta f / 3 \right) - \\ & - \frac{1}{2G} \left(\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m \right)^* + \left(K \sigma_m \right)^*, \end{aligned} \quad (3)$$

где $K = (1 - 2\nu) / E^*$; $G = E / (2(1 + \nu))$; E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона; δ_{ij} — символ Кронекера; Ψ — функция состояния материала, определяемая итерированием для удовлетворения условия пластического течения; f — объемная концентрация микронесплошности, зарождающейся в процессе разрушения материала; $\sigma_m = \sigma_{ii} / 3$ — мембранное напряжение, $i, j = \{r, \beta, z\}$ согласно рис. 1; здесь по повторяющимся символам производится суммирование.

В основе оптимизации технологических параметров ремонта лежит способность дефектного участка МТ воспринять комплексную нагрузку от внутреннего гидростатического давления P_r на момент проведения ремонтно-восстановительных работ наряду с временными сварочными напряжениями в области наплавки. Поэтому важным является выбор рациональных критери-

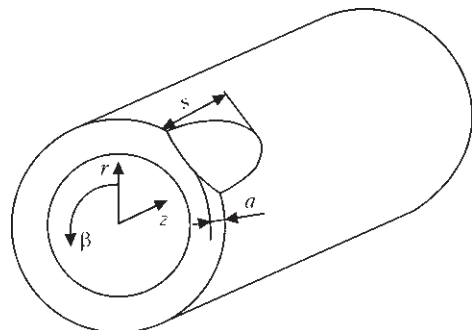


Рис. 1. Схема участка трубопровода с локальным утонением стенки (в цилиндрической системе координат)

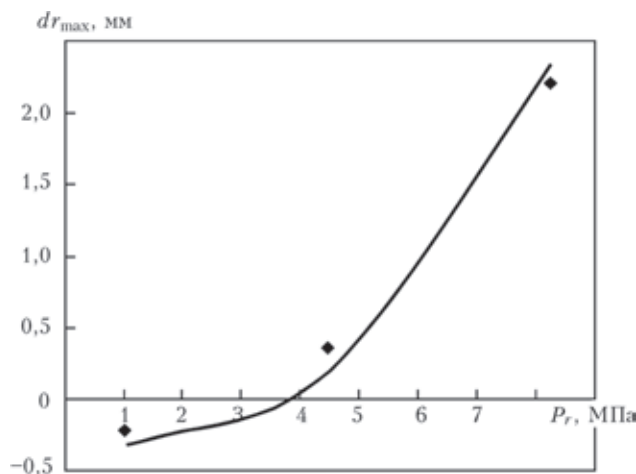


Рис. 2. Сравнение расчетных значений остаточных радиальных деформаций стенки трубопровода после наплавки с экспериментальными данными [11]

ев, гарантирующих целостность стенки трубопровода для рассматриваемого случая. Так как нарушение сплошности материала при сварочной наплавке локального утонения стенки трубопровода имеет место при высоких температурах в отсутствие острых геометрических концентраторов, то преобладающим механизмом разрушения является вязкое разрушение, которое заключается в зарождении и развитии микропор материала при интенсивном пластическом деформировании [13]. Это, в конечном итоге, приводит к формированию макродефектов и нарушению целостности конструкции. Как показано авторами в [14], изменение несущего нетто-сечения материала при достижении им предельных нагрузок необходимо дополнительно учитывать при формулировке задачи нестационарной термопластичности для корректной оценки предельного состояния конструкции. Одним из признанных подходов является использование поверхности текучести материала, учитывающей равномерно распределенную несплошность в рамках модели Гурсона–Твергаарда–Нидлмана [15]:

$$\Psi = \begin{cases} \frac{1}{2G}, & \text{если } \sigma_i < \sigma_s = \sigma_T \times \\ & \times \sqrt{1 + (q_3 f)^2 - 2q_1 f \cosh\left(q_2 \frac{3\sigma_m}{2\sigma_T}\right)}, \\ \frac{1}{2G}, & \text{если } \sigma_i = \sigma_s, \end{cases} \quad (4)$$

где $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1$, $q_3 = 1,5$ — константы; $\sigma_i = \sqrt{\sigma_{ij} \sigma_{ij}}/2$ — интенсивность напряжений.

Таким образом, критерием сохранения целостности стенки трубопровода при сварочной наплавке является отсутствие пластической неустойчивости пористого материала, что математически выражается условием:

$$\Psi < \frac{1}{2G} + \frac{\varepsilon_f - \kappa^*}{1,5\sigma_i(\kappa, T) \cdot (1 - 2f/3)}, \quad (5)$$

где κ^* — параметр Одквиста, отнесенный к предыдущему шагу прослеживания упругопластических деформаций; ε_f — предельная деформация металла, зависящая от жесткости напряженного состояния согласно [12].

Кроме того, значительное развитие пористости материала по вязкому механизму вызывает существенное увеличение истинных напряжений в металле конструкции и, как результат, его разрушение. Поэтому с целью формулировки корректного и удобного для численного анализа критерия сохранения целостности МТ может быть добавлено дополнительное к (5) условие:

$$(q_3 f)^2 - 2q_1 f \cosh\left(q_2 \frac{3\sigma_m}{2\sigma_T}\right) \rightarrow 0. \quad (6)$$

Модели зарождения и развития пор вплоть до разрушения в трубопроводных элементах с геометрическими аномалиями приведены, в частности, в [14].

Важным фактором эффективности рассматриваемой методики ремонта, который не учитывается в критериях ее оптимизации (1) и (2), является остаточное послесварочное деформированное состояние конструкции. В процессе локального нагрева под действием внутреннего давления область дефекта получает избыточное радиальное перемещение dr_{res} . Фактически обнаруженный дефект локального утонения стенки трубы после наплавки под давлением преобразуется в дефект формы, допустимость которого определяется расчетом трубопровода на статическую прочность. При этом положение дефекта формы совпадает с наплавочными валиками, что повышает требования к качеству выполнения сварочных работ и к последующему неразрушающему контролю с точки зрения гарантии отсутствия сварочных дефектов.

Допустимость дефекта формы определяется, в частности, отечественным стандартом [16], согласно требованиям которого коэффициент запаса прочности трубы с дефектом n не должен быть меньше допустимого значения k [17]:

$$n \geq k = \frac{0,9k_1 k_n}{m}, \quad (7)$$

где k_1 , k_n — коэффициенты запаса по материалу и назначению, соответственно; m — коэффициент условий работы трубопровода.

Таким образом, комплексным численным критерием оптимизации технологических параметров сварочной наплавки является одновременное выполнение условий (5)–(7). Предложенные ком-

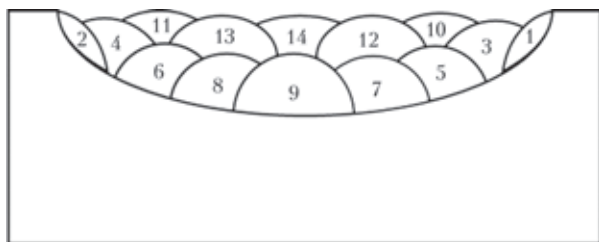


Рис. 3. Схема наплавки дефекта утонения на внешней поверхности трубопровода

плексные модели были верифицированы на основе данных по напряженно-деформированному состоянию модельных трубопроводных образцов (диаметр $D = 219$ мм, толщина стенки $t = 3,2$ мм, материал — сталь API 5L) при различных значениях внутреннего давления ($P_r = 1,03 \dots 8,47$ МПа) при наплавке на них окружных валиков [9]. Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными приведено на рис. 2. Следует также отметить, что согласно разработанной методике оценки предельного состояния трубопровода при наплавке, пластическая неустойчивость для рассмотренного случая имеет место при давлении около 8,6 МПа. Изучение микроструктуры экспериментального образца, наплавленного при давлении 8,47 МПа, показало зарождение несплошностей материала в области максимального деформирования, что соответствует наступлению его предельного состояния. Из вышесказанного можно сделать вывод, что результаты численных исследований в рамках предложенной методики численного анализа с удовлетворительной точностью описывают поведение трубопроводных элементов при сварочной наплавке.

Характерные особенности предельного состояния и эффективность данного подхода, в частности, его консервативность в сравнении с критериями (1) и (2), были исследованы на примере сварочной наплавки дефекта утонения длиной $2s = 140$ мм и глубиной $a = 10$ мм на внешней поверхности трубопровода диаметром $D = 1420$ мм с толщиной стенки $t = 20$ мм из стали 17Г1С ($\sigma_t = 490$ МПа, $\sigma_b = 560$ МПа) с максимальным эксплуатационным давлением $P = 7,4$ МПа. Изолированный дефект локального утонения стенки МТ рассматривался как полуэллиптическая поверхностная геометрическая аномалия, наплавка которой производилась в два слоя по схеме, приведенной на рис. 3. Предполагалось, что участок трубопровода с обнаруженным дефектом предварительно подогревался до температуры $T_{пр}$ во избежание появления холодных трещин. Соответственно, параметрами ремонта являются сварочный ток I , внутреннее давление в трубопроводе при наплавке P_r , а также время между наплавкой каждого из валиков, обеспечивающее

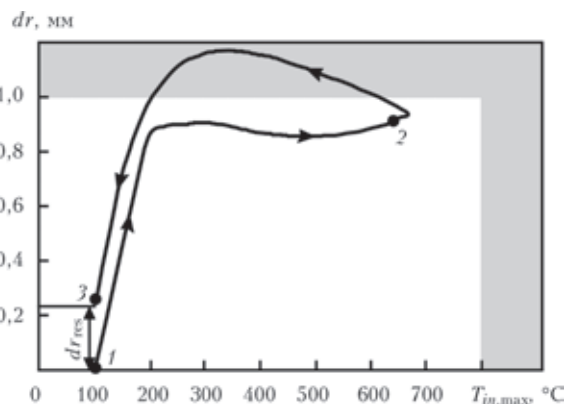


Рис. 4. Зависимость избыточного радиального перемещения внешней стенки трубопровода dr от максимальной температуры на внутренней поверхности $T_{in,max}$ при наплавке валика на дефект утонения. Серым отмечена область недопустимых состояний согласно критериям (1) и (2): 1 — начало наплавки дефекта; 2 — окончание действия источника нагрева; 3 — полное остывание области ремонта

поддержание максимальной температуры металла не ниже требуемой $T_{min} \geq T_{пр}$.

Для иллюстрации соотношения консервативности критериев (1) и (2) с численным критерием (5)–(7) на рис. 4 приведен результат расчета зависимости между величиной максимального радиального деформирования стенки трубопровода dr в области сварочного нагрева и максимальной температурой внутренней поверхности для наплавки одного валика (в центре дефекта) при параметрах ремонта, рекомендованных существующими стандартами: $I = 80$ А, $P_r = 4$ МПа, $T_{пр} = 100$ °С. Как видно из данной зависимости, максимальная податливость стенки внутреннему давлению ($dr_{max} = 1,17$ мм) наблюдается не при максимальных температурах нагрева металла трубы или ее внутренней поверхности, а при определенном распространении тепла на периферию области наплавки. Поэтому контроль степени деформирования стенки во время сварки согласно (2) не является рациональным, т.к. процесс остывания области нагрева является сложно контролируемым после завершения наплавки конкретного валика. Кроме того, баланс между повышающейся прочностью остывающего металла и растущими напряжениями в области локального изгиба стенки трубы, определяющий предельное состояние трубопровода, сложно прогнозировать без соответствующего многомерного анализа термомеханических процессов. Это подтверждает рациональность предложенного подхода оценки предельного состояния с точки зрения минимизации ее консервативности. Кроме того, наплавка валика по центру достаточно глубокого дефекта вызывает локальный перегрев, избыточное деформирование стенки и невыполнение критерия (2), тогда как критерии (1) и (5)–(7) подтверждают целостность трубы при таких параметрах ремон-

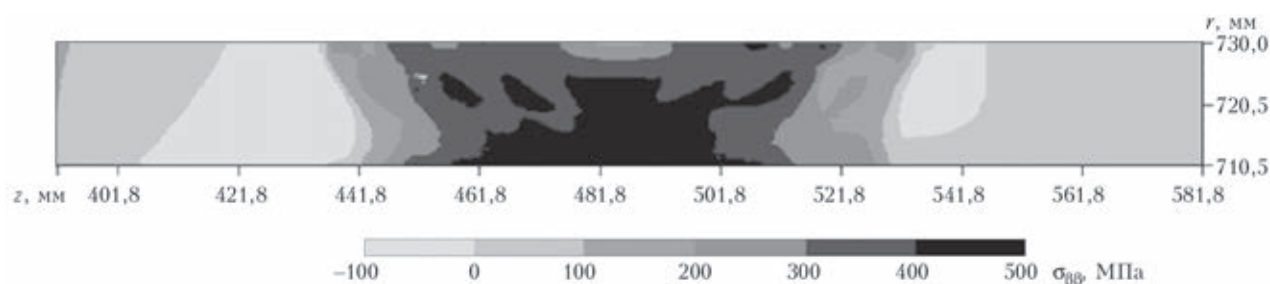


Рис. 5. Распределение остаточных окружных напряжений в области дефекта утонения стенки трубопровода после его устранения методом многопроходной сварочной наплавки

та, из чего можно сделать вывод об их меньшей консервативности.

Изменение напряженно-деформированного состояния в процессе многопроходной наплавки имеет сложный характер, определяемый как различным расположением валиков относительно дефекта утонения, так и изменением профиля поврежденной части трубопровода по мере кристаллизации наплавленного металла (рис. 5). Это, в свою очередь, определяет существенно нелинейные зависимости между параметрами сварочной наплавки с позиции обеспечения безопасности ремонта и работоспособности трубопровода после устранения дефекта утонения. В качестве примера в таблице приведены результаты оценки допустимости некоторых режимов наплавки указанного выше дефекта МТ. Допустимость остаточного деформированного состояния согласно [16] основывается на распределении остаточного радиального перемещения dr_{res} , полученного в результате математического моделирования путем численного прослеживания состояния конструкции. В частности, конкретное значение максимального радиального выпучивания dr_{max} определяется степенью развития пластических деформаций металла трубопровода при совместном воздействии сварочного нагрева и внутреннего давления: область наплавленного дефекта становится более податливой к внешнему силовому воздействию, что интенсифицирует локальное накопление необратимых пластических деформаций.

Влияние некоторых технологических параметров наплавки на предельное и остаточное состояния трубопровода

P_r , МПа	I , А	T_{min} , °С	Вывод о допустимости
4,0	100	300	Наплавка допустима
4,0	100	500	—>—
7,5	150	500	Дефект формы, образовавшийся в результате наплавки, умеренный согласно [16], $1,593 = n < k = 1,617$
7,5	170	500	Пластическая неустойчивость $\Psi \sim 1$

Более полно такие данные могут быть представлены в виде двумерных диаграмм, в частности, в координатах «ремонтное давление – сварочный ток», пример которых для рассматриваемого случая (свойства и геометрия трубопровода, степень и характер поврежденности) приведен на рис. 6. Из этих данных можно сделать вывод о том, что при существенном тепловложении преобладающим механизмом, ограничивающим применение сварочной наплавки, является риск пластической неустойчивости, тогда как при относительно небольших мощностях локального нагрева и высоких давлениях опасным является избыточное остаточное деформирование конструкции. Кривые на приведенных диаграммах представляют собой границу, разделяющую области допустимого и недопустимого состояний трубопровода при многопроходной сварочной наплавке дефекта и последующей эксплуатации: область параметров, расположенная ниже кривых I , соответствует выполнению критерия (7), тогда как

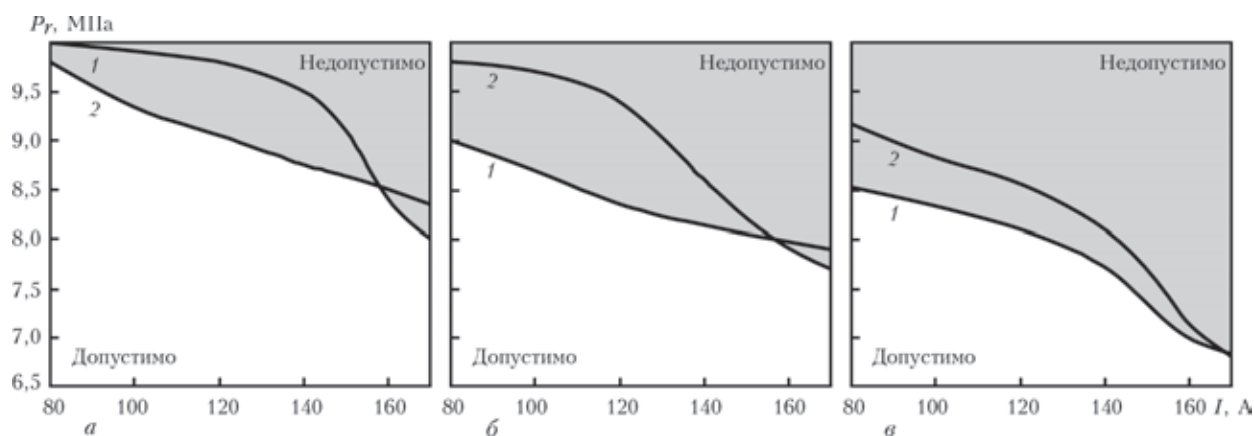


Рис. 6. I-P-диаграмма применимости режимов многопроходной наплавки с учетом допустимости остаточного дефекта формы I и критериев пластической неустойчивости 2: а — $T_{up} = 100$ °С; б — 300; в — 500



область под кривой 2 соответствует параметрам, гарантирующим выполнение критериев (5), (6), согласно результатам комплекса численных расчетов кинетики состояния МТ при наплавке.

Следует также отметить, что при практическом использовании инженерные рекомендации по сварочной наплавке, согласно изложенным методикам численного анализа, должны дополнительно учитывать коэффициенты запаса по отдельным видам входных данных, что может количественно изменить оценку допустимости технологических параметров, исходя из фактического состояния конкретного участка МТ с обнаруженной поврежденностью.

Выводы

1. На основе современных моделей напряженно-деформированного и предельного состояний трубопроводных элементов при комплексном силовом и термическом воздействии разработаны математические модели кинетики физико-механических процессов при многопроходной сварочной наплавке обнаруженного дефекта локального утонения стенки трубопровода. Предложен комплексный численный критерий целостности МТ при наплавке, учитывающий как технологическую прочность трубопровода, так и его работоспособность после проведения ремонтно-восстановительных работ.

2. Показана меньшая консервативность разработанных численных критериев целостности элемента трубопровода с внешним дефектом локальной потери металла в сравнении с существующими подходами: критерием Баттеля и моделью 46345. Снижение консервативности численной оценки в рамках предложенной методологии основано на дополнительном учете процессов вязкого разрушения, которые определяют формирование предельного состояния трубопровода при совместном воздействии внутреннего давления и локального сварочного нагрева при наплавке.

3. На примере многопроходной сварочной наплавки недопустимого дефекта утонения стенки МТ исследованы характерные особенности влияния основных технологических параметров на технологическую прочность конструкции. В частности, показано, что при существенном тепловложении превалирующим механизмом, ограничивающим применение сварочной наплавки, является риск пластической неустойчивости, тогда как при

относительно небольших мощностях локального нагрева и высоких давлениях опасным является избыточное остаточное деформирование конструкции.

1. Amend B., Bruce W.A. Welding on in-service pipelines: dispelling popular myths and misconceptions // Welding Assoc. J. – 2013. – № 2. – P. 30–39.
2. LaMorte C.R., Boring M., Porter N. Advanced welding repair and remediation methods for in-service pipelines. Final Report. Columbus: EWI, 2007. – 283 p.
3. Sabapathy P.N., Wahab M.A., Painter M.J. The prediction of burn-through during in-service welding of gas pipelines // Int. J. Press. Vess. Piping. – 2000. – № 11. – P. 669–677.
4. Махненко В.И., Миленин А.С. К вопросу ремонта сухопутных магистральных трубопроводов без вывода их из эксплуатации // Сб. докл. науч.-техн. семинара «Обеспечение эксплуатационной надежности систем трубопроводного транспорта», 10–11 июня 2009 г., Киев, Украина. – Киев: ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины, 2009. – С. 12–18.
5. Математическое моделирование язвенных дефектов на действующих нефте- и газопроводах и разработка численного метода оценки допустимых режимов дуговой заварки таких дефектов / В.И. Махненко, В.С. Бут, Е.А. Великоиваненко и др. // Автомат. сварка. – 2001. – № 11. – С. 3–10.
6. ВБН В.3.1-00013471-07:2007. Магістральні нафтопроводи. Методи ремонту дефектних ділянок. – К.: Міністерство палива та енергетики України, 2007. – 112 с.
7. СТО Газпром 2-2.2-136-2007. Инструкция по технологиям сварки при строительстве и ремонте промышленных и магистральных газопроводов. Ч. 2. – М.: ВНИИГАЗ, 2007. – 389 с.
8. Kiefner J.F., Bruce W. A., Stephens D.R. Pipeline repair manual. – Houston: Technical Toolboxes, Inc., 1994. – 167 p.
9. Boring M.A., Zhang W., Bruce W.A. Improved burn-through prediction model for in-service welding application // Proc. of IPC2008 7th Intern. pipeline conf., Sept. 29–Oct. 3, 2008, Calgary, Alberta, Canada. – New York: American Society of Mechanical Engineers, 2008, 3. – P. 249–259.
10. Painter M., Sabapathy P. In-service welding on gas pipelines // Program Report. – Clayton: CSIRO Manufacturing Science & Technology, 2000. – 38 p.
11. Махненко В.И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – Киев: Наук. думка, 1976. – 320 с.
12. Махненко В.И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. – Киев: Наук. думка, 2006. – 618 с.
13. Карзов Г.П., Марголин Б.З., Швецова В.А. Физико-механическое моделирование процессов разрушения. – СПб.: Политехника, 1993. – 391 с.
14. Моделирование процессов зарождения и развития пор вязкого разрушения в сварных конструкциях / Е.А. Великоиваненко, Г.Ф. Розынка, А.С. Миленин и др. // Автомат. сварка. – 2013. – № 9. – С. 26–31.
15. Tvergaard V. Material failure by void growth to coalescence // Adv. in Appl. Mech. – 1990. – № 27. – P. 83–151.
16. ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008 Настанова. Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами. – К.: Міністерство України, 2008. – 91 с.
17. СНиП 2.05.06-85 Магистральные трубопроводы. Строительные нормы и правила. – М.: ВНИИСТ Миннефтегазстрой, 1997. – 146 с.

Поступила в редакцию 03.07.2014



ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ РАСПЛАВОВ СИСТЕМЫ $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$

И.А. ГОНЧАРОВ¹, В.И. ГАЛИНИЧ¹, Д.Д. МИЩЕНКО¹, В.С. СУДАВЦОВА²

¹ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

²ИПМ им. И.Н. Францевича НАНУ. 03680, г. Киев-142, ул. Кржижановского, 3

Оксиды алюминия и кремния входят в состав флюсов для сварки, электрошлакового переплава и металлургических шлаков. Знание термодинамических свойств смесей системы оксид алюминия–оксид кремния позволит оценить характер их взаимодействия в расплаве, что даст возможность судить о металлургических свойствах соответствующих материалов для сварки и родственных технологий, разработанных на их основе. Проведен анализ литературных данных по фазовым равновесиям диаграмм состояния системы оксид алюминия–оксид кремния и термодинамическим свойствам сплавов этой системы. Установлено, что данные диаграммы состояния корректны, экспериментальные значения активности компонентов этих расплавов характеризуются большим разбросом. Из координат линии ликвидус диаграммы состояния системы оксид алюминия–оксид кремния рассчитаны термодинамические активности оксида алюминия при концентрации его в диапазоне при 0,7...1,0. Установлено, что они начинают проявлять небольшие отрицательные отклонения от идеальных растворов в эвтектическом расплаве (0,74). Интегрированием уравнения Гиббса–Дюгема оценены активности оксида кремния. Установлено, что они проявляют небольшие отрицательные отклонения от идеальных растворов. Показано, что влияние расплавов системы оксид алюминия–оксид кремния на характер взаимодействия в сложных многокомпонентных растворах может быть значительным. Установлено, что введение в многокомпонентные шлаковые расплавы термодинамически стабильных химических соединений (например, силлиманита) приводит к снижению их окислительной способности. Замена кварцевого песка и глинозема дистенсиллиманитовым концентратом в шихте агломерированных флюсов приводит к снижению термодинамической активности кислорода в шлаковом расплаве, тормозит протекание кремнийвосстановительного процесса и снижает потери марганца при сварке. Библиогр. 25, рис. 6.

Ключевые слова: оксиды алюминия и кремния, диаграммы состояния, термодинамическая активность компонентов, шлаковые расплавы, флюсы для сварки и электрошлакового переплава

Оксиды алюминия и кремния входят в состав флюсов для сварки, электрошлакового переплава и металлургических шлаков [1]. В многокомпонентном шлаковом расплаве на их основе образуются сложные алюмокремнийкислородные анионы различной степени полимеризации, которые определяют физико-химические свойства расплава и, соответственно, технологические и металлургические свойства соответствующих материалов. Знание термодинамических свойств расплавов системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ необходимо для прогнозирования термодинамических свойств соответствующих тройных и четверных шлаковых систем, в которые входит двойная система $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$, совершенствования существующих сварочных флюсов и металлургических шлаков.

В связи с этим целью данной работы был анализ имеющихся литературных данных по фазовым равновесиям и термодинамическим свойствам смесей системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$, а также расчет активности компонентов жидких растворов из координат линии ликвидуса в широком концентрационном интервале.

Первая публикация фазовой диаграммы [2] согласуется с данными о координатах линии ликвидуса [3]. Авторы показали, что соединение

$3\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2$, названное муллитом [4], более стабильно на воздухе при атмосферном давлении, чем силлиманит (Al_2SiO_5). Экспериментальные данные по фазовым равновесиям в этой системе были уточнены и проанализированы, например, в работах [5–15].

