



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

Издатель: Международная ассоциация «Сварка»

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Главный редактор

Б. Е. ПАТОН

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

МЕЖДУНАРОДНЫЙ
РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ:

Н. П. Алешин (Россия)
Б. Брейтвейт (Великобритания)
Д. фон Хофе (Германия)
К. Буше (Франция)
Гуань Цяо (Китай)
У. Дилтай (Германия)
П. Зайффарт (Германия)
А. С. Зубченко (Россия)
Т. Игар (США)
К. Иноуэ (Япония)
Н. И. Никифоров (Россия)
Б. Е. Патон (Украина)
Я. Пилиарчик (Польша)
Чжан Янмин (Китай)
В. К. Шелег (Беларусь)

Адрес редакции:

03680, Украина, Киев-150, ул. Боженко, 11
Институту электросварки
им. Е. О. Патона НАН Украины
Тел.: (38044) 227 6302, 269 2623
Факс: (38044) 268 0486
E-mail: journal@paton.kiev.ua
<http://www.nas.gov.ua/pwj>

Редакторы:

Е. Н. Казарова, В. И. Котляр, Т. В. Юштина.
Электронная верстка:
И. С. Баташева, А. И. Сулима,
И. Р. Наумова,
И. В. Петушкив.

Свидетельство о государственной
регистрации КВ 4788 от 09.01.2001
Журнал входит в перечень
утвержденных ВАК Украины изданий
для публикации трудов соискателей
ученых степеней.
При перепечатке материалов ссылка
на журнал обязательна.
За содержание рекламных материалов
редакция журнала ответственности
не несет.

СОДЕРЖАНИЕ

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

Порицкий П. В., Прилуцкий В. П., Замков В. Н. Влияние защитного газа на контракцию сварочной дуги с вольфрамовым катодом	3
Ершов А. В., Быковский О. Г. Оценка энергопереноса на анод дугового разряда в инертных газах	11
Подоля Н. В., Руденко П. М., Гавриш В. С. Применение адаптивного алгоритма для контроля качества сварки в системах управления контактными точечными машинами	15
Зубченко А. С., Васильченко Г. С., Старченко Е. Г., Носов С. И. Механические свойства и вязкость разрушения сварных соединений корпуса реактора ВВЭР-1000	19
Задерин Б. А., Котенко С. С., Маринченко А. Е., Полищук Е. П., Ющенко К. А. Влияние температуры отжига на механические характеристики молибденового сплава и его сварных соединений	23
Кривцун И. В., Талерко А. Н. Влияние поляризации излучения на поглощение лазерного пучка при сварке с глубоким проплавлением	29
Михеев П. П., Кныш В. В., Войтенко О. В., Бродовой В. А. Определение расчетных кривых усталости сварных соединений эксплуатируемых металлоконструкций	35

ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ РАЗДЕЛ

Позняков В. Д., Кирьяков В. М., Демченко Ю. В., Клапатюк А. В. Восстановление подвижной щеки дробилки	40
Кузьменко В. Г., Гузей В. И. Гидратация флюсов с локально измененным химическим составом зерен	44
Кисилевский Ф. Н., Шаповалов Е. В. Оптические генераторы световой плоскости для средств технического зрения систем автоматизации дуговой сварки	47
Лебедев В. А. Методики выбора параметров импульсной подачи электродной проволоки	50

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

Цыбулькин Г. А. Оценка крутизны статической характеристики дуги по результатам косвенных измерений	55
Астахов Е. А. Влияние детонационных покрытий на механические свойства изделий	56
Патенты в области сварочного производства	57
По зарубежным журналам	59

ХРОНИКА

Наши поздравления	60
Памяти Т. Г. Шигаева	61

ИНФОРМАЦИЯ

62

ИЗДАНИЕ ЖУРНАЛА ПОДДЕРЖИВАЮТ:



Каховский завод электросварочного оборудования



Опытный завод сварочных материалов ИЭС им. Е. О. Патона



Ново-Краматорский
машиностроительный завод

Опытный завод сварочного оборудования ИЭС им. Е. О. Патона



СП «ТМ ВЕЛДТЕК»



ТЕХНОЛУЧ

Avtomicheskaya Svarka (Automatic Welding)

WELDING – CUTTING – SURFACING – BRAZING – COATING

№ 6 (614)
June 2004

Published since 1948

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

Publisher: International Association «Welding»

EDITORIAL BOARD:

Editor-in-Chief
B.E.PATON

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

THE INTERNATIONAL EDITORIAL COUNCIL:

N. P. Alyoshin (Russia)
B. Braithwaite (UK)
C. Boucher (France)
D. von Hofe (Germany)
Guan Qiao (China)
U. Diltey (Germany)
P. Seyffarth (Germany)
A. S. Zubchenko (Russia)
T. Eagar (USA)
K. Inoue (Japan)
N. I. Nikiforov (Russia)
B. E. Paton (Ukraine)
Ya. Pilarczyk (Poland)
Zhang Yanmin (China)
V. K. Sheleg (Belarus)

Address:

The E. O. Paton Electric Welding Institute
of the NAS of Ukraine,
11 Bozhenko str., 03680, Kyiv, Ukraine
Tel.: (38044) 227 63 02, 269 26 23
Fax: (38044) 268 04 86

E-mail: journal@paton.kiev.ua
<http://www.nas.gov.ua/pwj>
Editors:

E. N. Kazarova, V. I. Kotyiar,
T. V. Yushtina.
Electron gallery:
I. S. Batasheva, A. I. Sulima,
I. R. Naumova,
I. V. Petushkov.

State Registration Certificate
KV 4788 of 09.01.2001

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.

Journal «Avtomicheskaya Svarka» is published in English under the title «The Paton Welding Journal».
Concerning publication of articles, subscription and advertising, please, contact the editorial board.

CONTENTS

SCIENTIFIC AND TECHNICAL

Poritsky P. V., Prilutsky V. P., Zamkov V. N. Effect of shielding gas on contraction of welding arc with tungsten electrode	3
Ershov A. V., Bykovsky O. G. Evaluation of energy transfer to arc discharge anode in inert gases	11
Podola N. V., Rudenko P. M., Gavrilash V. S. Application of adaptive algorithm for quality control of welding in systems of resistance spot machine control	15
Zubchenko A. S., Vasilchenko G. S., Starchenko E. G., Nosov S. I. Mechanical properties and fracture toughness of welded joints of the reactor WWER-1000 body	19
Zaderiy B. A., Kotenko S. S., Marinchenko A. E., Polishchuk E. P., Yushchenko K. A. Effect of annealing temperature on mechanical characteristics of molybdenum alloy and its welded joints	23
Krivtsun I. V., Talerko A. N. Effect of radiation polarization on laser beam absorption in deep penetration welding	29
Mikheev P. P., Knysh V. V., Voitenko O. V., Brodovoi V. A. Determination of design fatigue curves of welded joints of in-service metal structures	35

INDUSTRIAL

Poznyakov V. D., Kiryakov V. M., Demchenko Yu. V., Klapatyuk A. V. Restoration of a crusher movable jaw	40
Kuzmenko V. G., Guzej V. I. Hydration of fluxes with a locally-changed chemical composition of grains	44
Kisilevsky F. N., Shapovalov E. V. Optical generators of light plane for the equipment of technical vision of arc welding automation systems	47
Lebedev V. A. Methods for selection of parameters of electrode wire pulsed feeding	50