В работах [5, 6] также рассмотрены разные факторы, влияющие на плавление муллита, а в [12] суммированы инвариантные составы и их температуры. Все эти данные и некоторые более поздние приведены на рис.1, из которого легко представить современную диаграмму состояния системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$.

Эвтектика SiO_2 — муллит, согласно данным работы [13], имеет координаты: 1545 °С; 3,3 моль. % Al_2O_3 , что подтверждено термическими данными [14], согласно которым средняя эвтектическая температура 1546 °С.

С учетом приведенных на рис. 1 данных можно сделать вывод, что муллит (65,3 моль. % Al_2O_3) плавится конгруэнтно при 1891,5 °С, а эвтектика муллит — Al_2O_3 содержит 68,5 моль. % Al_2O_3 и плавится при 1890 °С. Установлено также, что муллит распадается при $T < 434$ °С.

А.И. Зайцев с соавторами [16] методом эффузии Кнудсена с масс-спектрометром (КЭМС) из-

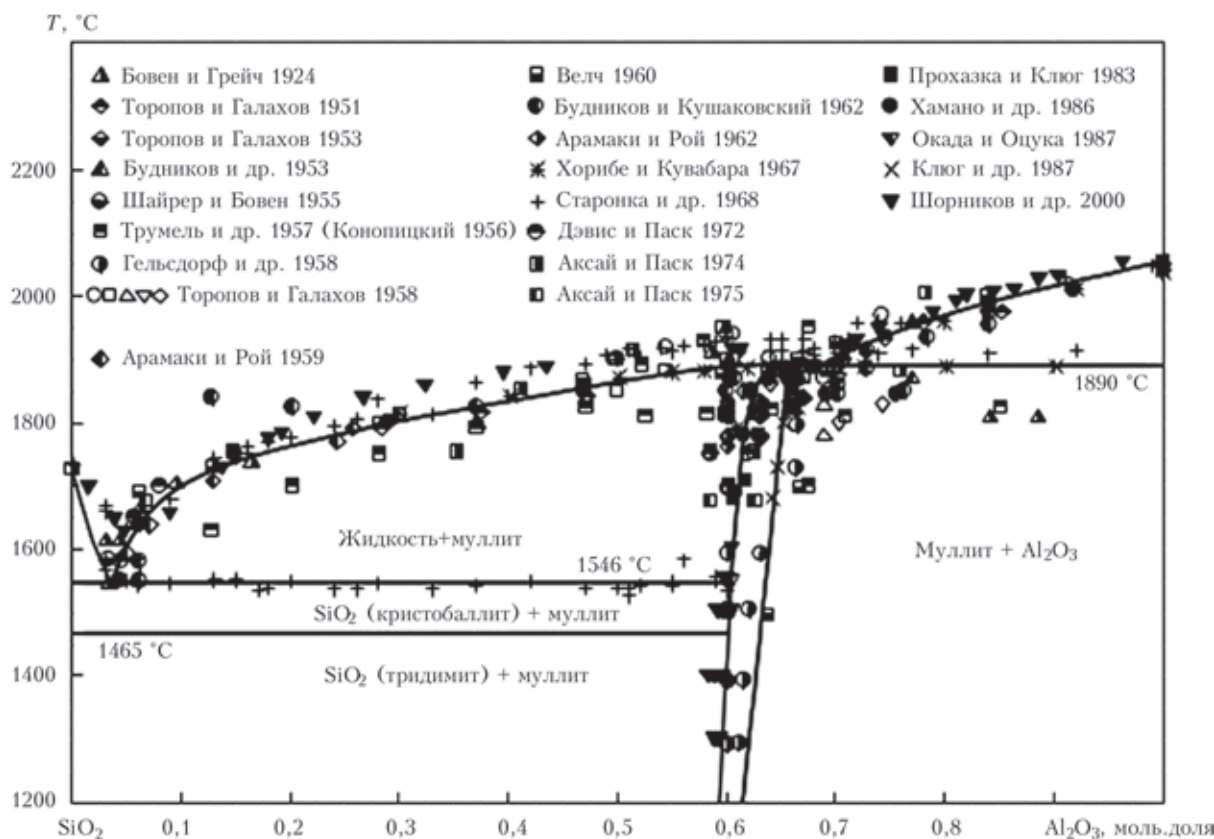


Рис. 1. Диаграмма состояния системы Al_2O_3 – SiO_2 по данным разных авторов

учил активности оксида кремния в двухфазной области муллит — Al_2O_3 при 1200 и 1480 °C, используя чистый SiO_2 как стандартное состояние. Не учитывая влияния температуры, установлено, что активность $a_{\text{Al}_2\text{O}_3} = 0,56$.

С.И. Шорников с соавторами [17] этим же методом исследовали парциальные давления различных частиц над муллитовым раствором и получили $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ 0,37 при 1550 °C и 0,18 между 1660 и 1760 °C.

В работе [18] методом дифференциальной КЭМС определены $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ в расплавах системы Al_2O_3 – SiO_2 при 1600 и 1700, 1800 °C с погрешностью $\pm 20\%$. Учитывая, что исходные образцы были неравновесны и имели высокую вязкость, это препятствовало установлению равновесия во время опытов. В связи с изложенным выше, эти результаты нельзя считать достоверными. Кроме того, установленные $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ показывают очень большие отрицательные отклонения от закона Рауля, что нехарактерно для систем со слабым межчастичным взаимодействием, к которым относится рассматриваемая система.

Методом КЭМС изучены активности диоксида кремния в расплавах этой системы при 1927, 2027 и 2127 °C [19]. Из рис. 2 видно, что полученные в работе [19] значения $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ имеют знакопеременные отклонения от идеальных растворов и незначительную температурную зависимость.

Этим же методом в работе [20] определены $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ при 1748 и 1877 °C в расплавах Al_2O_3 с SiO_2 до концентрации оксида алюминия $\leq 0,6$. Эти данные обнаруживают небольшие отрицательные отклонения от закона Рауля.

В работе [21] методом КЭМС в более широком интервале составов при 1577 и 1677 °C определены $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$. Установлено, что в области жидких растворов, обогащенных SiO_2 , активность $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ обнаруживает небольшие отрицательные, а при $a_{\text{Al}_2\text{O}_3} > 0,3$ — положительные отклонения от закона Рауля. При попадании в гетерогенную область при $a_{\text{Al}_2\text{O}_3} > 0,6$ активности SiO_2 , как и следовало ожидать, приобретают постоянные значения.

Моделирование $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ смесей системы во всем интервале составов выполнено [22, 23] с использованием пакета прикладных программ Thermo-calc и Factsage, соответственно. Определенные в этих работах активности SiO_2 приведены на рис. 2. Ясно, что они коррелируют с данными одной из последних работ [21].

Учитывая большой разброс в установленных экспериментально $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$, (рис. 2), мы рассчитали $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ из координат линии ликвидуса в области составов $0,7 < x_{\text{Al}_2\text{O}_3} < 1$ по разработанной нами методике [24]. Оказалось, что $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ демонстрируют значения, близкие к идеальным растворам. Это неудивительно, поскольку Al_2O_3 и SiO_2 имеют близкие свойства и поэтому энергии взаимо-

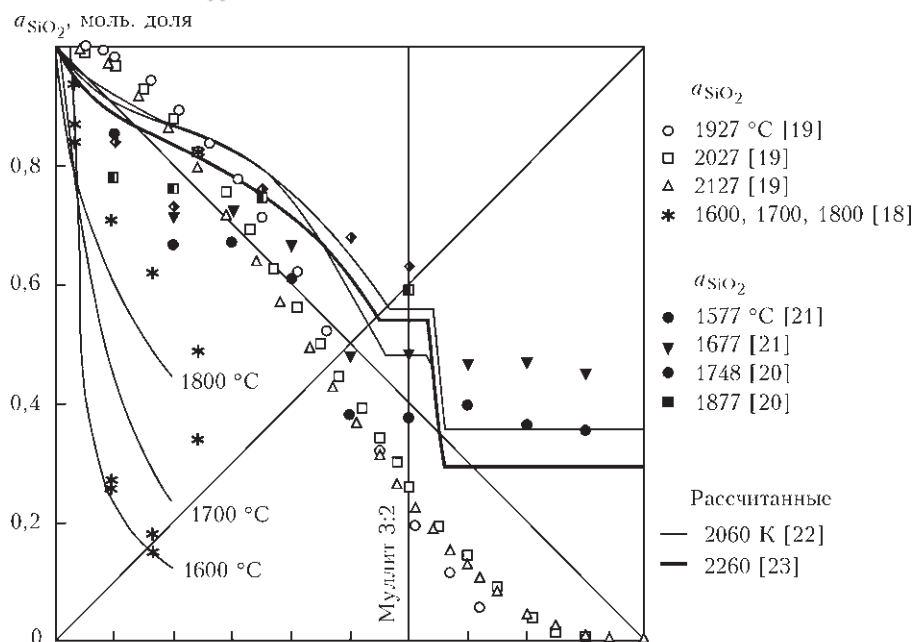


Рис. 2. Активности компонентов расплавов системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$

действия между ними как в твердом, так и в жидком состоянии, не могут быть сильными. Кроме того, мы фиксируем, что в эвтектическом расплаве активность $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ начинает проявлять небольшие отрицательные отклонения от идеальных растворов. Считая, что при увеличении содержания SiO_2 они будут оставаться такими же небольшими, мы проэкстраполировали их на всю область составов (рис. 3).

Из полученных таким образом $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ интегрированием уравнения Гиббса–Дюгема рассчитали a_{SiO_2} (рис. 3). Как и следовало ожидать, $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ также проявляют небольшие отрицательные отклонения от идеальных растворов, т.е. обнаруживают аналогичную зависимость.

Все известные экспериментальные результаты по активностям компонентов расплавов системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ характеризуются большими погреш-

ностями, которые обусловлены тем, что, во-первых, изученные сплавы часто были неравновесными; во-вторых, все они характеризуются очень большой вязкостью, из-за которой состав сплава может изменяться в процессе исследования при высоких температурах в связи с преимущественным испарением одного из компонентов. Поэтому после опытов необходимо было проводить химический анализ образцов и тогда полученные результаты были бы более адекватными.

Сплавы этой системы не могут проявлять больших отрицательных отклонений от идеальных растворов, как было получено в работе [18]. Результаты работы [17] также не очень достоверны, так как они проявляют значительные температурные зависимости в небольшом интервале последних, поэтому мы считаем, что полученные нами данные наиболее правильно отражают истинную природу взаимодействия в жидком состоянии (при небольших перегревах выше линии ликвидуса).

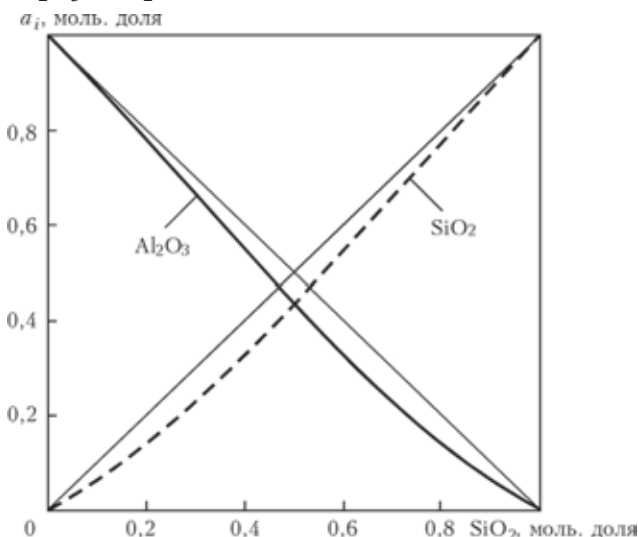


Рис. 3. Активности компонентов расплавов системы $\text{SiO}_2\text{--Al}_2\text{O}_3$, рассчитанные из координат линии ликвидуса при 2160 К

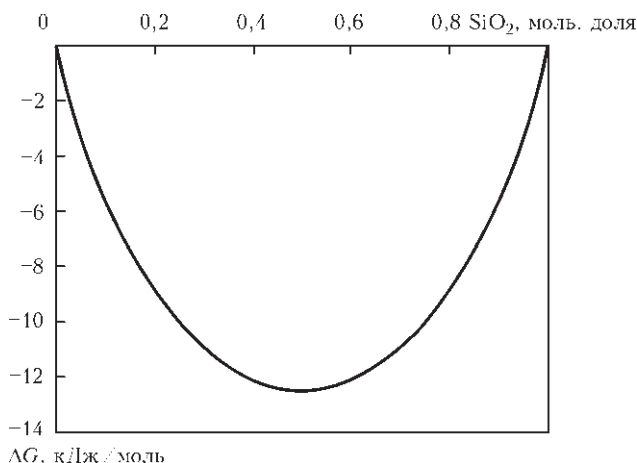


Рис. 4. Энергия смешения Гиббса расплавов системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ при 2160 К

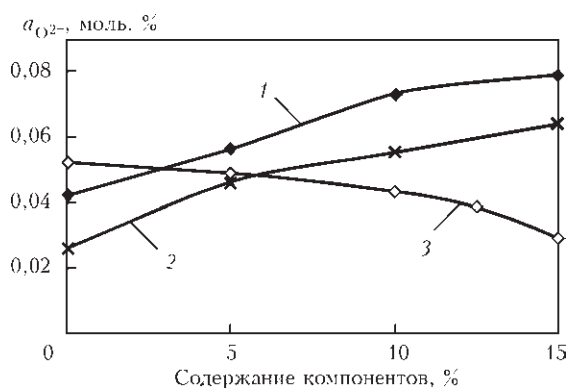


Рис. 5. Зависимость активности кислорода в шлаковом расплаве системы $\text{MgO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2-\text{CaF}_2-\text{TiO}_2$ от содержания в шихте агломерированного флюса кварцевого песка (1), глинозема (2) и дистенсиллиманитового концентрата Al_2SiO_5 (3)

Преимущество нашего метода состоит в том, что при наличии надежных экспериментальных данных по фазовым равновесиям он всегда позволяет получить активности компонентов, близкие к установленным точными экспериментальными методами.

Из полученных активностей компонентов мы рассчитали энергию смешения Гиббса (рис. 4).

Как и следовало ожидать, она характеризуется небольшими значениями по абсолютной величине. Тем не менее, при введении оксидов и фторидов щелочноземельных металлов может наблюдаться сильное взаимодействие последних как с SiO_2 , так и с Al_2O_3 , что следует из данных для расплавов двойных систем $\text{CaO}-\text{SiO}_2(\text{Al}_2\text{O}_3)$ [25]. Поэтому влияние рассмотренной системы на характер взаимодействия в сложных многокомпонентных флюсах может быть значительным.

Таким образом, наличие сильного взаимодействия, обусловленного этими факторами, должно учитываться при изучении и применении реальных оксидно-фторидных расплавов.

Проведенный анализ термодинамических свойств расплавов системы $\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$ позволил сделать предположение, что введение в многокомпонентные шлаковые расплавы термодинамически стабильных химических соединений на основе оксидов кремния и алюминия позволит снизить

окислительную способность шлакового расплава по отношению к расплавленному металлу, уменьшить потери легирующих элементов при сварке и ЭШП, предупредить протекание нежелательного с точки зрения металлургии, сварки и ЭШП высокопрочных сталей кремнийвосстановительного процесса в металле шва и слитка.

Для проверки этого предположения методом ЭДС проведено исследование активности кислорода в расплавах агломерированных флюсов системы $\text{MgO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2-\text{CaF}_2-\text{TiO}_2$. Шлаки имели приблизительно одинаковый химический состав и отличались лишь способом введения оксидов кремния и алюминия в шихту агломерированных флюсов. В одном случае вводили глинозем и кварцевый песок, во втором – дистенсиллиманитовый концентрат, в котором эти оксиды связаны в комплексное соединение Al_2SiO_5 .

На рис. 5 показана зависимость активности кислорода в шлаковых расплавах от содержания этих компонентов в шихте шлаковых расплавов. Установлено, что введение глинозема и кварцевого песка приводит к росту активности кислорода в шлаковом расплаве. При их замене дистенсиллиманитовым концентратом активность кислорода в шлаковом расплаве заметно снижается. Это можно объяснить высокой термической устойчивостью и незначительной диссоциацией соединения Al_2SiO_5 и за счет разбавления расплава инертным веществом.

Мы также определили содержание $[\text{Si}]$, $[\text{Mn}]$ в наплавленном металле при сварке под флюсами на основе дистенсиллиманитового концентрата (701), а также на основе кварцевого песка и глинозема (705) (рис. 6).

Из рис. 6 видно, что замена кварцевого песка и глинозема термодинамически стабильным дистенсиллиманитовым концентратом приводит к снижению потерь марганца в металле шва, существенному предупреждению протекания кремнийвосстановительного процесса.

Таким образом, очевидна перспективность использования дистенсиллиманитового концентрата

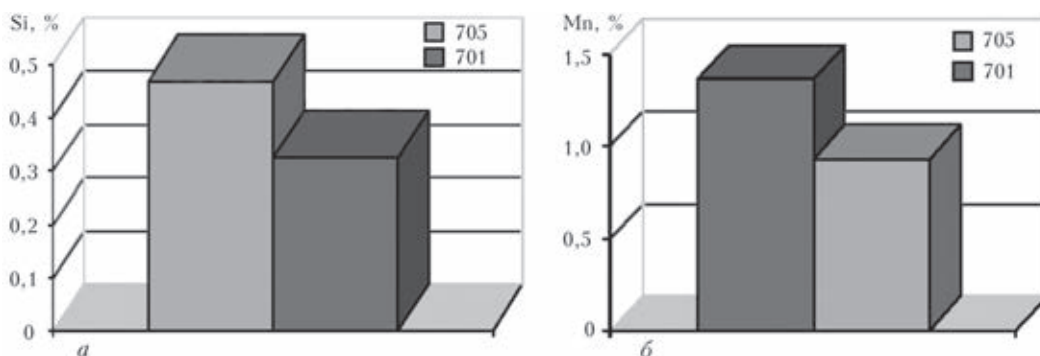


Рис. 6. Содержание кремния (а) и марганца (б) в наплавленном металле при сварке под флюсами на основе дистенсиллиманитового концентрата (701), а также на основе кварцевого песка и глинозема (705) проволокой марки Св-08Г1НМА



та в производстве агломерированных сварочных флюсов.

Выводы

1. Проведенный анализ литературных данных по фазовым равновесиям и термодинамическим свойствам сплавов системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ позволил установить, что диаграмма состояния корректна, а активности компонентов этих расплавов характеризуются большим разбросом.

2. Из координат линии ликвидус диаграммы состояния системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$, определенных разными авторами, рассчитаны активности $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ при $0,7 < x_{\text{Al}_2\text{O}_3} < 1$. Установлено, что они начинают проявлять небольшие отрицательные отклонения от идеальных растворов в эвтектическом расплаве ($x_{\text{Al}_2\text{O}_3} = 0,74$).

3. Из рассчитанных нами $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$, интегрированием уравнения Гиббса–Дюгема, оценены активности оксида кремния. Установлено, что они проявляют небольшие отрицательные отклонения от идеальных растворов.

4. Влияние расплавов системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ на характер взаимодействия в сложных многокомпонентных растворах может быть значительным.

5. Введение в многокомпонентные шлаковые расплавы термодинамически стабильных химических соединений (например, силлиманита) приводит к снижению их окислительной способности. Замена кварцевого песка и глинозема дистенсиллиманитовым концентратом в шихте агломерированных флюсов приводит к снижению термодинамической активности кислорода в шлаковом расплаве, тормозит протекание кремнийвосстановительного процесса и снижает потери марганца при сварке.

1. Зайцев А.И., Могутнов Б.М., Шахназов Е.Х. Физическая химия металлургических шлаков. – М.: Интерконтакт Наука, 2008. – 344 с.
2. Shepherd E.S., Rankin G. A., Wright F. E., The binary systems of alumina with silica, lime and magnesia // Am. J. Sci. – 1909. – Vol. 28. – P. 293–298.
3. Bowen N.L., Greig J.W. The system alumina-silica // J. Am. Ceram. Soc. – 1924. – № 7. – P. 238–254.
4. Bowen N.L., Greig J.W., Zies E.G. Mullite, a silicate of alumina // J. of the Washington Academy of Sciences. – 1924. – Vol. 14. – P. 183–191.
5. Chaudhuri S.P. Melting/decomposition of mullite: incongruent or congruent? I. Phase equilibria of the system alumina-silica // Ceram. Int.. – 1987. – 13, № 3. – P. 167–175.
6. Chaudhuri S.P. Melting/decomposition of mullite: incongruent or congruent? II. Responsible factors for dual nature of mullite // Ibid. – 1987. – 13, № 3. – P. 177–181.

7. Gao Z. Review of studies and controversy on the phase diagram of the alumina-silica system // Ibid. – 1981. – 9, № 2. – P. 197–217.
8. Mueller-Hesse H. The development of investigations and present-day knowledge of the system $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ // Ber. Deut. Keram. Ges. – 1963. – 40, № 5. – P. 281–285.
9. Pask J.A. Critical review of phase equilibria in the alumina-silica system. Ceram. Trans., [Mullite Mullite Matrix Compos.]. – 1990. – № 6. – P. 1–13.
10. Roy R. The alumina-silica phase diagram: metastability and order-disorder // Ibid. – 1990. – № 45–50. – 132 p.
11. The silica alumina system. Part 1. Later stage spinodal decomposition and metastable immiscibility / C.M.Jantzen, D.Schwahn, J.Schelten, H.Herman // Phys. Chem. Glasses. – 1981. – 22. – № 5. – P. 122–137.
12. Шорников С.И., Арчаков И.Ю. Масс-спектрометрическое исследование процессов испарения и фазовых равновесий в системе $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ // Журн. физ. химии. – 2000. – 74, № 5. – С. 775–782.
13. Aksay I. A., Pask J. A. Stable and metastable equilibria in the system silica-alumina // J. Am. Ceram. Soc. – 1975. – 58, № 11–12. – P. 507–512.
14. Staronka A., Pham H., Rolin M. Cooling curve study on the silica-alumina system // Revue Internationale des Hautes Temperatures et des Refractaires. – 1968. – 5, № 2. – P. 111–115.
15. Aramaki S., Roy R. Revised phase diagram for the system $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ // Ibid. – 1962. – 45. – P. 229–242.
16. Зайцев А.И., Литвина А.Д., Могутнов Б.М. Термодинамические свойства мullита $3\text{Al}_2\text{O}_3\cdot 2\text{SiO}_2$ // Неорган. материалы. – 1995. – 31, № 6. – С. 768–772.
17. Shornikov S.I., Stolyarova V.L., Shultz M.M. High temperature mass spectrometric study of $3\text{Al}_2\text{O}_3\text{--}2\text{SiO}_2$ // Rapid Commun. Mass Spectrom. – 1994. – 8, № 6. – P. 478–480.
18. Dhima A., Stafa B., Allibert M. Activity measurements in steelmaking-related oxide melts by differential mass spectrometry // High Temperature Sci. – 1986. – 21, № 3. – P. 143–159.
19. Шорников С.И., Арчаков И.Ю., Чемякова Т.Ю. Масс-спектрометрическое исследование термодинамических свойств расплавов $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ // Журн. физ. химии. – 2000. – 74, № 5. – С. 783–788.
20. Bjorkvall J., Stolyarova V.L. A mass spectrometric study of $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ melts using a Knudsen cell // Rapid Commun. Mass Spectrom. – 2001. – 15, № 10. – P. 836–842.
21. Бондарь В.В., Лопатин С.И., Столярова В.Л. Термодинамические свойства систем $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ при высоких температурах // Неорганические материалы. – 2005. – 41, № 4. – С. 362–369.
22. Mao H., Seleby M., Sundman Bo. Phase equilibria and thermodynamics in the $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--SiO}_2$ system-modeling of mullite and liquid // J. Am. Ceram. Soc. – 2005. – 88, № 9. – P. 2544–2551.
23. Thermodynamic modeling of the $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--CaO--FeO--Fe}_2\text{O}_3\text{--PbO--SiO}_2\text{--ZnO}$ system with addition of K and Na with metallurgical applications / E.Jak, P.C.Hayes, A.D.Pelton, S.A.DecteroV // VIII Intern. conf. on Molten Slags, Fluxes and Salts – MOLTEN 2009 / Eds M. Sánchez, R. Parra, G. Riveros, C. Díaz. Gecamin Ltd., Santiago, Chile. – 2009. – P. 473–490.
24. Судавацова В.С., Макара В.А., Кудін В.Г. Термодинаміка металургійних і зварювальних розплавів. Ч.3 // Сплави на основі нікелю та олова, методи моделювання та прогнозування термодинамічних властивостей. – Киев: Логос, 2005. – 216 с.
25. Прогнозирование термодинамических свойств расплавов системы $\text{CaO--Al}_2\text{O}_3$ / И.А.Гончаров, В.И.Галинич, Д.Д.Мищенко, В.С.Судавацова // Автомат. сварка. – 2014. – № 4. – С. 33–36.