BRIEF NEWS

Tsybulkin G. A. Evaluation of steepness of arc static characteristic from results of indirect measurements	55
Astakhov E. A. Effect of detonation coatings on mechanical properties of products	56
Patents in the field of welding	57
Review of foreign journals	59

NEWS

Our congratulations	60
In memory of T. G. Shigaev	61

INFORMATION

62



УДК 533.952:537.523.5:621.791.75

ВЛИЯНИЕ ЗАЩИТНОГО ГАЗА НА КОНТРАКЦИЮ СВАРОЧНОЙ ДУГИ С ВОЛЬФРАМОВЫМ КАТОДОМ

П. В. ПОРИЦКИЙ, канд. физ.-мат. наук (НЦ «Ин-т ядерных исследований» НАН Украины, г. Киев),
В. П. ПРИЛУЦКИЙ, канд. техн. наук, **В. Н. ЗАМКОВ**, д-р техн. наук
 (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрено влияние характеристик газовой среды на процесс контракции (сжатия) сварочной дуги в атмосфере инертных газов. Проведены расчеты и показано, что степень сжатия дугового разряда определяется теплофизическими характеристиками газовой среды и процессами электрон-атомных столкновений. Выявлено влияние эффекта Рамзауэра на характеристики контракции дугового разряда.

Ключевые слова: контракция, инертный газ, сварочная дуга, эффект Рамзауэра

Сварочная дуга представляет собой электрический разряд в газовом канале (плазменном столбе), обладающем электрической проводимостью. Проводимость плазмы дуги является следствием термической ионизации газа при температурах, относительно высоких по сравнению с температурой электродов. При этом наблюдается баланс между тепловыделением в плазме вследствие прохождения электрического тока и отводом тепловой энергии в электроды и во внешнюю среду. От условий реализации теплового равновесия зависят пространственные характеристики положительного столба дуги и распределение в нем плотности тока. В свою очередь на основе анализа распределения плотности тока в положительном столбе дуги можно установить взаимосвязь между параметрами разряда для разных условий сварки.

Увеличение плотности тока (концентрации энергии) в сварочной дуге при прочих равных условиях приводит к возрастанию глубины проплавления металла при сварке, поэтому вопрос механизма контракции (сжатия) сварочной дуги особенно актуален. Это связано с повышенным вниманием специалистов к расширению технологических возможностей сварки вольфрамовым электродом путем изменения состава защитного газа и введения флюсов в зону дуги.

Контракция разряда имеет место при выполнении следующих условий [1–6]: объемная нейтрализация заряженных частиц преобладает над их диффузионным уходом на «стенки разрядной камеры»¹; частота образования заряженных частиц резко падает в направлении от оси разряда к периферии дуги. При этом степень сжатия разряда определяется температурной неоднородностью по его сечению. Тепловая контракция обусловлена уменьшением температуры на периферии разряда и увеличением плотности газа (при постоянном

давлении). Поэтому на периферии разряда электроны отдают большую часть энергии нейтральным частицам. Их температура падает. Это, в свою очередь, усиливает процессы рекомбинации и, как следствие, уменьшает концентрацию электронов. Энергия, которая передается от электронов к тяжелым частицам, зависит от их типа (атомы, ионы, молекулы и т. д.). Поэтому и степень сжатия дуги вследствие тепловой контракции будет зависеть от типа защитного газа.

Как правило, при определении параметров плазмы дугового разряда предполагают, что частота или сечение электрон-атомных столкновений не зависит от энергии электрона. Это позволяет существенно упростить соответствующие расчеты [3–6]. Однако такое предположение не всегда оправдано, так как сечение электрон-атомных столкновений может иметь немонотонную зависимость от энергии электрона. В частности, глубокий минимум наблюдается для некоторых инертных газов и щелочных металлов (эффект Рамзауэра) и это оказывает определяющее влияние на параметры разрядной плазмы.

Целью данной работы является исследование влияния физических характеристик защитных газов на контракцию положительного столба дуги. Для этого выполнен детальный анализ процессов, вызывающих тепловую контракцию, при условии, что электронная и газовая температуры в плазме столба дуги различны.

Локальное термодинамическое и ионизационное равновесие. Состояние плазмы дугового разряда нормального или высокого давления, к которому относится и сварочная дуга, принято характеризовать как локальное термодинамическое и ионизационное равновесие [3–7]. Вследствие высоких концентраций атомов и электронов процессы столкновения в такой плазме значительно более существенны, чем процессы переноса. Следовательно, перенос частиц под влиянием пространственной неоднородности незначителен, и в каждой точке разряда поддерживается состояние, близкое к равновесному. Оно характеризуется определенными газовой T и электронной T_e температурами, а распределения атомов и электронов по скоростям соответствуют максвелловской функции.

¹ В случае свободногорящей сварочной дуги под термином «стенка разрядной камеры» следует понимать зону на периферии разряда, где температура близка к температуре окружающей среды.



Указанные температуры устанавливаются при взаимодействии электронов с внешними полями, столкновении электронов с атомами и переносе тепла по сечению разряда. В то же время соотношение между T и T_e определяется только процессами столкновения и взаимодействием электронов с внешним электрическим полем. В случае сварки на постоянном токе, когда газоразрядная плазма находится в постоянном электрическом поле напряженности E , уравнение, определяющее соотношение между T и T_e , имеет вид [1, 8]

$$T_e - T = \frac{m_a}{3k} \left(\frac{eE}{m_e} \right)^2 \frac{\langle u^2 / v_{ea} \rangle}{\langle u^2 v_{ea} \rangle}, \quad (1)$$

где m_a — масса атома; k — постоянная Больцмана; e — заряд электрона; m_e — масса электрона; u — скорость электрона; угловые скобки означают усредненное распределение электронов по скоростям с использованием максвелловской функции; v_{ea} — частота столкновений электрона с атомами.

В частности, если v_{ea} не зависит от скорости электрона, формула (1) принимает вид

$$T_e - T = \frac{m_a w_e^2}{3k}, \quad (2)$$

где w_e — дрейфовая скорость электронов, равная

$$w_e = \frac{eE}{m_e} \langle u^2 / v_{ea} \rangle. \quad (3)$$

Газоразрядная плазма находится в состоянии локального термодинамического равновесия, если характерное время обмена энергией между электронами (вследствие столкновений) мало по сравнению с характерным временем обмена энергией в их столкновениях с атомами и с характерным временем переноса энергии электронов в другие области разряда.

Рассмотрим газ при слабой ионизации, когда

$$kT_e \ll E_I, \quad (4)$$

где E_I — эффективная энергия ионизации газовой среды.

Для сварочной дуги, в которой поддерживается локальное термодинамическое равновесие, включая равновесие ионизационное, плотность электронов n_e в данной точке разряда связана с плотностью положительных ионов n_i и нейтральных атомов n_a уравнением Саха [7, 9, 10]:

$$\frac{n_e n_i}{n_a} = \frac{2g_i}{g_a} \left(\frac{2\pi m_e k T_e}{h^2} \right)^{3/2} \exp \left(\frac{E_I}{k T_e} \right), \quad (5)$$

где h — постоянная Планка; g_i , g_a — статистический вес для основных состояний соответственно иона и атома.

Благодаря условию $kT_e \ll E_I$, плотность возбужденных атомов мала по сравнению с плотностью атомов в основном состоянии. Критерий локального ионизационного равновесия имеет вид [3, 11]

$$\tau_{rec} \ll \tau_{dif}, \quad (6)$$

где $\tau_{rec} \sim (K_{rec} n_e^2)^{-1}$ — характерное время рекомбинации отдельного электрона; $\tau_{dif} = r_{PS}^2 / a_g D_{amb}$ — характерное время диффузии электрона из области, занимаемой плазмой; K_{rec} — константа скорости трехчастичной рекомбинации электронов и ионов, определяемая формулой $K_{rec} = 6,4 \cdot 10^{-22} (1000/T_e)^{9/2}$, см⁶/с [3–5]; r_{PS} — радиус области, занимаемой плазмой; a_g — параметр, зависящий от геометрии разряда (для цилиндрической геометрии $a_g = 5,78$); D_{amb} — коэффициент амбиполярной диффузии, который выражается через коэффициент диффузии ионов D_{ion} :

$$D_{amb} = D_{ion} \left(1 + \frac{T_e}{T} \right). \quad (7)$$

Коэффициент диффузии ионов в основном определяется процессом резонансной перезарядки и рассчитывается по формуле [5, 10]

$$D_{ion} N = d_{i0} \sqrt{T/T_{i0}}, \quad (8)$$

где N — количество тяжелых частиц (атомов и ионов) в единице объема; d_{i0} , T_{i0} — некоторые постоянные для данного газа.

Таким образом, локальное ионизационное равновесие имеет место, если

$$\eta = \frac{\tau_{dif}}{\tau_{rec}} = \frac{K_{rec} n_e^2 r_{PS}^2}{a_g D_{amb}} \gg 1. \quad (9)$$

Следует отметить, что этот критерий более сильный, чем критерий возможности описания газоразрядной плазмы двухтемпературной моделью, который имеет вид [8, 10]

$$n_e \sigma_{ee} \gg \frac{m_e}{m_a} n_a \sigma_{ea}, \quad (10)$$

где σ_{ee} , σ_{ea} — характерные сечения электрон-электронных и электрон-атомных столкновений.

Для аргоновой плазмы критерий (10) имеет вид $n_e/n_a \gg 2 \cdot 10^{-7}$ при $T_e = 10^3$ К и $n_e/n_a \gg 5 \cdot 10^{-6}$ [8] при $T_e = 10^4$ К.

Контракция положительного столба дуги. Рассмотрим плазму положительного столба сварочной дуги при условии его цилиндрической формы, наличия в нем локального термодинамического и ионизационного равновесия, постоянства давления по сечению разряда. Предположив интенсивность тепловыделения пропорциональной локальной плотности тока, запишем уравнение переноса тепла (уравнение Эленбааса–Геллера [3–6]) в виде

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left\{ r \left[\kappa(T) \frac{dT}{dr} + \kappa_e(T) \frac{dT_e}{dr} \right] \right\} + q(r) = 0, \quad (11)$$

где r — расстояние от оси разряда; $\kappa(T)$, $\kappa_e(T_e)$ — коэффициенты газовой и электронной теплопроводности; $q(r) = j(r)E$ — мощность тепловыделения в единице объема; $j(r) = \sigma E$ — плотность электрического тока; σ — электропроводность плазмы.



Уравнение (11) описывает перенос тепла по сечению разряда с учетом газовой и электронной теплопроводности. Из его решения определяется также поле температур в плазме дуги. Границные условия выбираем следующим образом: температура дуги $T(0) = T_0$, температура на стенке разрядной камеры T_R (без ограничения общности рассмотрения) принимается постоянной (например, 300 К).

Вследствие наличия локального ионизационного равновесия в области плазмы, определяющей ее энергобаланс, температура электронов и газа меняется слабо. Это позволяет получить приближенное аналитическое решение уравнения (11) методом, подробно изложенным в работах [3–6]. Согласно этому методу предполагаются заданными зависимостями плотностей тока и энерговыделения, а также связанных с ними величин от температуры по сечению разряда. Коэффициенты считаем постоянными и равными их значениям на оси разряда. Эти упрощения позволяют преобразовать уравнение (11) в обычное дифференциальное уравнение, которое имеет аналитическое решение. Такое решение является приближенным, но позволяет анализировать влияние различных физических процессов на распределение температуры и других величин по сечению разряда.

Введя переменную

$$\theta = \frac{[T_e(0) - T_e(r)]E_I}{2kT_e^2(0)}, \quad (12)$$

получаем $n_e(r) = n_e(0)\exp(-\theta)$. Соответственно плотность тока и плотность энерговыделения изменяются по сечению разряда как $j(r) = j_0\exp(-\theta)$ и $q(r) = q_0\exp(-\theta)$, где $j_0 = j(0)$, $q_0 = q(0)$, а также $\kappa_e \sim n_e \sim \exp(-\theta)$.

Вводя безразмерную переменную

$$x = \left(\frac{r}{R}\right)^2, \quad (13)$$

где R — радиус разрядной камеры, получаем уравнение теплового баланса (11) в виде

$$\frac{d}{dx} \left(x \left[\exp(-\theta) + \xi \frac{d\theta}{dx} \right] \right) - A \exp(-\theta) = 0, \quad (14)$$

где ξ , A , ξ_r — параметры, определяющие распределение температуры по сечению

$$\xi = \zeta_T \frac{\kappa(T)}{\kappa_e(T_e)}, A = \frac{q_0 R^2 E_I}{8kT_e^2 \kappa_e(T_e)}, \zeta_T = \frac{dT(r)}{dT_e(r)}.$$

В данном приближении, как отмечалось выше, все значения коэффициентов задаются на оси разряда, а в качестве дополнительных условий используется постоянство напряженности электрического поля и давления p по сечению разряда. Первое слагаемое уравнения (14) описывает отвод теплоты за счет газовой и электронной теплопроводности, второе характеризует тепловыделение, связанное с прохождением электрического тока через плазму.

Рассмотрим последовательно режимы разряда, когда отвод теплоты определяется в одном случае газовой, в другом — электронной теплопроводностью. В первом предельном случае ($\xi \gg 1$) решение уравнения имеет вид

$$\theta = 2 \ln[1 + (Ax / 2\xi)], \quad (15)$$

что соответствует следующему распределению плотности электронов по сечению:

$$n_e(r) = n_e(0) \exp(-\theta) = n_e(0)F(r), \quad (16)$$

$$\text{где } F(r) = \frac{1}{(1 + (r/r_g)^2)^2}, r_g = \frac{16\zeta_T k T_e^2 \kappa(T)}{q_0 E_I}.$$

Аналогичными зависимостями характеризуются распределения плотности тока и мощности энерговыделения:

$$j(r) = j_0 \exp(-\theta) = j_0 F(r), \quad (17)$$

$$q(r) = q_0 \exp(-\theta) = q_0 F(r). \quad (18)$$

Связь между мощностью единицы длины дугового разряда Q (силой тока I) и его температурой в центре разряда можно получить, проинтегрировав выражение (18) по сечению разряда (все значения величин в правой части берутся в центре разряда):

$$Q = IE = \int_0^R q(r) 2\pi r dr \approx \frac{16\pi \zeta_T k T_e \kappa(T)}{E_I}. \quad (19)$$

В другом предельном случае ($\xi \ll 1$) рассмотрим две области θ (в зависимости от того, каким членом в коэффициенте уравнения пренебрегаем). При $\theta > \ln(1/\xi)$ решением указанного уравнения является выражение (15).