Поступила в редакцию 30.10.2014

ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПРЕОБРАЗУЕМОГО ОБЪЕМА КОСМИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ

Л.М. ЛОБАНОВ, В.С. ВОЛКОВ

ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Необходимость проведения представленных исследований обусловлена актуальной задачей оптимизации процесса изготовления сварных конструкций преобразуемого объема, предназначенных для длительной эксплуатации в экстремальных условиях космического пространства. Проведены сравнительные исследования упругопластических свойств, а также микроструктурный анализ и микромеханические исследования сварных соединений конструкций преобразуемого объема из фольговых материалов, полученных при различных комбинациях параметров импульсных режимов микроплазменной сварки. Показана возможность создания многосекционной конструкции преобразуемого объема, способной сохранять стабильность служебных характеристик в условиях действия факторов космического пространства при долгосрочной экспозиции. Определены и подтверждены экспериментальным путем оптимальные условия формирования неразъемных соединений тонких преобразуемых оболочек из стали аустенитного класса, сочетание физико-механических свойств и структурных особенностей которых максимально приближено к аналогичным свойствам основного металла. Результат представленной работы демонстрирует возможность изготовления конструкций преобразуемого объема с заданными свойствами сварных соединений, оптимизированной для длительной эксплуатации под действием неисследованного ранее сочетания эксплуатационных и внешних факторов. Проведены сравнительные исследования упругопластических свойств, а также микроструктурный анализ и микромеханические исследования сварных соединений конструкций преобразуемого объема из фольговых материалов, полученных при различных комбинациях параметров импульсных режимов микроплазменной сварки. Определены оптимальные условия формирования неразъемных соединений тонких преобразуемых оболочек из сталей аустенитного класса. Показана возможность создания многосекционной конструкции преобразуемого объема КПО, способной сохранять стабильность служебных характеристик при долгосрочной экспозиции в экстремальных условиях эксплуатации. Библиогр. 7, рис. 6.

Ключевые слова: конструкции преобразуемого объема, тонкие несущие оболочки, микроплазменная сварка

Разработанные в Институте электросварки им. Е.О. Патона конструкции преобразуемого объема (КПО) представляют собой несущие структуры на основе выпуклых замкнутых оболочек нулевой гауссовой кривизны, способные неоднократно и в широких пределах изменять один из своих габаритных размеров, сохраняя при этом пространственную жесткость, устойчивость и целостность материала поверхности. Подобные свойства несущих оболочек делают возможным их применение в космической отрасли, где доставка конструкции

на околоземную орбиту в компактном виде может стать решением проблемы оптимизации ее массогабаритных характеристик.

В качестве конструкционного материала оболочки используют металлы определенного диапазона упругопластических свойств, в частности, с отношением предела текучести σ_T к пределу прочности σ_B в диапазоне $\sigma_T/\sigma_B = 0,3 \dots 0,8$. Это алюминиевые сплавы, высоколегированные аустенитные стали, титан и др. Очевидно, что сварка является практически единственным методом построения

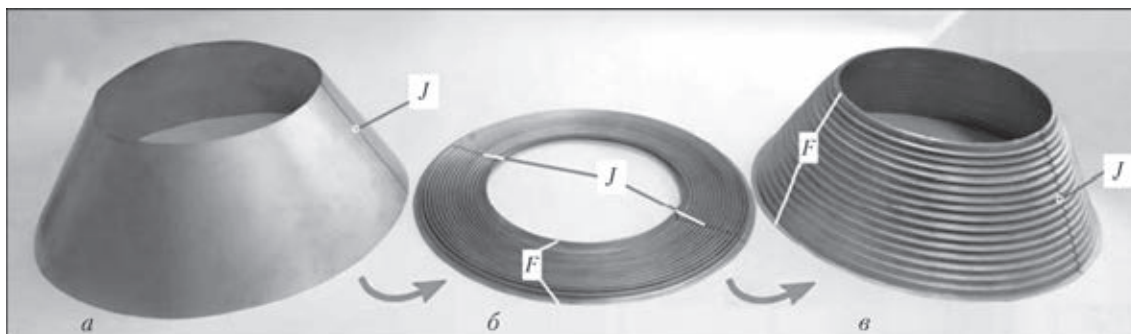


Рис. 1. Стадии изготовления преобразуемой конической оболочки КПО, иллюстрирующие характер технологического деформирования ее сварных соединений J (F — фланцевая отбортовка для последующей сварки оболочек в единую структуру)



Рис. 2. Экспериментальный стенд для сварки заготовок преобразуемых оболочек из фольговых материалов: 1 — механизм перемещения; 2 — плазматрон; 3 — сборочно-сварочная оснастка с конической заготовкой оболочки КПО; 4 — каретка механизма перемещения; 5 — двигатель с редуктором; 6 — источник питания микроплазменной сварки; 7 — теплообменный модуль плазматрона; 8 — автоматическая система позиционного регулирования параметров сварочного процесса; 9 — приспособление для сварки кольцевых швов КПО

металлических вакуумплотных оболочечных конструкций. Одной из основных проблем при создании оболочек КПО является достижение сочетания высоких физико-механических характеристик при одновременной вакуумплотности сварных швов, которые подвергаются комплексу воздействий механических нагрузок и специфических агрессивных внешних факторов. Целью проведенных исследований являлось определение оптимальных условий формирования неразъемных соединений тонких преобразуемых стальных оболочек КПО, способных обеспечить служебные характеристики конструкции в экстремальных условиях эксплуатации.

На рис. 1 представлены стадии изготовления структурного элемента КПО конического типа, включающие сварку прямолинейных швов заготовки (рис. 1, а) и ее последующее преобразование в плоский гофрированный диск (рис. 1, б) с помощью разработанной в ИЭС технологии холодного объемного деформирования. В качестве материала использовали стальную ленту AISI 321 с толщиной $\delta = 0,15 \dots 0,17$ мм, наибольший диаметр оболочки 400 мм. Близость подобного преобразования к изометрическому позволяет вернуть диск к исходной конической форме (рис. 1, в), создав после герметизации контура избыточное давление в его внутренней полости. При этом малые остаточные пластические деформации в вершинах кольцевых ребер формируют гофры, значительно увеличивающие жесткость структурных конических элементов и несущую способность конструкции в целом.

Схема изометрического преобразования оболочки, описываемая семейством непрерывных отображений ее нейтральной поверхности, подразумевает изотропность конструкционного ма-

териала последней; следовательно, сварной шов должен иметь практически эквивалентные с основным металлом конструкции физико-механические свойства. Технология объемного деформирования разработки ИЭС подразумевает непрерывное движение формирующего органа (пуансона) по поверхности оболочки, к которой он прилагает формирующее усилие. Тем не менее, геометрия шва (усиление) не имеет решающего значения, так как пуансон при вращении оболочки контактирует с корнем шва и главная технологическая задача состоит в создании качественного сварного соединения с заданными характеристиками пластичности и прочности.

При создании КПО космического назначения с целью снижения массы используют минимальные толщины конструкционных материалов оболочки, при которых может быть обеспечена необходимая прочность конструкции без потери ее функциональных качеств. При выборе способа сварки стыковых соединений из нержавеющей стали и титана с толщинами $\delta = 0,1 \dots 0,2$ мм предпочтение было отдано микроплазменной сварке. Она позволила значительно упростить подготовку торцов развертки конической заготовки под сварку, увеличив тем самым производительность изготовления КПО, и уменьшить тепловые деформации сварного шва при использовании предварительной отбортовки свариваемых кромок.

При сварке заготовок из нержавеющей стали с толщиной $0,15 \dots 0,17$ мм была применена отбортовка кромок на величину, равную двум толщинам материала. Кроме того, микроплазменная сварка позволила обеспечить практически полную повторяемость зафиксированного результата сварки, что можно объяснить менее жесткими, в сравнении с лазерной сваркой, требованиями к точности

механизма перемещения источника сварочного нагрева.

Для изготовления серии преобразуемых конических оболочек создан сварочный стенд (рис. 2), в котором проблемы обеспечения прецизионной сборки и сварки фольговых материалов решены на конструктивном уровне, с минимальным использованием унифицированных деталей и узлов высокой стоимости, реализуемых в современных системах аналогичного назначения [1]. В частности, сборка механизма перемещения с шариковинтовой передачей качения (ШВП) была проведена из отдельных комплектующих, объединенных в единый узел с точностью взаимной фиксации ± 10 мкм. При этом предусмотрены регулировки, позволяющие корректировать положение всей системы перемещения 1 с плазмотроном 2 относительно плоскости сборочно-сварочной оснастки 3 с точностью ± 25 мкм по каждой из трех координат. Плавающее крепление горелочного узла к каретке механизма перемещения 4 устраняет нежелательные вибрации плазмотрона при сварке, а сочетание характеристик двигателя, редуктора с полым валом 5 и частотного преобразователя позволило избежать отклонений скорости сварки в диапазоне 1...25 мм/с, связанных с кинематической погрешностью эвольвентной зубчатой передачи. В состав оборудования входит источник питания микроплазменной сварки 6 разработки ИЭС, обеспечивающий высокую стабильность характеристик при токах сварки 1 А и выше.

Оригинальные разработки института использованы также при проектировании узлов плазмотрона, системы его охлаждения и сборочно-сварочного приспособления, обеспечивающего бездеформационную сварку и эффективную защиту неразъемных соединений из металлов фольгового класса.

Определение диапазона погонных энергий, на которых при использовании микроплазменной сварки возможно устойчивое формирование качественных прямолинейных неразъемных соединений из металлической ленты фольгового класса, не представляет особых трудностей и описано в работах [2–4]. Вместе с тем соответствие указанному диапазону может достигаться при различных режимах сварки (на постоянном токе либо в импульсном режиме) и в различных комбинациях параметров импульсных режимов (рис. 3), определяющих различную степень неоднородности микроструктуры и распределения легирующих элементов в металле шва и околосшовной зоны, а также отклонений микротвердости в сечении шва. При прочих равных условиях оптимальность указанных характеристик, а также их сочетание с наилучшими упругопластическими и прочност-

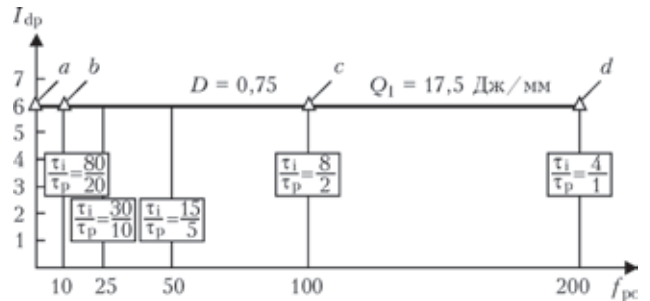


Рис. 3. Комбинации параметров импульсных режимов при микроплазменной сварке преобразуемой конической оболочки из стальной ленты марки AISI 321 толщиной 0,17 мм ($I_{др}$ — ток прямой полярности, А; $f_{рс}$ — частота импульсного тока, Гц; τ_i — длительность импульса тока, мс; τ_p — длительность паузы, мс; Q_l — погонная энергия сварки, Дж/мм; $D = \tau_i / (\tau_i + \tau_p)$ — коэффициент заполнения; a, b, c, d — базовые комбинации параметров

ными свойствами неразъемных соединений являлась основным критерием выбора между различными группами параметров сварочного процесса.

Определение оптимальных параметров сварочного процесса и последующее изготовление тонкостенных элементов (секций) КПО проводили на специально спроектированной сборочно-сварочной оснастке, обеспечивающей жесткую фиксацию кромок конических заготовок из фольги на длине в несколько десятков сантиметров при отсутствии сварочных деформаций, эффективный отвод тепла от зоны шва и максимальную простоту сборочной операции (рис. 2, 3). Защита корня шва с его одновременным принудительно-конвективным охлаждением достигалась нагнетанием инертного газа через серию последовательных отверстий переменного сечения в защитном канале, сопряженным с коллектором. Глубина, сечение и конфигурация отверстий, а также чистота обработки их кромок позволяют достигнуть на всей протяженности корня шва практически ламинарного истечения с полным раскрытием струй и с равными скоростями потока для защитных газов различной плотности при их расходе в диапазоне 5...10 дм³/мин. При заданном значении тока $I_{др}$ и коэффициента заполнения D корректировка погонной энергии Q_l на разных частотах $f_{рс}$ обеспечивалась изменением объемных расходов плазмообразующего и защитного газов при их неизменном оптимальном соотношении, полученном для избранных параметров плазмотрона эмпирическим путем и равном приблизительно 0,32 при использовании аргона. Ограничение частоты импульсного тока значением $f_{рс} = 200$ Гц связано с необходимостью поиска оптимальных критериев качества соединений в диапазоне параметров источника, не вызывающих быстрого износа электрода и камеры плазмообразования плазмотрона и, как следствие, нарушения стационарного режима сварки.

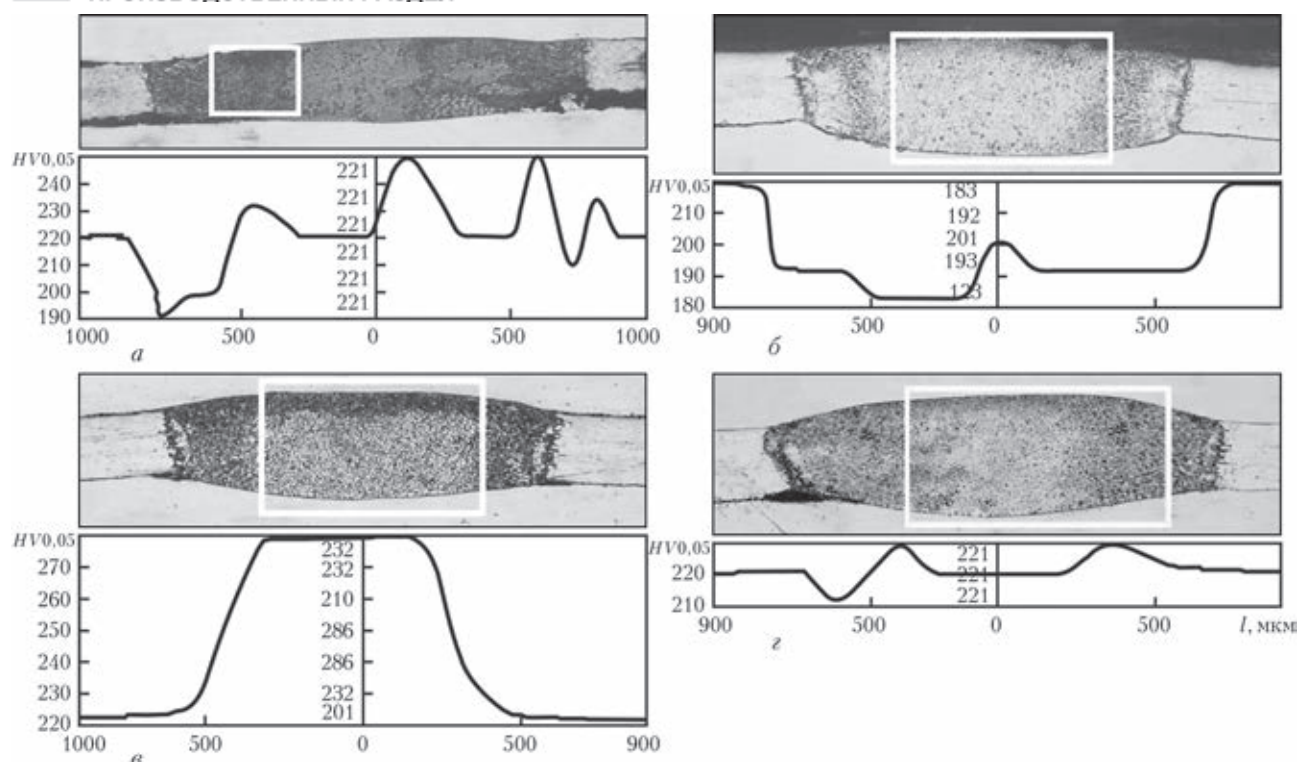


Рис. 4. Результаты металлографических исследований серии образцов сварных соединений фольги толщиной 0,17 мм из стали AISI 321, выполненных при равных значениях погонной энергии способом микроплазменной сварки на постоянном токе прямой полярности (а) и на импульсном токе частотой 10 (б), 100 (в) и 200 Гц (г) (на нулевой точке диаграмм (середина шва) отмечены значения микротвердости HV по вертикальной оси швов)

Результаты металлографических исследований характерных образцов из серии сварных соединений, полученных при соответствующих диаграмме рис. 3 комбинациях параметров, представлены на рис. 4. Определяли характер неоднородностей металла шва, околошовной зоны и основного металла оболочки при вариациях отношения τ_i/τ_p , соответствующих различной частоте импульсного тока, а также в случае сварки постоянным током прямой полярности при заданном значении погонной энергии во всех исследуемых комбинациях.

Металлографические исследования, проведенные на микроскопе «Neophot-32», иллюстрируют наибольшую структурную неоднородность серии образцов, выполненных на постоянном токе прямой полярности (рис. 4, а). Микроструктура шва по всему его сечению характеризуется неравно-

мерностью и несоосностью кристаллитов с разбросом их размеров по ширине у линии сплавления от 5 до 7,5 мкм и от 4...5 мкм в центре шва до 25 мкм у корня шва. Отклонения микротвердости шва и переходных зон, измеренной по Виккерсу на микротвердомере Лесо М-400, при сварке на постоянном токе также являются наибольшими — от 1920 до 2570 МПа при значении параметра 2210 МПа для основного металла оболочки (рис. 4, а, снизу).

Микроструктура образцов, выполненных на импульсном токе с коэффициентом заполнения $D = 0,75$ при частоте 10 (рис. 4, б), 100 (рис. 4, в) и 200 Гц (рис. 4, г), характеризуется значительно более высокой однородностью и соосностью ячеек при одновременном уменьшении отклонений микротвердости по горизонтальной оси шва. В частности, в серии образцов (рис. 4, г, 200 Гц) отмечены наилучшие сочетания исследуемых параметров — размер равноосных ячеек соответствует диапазону 5...7 мкм во всем сечении шва, отклонение измеренной величины микротвердости в любом из направлений сечения не превышает 5 % ее значения для основного металла.

При сравнении представленных результатов с результатами испытаний серии аналогичных группам рис. 4, а–г образцов на статическое растяжение и испытаниям на изгиб, моделирующим реальные условия эксплуатации, отмечено приближение упругопластических свойств для ос-

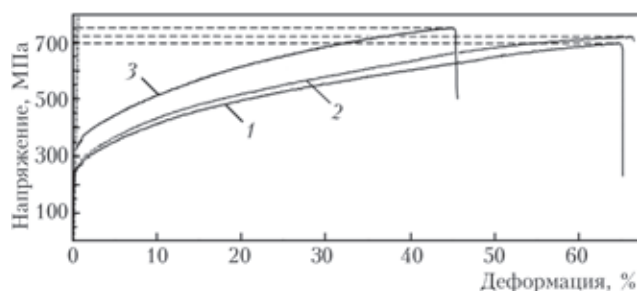


Рис. 5. Диаграммы растяжения образца фольги толщиной 0,17 мм из стали AISI 321 без сварного шва (1) и аналогичных образцов, выполненных на импульсном токе $f_{pc} = 200$ Гц (2) и на постоянном токе прямой полярности (3)



нового металла и сварных соединений при увеличении частоты импульсного тока. Так, для характерного образца ленты AISI 321 толщиной 0,17 мм со сварным швом, выполненном при импульсном токе $f_{pc} = 200$ Гц, временное сопротивление разрыву $\sigma_b = 724,5$ МПа, условный предел текучести $\sigma_{0,2} = 256,5$ МПа (рис. 5, 2); для аналогичного образца без сварного шва $\sigma_b = 699,7$ МПа, $\sigma_{0,2} = 259,2$ МПа (рис. 5, 1). Разница приведенных характеристик не превышает погрешности измерения испытательной системы MTS® 318.25, использованной для получения экспериментальных данных. Характерная диаграмма растяжения для образцов, выполненных на постоянном токе прямой полярности, приведена на рис. 5, 3 ($\sigma_b = 753,4$ МПа и $\sigma_{0,2} = 289,3$ МПа).

Отмеченное выше уникальное сочетание технологических и внешних факторов при эксплуатации КПО не позволяет ограничиться стандартными методами контроля при оценке качества ее сварных соединений. Вакуум космического пространства, вызывающий в совокупности с воздействием радиации десорбцию элементов материала оболочки, может лишь условно считаться химически нейтральной внешней средой; при переходе светотеневых границ на поверхности конструкции возможно образование конденсата с включениями активных веществ, присутствующих в собственной внешней атмосфере базового для КПО космического аппарата. Недопустимые по этой причине проявления межкристаллитной коррозии, поры и микротрещины могут быть определены возможностями оптической микроскопии, а также проводимым на разных стадиях изготовления КПО капиллярным, вихретоковым анализом и гелиевой пробой. Тем не менее продолжительность действия указанных внешних факторов (до нескольких лет), циклические деформации от колебаний температур с диапазоном до 275 °С, а также собственно влияние высоких и низких температур требуют прогнозирования стабильности свойств сварных соединений путем их углубленного изучения на всех структурных уровнях. При оценке качества сварных соединений реализован комплексный методический подход к исследованиям сварных соединений на макро- и микроуровне, прошедший успешную апробацию в ИЭС им. Е.О. Патона.

Совместно с металлографическими исследованиями провели оценку распределения легирующих элементов в металле шва методом микро-рентгеноспектрального анализа; использовали микроанализатор Camebax SX-50 (Cameca®) с диаметром зонда около 1 мкм при ускоряющем напряжении 20 кВ и токе зонда 20 нА. Запись кривых распределения легирующих элементов проводили по высоте шва и по его нейтральной

поверхности. Анализ полученных результатов свидетельствует о том, что количество легирующих элементов (в мас. %) в металле шва и переходных зонах образцов рис. 4, б–г (импульсный ток) практически соответствует аналогичным параметрам основного металла.

Заключительной стадией оценки качества сварных соединений фольговых материалов являлись исследования их тонкой структуры, основанные на представлении об определяющем влиянии структурно-фазового состояния металла соединения на его физико-механические свойства [5–7]. При исследованиях дислокационных структур, дислокационной плотности и равномерности ее распределения, в том числе при изучении структурных условий, способствующих появлению локальных внутренних напряжений в металле шва, использовали метод просвечивающей микродифракционной электронной микроскопии (JEM-200CX, «JEOL»). Результаты исследований позволяют сделать вывод о снижении локализованных деформаций и структурных напряжений в образцах, выполненных при использовании импульсного тока с большей частотой. На основании экспериментально-расчетных оценок вклада структурных и фазовых образований околошовной зоны в показатели пластичности и прочности были откорректированы параметры технологического процесса сварки. Результаты работы позволяют сделать заключение о возможности сочетания критериев качества рассмотренных неразъемных соединений в диапазоне параметров сварочного процесса, соответствующих частотам импульсного тока сварки $f_{pc} = 100 \dots 200$ Гц.

Оптимальный алгоритм преобразования КПО конического типа соответствует пропорциям определяющих размеров, при которых в раскрытом положении отношение высоты конической секции к ее диаметру не превышает значения 0,5. Отсюда необходимость создания конструкции большей длины или объема требует объединения множества секций в единую структуру путем их сварки по сопрягающимся контурам. Решение задачи устойчивости многосекционной КПО космического назначения и расчетная оценка ее деформативности позволяют определить требования к конфигурации и жесткости сварных соединительных элементов конических секций, в особенности, элементов меньшего диаметра, испытывающих наибольшие удельные нагрузки. Функциональное назначение кольцевых сварных соединений не ограничивается поддержанием целостности, механической прочности и вакуумплотности многосекционной длинномерной конструкции; требуемые демпфирующие свойства последней могут быть обеспечены особенностями профиля кони-

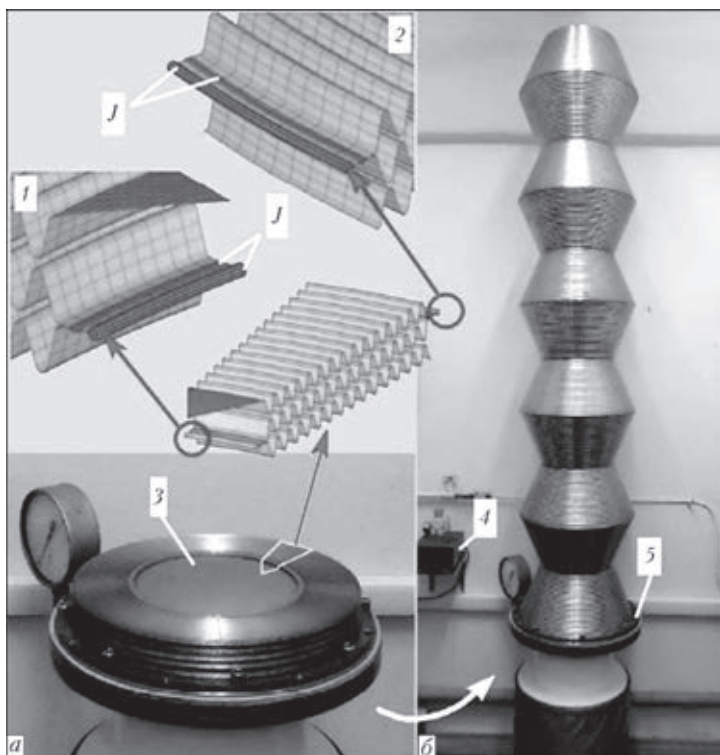


Рис. 6. Коническая КПО из одиннадцати оболочек в компактном (а) и раскрытом (б) положениях. Слева сверху — модели сегментов конструкции с внутренним (1) и наружным (2) кольцевыми сварными соединениями J (3 — замыкающий элемент; 4 — компактный компрессор с мановакуумметром; 5 — жесткий вакуумплотный контур стенда раскрытия)

ческих поверхностей КПО в сочетании с жесткостью кольцевых соединительных элементов. Сварка конических секций по периметрам оснований объединяет их смежные фланцевые отбортовки (рис. 1, F) в единый элемент жесткости — кольцевой шпангоут, эффективность которого зависит в большей степени от ширины кольца, а не от его суммарной толщины, а также от характера сварного соединения. В частности, в рассматриваемой КПО при сварке отбортовок меньшего диаметра с расчетной шириной 6 мм на разработанном ротационном приспособлении (рис. 2, 9) требуемый результат достигается применением комбинированного шва — прорезного с фиксацией оси плазмотрона по нормали к плоскости фланца, а затем торцевого, при ориентации оси плазмотрона по линии радиуса плоского гофрированного диска.