В области $\theta < \ln(1/\xi)$, введя новую переменную $\psi = \exp(-\theta)$, получаем уравнение (14) в виде

$$\frac{d}{dx} \left(x \frac{d\psi}{dx} \right) + A\psi = 0. \quad (20)$$

Решение уравнения в общем случае выражается через функции Бесселя. Границные условия выберем в виде $\psi(0) = 1$; $\psi(x_J) = 0$, где $x_J = (r_J/R)^2$, r_J — радиус плазмы ($r_J \leq R$). Область плазмы $0 \leq r \leq r_J$ вносит основной вклад в полный электрический ток разряда. Поэтому в области $0 \leq r \leq r_J$ ($r > r_J$, $\psi = 0$) имеет смысл рассматривать только то решение, которое выражается через функцию Бесселя первого рода:

$$\psi = J_0(2\sqrt{Ax}). \quad (21)$$

Соответственно для плотности электронов имеем следующее распределение по сечению разряда:

$$n_e(r) = n_e(0) \exp(-\theta) = n_e(0) J_0 \left(2\sqrt{A} \frac{r}{R} \right), \quad 0 \leq r \leq r_J, \quad (22)$$

$$n_e(r) = 0, \quad r > r_J.$$

Аналогичными зависимостями описываются плотность энерговыделения и плотность тока



$$\begin{aligned} q(r) &= q_0 J_0 \left(2\sqrt{A} \frac{r}{R} \right), \quad 0 \leq r \leq r_J; \\ q(r) &= 0, \quad r > r_J, \end{aligned} \quad (23)$$

$$\begin{aligned} j(r) &= j_0 J_0 \left(2\sqrt{A} \frac{r}{R} \right), \quad 0 \leq r \leq r_J; \\ j(r) &= 0, \quad r > r_J. \end{aligned} \quad (24)$$

Для значения Q получаем выражение

$$Q \approx 1,36 q_0 r_J^2. \quad (25)$$

Для радиуса плазмы r_J , который отвечает обращению в нуль функции Бесселя, имеем

$$r_J^2 \approx \frac{5,78 R^2}{4A} \approx \frac{11,57 k T_e^2 \kappa_e(T_e)}{q_0 E_I}. \quad (26)$$

Откуда мощность единицы длины дугового разряда

$$Q = IE \approx \frac{15,7 k T_e^2 \kappa_e(T_e)}{E_I}. \quad (27)$$

Объединив соотношения (16)–(18) и (27), получим общее выражение для мощности тепловыделения на единицу длины разряда:

$$Q = IE \approx (16\zeta_T \kappa(T) + 5\kappa_e(T_e)) \frac{\pi k T_e^2}{E_I}. \quad (28)$$

Эффективный радиус плазмы определим на основании соотношения

$$\int_0^R n_e(r) 2\pi r dr = 1,36 n_e(0) r_0^2, \quad (29)$$

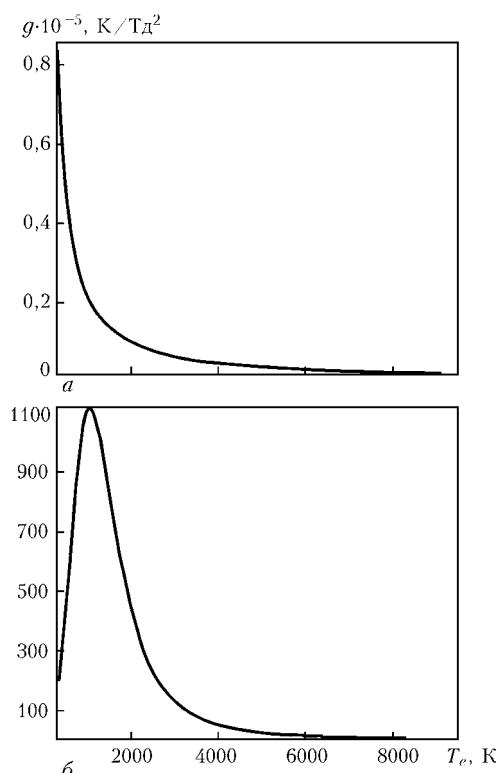


Рис. 1. Вид функции $g(T_e)$ для гелия (а) и аргона (б)

что дает в рассмотренных выше частных случаях соответственно $r_0^2 = 2,31 r_g^2$ и $r_0 = r_J$. Общее выражение для эффективного радиуса плазмы получается объединением выражений для радиусов из (16)–(18) и (26)

$$r_0^2 = (37,1\zeta_T \kappa(T) + 11,6\kappa_e(T_e)) \frac{k T_e^2}{q_0 E_I}. \quad (30)$$

Если параметр r_0 , который характеризует размеры области разряда, мал по сравнению с радиусом разрядной камеры R , контракция разряда имеет место. Из уравнения (30) следует, что при увеличении выделения энергии область, занимаемая разрядом, уменьшается. В то же время характерный радиус контракции r_0 зависит и от значения T_e . Отсюда следует, что при отрыве электронной температуры от газовой область плазмы увеличивается. Поскольку нижним пределом для температуры электронов является газовая температура, то наиболее сильная контракция имеет место при равенстве этих температур.

Отрыв электронной температуры. Для исследования характера отрыва электронной температуры в различных инертных газах выражение (1) удобно записать в виде [8]

$$T_e - T = \left(\frac{E}{n_a} \right)^2 g(T_e), \quad (31)$$

где

$$g(T_e) = \frac{m_a}{3k} \left(\frac{e}{m_e} \right)^2 \frac{\langle u^2/k_{ea} \rangle}{\langle u^2 k_{ea} \rangle}. \quad (32)$$

Здесь $k_{ea} = v/n_a = u\sigma_{ea}^*(u)$ — константа скорости электрон-атомных столкновений; σ_{ea}^* — транспортное (диффузное) сечение электрон-атомных столкновений.

Функция $g(T_e)$ не зависит от напряженности электрического поля E и плотности атомов n_a , поэтому является универсальной характеристикой отрыва электронной температуры от газовой². Различие электронной и газовой температур можно представить в виде произведения квадрата отношения E/n_a (приведенная напряженность электрического поля) и $g(T_e)$.

Вид функции $g(T_e)$ для различных газов приведен на рис. 1. Вследствие эффекта Рамзауэра $g(T_e)$ для аргона, криптона и ксенона имеет максимум. В результате при малых значениях E/n_a и газовых температур в плазме могут возникать неустойчивости. В частности, для ксенона значение критической приведенной напряженности электрического поля, ниже которой в плазме возможно развитие неустойчивостей, составляет 0,03 Тд [5, 6]. Поскольку область неустойчивостей в плазме соответствует низким электронным температурам (< 3500 К), данный факт в реальных условиях сварочной дуги не существен. Электронная теп-

² Отношение E/n_a принято выражать в таунсендах (Тд). 1 Тд = 10^{-17} В·см².

лопроводность в плазме зависит от температуры электронов. В предположении постоянства диффузного сечения рассеяния электронов на атомах коэффициент электронной теплопроводности может быть определен формулой [3–6]

$$\kappa_e = \kappa_{e0} \left(\frac{n_e}{n_a} \right) \left(\frac{T_e}{T_{e0}} \right)^{1/2}, \quad (33)$$

где T_{e0} и κ_{e0} — некоторые постоянные.

С повышением электронной температуры (согласно формуле (30)) следует ожидать, что размер области разряда будет увеличиваться более интенсивно, чем при линейной зависимости от T_e .

Поскольку характерный радиус контракции согласно формуле (30) зависит также от газовой теплопроводности, необходимо принимать во внимание их соотношение.

Модель дугового разряда. Факторы, вызывающие контракцию дугового разряда, существенно различаются по степени своего влияния. Поэтому для сравнения рассмотрим сварочные дуги в разных инертных газах при одинаковых значениях силы тока I . Уравнение (11) можно упростить введением тепловой функции

$$S = \int_0^{T_e} \kappa_e(T'_e) dT'_e + \int_0^T \kappa(T') dT'. \quad (34)$$

Если предположить, что $\kappa(T) \sim T\gamma$, а значения газовой и электронной температур принять равными их значениям на оси разряда, то при выполнении условия (4) имеем

$$S = \kappa_e(T_e) \frac{2kT_e^2}{E_I} + \kappa(T) \frac{T}{1+\gamma}. \quad (35)$$

В то же время дважды проинтегрировав уравнение (11), получим

$$S = 0,215q_0 r_0^2 \ln \left(\frac{R}{r_0} \right). \quad (36)$$

Выражения (34)...(36) используем для расчета характеристик дугового разряда (при условии E , $p = \text{const}$), добавив к ним уравнение состояния $p = NkT \approx n_a kT$, закон Ома и условие квазинейтральности плазмы. В результате получим систему уравнений для расчета параметров дугового разряда:

$$T_e - T - \left(\frac{E}{n_a} \right)^2 g(T_e), \quad (37)$$

$$IE = \frac{2kT_e^2}{E_I} [16\kappa_T + 11,57\kappa_e] = q_0 \pi r_q^2 = 0,431 \pi q_0 r_0^2, \quad (38)$$

$$S = 0,215q_0 r_0^2 \ln \left(\frac{R}{r_0} \right) = \frac{2\kappa_e kT_e^2}{E_I} + \frac{T\kappa}{\gamma + 1}, \quad (39)$$

$$p = NkT \approx n_a kT, \quad (40)$$

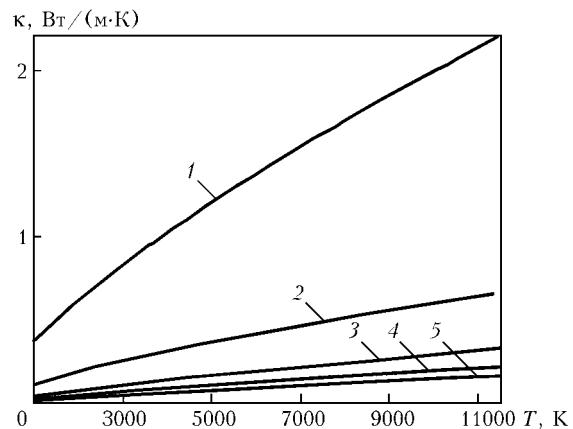


Рис. 2. Коэффициент газовой теплопроводности инертных газов:
1 — He; 2 — Ne; 3 — Ar; 4 — Kr; 5 — Xe

$$\frac{n_e^2}{n_a} = \frac{2g_i}{g_a} \left(\frac{2\pi m_e k T_e}{h^2} \right)^{3/2} \exp \left(-\frac{E_I}{k T_e} \right), \quad (41)$$

$$I = \sigma E \pi r_0^2. \quad (42)$$

Здесь

$$r_0^2 = \frac{k_B T_e}{q_0 E_I} [37,1\kappa_T + 11,57\kappa_e], \quad q_0 = \sigma E^2,$$

$$\zeta_T = \frac{dT}{dT_e} = \left(1 - (T_e - T) \frac{d \ln g(T_e)}{dT_e} \right) \left(\frac{2T_e}{T} - 1 \right)^{-1}.$$

Коэффициент газовой теплопроводности инертных газов приближенно описывается формулой [12]

$$\lambda = \lambda_{273} (T/T_{273})^\gamma, \quad (43)$$

где $T_{273} = 273,16$ К, $\lambda_{273} = \lambda(T_{273})$.

Значения параметров λ_{273} и γ для различных газов представлены в табл. 1, на рис. 2 приведены значения коэффициентов газовой теплопроводности инертных газов в диапазоне 1000...11600 К, рассчитанные по формуле (43). Максимальную теплопроводность в указанном температурном интервале имеет гелий, минимальную — ксенон. Теплопроводность гелия более, чем на порядок превышает теплопроводность ксенона. Теплопроводность неона в 4...5 раз больше теплопроводности ксенона и в 2,5 раза меньше теплопроводности гелия. Теплопроводность аргона и криптона превышает показатель ксенона соответственно в 2 и 1,4 раза.

Значения электропроводности и электронной теплопроводности плазмы определяли по формулам [9, 13]

Таблица 1. Параметры формулы теплопроводности [12] для инертных газов

Газ	$\lambda_{273} \cdot 10^3$, Вт/(м·К)	γ
He	143,7	0,73
Ne	46,76	0,71
Ar	16,45	0,80
Kr	8,92	0,86
Xe	5,15	0,93



$$\sigma = \frac{n_e e^2 \langle u^2 \rangle}{m_e \langle u^2 v_{ea} \rangle}, \quad (44)$$

$$\kappa_e = \frac{5}{2} \frac{n_e k^2 T_e \langle u^2 \rangle}{m_e \langle u^2 v_{ea} \rangle}. \quad (45)$$

Поскольку диффузное сечение электрон-атомных столкновений для аргона, криптона и ксенона имеет минимум вследствие эффекта Рамзауэра, транспортные коэффициенты в плазме этих газов будут иметь максимум, что должно оказать влияние на характеристики контракции. Это не учитывалось в работах [3–6], авторы которых использовали зависимость (33). Система уравнений (37)...(45) позволяет при заданных значениях тока дуги I и давления p определить значения E , T_e , T , n_e , n_a , N , r_0 , и наоборот — при заданных значениях этих величин определить I и p .

При повышении степени ионизации дугового газа $\alpha = n_e/N$ до $10^{-4} \dots 10^{-3}$ становятся существенными столкновения электронов с ионами и влияние процессов ионизации-рекомбинации на теплоперенос [11]. Для учета этих явлений необходимо принимать во внимание частоту столкновений электронов со всеми тяжелыми частицами $v_e = v_{ea} + v_{ei}$, где v_{ei} — частота электрон-ионных столкновений. Необходимо также учитывать сумму коэффициентов теплопроводности ($k_e + k_p$), где k_p — коэффициент теплопроводности, обусловленный процессами ионизации-рекомбинации.

Частота электрон-ионных столкновений выражается через диффузное сечение кулоновских столкновений $\sigma_{ei}^*(u)$ [13]:

$$v_{ei}(u) = n_i u \sigma_{ei}^*(u) = \frac{1}{4\pi} n_i \left(\frac{e^2}{m_e \epsilon_0} \right)^2 \frac{L_{ei}}{u^3}, \quad (46)$$

где ϵ_0 — электрическая постоянная; $L_{ei} = \ln \left(\frac{12\pi\epsilon_0 k T_e r_D}{e^2} \right)$ — кулоновский логарифм; $r_D = \sqrt{\frac{\epsilon_0 k T_e T}{n_e e^2 (T_e + T)}}$ — дебаевский радиус.