Многосекционная коническая КПО в компактном и раскрытом положении на испытательном стенде раскрытия представлена на рис. 6. Приведенные модели сегментов (1, 2) иллюстрируют схему выполнения сварных соединений, позволяющую связать периметры конических секций в жесткий кольцевой элемент конструкции. Вакуумплотное соединение торцевой конической секции с замыкающим элементом (донышком) (рис. 6, 3), имеющим толщину материала $\Delta = 6 \dots 8\delta$, где δ — толщина материала оболочки конструкции,

реализуется предварительной сваркой периметра секции с кольцом промежуточной толщины $\delta_1 = (\Delta + \delta)/2$. Кольцевые сварные соединения конической КПО, в отличие от прямолинейных швов конструкции, не подвергаются значительным технологическим и эксплуатационным деформациям и испытывают незначительные нагрузки от внутреннего избыточного давления раскрытия, не превышающего величины 50 кПа. Соединения могут быть выполнены микроплазменным способом в импульсном режиме при условии корректировки схемы подачи защитного газа для торцевых швов (рис. 6, J).

Наземный цикл испытаний конструкции ориентирован в первую очередь на изучение кинетики процесса раскрытия в заданном временном интервале и в условиях, с возможной достоверностью приближенных к условиям невесомости орбитального полета. Конструкция вакуумплотного контура (рис. 6, 5) позволит проводить тестовые раскрытия длинномерной КПО в различных пространственных положениях, осуществляя ее обезвешивание одновременно с моделированием регламентированных вибрационных воздействий и проведением модального анализа. Запланированные вакуумные испытания с имитацией тепловых нагрузок в условиях космоса позволят оценить термооптические свойства поверхности КПО и граничные температуры, которые на ней достигаются, что позволит уточнить величины возникающих в оболочке напряжений и, при необходимости, откорректировать конфигурацию кольцевых соединительных элементов штатной конструкции. При этом герметичность (вакуумплотность) компактной многосекционной оболочки может эффективно подтверждаться современными средствами неразрушающего контроля.

Результат представленной работы демонстрирует возможность изготовления КПО с заданными свойствами сварных соединений, оптимизированной для длительной эксплуатации под действием неисследованного ранее сочетания факторов. По этой причине наибольший интерес представляет запланированная апробация конструкции в условиях орбитального полета, которые могут прогнозироваться, но не могут быть воспроизведены при наземных испытаниях.

Выводы

1. Определены и подтверждены экспериментальным путем оптимальные условия формирования неразъемных соединений преобразуемых оболочек из

фольги марки AISI 321, сочетание физико-механических свойств и структурных особенностей которых максимально приближено к аналогичным свойствам основного металла и должно обеспечить рабочие характеристики конструкции в экстремальных условиях эксплуатации.

2. Создан комплекс технологического оборудования, обеспечивающий в условиях опытного производства бездефектную микроплазменную сварку вакуумплотных неразъемных соединений из фольговых материалов.

3. Описаны подходы к созданию многосекционной КПО, способные гарантировать работоспособность конструкций данного класса при долговременной экспозиции в экстремальных эксплуатационных условиях.

1. *Mikrofügetechnik GmbH*. Automation + Application Technology. Available at: <http://media.mig-o-mat.com/>
2. *Микроплазменная сварка* / Б.Е. Патон, В.С. Гвоздецкий, Д.А. Дудко и др. – Киев: Наук. думка, 1979. – 248 с.
3. *Microjoining and nanojoining* / Ed. Y.(Norman) Zhou. – Cambridge: Woodhead publ., 2008. – 832 p.
4. *Лобанов Л.М., Волков В.С.* Разработка технологии изготовления двухстенчатой сварной конструкции преобразуемого объема // *Автомат. сварка*. – 2012. – № 10. – С. 37–42.
5. *Welding and Surfacing Reviews* / Ed. B.Paton, L. Lobanov. – Pt 1. Welded Structures. – Taylor & Francis, 1997. – 300 p.
6. *Evans G.M., Bailey N.* Metallurgy of basic weld metal. – Cambridge: Woodhead publ., 1997. – 432 p.
7. *Investigation of the structural and chemical heterogeneity in welding of different groups of metallic materials* / Ye.V.Nikitina, V.A.Frolov, V.V. Stepanov et al. // *Welding International*. – 2014. – 28, № 10. – P. 793–798.

Поступила в редакцию 18.11.2014

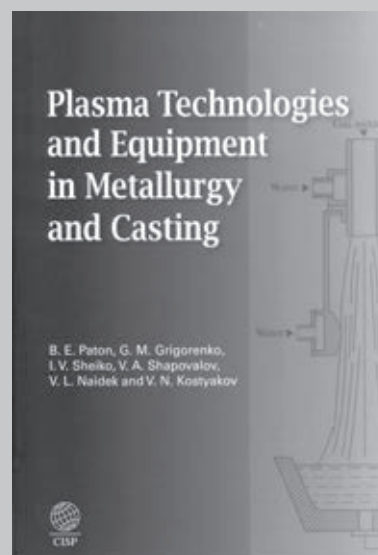
НОВАЯ КНИГА

PLASMA TECHNOLOGIES and EQUIPMENT in METALLURGY and CASTING. B.E. PATON, G.M. GRIGORENKO, I.V. SHEIKO, V.A. SHAPOVALOV, V.L. NAIDEK, V.N. KOSTYAKOV. – Cambridge Intern. Sci. Publ. Lmd., 2015. – 612 p.

Книга представляет собой авторизированный перевод на английский язык монографии «Плазменные технологии и оборудование в металлургии и литейном производстве» / Б.Е. Патон, Г.М. Григоренко, И.В. Шейко, В.А. Шаповалов, В.Л. Найдек, В.Н. Костяков.

В ней приведены научные и прикладные аспекты применения плазменных источников нагрева (плазмотронов) в металлургическом и литейном производстве. Рассмотрены основные типы плазмотронов, используемые для плавки металлов и обработки металлических расплавов в лабораторных и промышленных условиях. Показано промышленное применение плазменных источников нагрева, на базе которых разработаны новые металлургические процессы и технологии. Описаны конструкции плавильных печей на керамическом поду и переплавных печей с формированием слитка в охлаждаемом кристаллизаторе, установок для рафинирующего переплава поверхностного слоя слитков, выращивания монокристаллов тугоплавких металлов и др. Приведены результаты сравнения качества металлов и сплавов, выплавленных с применением различных технологий.

Для научных и инженерно-технических работников металлургических предприятий и литейного производства, а также для преподавателей, аспирантов и студентов высшей школы соответствующих специальностей.



Заказы на книгу просьба направлять в редакцию журнала «Автоматическая сварка».



ПРИМЕНЕНИЕ ПРИВАРНЫХ ШПИЛЕК ДЛЯ КРЕПЛЕНИЯ ПОЛОТНА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ МОСТОВ

В.В. КНЫШ¹, С.А. СОЛОВЕЙ¹, А.А. ГРИШАНОВ¹, Г.О. ЛИННИК², М.Г. МАЛЬГИН³

¹ИЭС им. Е.О.Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

²Укрзалізниця. 03680, г. Киев-150, ул. Тверская, 5. E-mail: cpi@lotus.uz.gov.ua

³MIDAS Information Technology Co., г. Сеул, Корея. E-mail: malgin@midasit.com

Предложена новая конструкция крепления плит безбалластного мостового полотна к тавровым балкам железнодорожных мостов, которая предусматривает замену резьбовых шпилек на приварные. Дугоконтактная сварка позволяет размещать шпильки непосредственно над вертикальной стенкой тавровой балки, что не приводит к угловой деформации верхнего пояса балки, характерной при использовании резьбовых шпилек. Целью настоящей работы являлась оценка возможности применения приварных шпилек для крепления плит безбалластного мостового полотна при строительстве и ремонте железнодорожных мостов. Для этого на модельных образцах были проведены испытания на усталость сварных соединений шпильки с верхним поясом тавровой балки из наиболее применяемых сталей Ст3сп и 09Г2С при различных размахах нагружения, которые реализуются в предварительно затянутой шпильке усилием 6 тс, во время прохождения подвижного состава. Установлено, что циклическая долговечность таких соединений превышает $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений при размахах нагружения $\Delta P \leq 3$ тс. Численным моделированием показано, что при применении в качестве прокладочного слоя между плитой безбалластного мостового полотна и тавровой балкой дубовой доски и резиновой полосы циклическая долговечность приварной шпильки не менее $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений, поскольку размах нагружения превышает $\Delta P = 3$ тс. Однако использование в качестве прокладочного слоя быстротвердеющих безусадочных смесей (монолитного бетона) позволяет снизить размах нагружения до $\Delta P = 1$ тс, что гарантированно обеспечивает долговечность приварной шпильки не менее $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений. Библиогр.13, табл. 2, рис. 16.

Ключевые слова: сварное соединение, приварная шпилька, плита безбалластного мостового полотна, сопротивление усталости, испытания на усталость

Предотвратить зарождение и развитие трещин усталости в сварных узлах и элементах конструкций пролетных строений железнодорожных мостов можно с помощью не только технологических способов (мероприятий), направленных на повышение сопротивления усталости сварных соединений, но и путем совершенствования существующих конструктивных решений, в том числе конструкции мостового полотна, которая существенно влияет на долговечность пролетного строения железнодорожного моста [1–4]. Пер-

спективным направлением улучшения технических характеристик эксплуатируемых строений является постепенная замена мостового полотна на деревянном брусе мостовым полотном на железобетонных плитах, которое имеет следующие преимущества: высокую стабильность положения элементов и длительный срок эксплуатации; защищает от коррозионного воздействия и загрязнения верхние пояса балок и связи между ними; является экономным по суммарной стоимости изготовления, укладки и эксплуатации на протяжении

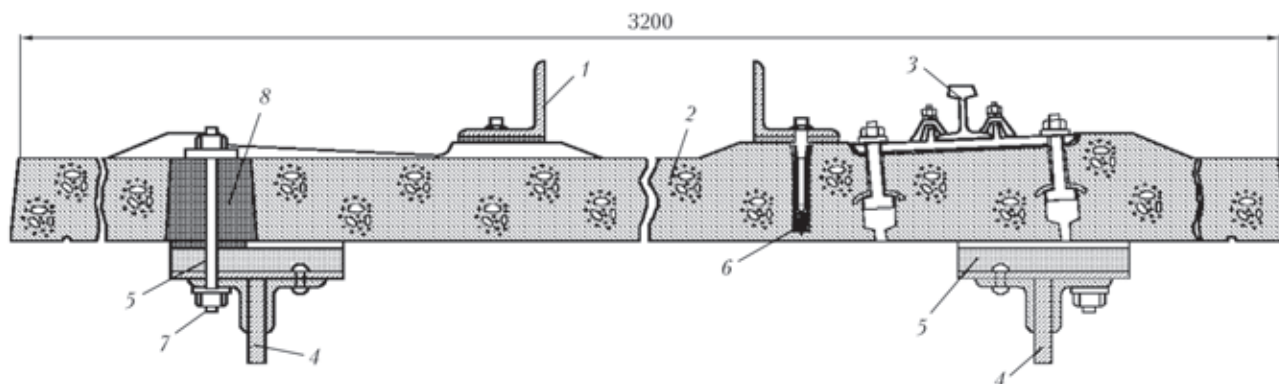


Рис. 1. Конструкция мостового полотна на плитах БМП: 1 — контругольник; 2 — железобетонная плита мостового полотна; 3 — рельс; 4 — главная или продольная балка; 5 — прокладочный слой; 6 — полимерный дюбель с путевым шурупом; 7 — высокопрочная шпилька; 8 — отверстие для шпильки

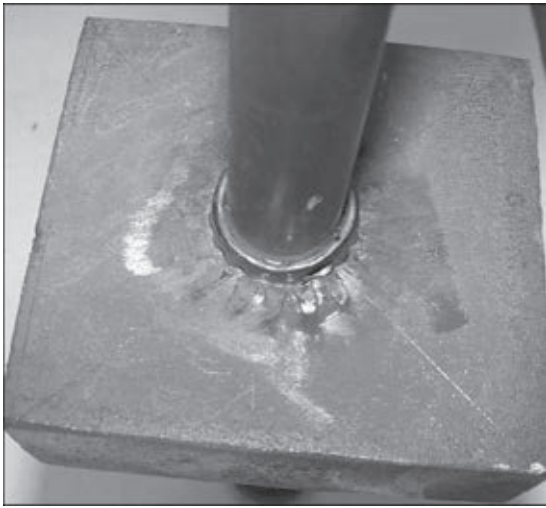


Рис. 2. Сварное соединения шпильки с пластиной

срока службы моста. Однако конструкция мостового полотна на железобетонных плитах (рис. 1) имеет некоторые недостатки, к которым можно отнести применяемую конструкцию крепления плиты к главным или продольным тавровым балкам пролетного строения. Существующая технология крепления плит безбалластного мостового полотна (БМП) съемными высокопрочными резьбовыми шпильками предусматривает их установление с эксцентриситетом по отношению к вертикальной стенке продольной балки, вследствие чего появляется дополнительная нагрузка на верхний пояс тавровой балки при прохождении состава, что приводит к преждевременному зарождению трещин усталости типа T_4 и T_9 [5]. Очевидно, что для устранения указанного эксцентриситета необходимо разместить шпильки крепления плит БМП в плоскости вертикальной стенки тавровой балки. Такое конструктивное решение возможно лишь при условии применения процессов сварки. Учитывая сжатые нормативные сроки на организацию работ по замене мостового полотна, а также возможность использования стандартных крепежных деталей, наиболее целесообразно производить приварку шпилек с помощью технологии дуговой контактной сварки. Однако данный сварной элемент (приварная шпилька, работающая при переменном растяжении) отсутствует в отечественных и зарубежных нормативных документах по расчету на усталость [6–9].

Поэтому цель настоящей работы — оценить возможность применения приварных шпилек для крепления плит БМП при строительстве и ремонте железнодорожных мостов.

Материал и методика исследований. Экспериментальные исследования сопротивления усталости сварного соединения шпильки с верхним поясом цельной (не составной) тавровой балки проводили на модельных образцах, состоящих из следующих основных частей: шпильки; пла-

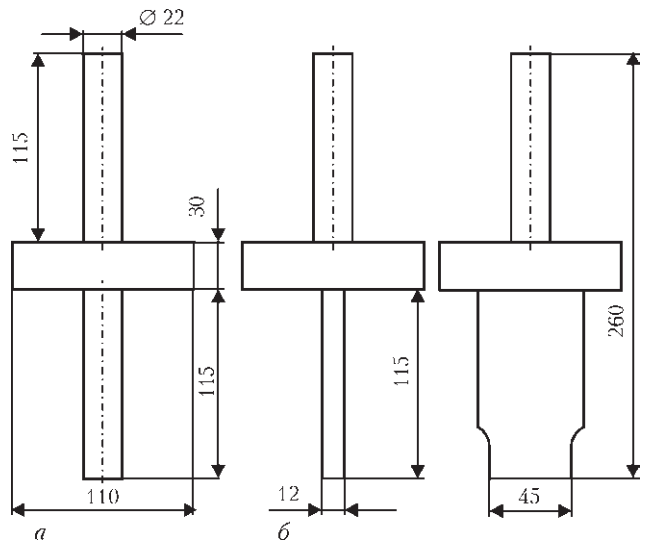


Рис. 3. Чертеж модельного образца сварного соединения шпильки крепления плит БМП с верхним поясом тавровой балки с цилиндрической (а) и призматической (б) захватными частями (первая серия образцов)

стины, которая имитировала сплошной верхний пояс тавровой балки; захватной части. Шпильку из низколегированной стали 09Г2С приваривали дугоконтактной сваркой по центру пластины (рис. 2), а захватную часть — электродуговой сваркой штучными электродами УОНИ-13/55. Размеры захватной части обусловлены захватными устройствами испытательной машины ZDM-10pu, которая позволяет проводить испытания образцов при переменных напряжениях знакопостоянного или знакопеременного циклов в диапазоне нагрузжений ± 10 тс. Испытания модельных образцов проводили при одноосном циклическом растяжении с частотой 5 Гц. Такая схема нагружения отвечала схеме нагружения высокопрочных шпилек при креплении плит БМП в пролетных строениях железнодорожных мостов. В качестве критериев завершения испытаний принималось полное разрушение образца или превышение базы испытаний $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений.

Первая серия образцов для усталостных испытаний состояла из четырех модельных образцов, в которых шпильку диаметром 22 мм приваривали к пластине из стали 09Г2С ($\sigma_T = 375$ МПа, $\sigma_B = 510$ МПа) толщиной 30 мм: по два образца с цилиндрической и призматической захватными

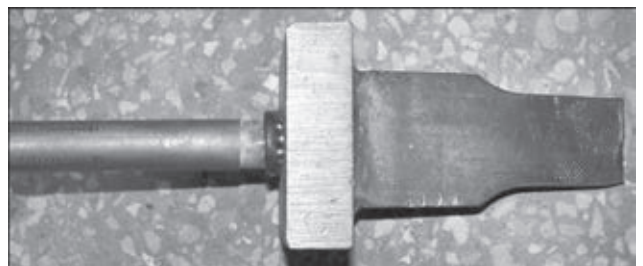


Рис. 4. Общий вид сварного модельного образца для испытаний на усталость с призматической захватной частью

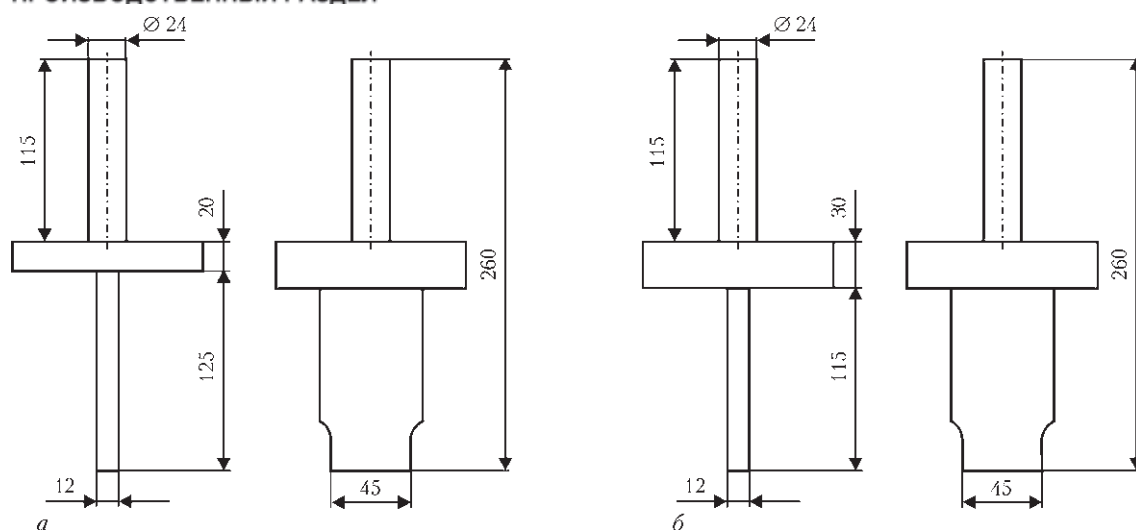


Рис. 5. Чертеж модельного образца сварного соединения шпильки крепления плит БМП с верхним поясом тавровой балки из сталей СтЗсп (а) и 09Г2С (б) соответственно вторая и третья серии образцов

ми частями (рис. 3, 4). Испытания проводили при отнулевом растяжении с максимальным усилием 6 тс. Такое нагружение шпилек было экспериментально установлено на натурных конструкциях, прокладочный слой (см. рис. 1) которых состоит из дубовой доски размером 200×40 мм и резиновой полосы размером 200×8 мм. Следует отметить, что данная конструкция прокладочного слоя на сегодня является основной при строительстве и ремонте железнодорожных мостов Украины.

По результатам испытаний первой серии образцы были усовершенствованы и скорректирована методика их испытаний. Диаметр привариваемой шпильки увеличили до 24 мм. Учитывая, что большинство тавровых балок пролетных строений железнодорожных мостов изготовлены из малоуглеродистой стали СтЗсп и низколегированной стали 09Г2С, в модельных образцах второй серии шпильку диаметром 24 мм приваривали к пластине из стали СтЗсп ($\sigma_T = 235$ МПа, $\sigma_B = 420$ МПа) толщиной 20 мм, а в образцах тре-

тней серии шпильку диаметром 24 мм приваривали к пластине из стали 09Г2С ($\sigma_T = 375$ МПа, $\sigma_B = 510$ МПа) толщиной 30 мм (рис. 5). Каждая серия состояла из восьми образцов. Захватную часть образцов изготавливали призматической. Испытания проводили по следующей методике. Циклическую долговечность сварных соединений шпильки устанавливали при различных размахах нагружения. Максимальная приложенная нагрузка не изменялась и составляла 6 тс, что соответствовало усилию затяжки шпилек при монтаже плит БМП. Начальная минимальная приложенная нагрузка составляла 0 тс, что соответствовало полной разгрузке шпильки. Если при заданном первоначальном размахе нагружения 6 тс происходило преждевременное разрушение двух образцов при долговечностях не менее $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений, то размах уменьшали на 1 тс за счет увеличения минимальной нагрузки. Схематическое изображение размахов нагружения при испытаниях на усталость второй и третьей серий образцов приведено на рис. 6.

Результаты исследований. Разрушение всех образцов первой серии произошло по сварному соединению шпильки с пластиной, которая имитировала сплошной горизонтальный пояс тав-

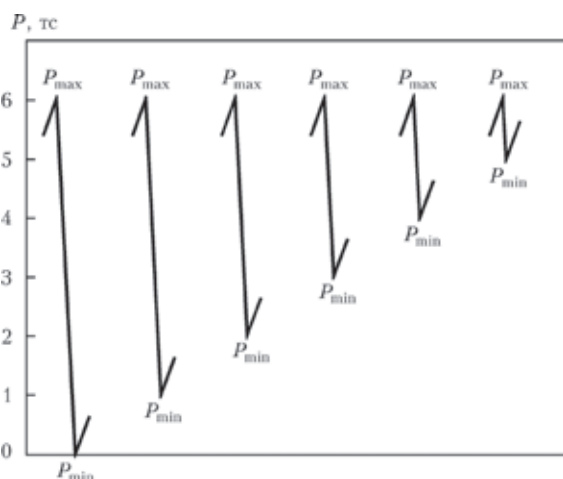


Рис. 6. Схематическое изображение размахов нагружения при испытаниях на усталость сварных модельных образцов второй и третьей серий

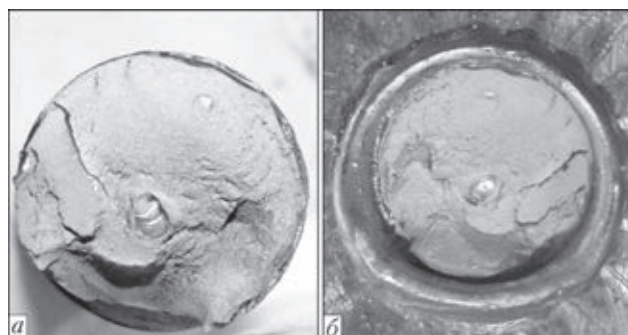


Рис. 7. Внутренние дефекты сварки в образце № 3 первой серии: а — поры; б — несплавления

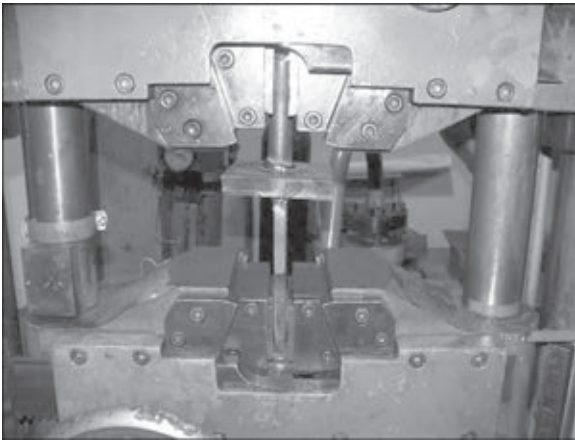


Рис. 8. Испытание на усталость образца сварного соединения второй серии на машине ZDM-10pu

ровой балки. Экспериментально установленная долговечность образцов находится в диапазоне от 53 500 до 105 600 циклов перемен напряжений (при этом не обеспечивается необходимая циклическая долговечность $\leq 5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений):

Номер образца	1	2	3	4
Количество циклов до разрушения N	105600	165800	53500	175900

Проведенный фрактографический анализ мест разрушения выявил наличие таких внутренних дефектов, как пора по центру сварного соединения и непровар по контуру (рис. 7). Наличие дефектов свидетельствует о возможных отклонениях технологических параметров сварочного процесса, вызванных влиянием внешних факторов или недостаточной отработкой технологии сварки. Следует отметить, что при нагружении модельного образца отнулевым усилием 6 тс максимальные напряжения в рабочем сечении приварной шпильки диаметром 22 мм достигают

Таблица 1. Результаты испытаний на усталость модельных образцов второй и третьей серий

Номер образца	Количество циклов до разрушения N	
	вторая серия	третья серия
1	433500	782400
2	371600	499800
3	1011900	623600
4	863000	1326100
5	1757600	4080800
6	2873300	1062500
7	> 5000000	2873300
8	> 5000000	> 5000000

Примечания. 1. У всех образцов второй и третьей серии $P_{\max} = 6$ тс. 2. У образцов № 1, 2 $P_{\min} = 0$ тс; у № 3, 4 – 1; у № 5, 6 – 2; у № 7, 8 – 3.

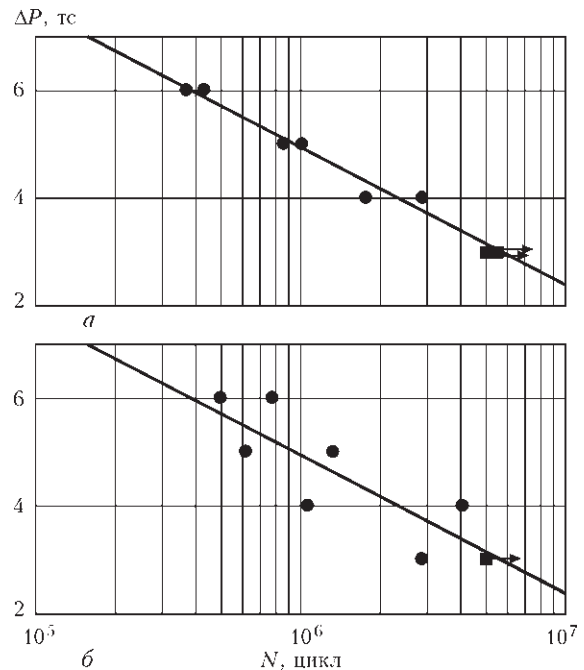


Рис. 9. Кривая усталости сварных соединений шпильки диаметром 24 мм с пластиной из сталей СтЗсп (а) и 09Г2С (б)

160 МПа. При таких напряжениях ограниченная долговечность бездефектных стыковых сварных соединений находится на уровне $2 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений при вероятности неразрушения 50 % [10, 11]. Расчетное значение предела ограниченной выносливости стыковых сварных соединений на базе не менее $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений при 95 % вероятности неразрушения согласно [6] составляет 114 МПа. При этом следует учитывать, что значения коэффициента концентрации напряжений соединения шпильки с пластиной значительно превышают значения коэффициента концентрации напряжений, которые характерны для стыковых соединений ($\alpha_\sigma = 1,1 \dots 1,3$). Таким образом, по результатам испытаний первой серии образцов можно сделать вывод, что применение приварных шпилек в пролетных строениях железнодорожных мостов возможно при условии уменьшения действующих напряжений в рабочем сечении шпильки за счет увеличения диаметра шпильки и уменьшения размахов нагружения при применении новых конструкций прокладочного слоя между плитой БМП и верхним поясом тавровой балки.

Оборудование для дугоконтактной сварки «Nelson nelweld 6000» предусматривает приварку шпилек диаметром 24 мм. Увеличение диаметра шпильки с 22 до 24 мм позволяет уменьшить максимальные напряжения в рабочем сечении с 160 до 130 МПа.

Испытания второй и третьей серий модельных образцов также проводили на машине ZDM-10pu при частоте 5 Гц (рис. 8).

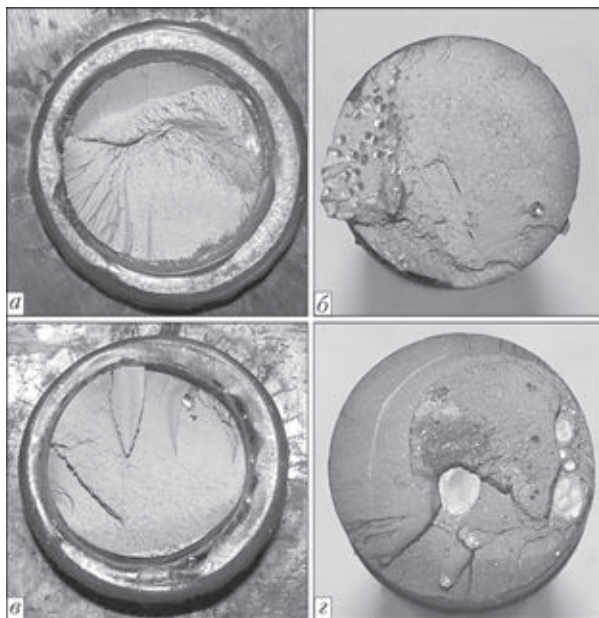


Рис. 10. Изломы сварных модельных образцов № 3, 4 второй (а, б) и № 5, 6 третьей (в, з) серии

Результаты усталостных испытаний образцов второй серии (шпильку приваривали к пластине из стали СтЗсп) и третьей (шпильку приваривали к пластине из стали 09Г2С) приведены в табл. 1, а на рис. 9 представлены соответствующие кривые усталости. Разрушение образцов второй серии происходило по сварному соединению шпильки с пластиной. Циклическая долговечность испытанных образцов превышает значения $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений при размахах нагружения $\Delta P \leq 3$ тс. Проведен фрактографический анализ мест излома модельных образцов. Наличие таких внутренних дефектов, как поры (рис. 10, б), снижает циклическую долговечность образцов на 20 % (долговечность образца № 4 с порами 863000 циклов перемен напряжений, а образца № 3 без пор — 1011900 циклов перемен напряжений).

Таблица 2. Свойства материалов прокладочного слоя между плитой БМП и верхним поясом тавровой балки

Материал	Элемент мостового полотна	Значение модуля упругости E , МПа		Коэффициент Пуассона ν
		диапазон	расчетное	
Бетон	Плита БМП	$3 \cdot 10^4$		0,2
Бетон	Прокладочный слой	$3 \cdot 10^4$		0,2
Дерево поперек волокон	«»	500...1000*	750	0,16
Резина	«»	7...14**	10	0,5
Сталь	Шпилька	$2,1 \cdot 10^5$		0,3

* Данные взяты из работы [13], ** — из [4, 13].

Разрушение образцов третьей серии, происходило по сварному соединению шпильки с пластиной. Циклическая долговечность испытанных образцов также превышает значения $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений при размахах нагружения $\Delta P < 3$ тс. При этом экспериментальные данные образцов третьей серии имеют больший разброс в сравнении с образцами второй. Наличие пор и несплавлений (рис. 10, з) снижает циклическую долговечность образцов до 4 раз (долговечность образца № 5 4080800 циклов перемен напряжений, а образца № 6 без пор — 1062500 циклов перемен напряжений).

Учитывая данные, полученные на модельных образцах первой серии, увеличение диаметра шпильки с 22 до 24 мм привело к повышению долговечности в 3...6 раз при одинаковых уровнях размахов нагружения от 0 до 6 тс. При этом особенности разрушения исследуемых образцов всех трех серий указывают на необходимость доработки технологии дугоконтактной сварки при приварке шпилек крепления плит БМП. Уменьшение количества внутренних дефектов позволит повысить вероятность неразрушения сварных соединений шпильки диаметром 24 мм при размахе нагружения от 3 до 6 тс.

Данные натурных исследований показали, что при использовании прокладочного слоя между плитами БМП и тавровой балкой (дубовая доска и резиновая полоса) размахи нагружения ΔP , действующие на приварную шпильку, превышают 3 тс. Диапазон рабочих переменных усилий в шпильке от 3 до 6 тс может быть достигнут путем увеличения жесткости прокладочного слоя, например, благодаря применению быстротвердеющих безусадочных смесей (бетонов).

Поскольку напряженно-деформированное состояние элементов мостового полотна в исходном состоянии и при прохождении подвижного состава

зависит от прокладочного слоя между плитой БМП и тавровой балкой, был выполнен численный расчет изменения начального (6 тс) усилия затяжки приварной шпильки во время прохождения подвижного состава в зависимости от применяемых типов прокладочных слоев. Все численные расчеты проводили в программном комплексе midas Civil с использованием метода конечных элементов.

При проведении численного моделирования исходили из следующих положений: железобетонная плита БМП имела типовые геометрические размеры [12], диаметр приварной шпильки 24 мм, начальное усилие затяжки 6 тс, осе-

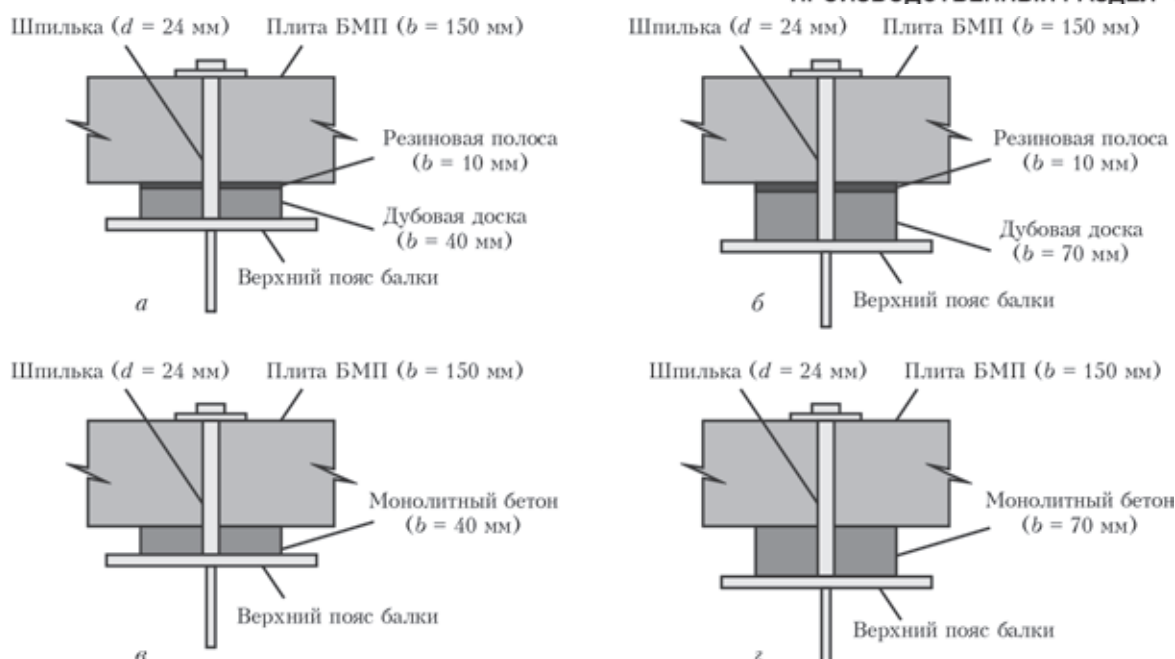


Рис. 11. Типы прокладочных слоев мостового полотна: *а* — дубовая доска толщиной 40 мм и резиновая полоса толщиной 10 мм; *б* — дубовая доска толщиной 70 мм и резиновая полоса толщиной 10 мм; *в, г* — монолитный бетон соответственно толщиной 40 и 70 мм

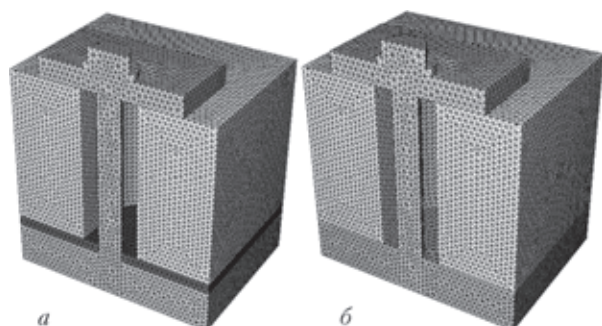


Рис. 12. Фрагменты расчетных моделей при прокладочном слое из дерева и резины (*а*) и монолитного бетона (*б*)

вое нагружение от железнодорожного транспорта 30 тс.

Исследовали четыре прокладочных слоя между плитой БМП и тавровой балкой: дубовую доску толщиной 40 мм и резиновую полосу толщиной 10 мм (рис. 11, *а*), дубовую доску толщиной 70 мм и резиновую полосу толщиной 10 мм (рис. 11, *б*), монолитный бетон толщиной 40 (рис. 11, *в*) и 70 мм (рис. 11, *г*). Во всех расчетных схемах ширина элементов прокладочного слоя составляла 200 мм, расчетные модели аппроксимировали конечными элементами в виде четырехгранников (рис. 12). Свойства материалов прокладочного слоя, принятые в численном расчете, приведены в табл. 2 [4, 13].

Начальное усилие затяжки шпильки 6 тс задавали перемещением ее основания на соответствующую величину, что имитировало прижатие железобетонной плиты к прокладочному слою. При этом снижение усилия затяжки (разгрузку шпильки) осуществляли приложением распределенной нагрузки на поверхность плиты БМП от давления

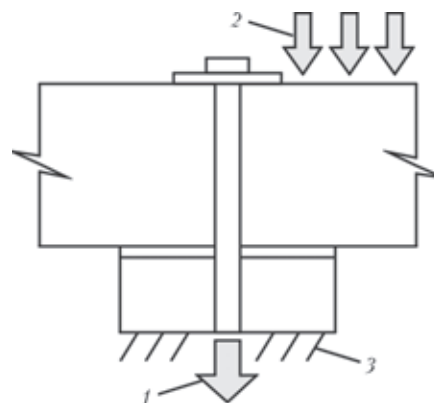


Рис. 13. Схема расчетной модели: 1 — заданное перемещение основания шпильки (затяжка); 2 — давление от колеса транспорта; 3 — жесткое защемление

колеса железнодорожного транспорта. В расчетных моделях в качестве граничных условий вводили запрет линейных и угловых перемещений узлов на нижней поверхности прокладочного слоя (рис. 13).

Проведены расчеты напряженно-деформированного состояния приварной шпильки при исследуемых четырех типах прокладочного слоя между плитой БМП и верхним поясом тавровой балки. Получены изополюсы напряжений в приварной шпильке в исходном состоянии (при затяжке усилием 6 тс) и во время прохождения подвижного состава при прокладочном слое из дерева и резины (рис. 14) и монолитного бетона (рис. 15). При затягивании шпильки усилием 6 тс независимо от прокладочного слоя между плитой БМП и верхним поясом тавровой балки в поперечном сечении шпильки возникают напряжения растяжения около 130 МПа (рис. 14, *а, б*; 15, *а, б*). Во

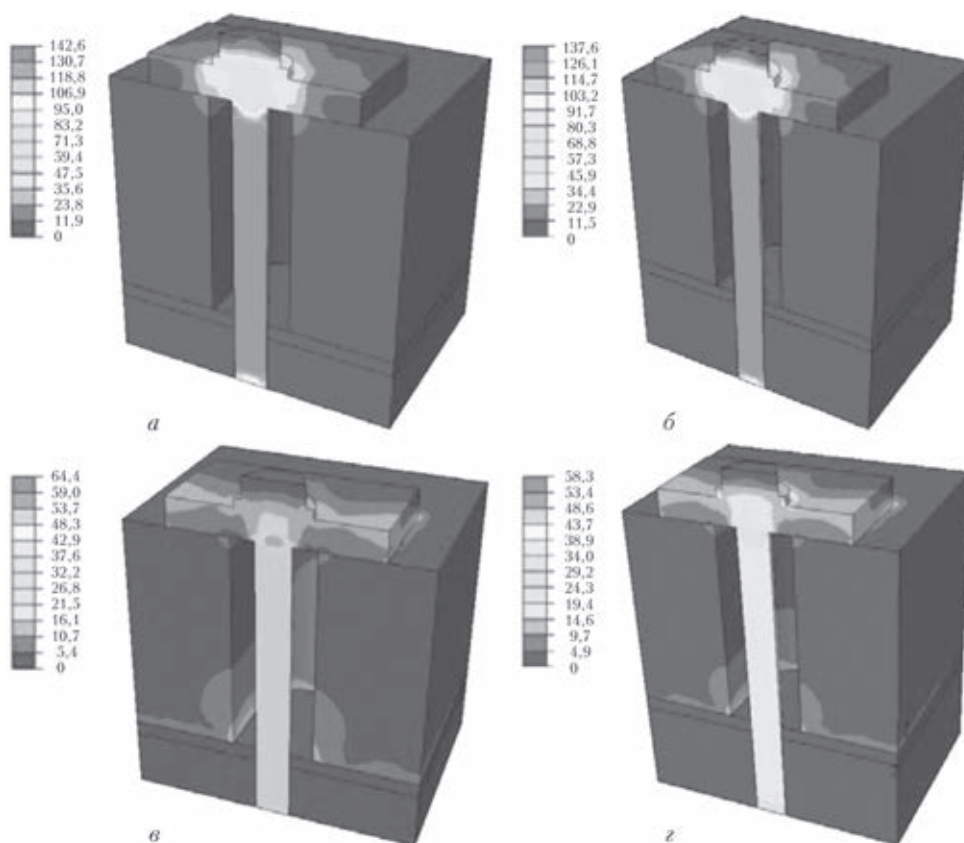


Рис. 14. Изополя напряжений в приварной шпильке в исходном состоянии (а, б) и во время прохождения подвижного состава (в, г): а, в — прокладочный слой из дубовой доски толщиной 40 мм и резиновой полосы толщиной 10 мм; б, г — прокладочный слой из дубовой доски толщиной 70 мм и резиновой полосы толщиной 10 мм

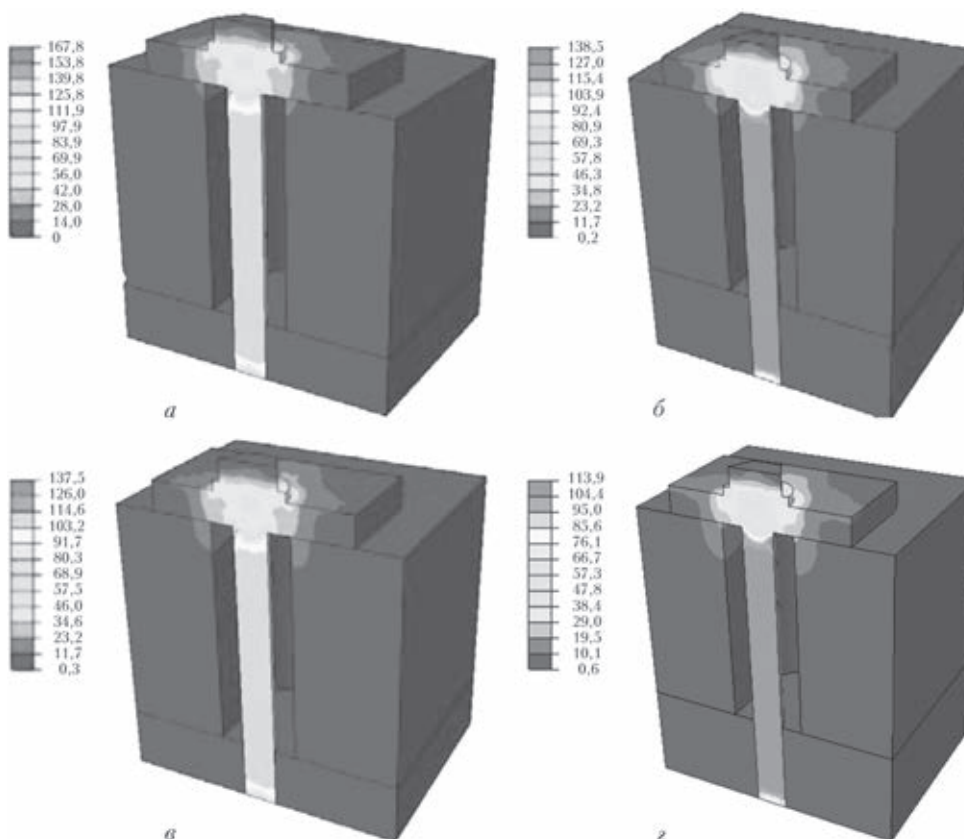


Рис. 15. Изополя напряжений в приварной шпильке в исходном состоянии (а, б) и во время прохождения подвижного состава (в, г): а, в — прокладочный слой из монолитного бетона толщиной 40 мм; б, г — то же, но толщиной 70 мм

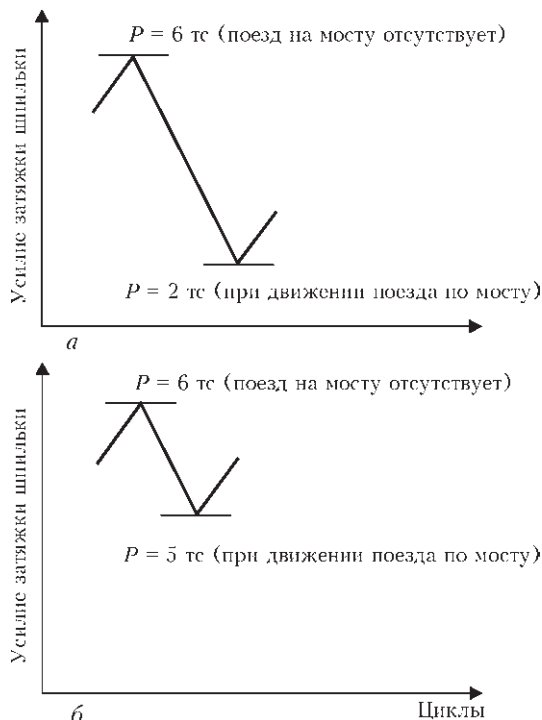


Рис. 16. Схематическое изображение размахов нагружения в шпильке при прокладочном слое из дубовой доски и резиновой полосы (а) и монолитного бетона (б)

время прохождения подвижного состава напряжения в шпильке снижаются до 40 МПа при прокладочном слое из дерева и резины и до 110 МПа при прокладочном слое из монолитного бетона. При увеличении толщины дубовой доски с 40 до 70 мм напряжения в шпильке снижаются на 7 % (см. рис. 14, в, з), а с увеличением толщины монолитного бетона с 40 до 70 мм — на 5 % (см. рис. 15, в, з). Изображение размахов нагружения в шпильке при использовании дерева и резины, а также монолитного бетона представлено на рис. 16.

Выводы

1. Предложена новая конструкция крепления железобетонных плит безбалластного мостового полотна железнодорожных мостов, которая предусматривает приварку шпилек над вертикальной стенкой продольных тавровых балок при их креплении, что устраняет угловую деформацию верхнего пояса.

2. Проведены испытания на циклическую долговечность сварных соединений шпильки (сталь 09Г2С) с верхним поясом тавровой балки (сталь СтЗсп и 09Г2С), полученных дугоконтактной сваркой. Установлена циклическая долговечность таких соединений при разных размахах нагружения, которые реализуются в предварительно затянутой шпильке усилием 6 тс во время прохождения подвижного состава. Показано, что долговечность ($\geq 5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений) сварного со-

единения шпильки обеспечивается при размахах эксплуатационного нагружения $\Delta P \leq 3$ тс.

3. Численным моделированием напряженно-деформированного состояния элементов мостового полотна в исходном состоянии и во время прохождения подвижного состава подтверждены данные натурных исследований о том, что размах эксплуатационного нагружения в приварной шпильке существенно зависит от прокладочного слоя между плитой БМП и балкой. При использовании в качестве прокладочного слоя дубовой доски и резиновой полосы циклическая долговечность приварной шпильки не менее $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений, поскольку размах нагружения $\Delta P \approx 4$ тс. Использование в качестве прокладочного слоя между плитой БМП и тавровой балкой монолитного бетона толщиной 40 или 70 мм позволяет снизить размах нагружения в приварной шпильке до $\Delta P \approx 1$ тс, что гарантировано обеспечивает ее циклическую долговечность не менее $5 \cdot 10^6$ циклов перемен напряжений.

1. Линник Г.О., Загора О.Л., Марочка В.В. Экспериментальні дослідження несучої здатності поздовжніх балок залежно від типу мостового полотна // Теорія і практика будівництва. – Львів: НУЛП, 2010. – С. 193–195.
2. Линник Г.О. Дослідження місцевих деформацій бетонного прокладного шару при використанні мостового полотна на плитах БМП // Там само. – С. 293–296.
3. Методические указания по устройству прокладочного слоя безбалластного мостового полотна на железобетонных плитах на металлических пролетных строениях железнодорожных мостов для различных условий эксплуатации. – С.-Пб.: НИИМ, 2009. – 36 с.
4. Р 773/11. Полимеркомпозиционный подстилающий слой под плитами безбалластного мостового полотна. Организация сотрудничества железных дорог. – М., 2004. – 15 с.
5. Указания по осмотру и усилению эксплуатируемых сварных пролетных строений. – М.: НИИ мостов ЛИИЖТА, 1990. – 28 с.
6. РД 50-694-90. Методические указания. Надежность в технике. Вероятностный метод расчета на усталость сварных конструкций. – М., 1991. – 83 с.
7. ДБН В.2.3-26:2010. Мости і труби. Сталеві конструкції. Правила проектування. – К.: Мінеріонбуд України, 2011. – 195 с.
8. ДСТУ-Н Б EN 1993-1-9:2012. Єврокод 3: Проектування сталевих конструкцій. Ч. 1-9: Витривалість (EN 1993-1-9:2005, IDT). – К.: Мінеріонбуд України, 2012. – 77 с.
9. Hobbacher A. Recommendations for fatigue design of welded joints and components. – S.L., 2008. – 144 p. – (Intern. Inst. of Welding; Doc. IIW-1823-07 ex XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07).
10. Труфяков В.И. Усталость сварных соединений. – Киев: Наук. думка, 1973. – 216 с.
11. Прочность сварных соединений при переменных нагрузках / Под ред. В.И. Труфякова: В 2-х т. – Киев: Наук. думка, 1990. – 256 с.
12. ЦП-0137. Інструкція з укладання та експлуатації безбалластного мостового полотна (БМП) на залізобетонних плитах. – К.: ТОВ «Швидкий рух», 2006. – 100 с.
13. Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.В. Справочник по сопротивлению материалов / Отв. ред. Г.С. Писаренко. – 2-е изд., перераб. и доп. – Киев: Наук. думка, 1988. – 736 с.

Поступила в редакцию 20.11.2014



ОСОБЕННОСТИ СВАРКИ И КОНТРОЛЯ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ТЕПЛООБМЕННЫХ МОДУЛЕЙ КОТЛА-УТИЛИЗАТОРА ПАРОГАЗОВОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ МОЩНОСТЬЮ 150 МВт

А.К. ЦАРЮК¹, В.П. ЕЛАГИН¹, Е.А. ДАВЫДОВ¹, А.Р. ГАВРИК¹,
А.И. ПАСЕЧНИК², С.А. ПОЛОНЕЦ², В.Г. ДЕДОВ³, В.П. ГОРЕЛОВ³

¹ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@ptd.kiev.ua

²ООО «Донецкэнергоремонт». 83008, г. Донецк, ул. Умова, 1. E-mail: postmaster@er/donetsk/ua,

³ПАО «Алчевский металлургический комбинат». 94202, г. Алчевск, Луганская обл., ул. Шмидта, 4.