Коэффициент теплопроводности, обусловленный процессами ионизации-рекомбинации для случая слабой ионизации, имеет вид [1, 7]

$$\kappa_p = \frac{D_{amb} n_e}{2} \left(\frac{E_I}{k T_e} \right)^2. \quad (47)$$

Следует учесть, что теплопроводность, вызванная процессами ионизации-рекомбинации, может вносить заметный вклад в общую теплопроводность из-за большой величины $(E_I/k T_e)^2$. Значения сечений при расчетах принимали по данным [14], а коэффициенты диффузии ионов согласно [5, 15].

Результаты расчетов и их обсуждение. Приведенная выше система уравнений представляет собой модель дугового разряда при условии, что тепло, выделяющееся в плазменном канале, переносится в результате теплопроводности на стенки

разрядной камеры, где, в свою очередь, поддерживается определенная температура. Такие условия непосредственно отвечают дугам, стабилизованным стенками. При больших токах они характеризуются возрастающей вольт-амперной характеристикой в противоположность открытому дугам, у которых вольт-амперная характеристика падающая [16]. Благодаря контракции разряда плазма сосредоточивается в ограниченной области вблизи оси дуги, а значит следует ожидать, что при значительном превышении радиуса стенки относительно радиуса плазмы рассчитанные параметры разряда будут слабо зависеть от дальнейшего увеличения размеров разрядной камеры. Следовательно, случай $R \gg r_0$ можно рассматривать как отвечающий и открытой дуге. Естественно, что сварочная дуга с вольфрамовым катодом не имеет стабилизирующей стенки. Ее роль играют внешние факторы: потоки защитного газа, вызванные внешним обдувом, конвекцией [6, 11, 17], испарением поверхности анода [11, 18]. Обычно для открытой дуги за радиус стенки рекомендуется принимать радиус свечения разряда [19].

Рассмотренная модель описывает «длинную дугу», где тепловой поток отводится на стенки [11, 17]. Ее противоположностью является «короткая дуга» (такие дуги принято также называть дугами, стабилизованными электродами), в которой тепловой поток отводится главным образом в электроды. В этом случае определяющими становятся приэлектродные процессы. Однако согласно данным работы [20], сварочная дуга в инертном газе с вольфрамовым катодом является беспримесной. Это позволяет считать, что приэлектродные процессы в ней не оказывают непосредственного влияния на положительный столб. Поэтому для описания сварочной дуги с вольфрамовым катодом представляется более уместным использование именно модели «длинной дуги».

На рис. 3 приведены расчетные вольт-амперные ($E-I$) характеристики дуговых разрядов, на рис. 4 — расчетные вольт-амперные характеристики в переменных $ER - I/R$ (дуга без излучения описывается единными кривыми в переменных r/R , ER и I/R [16]). На рис. 5 приведен расчет газовой и электронной температуры в дуге. Для аргона, криптона и ксенона при $R = 0,75$ см имеем возрастающую $E-I$ характеристику (рис. 3), для гелия и неона она является падающей. Результаты расчетов близки к экспериментально измеренным значениям напряженности электрического поля [14] и температуры в дуге [19]. Так, при режимах разряда, которые соответствуют плотностям тока $j_0 < 8,5 \cdot 10^2$ А/см², различие результатов расчетов с экспериментальными данными [18] не превышает 30 % (см. рис. 5). Полученные результаты согласуются также с данными, приведенными в работах [3–6] для ксеноновой и аргоновой дуг. В этих работах расчеты проводили по более упрощенной модели, основанной на выражениях (2) и (33). В них также в ряде случаев предполагалась независимость сечений электрон-атомных столкновений от энергии электрона, что не позволило выполнить расчет в области температур, отвеча-

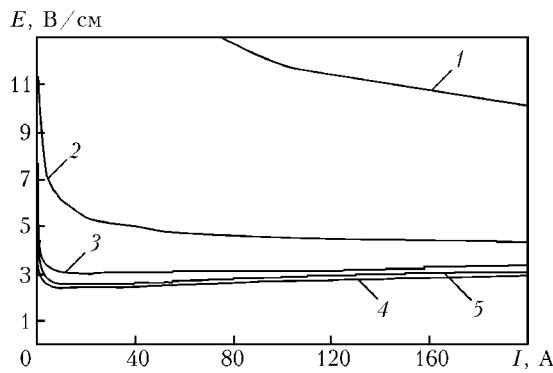


Рис. 3. Расчетные вольт-амперные (E - I) характеристики для дуговых разрядов при атмосферном давлении ($R = 0,75$ см): 1 — разряд в He; 2 — Ne; 3 — Ar; 4 — Kr; 5 — Xe

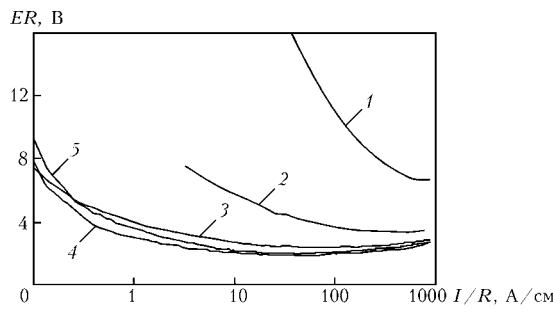


Рис. 4. Расчетные вольт-амперные ($ER - I/R$) характеристики для дуговых разрядов при атмосферном давлении: 1 — разряд в He; 2 — Ne; 3 — Ar; 4 — Kr; 5 — Xe

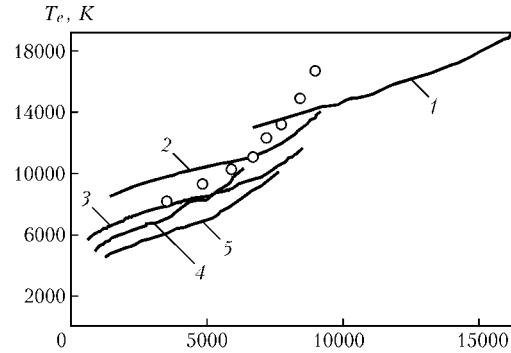


Рис. 5. Зависимость между газовой и электронной температурами в дуге атмосферного давления для $R = 0,75$ см: 1 — He; 2 — Ne; 3 — Ar; 4 — Kr; 5 — Xe; кружочки — эксперимент в аргоне [19]

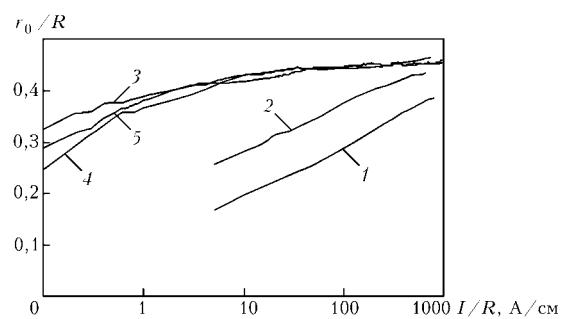


Рис. 6. Зависимость относительного радиуса контракции r_0/R от I/R для дуги при атмосферном давлении: 1 — He; 2 — Ne; 3 — Ar; 4 — Kr; 5 — Xe