E-mail: amk@amk.lg.ua

Изготовление котла-утилизатора парогазовой станции мощностью 150 МВт для Алчевского металлургического комбината позволило использовать вторичные металлургические газы в качестве альтернативы природному газу. Модульность его конструкции, высокая плотность расположения в теплообменных блоках тонкостенных небольшого диаметра труб поверхностей нагрева уменьшили габариты установки и повысили ее КПД до 44,6 %. Вследствие узкого зазора между трубами стыки этих труб оказались труднодоступными для сварки и контроля. Это способствовало увеличению количества недопустимых дефектов в швах, а также сделало сварные соединения труб практически неремонтопригодными. Выполнение сварных соединений на разных стендах с применением способов аргонодуговой и комбинированной сварки позволило улучшить качество, дало возможность выполнения ремонта и осуществления их рентгенографического, ультразвукового и визуально-оптического контроля. Изготовленные теплообменные блоки выдержали гидравлическое испытание без появления течи в сварных соединениях, смонтированы и приняты в эксплуатацию. Библиогр. 3, табл. 1, рис. 5.

Ключевые слова: вторичные горючие газы, парогазовая установка, теплообменные блоки, трубы поверхностей нагрева, коллектор, дуговая сварка, контроль качества

Значительным резервом экономии топлива для промышленных предприятий металлургической промышленности является использование вторичных горючих газов, таких как доменный, конвертерный, коксовый, образующихся при металлургических процессах. Возможность применения их в качестве топлива, альтернативного природному газу, получена при помощи парогазовых установок (ПГУ) комбинированного цикла. В этих установках газы смешивают для образования безопасной концентрации и требуемой теплотворной способности и сжигают, а выделяющееся тепло превращают в механическую и электрическую энергию. На Алчевском металлургическом комбинате (АМК) создан комплекс ПГУ общей мощностью 300 МВт (два блока по 150 МВт). Проект ПГУ выполнен японской фирмой Mitsubishi Heavy Industries с участием Индустриального союза Донбасса [1]. Строительство парогазовой электростанции для утилизации доменных, конвертерных и коксовых газов (аналогичной проекту АМК) запланировано на Днепровском МК им. Дзержинского. О внедрении двух парогазовых установок заявлял и МК «Азовсталь» [2]. На АМК работа двух парогазовых блоков позволяет обеспечить практически полную потребность в электроэнер-

гии с соблюдением норм вредных выбросов, принятых в Европейском Союзе.

Одним из основных компонентов парогазовой установки является котел-утилизатор, который сконструирован из теплообменных модулей испарителя, пароперегревателя и экономайзера.

Теплообменные модули собраны из коллекторных панелей, каждая из которых имеет коллектор входа и коллектор выхода (рис. 1, а, б) с тремя рядами А, Б и С отверстий на боковой поверхности в количестве 40 шт. в каждом (рис. 2, а). Концентрично этим отверстиям к коллектору приварены угловым швом штуцеры, которые в свою очередь соединены стыковым швом (рис. 2, б) с трубами поверхностей нагрева. Угловые соединения штуцеров и стыковые соединения труб поверхностей нагрева выполнены с полным проваром. Штуцеры в среднем и крайнем ряду загнуты под углом 25 и 50° соответственно. Диаметр труб и штуцеров в зависимости от назначения панели равняется 31,8, 38,1 и 50,8 мм, при этом толщина стенки их одинакова — 2,7 мм.

В качестве труб поверхностей нагрева используются оребренные трубы американского стандарта ASME из стали SA 192 (аналог стали 20) и стали SA 213T11 (аналог стали 15XM) (таблица) для эксплуатации при температурах до и выше 300 °С

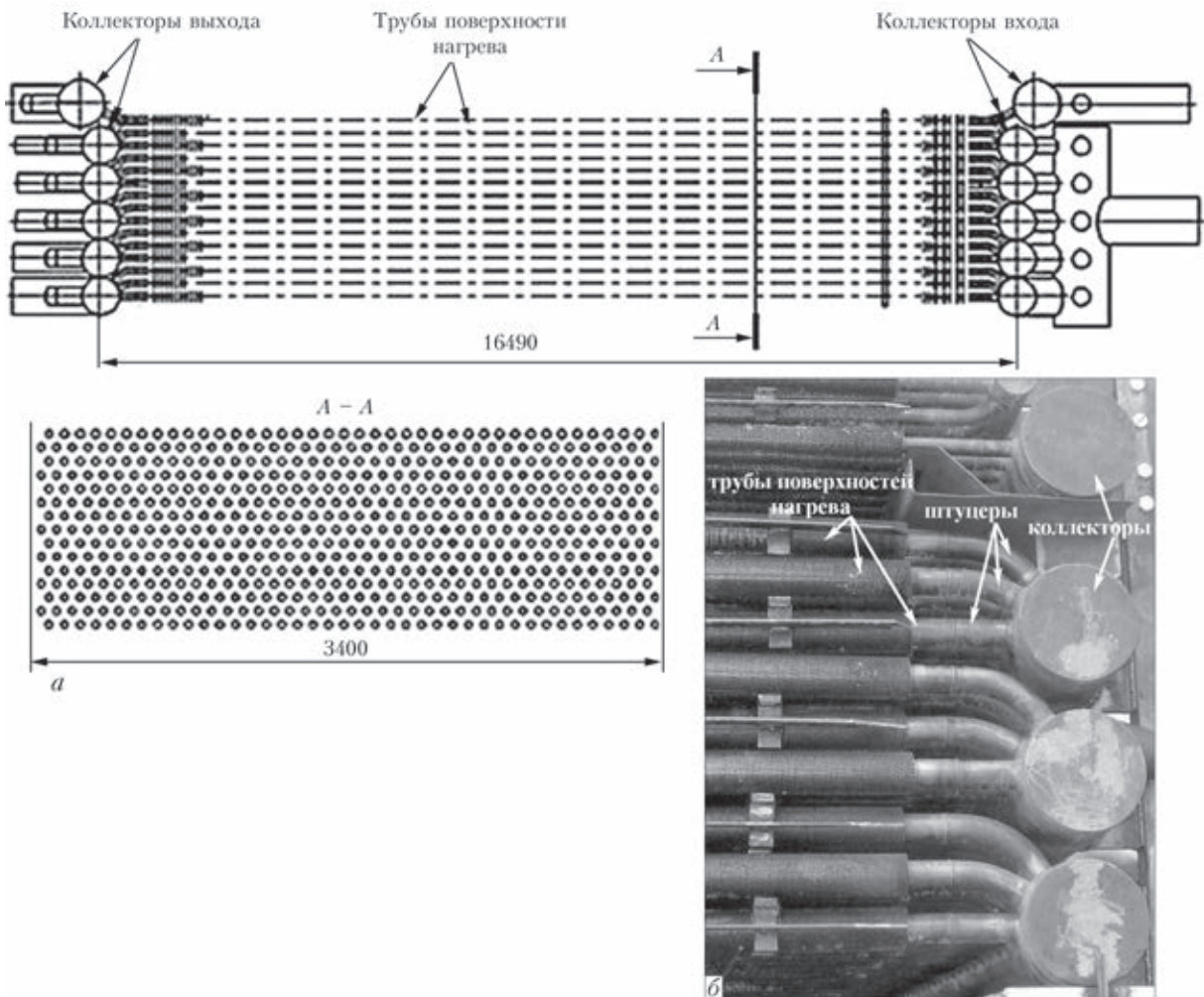


Рис. 1. Теплообменный блок: а — схема; б — общий вид коллекторной части блока

соответственно. Корпуса коллектора выполнены из труб стали 20 и 12Х1МФ (таблица) (ТУ 14-3-460 и ТУ 14-3Р-55) диаметром 219, 220, 240 мм с толщиной стенки 9, 15 и 22 мм соответственно.

Применение загнутых штуцеров позволило значительно уменьшить зазор (до 15 мм) между ребрами труб поверхностей нагрева, увеличить количество труб в блоке до 600 шт., а плотность их расположения в трубном пучке до 250 шт./м². Это способствовало повышению КПД установки до 44,6 % и снижению ее габаритов.

Такие особенности конструкции блока значительно затрудняют доступ к стыкам крайних рядов труб при сварке и ремонте и делают его практически невозможным к соединениям внутренних рядов труб блока. Это обуславливает высокие требования к сварке и способам контроля каждого соединения, исключающие необходимость исправления его дефектов после изготовления панели и блока.

Основные принципы технологии сварки труб поверхностей нагрева определены нормативным документом [3]. Однако в нем отсутствуют указания по сварке панелей и блоков с высокой плотностью расположения труб поверхностей нагрева,

стыковые и угловые сварные соединения которых выполнены с полным проваром.

Целью данной работы является отработка технологии сварки теплообменных панелей с учетом особенностей их конструкции.

Определяющим в получении высокого качества является разработка оптимального варианта очередности выполнения сварных соединений, который обеспечивает наилучший доступ к участкам стыка. Возможны два основных варианта:

1. Вначале выполняются угловые соединения штуцеров с коллекторами входа и выхода, а затем стыковые соединения этих штуцеров с трубой поверхности нагрева. После изготовления панели сверху ее выполняется сборка и сварка очередной панели и так дальше, до изготовления всего блока. При этом работы по сборке, сварке и контролю качества панелей и всего блока выполняются на одном стенде.

2. Вначале выполняются стыковые соединения штуцеров с трубой поверхности нагрева с образованием так называемой «трубной плети», а затем — угловые соединения «трубной плети» с коллекторами входа и выхода. При этом работы по сварке и контролю качества выполняются на двух

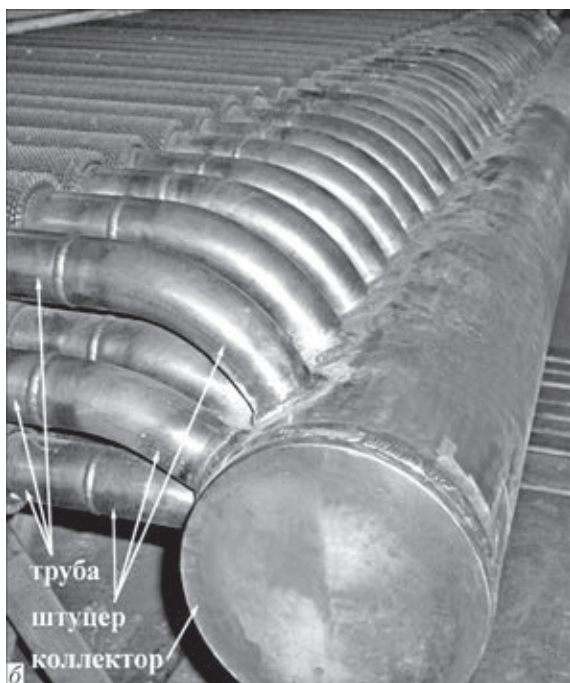
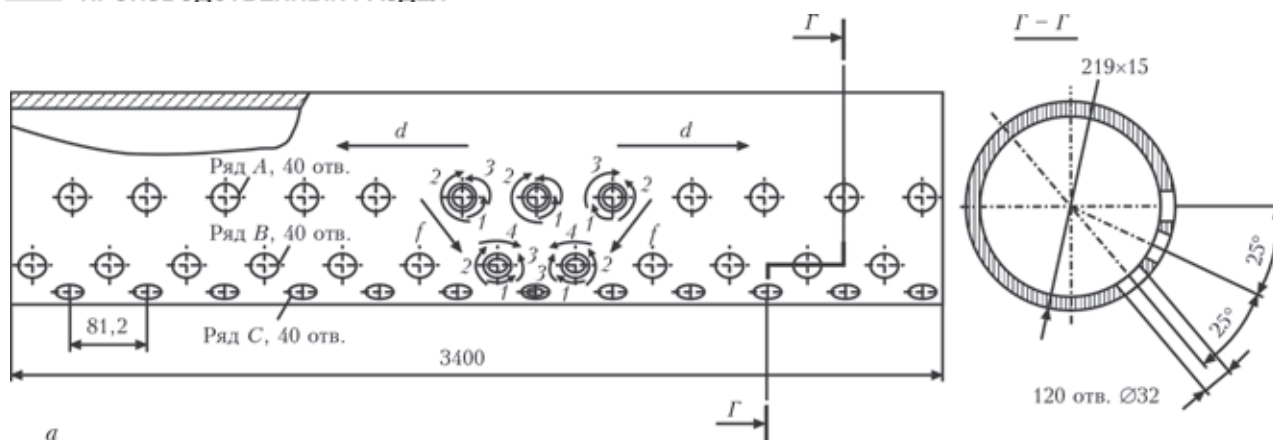


Рис. 2. Коллекторный узел теплообменной панели: а — схема расположения штуцеров на коллекторе; стрелками а и в показана последовательность приварки штуцеров, 1–4 — последовательность выполнения участков шва; б — общий вид коллекторного узла

стендах: стенде для сборки и сварки стыковых соединений штуцеров с теплообменной трубой и стенде для сборки и сварки теплообменной трубы с коллектором.

Второй вариант по сравнению с первым требует почти в два раза больше производственной площади и наличие кранов большой грузоподъемности для перемещения панелей при сборке теплообменных блоков.

Отработку технологии сварки проводили на модельных образцах коллектора, конструкция которых обеспечивала такой же затрудненный доступ к участкам шва, как и в реальном изделии. Швы стыковых соединений образцов выполняли в два слоя аргонодуговой сваркой W-электродом с присадочной проволокой (ВИГ), а угловые швы — в три слоя сваркой ВИГ или ручной дуговой

сваркой покрытыми электродами (РДЭ). Также был проверен и комбинированный способ сварки углового шва, при котором корневой слой выполнялся сваркой ВИГ, а остальные слои — сваркой РДЭ. Качество сварки оценивали визуально-оптическим, ультразвуковым или радиографическим способами контроля, а также проводили металлографические исследования при помощи оптического микроскопа.

При сварке по первому варианту малодоступными являются участки 1, 3 и 4 как стыкового, так и углового шва. При выполнении работ по второму варианту малодоступными являются лишь участки 4 угловых швов. Сварка в направлении стрелок *d* и *f* (рис. 2, а), делает более удобным выполнение участка 1, расположенного в потолочном положении стыка.

На малодоступных участках стыка значительно затрудняется визуализация зоны сварки и ее выполнение. При нарушении техники сварки ухудшается газовая защита зоны сварки, формирование швов, что приводит к образованию пор. Наиболее чувствительными к порам являются стыковые швы из-за более низкой погонной энергии их сварки по сравнению с угловыми швами, а также более низкого содержания кремния в металле труб, чем в металле коллектора (таблица). Процент брака стыковых соединений по причине образования пор в швах при сварке способом ВИГ по первому варианту доходил до 40 %.

При сварке способом РДЭ значительно облегчается выполнение малодоступных участков шва и повышается стойкость против образования пор, однако в корневом слое шва валика образуются недопустимые провисы металла и наплывы шлака. Поэтому этот способ не может быть применен для выполнения сварных соединений труб большого диаметра с полным проваром.

При выполнении работ по второму варианту, сборка и сварка труб со штуцером осуществляется на отдельном стенде (рис. 3, а). Конструкция его обеспечивает точность и жесткость сбор-

Химический состав металла труб, %

Марка стали, стандарт	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V
SA 192, ASME	0,06...0,18	≤ 0,25	0,27...0,63	≤ 0,035	≤ 0,035	-	-	-
Протокол анализа стали SA 192	0,097	0,17	0,45	0,007	0,003	-	-	-
SA 213T11, ASME	0,05...0,15	0,5...1,0	0,30...0,60	≤ 0,025	≤ 0,025	1,0...1,5	0,44...0,65	-
Протокол анализа стали SA 213T11	0,110	0,58	0,48	0,005	0,002	1,22	0,56	-
Сталь 20, ГОСТ 8731 -87	0,17...0,24	0,17...0,37	0,35...0,65	≤ 0,035	≤ 0,040	≤ 0,30	-	-
Протокол анализа стали 20	0,17	0,36	0,55	0,032	0,038	0,10	-	-
12X1МФ, ГОСТ 1133-71	0,08...0,15	0,17...0,37	0,4...0,70	≤ 0,030	≤ 0,025	0,9...1,2	0,25...0,35	0,15...0,30
Протокол анализа стали 12X1МФ	0,09	0,33	0,62	0,028	0,022	1,1	0,32	0,18
15ХМ, ГОСТ 8732-78	0,11...0,18	0,17...0,37	0,4...0,7	≤ 0,035	≤ 0,035	0,8...1,1	0,40...0,55	-
Протокол анализа стали 15ХМ	0,12	0,35	0,58	0,030	0,032	0,096	0,48	-

ки стыка, а также свободный доступ ко всем его участкам. Возможность выполнения требуемой техники сварки позволяет повысить надежность газовой защиты зоны сварки и улучшить формирование облицовочного и корневого слоя (рис. 4, а, б). Процент дефектных швов по причине образования пор сократился до 0,4 %.

Сборка и сварка углового соединения коллектора с «трубной плетью», выполняется на другом стенде (рис. 3, б) после проверки качества стыкового соединения трубы и штуцера. Точность сборки свариваемых деталей обеспечивается с помощью приспособлений.

При сварке способом ВИГ углового шва поры чаще возникают на 4-м участке (рис. 2, а) третьего слоя, примыкающего к штуцеру. В корневом и во втором слое, наплавленном на коллектор, поры не образуются. Это можно объяснить повышенным содержанием кремния в этих слоях, перешедшем из основного металла коллектора, в котором его более чем в 2 раза больше, чем в металле труб (таблица).

При сварке способом РДЭ поры в слоях углового шва не обнаружены. Высокая стойкость против пор при сварке этим способом объясняется более надежной газшлаковой защитой зоны сварки, чем при сварке ВИГ. В связи с этим сварку углового шва рекомендовано выполнять комбинированным способом: корневой слой — сваркой способом ВИГ, а последующие слои — сваркой способом РДЭ.

Небольшой диаметр покрытого электрода для сварки способом РДЭ, по сравнению с размерами горелки для сварки способом ВИГ, позволяет

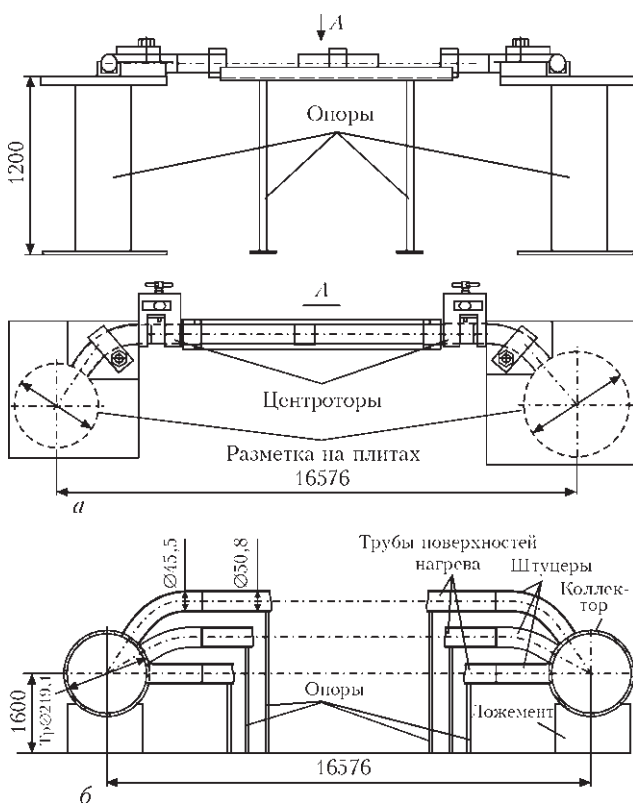


Рис. 3. Стенды для сборки и сварки: а — стыковых соединений труб поверхности нагрева со штуцерами; б — угловых соединений коллектора с «трубной плетью»

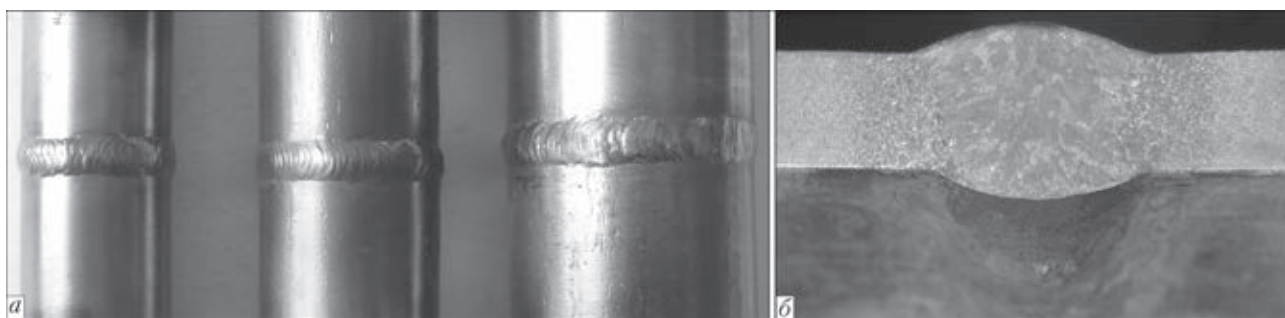


Рис. 4. Стыковые соединения труб поверхности нагрева: а — внешний вид соединений; б — поперечное сечение соединения

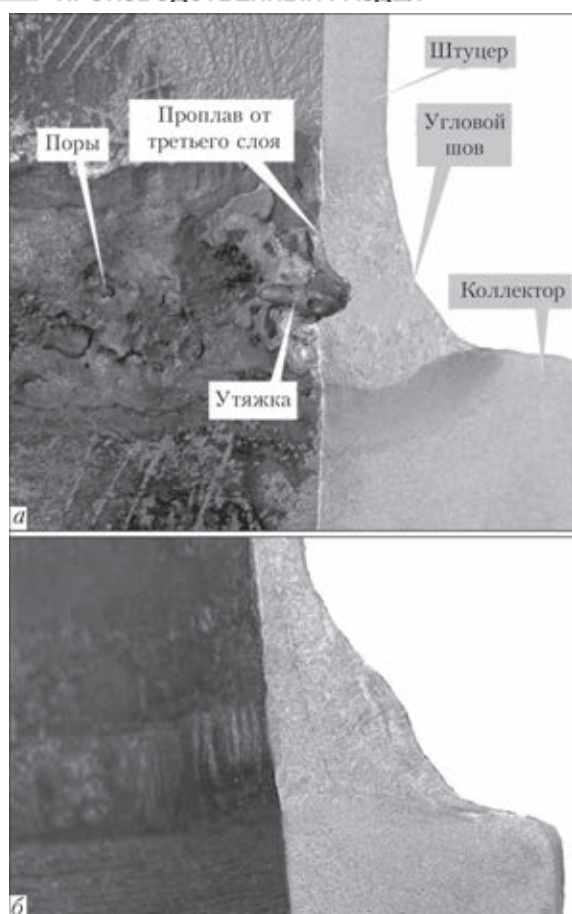


Рис. 5. Угловые сварные соединения штуцера с коллектором: *а* — поперечное сечение соединения с дефектами в корневом валике, выполненного без поддува аргона; *б* — поперечное сечение соединения, выполненного с поддувом аргона

без проблем выполнять малодоступные участки шва с обеспечением надежной защиты зоны сварки. При сварке в направлении снизу-вверх часто встречающимися дефектами углового соединения являются резкий переход от поверхности наплавленного металла к поверхности штуцера и образование зашлаковок на участках «замков». Выполнение сварки в направлении сверху-вниз позволяет значительно улучшить форму углового шва даже при небольшом опыте сварщика, однако повышается вероятность образования несплавов и зашлаковок в нижней части шва. Для их предотвращения требуется применение специальных электродов. Поскольку на рынке такие электроды отсутствуют, в ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины начата их разработка. Для выполнения сварки в направлении снизу-вверх угловых швов труб поверхностей нагрева из сталей SA 192 и SA 213T11 наиболее подходящими по сварочно-технологическим свойствам являются электроды ЦУ-5 и ЦЛ-39 соответственно. Они позволяют получить качественное формирование с более высокими свойствами, чем у основного металла.

Еще одним видом встречающихся дефектов угловых швов, выполненных комбинированным

способом, являются поры и утяжки в корневом валике (рис. 5, *а*). Они образуются на труднодоступных участках третьего слоя шва в случае полного проплавления стенки штуцера. При отсутствии газовой защиты корневого валика жидкий металл насыщается газами, что приводит к образованию пор, а окисленная поверхность металла ухудшает формирование корневой части проплава и способствует образованию утяжек. Поддув аргона в трубу в районе стыка полностью предотвращает образование таких дефектов (рис. 5, *б*). При этом снижение расхода аргона до 3 л/мин достигается с помощью ограничительных манжет, помещаемых в трубу по обе стороны от стыка.

Выполнение сварных соединений стыка штуцера с трубой поверхности нагрева по второму варианту на отдельном стенде позволяет производить контроль их качества в отдельном помещении. Это делает более безопасным выполнение рентгенографического контроля без остановки других работ. Также появляется возможность дополнительного контроля сплошности металла шва стыковых сварных соединений ультразвуковым способом и качества формирования корневого валика шва при помощи видеоэндоскопа. Выполнение 100 % визуально-оптического, рентгенографического и 10 % ультразвукового контроля позволило значительно повысить достоверность их результатов. Объем брака в стыковых соединениях, выполненных при сварке по первому и второму вариантам, составил 40 и 0,5 % соответственно.

Более сложными по выявлению дефектов являются угловые соединения штуцера с коллектором. Их конструкция делает невозможным применение рентгенографического контроля, цветной и магнитопорошковой дефектоскопии. В связи с этим были разработаны методики ультразвукового контроля сплошности углового шва и визуально-оптического контроля качества формирования корневого валика.

Для повышения достоверности результатов ультразвукового контроля была выполнена адаптация параметров ультразвукового тракта под особенности угловых сварных соединений тонкостенных труб небольшого диаметра и применены хордовые преобразователи. Малые габариты преобразователей (высота $h \leq 20$ мм, ширина $b = 18$ мм) позволяют контролировать сварные швы в труднодоступных участках сварных соединений, а эластичный протектор обеспечивает стабильный акустический контакт. Они особенно эффективны при выявлении объемных дефектов — канальных пор (свищей), шлаков, пор и плоских дефектов — трещин, непроваров и несплавов.

Возможность контроля за качеством формирования корневого валика как стыковых, так и угловых швов получена за счет применения современной модели видеозендоскопа. Он имеет гибкий зонд диаметром 6 мм и длиной до 3,5 м со световодом и малогабаритной оптической головкой с углом зрения до 120°. Аппарат позволяет изменять глубину резкости и направление осмотра, производить визуализацию контролируемого участка на мониторе и фото- и видеорегистрацию результатов осмотра на флэш-карту памяти. При обнаружении пор в корневом валике, недопустимых провисов или утяжек на его участках, соединения переваривались до выполнения соединений последующих труб, которые закрывают зону сварки. Кроме того, при помощи эндоскопа выявлялись внутри труб и коллектора посторонние предметы, например, бумага, огарки электродов, стружка и т.п., которые подлежали обязательному удалению.

Таким образом, выполнение работ по второму варианту сборки и сварки панелей теплообменных блоков позволяет более качественно выполнить как стыковые, так и угловые соединения, осуществлять контроль их качества в объеме 100 % и производить ремонт дефектных швов. Проведенная производственная аттестация технологии сварки показала, что сварные соединения являются равнопрочными основному металлу. Изготовленные теплообменные блоки успешно прошли проверку на плотность гидроиспытанием и были смонтированы в котлах-утилизаторах парогазовой электростанции мощностью 150 МВт на Алчевском металлургическом комбинате.

Выводы

1. Теплообменные блоки модулей котла-утилизатора ПГУ-150 МВт имеют высокую плотность расположения тонкостенных труб поверхностей нагрева. При сварке и сборке теплообменных блоков на одном стенде такая особенность конструкции делает труднодоступными для выполнения сварки и контроля стыковые и угловые соедине-

ния этих труб, способствует повышенному дефектообразованию в швах и приводит к невозможности их ремонта после сварки.

2. Наиболее часто встречающимися дефектами швов стыковых соединений, выполненных сваркой способом ВИГ являются поры, а угловых соединений, выполненных комбинированным способом – резкий переход от поверхности шва к поверхности штуцера, зашлаковки на «замках», поры и утяжки в корневом валике. Эти дефекты образуются, как правило, на трудновыполнимых участках шва при сварке способом РДЭ и устраняются технологическими способами, повышением квалификации и опыта сварщика.

3. Наиболее действенным технологическим способом повышения качества швов стыковых и угловых соединений труб поверхностей нагрева является выполнение сборки и сварки их на отдельных стендах, обеспечивающих более свободный доступ к стыкам при сварке и возможность выполнения ремонта и контроля их качества в объеме 100 %.

4. Повышение стойкости против образования пор и утяжек в корневом валике угловых швов труб поверхностей достигается газовой защитой корневого валика поддувом аргона внутрь трубы.

5. Для повышения достоверности контроля качества стыковых и угловых сварных соединений были разработаны и применены методики ультразвукового и визуально-оптического контроля при помощи хордовых преобразователей и видеозендоскопа соответственно.

1. *Фальков М.И.* Повышение энергоэффективности использования вторичных топлив на предприятиях черной металлургии. [Электронный ресурс] // Электронный журнал «Экспо» энергосервисной компании «Экологические системы». – 2007. – № 6. Режим доступа: http://www.esco-ecosys.narod.ru/2007_6/art103/.htm.
2. *Фомина О.* Использование доменного, конвертерного, коксового газов в парогазовых установках может значительно сократить потребление электроэнергии из национальной сети на меткомбинатах. [Электронный ресурс] // Интернет сайт. – 2014. Режим доступа: <http://masters.donntu.org/2011/feht/tovshchik/library/article7.htm>.
3. *РТМ-1с-89.* Руководящий технический материал. Сварка, термообработка и контроль трубных систем котлов и трубопроводов при монтаже и ремонте оборудования электростанций. – М.: НПО ОБТ, 1989. – 257 с.

Поступила в редакцию 20.11.2014

Международная конференция «Наплавка — Наука. Производство. Перспективы»

15–17 июня 2015 г.

Киев, ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины

Тел./факс: (044) 200-82-77, 200-54-84, 200-63-02
<http://pwi-scientists.com/rus/surfacing2015>



ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ ТРУБОПРОВОДА ПЕРВОГО КОНТУРА РЕАКТОРА ВВР-М С ДЕФЕКТАМИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

О.В. МАХНЕНКО, А.С. МИЛЕНИН, Г.Ю. САПРЫКИНА

ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины. 03680, Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Оценка несущей способности ответственных сварных трубопроводных элементов на основе результатов технической диагностики их состояния является важным этапом комплекса мероприятий по подтверждению их работоспособности и ресурса безопасной эксплуатации. В частности, в случае обнаружения различных дефектов несплошности материала необходимым является проведение расчетов на статическую прочность трубопровода и анализ соответствия его коэффициента прочности конструктивным требованиям. При подтверждении, что выявленная дефектность несущественно снижает несущую способность трубопровода, он может быть допущен в эксплуатацию при уточненных режимах силового и коррозионного воздействия. Предложено использовать критерии вязкого разрушения на основе многомерного конечно-элементного анализа развития упругопластических деформаций. Допустимость трещинообразных дефектов обосновывается критериями хрупковязкого разрушения. На примере алюминиевого трубопроводного элемента первого контура исследовательского реактора ВВР-М с обнаруженными множественными несплошностями сварного шва (газовыми порами, неметаллическими включениями) показаны порядок и основные принципы анализа несущей способности дефектного трубопровода. Общность предложенных методологических подходов позволяет использовать их при подтверждении работоспособности ответственных трубопроводов и сосудов давления из алюминиевых сплавов и высокопрочных сталей. Библиогр. 14, табл. 1, рис. 7.

Ключевые слова: алюминиевый трубопровод, допустимость дефектов, математическое моделирование, хрупковязкое разрушение, напряженно-деформированное состояние, численная оценка, несущая способность

При выполнении радиографического контроля сварных кольцевых соединений после монтажа трубопровода первого контура исследовательского реактора ВВР-М были выявлены несплошности металла в виде пор и включений оксидных пленок. Размеры отдельных несплошностей превышают допустимые пределы по действующим правилам и нормам [1]. В нормативных документах [1, 2] предусмотрены возможные отступления от требований. Эти отступления оформляются совместным решением проектной организации, предприятия-изготовителя и т. п. Затем они согласуются с головной материаловедческой организацией, заказчиком либо эксплуатирующей организацией.

С целью обоснования работоспособности без проведения ремонта прямолинейных участков трубопровода с обнаруженными в зоне сварных кольцевых соединений несплошностями было проведено расчетное исследование поведения указанных несплошностей при рабочем эксплуатационном давлении и при гидроиспытаниях.

Расчетное определение напряженно-деформированного состояния в зоне сварных соединений. Была проведена оценка номинальной толщины стенок линейной части трубопровода ($D_a = 370$ мм, $S = 10$ мм) из алюминиевого сплава АМгЗ при эксплуатации и при гидроиспытаниях в соответствии с нормативным документом [3].

Номинальная толщина стенок линейной части при эксплуатации ($p \leq 0,15$ МПа, $T = 55$ °С) составляет $S_R = 0,60$ мм, а при гидроиспытаниях ($p = 0,32$ МПа, $T = 20$ °С) — $S_R = 1,26$ мм.

Приняв во внимание то, что трубопровод предназначен для работы с дистиллированной водой при $T = 55$ °С, а сплав АМгЗ — коррозионноустойчивый, можно принять $c = 0,5$ мм (c — прибавка к толщине стенки, учитывающая ее утонение за счет коррозии за 50 лет эксплуатации).

Фактическая толщина стенок трубопровода более чем в 7 раз превышает номинальную толщину, удовлетворяющую условию статической прочности для диапазона рабочего и испытательного давлений (0,15...0,32 МПа).

Напряженно-деформированное состояние в зоне сварного стыкового соединения трубопровода определяется с учетом следующих основных составляющих:

а) рабочие напряжения от эксплуатационного или испытательного внутреннего давления;

б) остаточные напряжения, связанные с технологией изготовления или последующего ремонта (многопроходная сварка, возможная локальная термообработка по режиму высокого отпуска).

Расчет напряжений в стенках линейной части трубопровода от рабочего давления на стационарном температурном режиме при нормальных условиях эксплуатации и от давления при гидро-

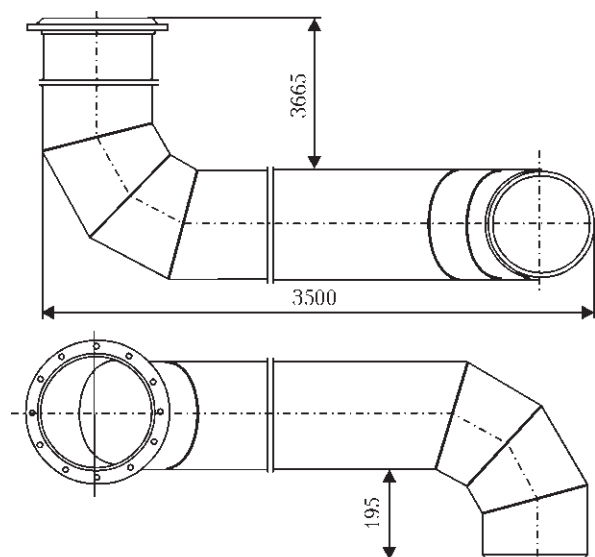


Рис. 1. Схема трубопровода из алюминиевого сплава АМгЗ первого контура исследовательского реактора ВВР-М

испытаниях проводился с учетом допущения геометрической и структурной однородности трубопровода [3]: $\sigma_{\beta\beta} = (pD_a)/2S$ — окружные и $\sigma_{zz} = (pD_a)/4S$ — осевые напряжения. Окружная и осевая компоненты напряжений от рабочего давления равномерно распределены по толщине стенки трубопровода в линейной части. При рабочем давлении $p = 0,15$ МПа напряжения в стенке составляют: $\sigma_{\beta\beta} = 2,8$ МПа и $\sigma_{zz} = 1,4$ МПа, а при испытательном давлении $p = 0,32$ МПа напряжения в стенке составляют $\sigma_{\beta\beta} = 5,9$ МПа и $\sigma_{zz} = 3,0$ МПа.

Каждое из двух колен трубопровода (рис. 1) выполнено сваркой и состоит из двух секторов, соединенных между собой и линейными частями трубопровода тремя кольцевыми сварными соединениями. Для того чтобы определить особенности распределения напряжений в зоне сварных соединений были выполнены расчеты с помощью конечно-элементной модели колена в случае приложения внутреннего давления. Результаты расчета распределения окружной и осевой компонент напряжений в зоне колена трубопровода от внутреннего давления показали, что при рабочем давлении $p = 0,15$ МПа максимальные растягивающие окружные и осевые напряжения в стенке определены на наружной поверхности внутренней части (радиусе) колена и их величина достигает 4,5 МПа.

На внутренней поверхности максимальные растягивающие окружные напряжения $\sigma_{\beta\beta}$ ниже, до 3,0 МПа, а осевые напряжения σ_{zz} — до 2,1 МПа. При испытательном давлении $p = 0,32$ МПа максимальные растягивающие окружные и осевые напряжения в стенке на наружной поверхности внутренней части (радиусе) колена достигают 9,6 МПа. На внутренней поверхности максимальные растягивающие окружные напряжения $\sigma_{\beta\beta}$ достигают до 6,4 МПа и осевые напряжения

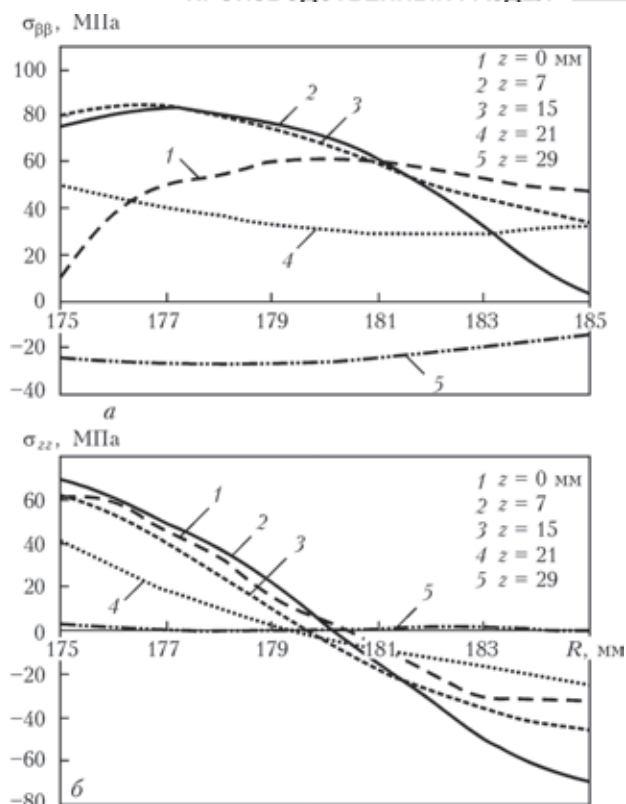


Рис. 2. Распределение остаточных напряжений по толщине стенки в зоне сварного стыкового соединения трубопровода (диаметр $D_a = 370$ мм; толщина стенки $S = 10$ мм; R — радиус трубы) из алюминиевого сплава АМгЗ на разном расстоянии в осевом направлении z от центра сварного соединения: а — окружная компонента $\sigma_{\beta\beta}$; б — осевая компонента σ_{zz}

σ_{zz} — до 4,5 МПа. Таким образом, увеличение напряжений (максимум на 60 %) в стенке колена трубопровода от внутреннего давления имеет локальный характер. При этом на внутренней поверхности колена максимальные напряжения превышают напряжения в линейной части трубопровода на 10 %.

Для расчета распределения остаточных сварочных напряжений использовалась численная методика МКЭ и компьютерная программа, входящая в систему «Weldpredictions», разработанная в ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины [4, 5] и апробированная при выполнении различных исследований [6]. Расчет показал, что при используемой технологии многопроходной сварки стыковых соединений трубопровода остаточное напряженное состояние характеризуется достаточно высокими (на уровне предела текучести материала АМгЗ) окружными $\sigma_{\beta\beta}$ и осевыми σ_{zz} напряжениями на внутренней поверхности стенки (рис. 2).

В дальнейших расчетах распределение остаточных напряжений и напряжений от внутреннего давления для кольцевых сварных соединений в коленной части трубопровода было принято таким как для сварных соединений в линейной части, поскольку сварка выполнялась по той же технологии, а угол 30° сектора (изгиба в зоне



сварного соединения) относительно невелик, и локальное увеличение напряжений от внутреннего давления в коленной части на 1,7...3,7 МПа (на внутренней поверхности на 0,3...0,5 МПа) по сравнению с остаточными напряжениями (до 80 МПа) можно не учитывать.

Численная оценка несущей способности сварного алюминиевого трубопровода под внутренним давлением с учетом известной степени поврежденности сварного шва (поры, образовавшиеся при сварке). Предельное состояние конструкции при статическом нагружении внутренним давлением описывалось предельным гидростатическим давлением вплоть до начала и развития процессов вязкого разрушения в области геометрических и физических концентраторов. Считалось, что состояние конструкции недопустимо (достигнуто предельное давление) в случае появления микропор вязкого разрушения, обусловленных пластическим течением металла.

В данной работе анализ напряженно-деформированного состояния сварной конструкции с позиций вязкого разрушения проводился на основе численного решения задачи нестационарной термопластичности путем прослеживания упругопластических деформаций с момента начала многопроходной сварки вплоть до полного остывания конструкции и при последующем нагружении до предельного состояния в рамках конечно-элементной модели. Связь напряжений и деформаций определялась законом Гука и ассоциированным законом пластического течения с учетом положений полной модели Гурсона–Твергаарда–Нидлмана, исходя из следующих соотношений [7]:

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_{ij} = & \Psi (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m) + \\ & + \delta_{ij} (K \sigma_m + \Delta \epsilon_m + \Delta f/3) - \\ & - \frac{1}{2G} (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m)^* + (K \sigma_m)^*, \end{aligned} \quad (1)$$

где f — объемная концентрация микропор вязкого разрушения; $K = (1 - 2\nu)/E$; $G = E/(2(1 + \nu))$; E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона; Ψ — функция состояния материала, определяемая условием пластического течения согласно критерию Мизеса с дополнительным учетом уменьшения несущего нетто-сечения конечного элемента в результате формирования несплошности в рамках модели Гурсона–Твергаарда:

$$\begin{aligned} \Psi = & \frac{1}{2G}, \text{ если } \sigma_i < \sigma_s = \sigma_T \times \\ & \times \sqrt{1 + (q_3 f^*)^2 - 2q_1 f^* \cosh \left(q_2 \frac{3\sigma_m}{2\sigma_T} \right)}; \\ \Psi = & \frac{1}{2G}, \text{ если } \sigma_i = \sigma_s, \end{aligned} \quad (2)$$

где $q_1 = 1,5$; $q_2 = 1$; $q_3 = 1,5$ — константы; σ_m — мембранные напряжения; f^* — эквивалентная объемная концентрация пор, учитывающая их взаимодействие в конечном элементе.

Величина эквивалентной концентрации пор определяется из следующего соотношения [8]:

$$f^* = \begin{cases} f, & \text{если } f \leq f_c, \\ f_c + \frac{f_u^* - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c), & \text{если } f > f_c, \end{cases} \quad (3)$$

где f_c — критическое значение концентрации несплошностей, до которой отдельные поры не взаимодействуют, его принято считать равным 0,15; f_F — концентрация пор, при которой происходит разрушение конечного элемента; $f_u^* = 1/q_1$.

Принято считать, что зарождение пор в области структурных дефектов и неоднородностей (так называемые первичные поры), связано с существенным развитием пластических деформаций и может быть описано с помощью параметра Одвишта [8]:

$$\kappa = \int d\epsilon_i^p, \quad (4)$$

где $d\epsilon_i^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p}$; $d\epsilon_{ij}^p$ — компоненты тензора приращений пластических деформаций.

Соответственно, условием зарождения пор в изотермическом случае является превышение текущего значения параметра Одвишта критической величины κ_c .

Рост зародившихся пор зависит от жесткости напряженного состояния и интенсивности пластического деформирования металла и описывается законом Райса–Трейси, а именно [8]:

$$dR = R_0 K_1 \exp \left(K_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_i} \right) d\epsilon_i^p, \quad (5)$$

где R , R_0 — текущий и начальный радиус пор; $\sigma_m = (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})/3$ — мембранное напряжение; $\sigma_i = \sqrt{(\sigma_{ij} \sigma_{ij})/2}$ — интенсивность напряжений; σ_m/σ_i — параметр жесткости напряженного состояния; $K_1 = 0,28$, $K_2 = 1,5$ — константы.

На рис. 3 показаны результаты технической диагностики (рентгеноскопии) сварных швов и наиболее опасные скопления дефектов типа газовых пор, влияние которых на несущую способность трубопровода исследовалось в рамках изложенной выше методики. Согласно результатам расчетов, приведены данные по предельному давлению для бездефектного трубопровода и трубопроводов с дефектами (таблица). Предельное давление в этом случае не учитывает систему коэффициентов запаса, предприсланную для данной конструкции, а является характеристикой предельного состояния конструкции в случае статического силового

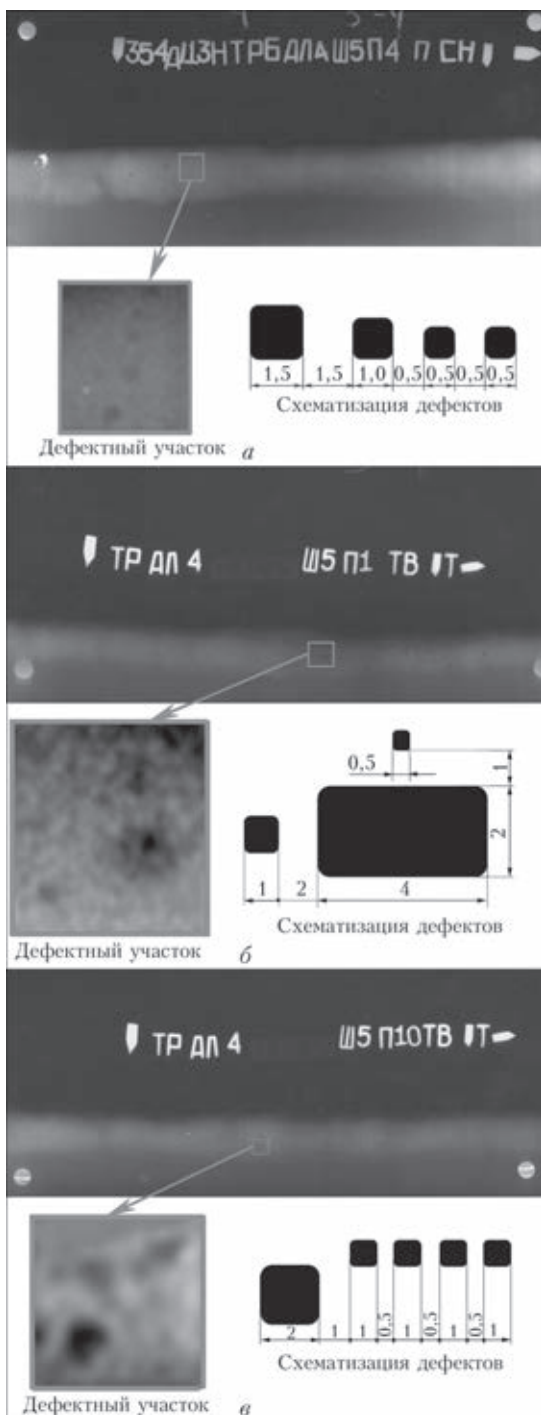


Рис. 3. Примеры обнаруженных дефектов и их схематизация: а — пленка 354A113HTPBAJ4Ш5П4ПCH; б — пленка ТРАЛ4Ш5П1ТВТ; в — пленка ТРАЛ4Ш5П10ТВ (см. таблицу)

воздействия от внутреннего давления. Указанные газовые поры в сварном шве снижают предельное давление в трубопроводе на 15...23 % и допустимы для статических условий трубопровода лишь в случае соответствующего избыточного коэффициента запаса прочности конструкции, заложенного при проектировании, а также гарантированном отсутствии сквозных групп пор (течей, микротечей).

Определение допустимости несплошностей в виде крупных включений в зоне кольцевого сварного соединения. Несплошности в виде

Результаты расчетов предельного давления

№ образца	Состояние металла шва	Предельное давление, МПа
1	Бездефектный металл	4,9
2	Металл шва с группой дефектов (рис. 3, а)	4,2
3	Металл шва с группой дефектов (рис. 3, б)	3,9
4	Металл шва с группой дефектов (рис. 3, в)	3,8

крупных включений, обнаруженные в зоне кольцевого сварного соединения данного трубопровода, при расчетной оценке их допустимости во время эксплуатации и при гидроиспытаниях, с консервативных позиций можно классифицировать как трещинообразные дефекты. Так как включения могут иметь различное расположение относительно внешней или внутренней поверхности трубы, для консервативной оценки их допустимости необходимо рассматривать наиболее опасный случай такого дефекта — полуэллиптическую трещину, выходящую на внутреннюю поверхность, где в результате сварки образуются самые высокие остаточные растягивающие напряжения. Для полуэллиптической трещины, имитирующей рассматриваемую несплошность, характерными являются a (глубина) и $2c$ (длина вдоль поверхности) (рис. 4). Коэффициенты интенсивности напряжений K_I в точках D и G рассматриваемой полуэллиптической трещины могут быть рассчитаны в соответствии с рекомендациями [9–12] и с учетом информации о распределении напряжений по толщине сварного стыкового соединения трубопровода.

Условие спонтанного роста (нарушение равновесия) такой трещины можно определить на основе широко используемого в атомной энергетике подхода R6 [13, 14]. Согласно этому подходу равновесие трещины не нарушается, если соблюдается условие (рис. 5):

$$K_r \leq f_1(L_r), \quad (6)$$

где $K_r = K_I/K_{IC}$ — отношение интенсивности напряжений K_I в вершине трещины к критическому значению этой величины K_{IC} ; $L_r = \sigma_{ref}/\sigma_T$ — отношение критического значения напряжения σ_{ref} соответствующего наступлению пластической неустойчивости для рассматриваемого дефекта, к пределу текучести материала σ_T . Вид функции $f_1(L_r)$ определяется экспериментально.