Таблица 2. Параметры дуговых разрядов при атмосферном давлении

№ п/п	Газ	I , А	R , мм	r_0 , мм	E , В/см	T , К	T_e , К	Q , Вт/см	q_0 , Вт/см ³	α	ξ	η
1	Ar	50	1,5	0,69	16,9	5400	10240	$8,5 \cdot 10^2$	$1,3 \cdot 10^5$	$4,8 \cdot 10^{-2}$	$1,5 \cdot 10^{-2}$	$4,4 \cdot 10^3$
2	»»	200	7,5	3,37	3,33	7100	9880	$6,7 \cdot 10^2$	$4,3 \cdot 10^3$	$3,9 \cdot 10^{-2}$	$2,9 \cdot 10^{-2}$	$3,8 \cdot 10^2$
3	»»	400	7,5	3,34	3,60	7700	10600	$1,5 \cdot 10^3$	$9,6 \cdot 10^3$	$7,7 \cdot 10^{-2}$	$1,4 \cdot 10^{-2}$	$8,2 \cdot 10^4$
4	»»	600	10	4,45	2,76	8150	10700	$1,7 \cdot 10^3$	$6,1 \cdot 10^3$	$8,6 \cdot 10^{-2}$	$1,3 \cdot 10^{-2}$	$1,5 \cdot 10^5$
5	Xe	50	1,5	0,67	16,2	5310	9130	$8,1 \cdot 10^2$	$1,3 \cdot 10^5$	$1,5 \cdot 10^{-1}$	$4,1 \cdot 10^{-3}$	$2,9 \cdot 10^5$
6	»»	200	7,5	3,39	3,07	6600	8800	$6,1 \cdot 10^2$	$3,9 \cdot 10^3$	$1,2 \cdot 10^{-1}$	$1,0 \cdot 10^{-2}$	$3,1 \cdot 10^6$
7	»»	400	7,5	3,40	3,34	7150	9400	$1,3 \cdot 10^3$	$8,5 \cdot 10^3$	$2,2 \cdot 10^{-1}$	$3,1 \cdot 10^{-3}$	$5,9 \cdot 10^6$
8	»»	600	10	4,50	2,55	7760	9460	$1,5 \cdot 10^3$	$5,6 \cdot 10^3$	$2,4 \cdot 10^{-1}$	$3,3 \cdot 10^{-3}$	$9,5 \cdot 10^6$

Продолжение таблицы

№ п/п	Газ	I , А	R , мм	r_0 , мм	E , В/см	T , К	T_e , К	Q , Вт/см	q_0 , Вт/см ³	α	ξ	η
9	He	200	7,5	2,53	10,1	13440	16670	$2,0 \cdot 10^3$	$2,3 \cdot 10^4$	$5,3 \cdot 10^{-2}$	0,23	99
10	»»	600	10	3,78	6,73	15630	17800	$4,0 \cdot 10^3$	$2,1 \cdot 10^4$	$1,1 \cdot 10^{-1}$	0,12	$3,9 \cdot 10^2$
11	Ne	200	7,5	3,15	4,35	8060	12370	$8,7 \cdot 10^2$	$6,5 \cdot 10^3$	$2,1 \cdot 10^{-2}$	$4,2 \cdot 10^{-2}$	$1,4 \cdot 10^3$
12	»»	600	10	4,28	3,41	10320	13100	$2,0 \cdot 10^3$	$8,2 \cdot 10^3$	$4,3 \cdot 10^{-2}$	$2,5 \cdot 10^{-2}$	$4,1 \cdot 10^3$
13	Kr	50	1,5	0,68	15,3	4540	9200	$7,6 \cdot 10^2$	$1,2 \cdot 10^5$	$4,5 \cdot 10^{-2}$	$8,0 \cdot 10^{-3}$	$1,7 \cdot 10^4$
14	»»	200	7,5	3,43	2,47	5380	8900	$5,8 \cdot 10^2$	$3,6 \cdot 10^3$	$3,5 \cdot 10^{-2}$	$1,4 \cdot 10^{-2}$	$2,0 \cdot 10^5$
15	»»	400	7,5	3,38	3,21	5950	9530	$1,3 \cdot 10^3$	$8,3 \cdot 10^3$	$7,2 \cdot 10^{-2}$	$6,8 \cdot 10^{-3}$	$4,2 \cdot 10^5$
16	»»	600	10	4,80	2,32	8500	9400	$1,3 \cdot 10^3$	$4,5 \cdot 10^3$	$7,1 \cdot 10^{-2}$	$1,1 \cdot 10^{-2}$	$3,1 \cdot 10^5$

ющих рамзауэрсовскому минимуму в сечениях электрон-атомных столкновений.

Результаты расчетов параметров дуг при заданных I и r приведены в табл. 2 и на рис. 6. Эти данные позволяют утверждать, что более зна-

чительная контракция дугового разряда в инертных газах реализуется в условиях, когда перенос тепла осуществляется путем газовой теплопроводности, что соответствует режимам разряда с относительно малыми температурами электронов, а значит и ма-



лыми токами. По мере повышения тока и постоянстве радиуса стенки R , вызывающего повышение температуры электронов, увеличивается область, занимаемой плазмой. При дальнейшем росте сварочного тока размеры разрядной области изменяются мало (см. рис. 6). Если пренебречь этой слабой зависимостью радиуса контракции от приведенного тока I/R , то $r_0/R \approx \text{const}$ и $r_0 \sim R$ при доминировании электронной теплопроводности. Согласно выводу работы [21] линейная зависимость радиуса контракции от радиуса стенки является общей закономерностью тепловой контракции. Дальнейшее повышение температуры электронов и степень ионизации дугового газа усиливают влияние столкновений электронов с ионами, вследствие чего размеры разрядной области для дуги, стабилизированной стенками, изменяются мало. Этот эффект использован для создания мощных дуговых источников света [22]. Отметим, что при доминировании электронной теплопроводности наиболее сжатым по сравнению с другими инертными газами оказывается дуговой разряд в гелии. Следует подчеркнуть также, что аргон, криpton и ксенон относятся к газам с ярко выраженным эффектом Рамзауэра, который имеет квантовую природу и выражается в наличии минимума сечения электрон-атомных столкновений для электронов с энергией несколько меньше 1 эВ. Это явление определяет «прозрачность» слабоионизованного газа для таких электронов, вызывает увеличение отрыва электронной температуры от газовой, что уменьшает сжатие дуги. Характерный перегиб кривой зависимости T_e/T на рис. 5 соответствует области рамзауэрского минимума.

Следует иметь в виду, что вследствие различия значений сечений электрон-атомных столкновений влияние этого эффекта на контракцию дугового разряда в различных газах будет иметь существенные отличия. Так, при прочих равных условиях и небольших значениях сварочного тока, когда доминирует газовая теплопроводность, дуговой разряд в ксеноне значительно более сжат, чем в аргоне. Однако при сварке на больших токах, когда доминирует электронная теплопроводность, дуга в аргоне более ската, чем в ксеноне (см. рис. 6). Поэтому, например, ксенон нельзя рассматривать как среду, в которой дуговой разряд будет сжат заведомо сильнее, чем в аргоне.

Выходы

1. Контракция сварочной дуги с вольфрамовым катодом в инертном газе определяется его теплофизическими свойствами и характеристиками электрон-атомных столкновений.

2. Наличие эффекта Рамзауэра у газа, в котором горит дуга, существенно ослабляет контракцию дугового разряда в соответствующем температурном интервале.

The paper analyzes the influence of gas medium characteristics on the process of contraction of welding arc in inert gas atmosphere. Calculations have been conducted, and it is shown that the degree of contraction of the arc discharge is determined by thermophysical characteristics of gas medium and processes of electron-atomic collisions. Influence of Ramzauer effect on the characteristics of contraction of an arc discharge is established.

3. Сжатие дугового разряда в инертном газе наиболее значительно при сварке на относительно малых токах, когда в процессе отвода тепла доминирует газовая теплопроводность. При повышении тока область, занимаемая плазмой, постепенно возрастает.