Критерий спонтанного хрупковязкого разрушения принимаем по [13, 14] в виде:

$$K_r n = \left[1 - 0,14(L_r n)^2 \right] \left[0,3 + 0,7 \exp(-0,65 L_r^6 n^6) \right] \quad (7)$$

$$\text{при } L_r \leq L_r^{\max} = \frac{\sigma_T + \sigma_B}{2\sigma_T};$$

$$K_r = 0 \quad \text{при } L_r > L_r^{\max},$$

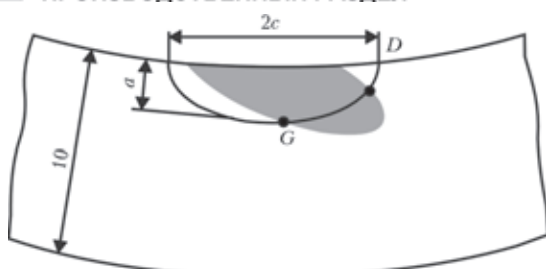


Рис. 4. Схематизация несплошности (крупного включения) на внутренней поверхности сварного стыкового соединения трубопровода окружной полуэллиптической трещиной

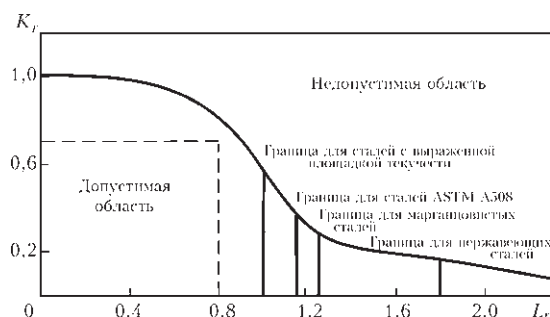


Рис. 5. Диаграммы предельного состояния $K_r \leq f_1(L_r)$ для конструкционных сталей разного типа [13]

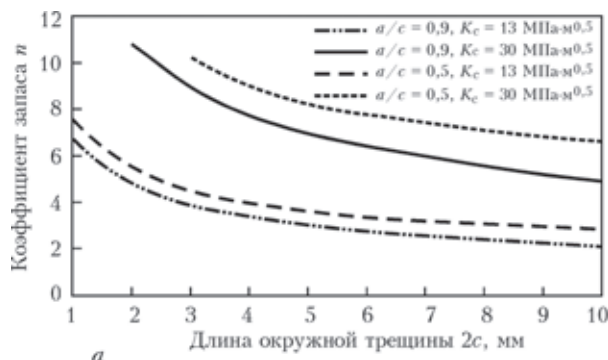
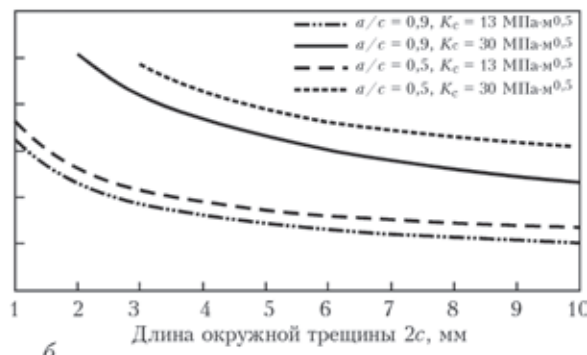


Рис. 6. Зависимость значения коэффициента безопасности n против спонтанного роста окружной трещины от ее размеров $2c$, a/c и критического значения K_{IC} металла сварного шва: a — рабочее давление 0,15 МПа; b — испытательное давление 0,32 МПа



где n — искомое значение коэффициента безопасности, определяющего отношение предельных нагрузок к действующим для указанного разрушения; σ_T — временное сопротивление материала.

По критерию спонтанного хрупковязкого разрушения (7) были проведены расчеты для трубопровода с дефектами трещинообразной формы, расположенными на внутренней поверхности стыкового сварного соединения (в зоне максимальных растягивающих напряжений). Размеры дефекта (глубину a и длину $2c$ полуэллиптической трещины) варьировали в пределах 10 мм. Так как точных значений механических свойств металла сварного шва алюминиевого трубопровода нет, критическое значение коэффициента интенсивно-

сти напряжений K_{IC} варьировали в пределах от 13 до 30 МПа·м^{0,5}.

На рис. 6 и 7 показаны результаты расчета значений коэффициента безопасности n против спонтанного роста окружной и осевой трещины, которая находится на внутренней поверхности сварного стыкового соединения трубопровода, в зависимости от ее размеров $2c$, $a/c = 0,9$, $a/c = 0,5$ и критического значения $K_{IC} = 13$ и 30 МПа·м^{0,5} металла сварного шва при рабочем 0,15 и испытательном 0,32 МПа давлениях. Видно, что для всех вариантов трещин с размерами до $7,7 \times 3,5$ мм ($a/c = 0,9$), 8×2 мм ($a/c = 0,5$) и при допущении достаточно консервативного значения вязкости разрушения $K_{IC} = 13$ МПа·м^{0,5}, значения коэффи-

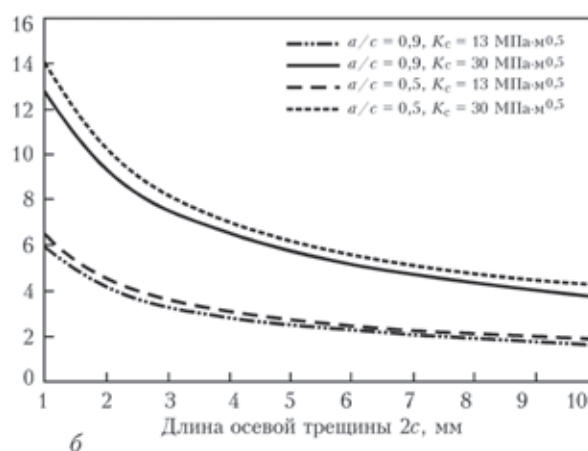
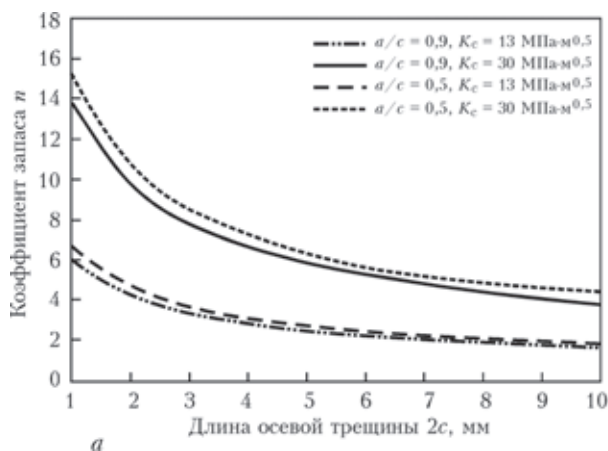


Рис. 7. Зависимость значения коэффициента безопасности n против спонтанного роста осевой трещины от ее размеров $2c$, a/c и критического значения K_{IC} металла сварного шва: a — рабочее давление 0,15 Па; b — испытательное давление 0,32 МПа

циента безопасности превышают или на уровне $n \geq 2,0$. Влияние величины рабочего и испытательного давления на распространение трещины незначительно, поскольку на внутренней поверхности сварного соединения преобладают остаточные растягивающие напряжения.

Таким образом, при отсутствии коррозионного и усталостного механизмов разрушения во время эксплуатации рассмотренного трубопровода нет условий для спонтанного роста трещинообразных дефектов, соответствующих крупным включениям с размерами до $6,5 \times 1,5$ и $5,5 \times 3,5$ мм, обнаруженным в зоне кольцевых сварных соединений.

Выводы

1. Проведено расчетное исследование поведения несплошностей в виде пор и крупных включений, обнаруженных в зоне сварных кольцевых соединений, для обоснования работоспособности трубопровода первого контура исследовательского реактора ВВР-М (диаметр $D_a = 370$ мм, толщина стенки $S = 10$ мм) из алюминиевого сплава АМгЗ. Расчет трубопровода на статическую прочность показал, что фактическая толщина стенок трубопровода более чем в 7 раз превышает номинальную толщину, удовлетворяющую условию статической прочности для диапазона рабочего и испытательного давлений (0,15...0,32 МПа).

2. Как показал расчет предельное состояние для рассмотренных несплошностей достигается при внутреннем давлении 3,8...4,2 МПа, а на бездефектном участке при 4,9 МПа, т.е. снижение предельной несущей способности сварного трубопровода составляет приблизительно 15...23 %. Для диапазона рабочего и испытательного давлений (0,15...0,32 МПа) обнаруженные несплошности в виде газовых пор в металле сварных швов не снижают несущей способности рассмотренного трубопровода.

3. Расчет на основе применения критерия спонтанного хрупковязкого разрушения трубопровода с трещиной (двухпараметрический критерий) показал, что для включений (шлаковых, вольфрамовых или оксидных пленок) с размерами до $7,7 \times 3,5$ мм ($a/c = 0,9$), 8×2 мм ($a/c = 0,5$) даже при допущении для металла сварного соединения достаточно консервативной величины вязкости разрушения $K_{IC} = 13$ МПа·м^{0,5} расчетные значения коэффициента безопасности против спонтанного разрушения превышают $n > 2,0$ как при рабочем

давлении 0,15 МПа, так и при испытательном давлении 0,32 МПа. Таким образом, при отсутствии коррозионного и усталостного механизмов разрушения при эксплуатации рассмотренного трубопровода нет условий для спонтанного роста в зоне кольцевых сварных соединений трещинообразных дефектов (обнаруженных крупных включений) с размерами до $6,5 \times 1,5$ и $5,5 \times 3,5$ мм.

1. ПНАЭ Г-7-023–90. Оборудование и трубопроводы атомных энергетических установок. Сварные соединения алюминиевых сплавов. Правила контроля. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 30 с.
2. ПНАЭ Г-7-010–89. Оборудование и трубопроводы атомных энергетических установок. Сварные соединения и наплавки. Правила контроля. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 129 с.
3. ПНАЭ Г-7-002–86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 118 с.
4. Махненко В.И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – Киев: Наук. думка, 1976. – 320 с.
5. Numerical methods for the prediction of welding stresses and distortions / V.I. Makhnenko, E.A. Velikoivanenko, V.E. Pochinok et al., 1999. – Vol. 13. – 148 p. – (Welding and Surfacing Reviews).
6. Расчетно-экспериментальное исследование сварочных напряжений в зоне кольцевых стыков трубопроводов ДУ-300 КМПС ЧАЭС-3 / В.И. Махненко, О.Г. Касаткин, Е.А. Великоиваненко, В.М. Шекара // Проблемы материалоуправления при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС : Сб. тр. V Междунар. конф., г. Пушкин, Россия, 1998. – СПб: ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей», 1998. – Т.2. – С. 53–66.
7. Махненко В.И. Проблемы экспертизы современных сварных конструкций ответственного назначения // Автомат. сварка. – 2013. – № 5. – С. 22–29.
8. Карзов Г.П., Марголин Б.З., Швецова В.А. Физико-механическое моделирование процессов разрушения. – СПб.: Политехника, 1993. – 391 с.
9. Методические рекомендации МР-125-01–90. Расчет коэффициентов интенсивности напряжений и коэффициентов ослабления сечений для дефектов в сварных соединениях. – Киев, 1990. – 55 с.
10. Использование данных неразрушающего контроля в расчетах на прочность / Ю.И. Звездин, Е.Ю. Ривкин, Г.С. Васильченко, А.А. Овчинников // Тяжелое машиностроение. – 1990. – № 3. – С. 12–14.
11. Методические рекомендации МР-125-02–95. Правила составления расчетных схем и определения параметров нагруженности элементов конструкций с выявленными дефектами. – М.: НПО ЦНИИТМАШ, 1995. – 52 с.
12. Овчинников А.В., Зубченко А.С. Интерполяционные формулы расчета коэффициентов интенсивности напряжений для сосудов давления и трубопроводов // Вопр. атомной науки и техники. Сер.: Обеспечение безопасности АЭС. Вып. 27: Реакторные установки с ВВЭР. Вопросы прочности. – 2010. – С. 58–70.
13. Assessment of the integrity of structure containing defects / L. Milne, R.A. Ainsworth, A.R. Dowling, A.T. Stewart // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 1988. – 32, № 1–4. – Р. 3–104.
14. Махненко В.И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. – Киев: Наук. думка, 2006. – 618 с.

Поступила в редакцию 20.10.2014



ДИССЕРТАЦИЯ НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ



**Институт электросварки
им. Е. О. Патона НАН Укра-
ины.**

С. М. Козулин (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины) защитил 19 ноября 2014 г. кандидатскую диссертацию на тему «Многопроходная электрошлаковая сварка плавящимся мундштуком при ремонте уникального оборудования».

Работа посвящена изучению особенностей формирования металла шва при многопроходной ЭШС плавящимся мундштуком (МЭШС ПМ) в широком зазоре среднеуглеродистых сталей с целью разработки промышленной технологии эффективного ремонта сквозных трещин в массивных стальных деталях крупногабаритного оборудования на месте их эксплуатации.

Приведен анализ известных технологических решений на основе сварки плавлением ремонта оборудования со сквозными разрушениями больших сечений. Показана актуальность научной задачи создания новой высокоэффективной технологии ремонта взамен существующей и предложено оригинальное решение на базе ЭШС плавящимся мундштуком, отличающееся выполнением многопроходной заварки разделки большого объема.

Определены условия обеспечения качественного сплавления и формирования металла шва. Установлены границы технологичных значений показателей энергетического уровня процесса МЭШС ПМ и геометрических параметров сварного узла. Развито представление о характере протекания процесса электрошлаковой сварки. Установлен циклический характер изменения размеров энергетического ядра в расплавленном шлаке, формы металлической ванны, мгновенной мощности процесса и температуры шлаковой ванны в области плавления основного металла. Показано, что длительность цикла указанных изменений составляет 0,3...0,6 с и каждый цикл завершается мгновенным

выплеском перегретого металла ванны на основной металл с оплавлением кромок. Выдвинуто предположение о том, что импульсный характер изменения параметров процесса ЭШС способствует наблюдаемому повышенному проплавлению основного металла, что является важным фактором для обеспечения гарантированного сплавления при наличии грубой поверхности кромок, образующейся после газокислородной резки.

Установлено, что необходимая глубина провара основного металла и допустимая ширина расплавленной части вставок в зазоре обеспечиваются при значении удельной энергии сварки в пределах 220...340 кДж/см². Для реальных зазоров 60...150 мм при условии исключения непроваров, предложена и апробирована методика выбора базовых значений геометрических параметров зоны расплавления с погрешностью до 10 %, достаточной для решения технологических задач МЭШС ПМ.

Изучено влияние формы и расположения швов на их технологическую прочность и предложен комплекс мер по предотвращению горячих трещин. Показано первостепенное значение факторов расположения плоскости слабины параллельно вектору растягивающих напряжений и минимизации жесткости формирующих вставок в зазоре сборки под сварку. Показано, что сталь для формирующих вставок сборки должна содержать не менее 1 % марганца при низком содержании углерода, учитывая значительную долю металла (28...38 %) этих элементов сборки в массе шва вследствие их полного переплавления. Показано, что равнопрочность сварных соединений основному металлу в тяжело нагруженных узлах конструкций из среднеуглеродистых литых сталей типа 35Л в условиях статического и ударного нагружения, а также высокая их длительная прочность при знакопеременном нагружении гарантируются благодаря высокой пластичности металла шва, однородности его структуры и твердости, отсутствию в ЗТВ структур закалки и дефектов в зоне сплавления.

*С января 2015 г. в открытом доступе
выпуски журналов «Автоматическая сварка» за 2008–2013 гг.:
www.patonpublishinghouse.com*

ПОЗДРАВЛЯЕМ ЛАУРЕАТОВ ГОСУДАРСТВЕННОЙ ПРЕМИИ УКРАИНЫ В ОБЛАСТИ НАУКИ И ТЕХНИКИ

Указом Президента Украины № 675/2014 от 23 августа 2014 г. присуждена Государственная премия Украины за работу «Повышение ресурса горно-металлургического оборудования на основе инновационных технологий инженерии поверхности» группе ученых, в состав которой вошли четыре сотрудника ИЭС им. Е.О. Патона: д-р техн. наук Л.Д. Добрушин, д-р техн. наук, проф. И.А. Рябцев, д-р техн. наук В.Н. Коржик и канд. техн. наук А.П. Жудра.



8 декабря 2014 г. в большом конференц-зале Президиума Национальной академии наук Украины состоялась торжественная церемония вручения Государственных премий Украины в области науки и техники 2013 г. Президент НАН Украины, председатель Комитета по Государственным премиям Украины в области науки и техники академик Б.Е. Патон тепло поздравил лауреатов.

Редколлегия журнала

СЕМИНАР МОЛОДЫХ УЧЕНЫХ, АСПИРАНТОВ И СТУДЕНТОВ «ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ СВАРКИ И НАПЛАВКИ. ПРОЧНОСТЬ И НАДЕЖНОСТЬ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ»

3 декабря 2014 г. в читальном зале библиотеки Института электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины (г. Киев) состоялся семинар молодых ученых, аспирантов и студентов на тему «Прогрессивные технологии сварки и наплавки. Прочность и надежность сварных конструкций», который проводился по инициативе Совета научной молодежи института и поддержке дирекции. Семинар был посвящен 80-летию ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины.

В работе семинара приняли участие около 30 молодых ученых и аспирантов ряда научно-исследовательских подразделений ИЭС и сварочного факультета НТУУ «КПИ».

Семинар открыл заместитель директора института академик НАН Украины Л.М. Лобанов, который в своем вступительном слове поздравил всех участников с 80-летием ИЭС им. Е.О. Патона

НАН Украины. Леонид Михайлович подчеркнул необходимость проведения подобного рода мероприятий с целью обмена опытом и налаживания научных и дружественных отношений между молодыми научными сотрудниками как внутри института, так и между научно-исследовательскими организациями и вузами. Л.М. Лобанов остановился на перспективных направлениях научно-исследовательских работ в области сварки и наплавки, а также акцентировал внимание на проблемах прочности и надежности сварных конструкций.

В работе семинара приняли участие приглашенные докладчики: заведующий отделом № 34 «Математические методы исследования физико-механических процессов» д-р техн. наук О.В. Махненко с докладом на тему «История и задачи математического моделирования физико-химических процессов при сварке и родственных тех-



нологиях», ведущий научный сотрудник отдела № 56 «Физика газового разряда и техники плазмы» д-р техн. наук, проф. В.Н. Сидорец с докладом на тему «Особенности индукционной дуговой и лазерно-дуговой сварки», а также ведущий научный сотрудник отдела № 77 «Специализированная высоковольтная техника и лазерная сварка» д-р техн. наук В.Ю. Хаскин с докладом на тему «Сварка облегченных конструкций с помощью лазерного излучения».

Работа семинара проходила в теплой дружественной атмосфере. Всего было заслушано около десяти докладов, среди которых следует отметить:

«Модификация структуры металла с целью управления свойствами» (А.В. Завдовеев);

«Математические методы исследований процессов переноса металла при сварке плавящимся электродом» (А.П. Семенов);

«Оценка радиационного распухания элементов сварных конструкций внутрикорпусных устройств ядерных реакторов типа ВВЭР-1000» (И.В. Мирзов);

«Инженерно-аналитический метод описания напряженного состояния в зонах концентрации напряжений стыкового сварного соединения с симметричным усилием» (А.В. Молтасов);

«Кинетика образования металла шва с неметаллическими включениями» (Д.Ю. Ермоленко);

«Новые электродные материалы для наплавки оловянных бронз» (Т.Б. Майданчук).

Хотелось бы выразить благодарность за помощь в организации семинара членам Совета научной молодежи института Е.К.Кузмичу-Янчуку, Д.Ю. Ермоленко, В.С. Синюку, А.В. Бернацкому, Т.А. Зубер, В.Б. Порохонько и заведующей библиотеки Е.Н. Лавриненко.

Надеемся, что подобного рода мероприятия станут традиционными. Приглашаем всех желающих к активному участию в работе подобных семинаров.

А.А. Полишко



Национальная академия наук Украины
Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины
Совет научной молодежи ИЭС

**VIII Международная
научно-техническая конференция
молодых ученых и специалистов
«Сварка и родственные технологии»**

20–22 мая 2015 г.

Ворзель, Киевская обл.

www.paton.kiev.ua/wmicys2015; E-mail: wmicys2015@gmail.com

КАЛЕНДАРЬ ВЫСТАВОК И КОНФЕРЕНЦИЙ В 2015 г.

Дата	Место проведения	Мероприятие
10–13 января	Дубай/ОАЭ	Международная выставка сварочного и режущего оборудования и технологий «Arabia Essen Welding and Cutting-2015»
27–30 января	Красноярск/Россия	Выставка «Металлообработка и сварка-2015»
10–13 февраля	Красногорск/Россия	Неделя металлов и горной промышленности России и СНГ
17–19 февраля	Москва/Россия	Международная выставка «Покрытия и обработка поверхности «Exprocoating-2015»
17–19 февраля	Москва/Россия	Международная выставка «Неразрушающий контроль и техническая диагностика NDT Russia-2015»
18–20 февраля	Набережные Челны/Россия	Специализированная выставка «Машиностроение.Metalloobrabotka. Metallurgiya. Svarka-2015»
23–27 февраля	Свалява, Карпаты/Украина	Семинар «Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и на транспорте»
25–28 февраля	Краснодар/Россия	Международная архитектурно-строительная выставка «Yug Build»
03–05 марта	Киев/Украина	Международная специализированная выставка «Intertool Kiev 2015»
03–05 марта	Сосновицы/Польша	Выставка лазерных технологий и технологий соединения
03–06 марта	Москва/Россия	Международная выставка «Территория NDT 2015»
12 марта	Киев/Украина	Международный семинар «Научные разработки новых материалов для энергетики – Европейский проект Z-ULTRA»
15–19 марта	Даллас/США	Международная конференция и выставка «Corrosion-2015»
24–26 марта	С.-Петербург/Россия	Петербургская техническая ярмарка
24–27 марта	Новосибирск/Россия	Международная специализированная выставка по машиностроению и металлообработке «Mashex Siberia-2015»
25–27 марта	Львов/Украина	Специализированная выставка «Металл. Оборудование. Инструмент 2015»
31 марта–02 апреля	Киев/Украина	Международная выставка «Машиностроение. Metalloobrabotka. Svarka. Instrument»
07–10 апреля	Минск/Беларусь	Международная специализированная выставка «Сварка и Резка»
08–10 апреля	Минск/Беларусь	Симпозиум «Порошковая металлургия, инженерия поверхности, новые композиционные материалы, сварка»
14–17 апреля	С.-Петербург/Россия	Международная научно-практическая конференция «Технологии упрочнения, нанесения покрытий и ремонта: теория и практика»
14–17 апреля	Челябинск/Россия	Международный форум «Металлургия. Метмаш», «Машиностроение. Metalloobrabotka. Svarka. Instrument»
19–22 апреля	Лонг Бич/США	Международная выставка и конференция Американского сварочного общества
21–24 апреля	Нижний Новгород/Россия	Специализированная выставка «Машиностроение. Станки. Инструмент. Сварка 2015»
27–29 апреля	Гельсинборг/Дания	Международная конференция по соединению материалов «JOM»

28–30 апреля	Тюмень/Россия	Выставка «Сварка 2015 Тюмень»
май	Киев/Украина	Сессия Научного совета по новым материалам МААН
13–15 мая	Алматы/Казахстан	Международная промышленная выставка «Машиностроение и металлообработка 2015»
19–22 мая	С.-Петербург/Россия	Выставка-конгресс технологий, оборудования и материалов антикоррозионной защиты и неразрушающего контроля в промышленности
20–22 мая	Ворзель/Киев. обл.	Международная научно-техническая конференция молодых ученых и специалистов «Сварка и родственные технологии»
26–28 мая	Мендзыздрое/Польша	XXI научно-техническая конференция «Инновации и условия качественных процессов пайки»
01–05 июня	Киев/Украина	Конференция «Инженерия поверхности и реновация изделий»
02–05 июня	Осло/Норвегия	Международная выставка по судостроению и морской промышленности
08–11 июня	Москва/Россия	Международная выставка «Металлургия. Литмаш-2015», «Трубы. Россия-2015», «Алюминий/Цвет-2015»
09–11 июня	Трускавец/Украина	Конференция «Лазерные технологии, лазеры и их применение»
09–12 июня	Познань/Польша	Ярмарка международной торговли в Познани
15–17 июня	Киев/Украина	Международная научно-техническая конференция «Наплавка. Наука. Производство. Перспективы»
16–17 июня	Бренна/Польша	IV симпозиум кафедр и учреждений сварочного производства
16–19 июня	Шанхай/Китай	Пекинская выставка сварки и резки «Beijing Essen Welding and Cutting 2015»
27 июня–03 июля	Хельсинки/Финляндия	68-я ассамблея Международного института сварки
02–03 июля	Хельсинки/Финляндия	Международная конференция «Высокопрочные материалы – выбор и применение»
14–18 сентября	Одесса/Украина	Международная конференция «Лазерные технологии в сварке и обработке материалов»
21–24 сентября	С.-Петербург/Россия	Международная конференция «Лучевые технологии и применение лазеров»
22–24 сентября	Вроцлав/Польша	4-я Международная научная конференция по нанесению покрытий и наплавке (применяемые и новые технологии)
22–25 сентября	С.-Петербург/Россия	Международная выставка «Нева 2015» и конференция по судостроению, судоходству, деятельности портов, освоению океана и шельфа
06–09 октября	Москва/Россия	Международная специализированная выставка «Weldex/Рос-сварка»
19–21 октября	Яхранец/Польша	57-я научно-техническая конференция «Инновации в инженерии пайки»
27–30 октября	Москва/Россия	Международная выставка оборудования и технологий обработки металлов «MASHEX/Машиностроение-2015»
24–26 ноября	Екатеринбург/Россия	Выставка «Сварка. Контроль и диагностика»
24–27 ноября	Киев/Украина	Международный промышленный форум-2015 с разделом «Ук-сварка»
декабрь	Киев/Украина	Международная научно-практическая конференция «Сварка и термическая обработка живых тканей. Теория. Практика. Перспективы»

Контакты:

тел./факс: (38044) 200-82-77; 200-54-84

E-mail: journal@paton.kiev.ua

Подписано к печати 24.12.2014. Формат 60×84/8. Офсетная печать.

Усл. печ. л. 17,09. Усл.-отт. 18,2. Уч.-изд. л. 20,00 + 2 цв. вклейки.

Печать ООО «Фирма «Эссе».

03142, г. Киев, просп. Акад. Вернадского, 34/1.