4. При сварке на больших токах наиболее сжатым является дуговой разряд в гелии.

5. При сварке на малых токах (при прочих равных условиях) степень сжатия дугового разряда возрастает в ряду $\text{Ar} \rightarrow \text{Xe} \rightarrow \text{Kr}$.

1. Елецкий А. В., Палкина Л. А., Смирнов Б. М. Явления переноса в слабоионизованной плазме. — М.: Атомиздат, 1975. — 336 с.
2. Елецкий А. В., Рахимов А. Т. Неустойчивости в плазме газового разряда // Химия плазмы. — 1977. — Вып. 4. — С. 123–167.
3. Eletskii A. V., Smirnov B. M. Nonuniform gas discharge plasma // Physics-Uspokhi. — 1996. — № 11. — P. 1137–1156.
4. Смирнов Б. М. Сжатие положительного столба дуги высокого давления // Теплофизика высоких температур. — 1997. — № 1. — С. 14–18.
5. Smirnov B. M. Cluster plasma // Physics-Uspokhi. — 2000. — № 5. — P. 453–491.
6. Smirnov B. M., Smirnov M. B. Positive column of xenon arc discharge // Phys. Scripta. — 1997. — № 56. — P. 302–307.
7. Грановский В. Л. Электрический ток в газе. Установившийся ток. — М.: Наука, 1971. — 544 с.
8. Смирнов Б. М. Кинетика электронов в газах и конденсированных системах // Успехи физ. наук. — 2002. — № 172. — С. 1411–1447.
9. Голант В. Е., Жилинский А. П., Сахаров И. Е. Основы физики плазмы. — М.: Атомиздат, 1977. — 384 с.
10. Смирнов Б. М. Физика слабоионизованного газа. — М.: Наука, 1972. — 416 с.
11. Биберман Л. М., Воробьев В. С., Якубов И. Т. Кинетика первеновской низкотемпературной плазмы. — М.: Наука, 1982. — 375 с.
12. Фастовский В. Г., Ровинский А. Е., Петровский Ю. В. Инертные газы. — М.: Атомиздат, 1972. — 352 с.
13. Жданов В. М. Явления переноса в многокомпонентной плазме. — М.: Энергоатомиздат, 1982. — 176 с.
14. Хаксли Л., Кромптон Р. Диффузия и дрейф электронов в газах: Пер. с англ. — М.: Мир, 1977. — 672 с.
15. Радциг А. А. Диффузия заряженных частиц в газе в постоянном электрическом поле // Химия плазмы. — 1981. — Вып. 8. — С. 230–263.
16. Жуков М. Ф., Коротеев А. С., Урюков Б. А. Прикладная динамика термической плазмы. — Новосибирск: Наука, 1975. — 298 с.
17. Жовтнянський В. А., Патріюк В. М. Особливості тепловидівдення від електричної дуги в парах міді // Укр. фіз. журн. — 2000. — № 45. — С. 1059–1066.
18. Конtraction дуги флюсом при сварке вольфрамовым электродом в аргоне / Б. Е. Патон, В. Н. Замков, В. П. Прилуцкий, П. В. Порицкий // Автомат. сварка. — 2000. — № 1. — С. 3–9.
19. Батенин В. М., Минаев П. В. О температуре на оси электрической дуги в аргоне // Теплофизика выс. температур. — 1969. — № 7. — С. 208–212.
20. Ерошенко Л. Е., Прилуцкий В. П., Замков В. Н. Исследование свечения паров анода в дуге при сварке титана вольфрамовым электродом в аргоне по слою флюса // Автомат. сварка. — 1997. — № 11. — С. 11–13.
21. Рахимов А. Т., Улинч Ф. Р. Контракция цилиндрического газового разряда // Докл. АН СССР. — 1969. — № 187. — С. 72–74.
22. Вассерман А. Л. Ксеноновые трубчатые лампы и их применение. — М.: Энергоатомиздат, 1989. — 88 с.

Поступила в редакцию 05.12.2003



УДК 621.791.75:537.723.5

ОЦЕНКА ЭНЕРГОПЕРЕНОСА НА АНОД ДУГОВОГО РАЗРЯДА В ИНЕРТНЫХ ГАЗАХ

А. В. ЕРИШОВ, канд. техн. наук, **О. Г. БЫКОВСКИЙ**, д-р техн. наук (Запорож. нац. техн. ун-т)

Рассмотрена система уравнений и граничных условий для расчета прианодной зоны температурно и ионизационно неравновесной плазмы инертных газов при отсутствии молекулярных примесей. Показано влияние неравновесности в плазме аргона и распределение потоков энергии на анод между электронами, атомами и ионами.

Ключевые слова: анод, градиент, диффузия, концентрация, ионизация, ионизационная и термическая неравновесность, объемный заряд, падение напряжения, кнудсеновский слой

Электрический дуговой разряд в инертных газах широко применяется в сварочных процессах, а также при плазменно-дуговом рафинировании металлов. Обрабатываемая поверхность, как правило, является анодом. В связи с этим определение структуры энергопереноса, заключающееся в нахождении тепловых потоков, переносимых отдельными частицами (атомами, электронами и ионами), весьма актуально. Характеристики прианодной области в значительной степени зависят от температурного пограничного слоя. Расчеты канальной дуги в аргоне [1, 2] позволили обнаружить существенную термическую и ионизационную неравновесность в пристеночных слоях плазмы. Исследования прианодной области, учитывающие термическую [3], а также ионизационную неравновесность [4, 5], показали, что анодное падение является отрицательным и это согласуется с результатами зондовых измерений В. А. Клярфельда и Н. А. Неретиной [6]. Однако в указанных работах отсутствуют сведения о переносе теплового потока отдельными частицами.

Учет ионизационной неравновесности дает наиболее полное описание процессов энергопереноса. Однако такой расчет осложняется заданием граничных условий на внешней и внутренней границах температурного пограничного слоя. Решить эту задачу можно только путем последовательных приближений, поскольку как толщина температурного слоя, так и температура плазмы на его внешней границе зависят от джоулева тепловыделения и плотности разрядного тока. В работе [4] из-за неточно подобранных граничных условий разность между электронной и атомной температурами на внешней границе пограничного слоя оказалась большей, чем в пристенной зоне, а это неверно. Следует отметить, что используемое для расчета ионизационной неравновесности приближение $T_e = T = \text{const}$ [7] в прианодной зоне не выполняется.

Целью данной работы является определение потоков энергии, которые переносятся на анод электронами, атомами и ионами, а также разработка модели прианодной зоны с учетом термической и ионизационной неравновесности плазмы.

© А. В. Еришов, О. Г. Быковский, 2004

Анализ процессов в прианодной области свидетельствует о необходимости совместного решения уравнений диффузии и теплопроводности электронной и ионной компонент плазмы. Уравнения для плотности тока электронов [4, 5]

$$j_e = -eD_e \frac{dn_e}{dy} + \sigma_e \frac{d\phi}{dy} \quad (1)$$

и ионов

$$j_i = -eD_i \frac{dn_i}{dy} - \sigma_i \frac{d\phi}{dy} \quad (2)$$

учитывают градиентную и полевую диффузию заряженных частиц. Здесь e — заряд электрона; D_e , D_i и σ_e , σ_i — коэффициенты соответственно диффузии и электропроводности электронов и ионов; ϕ — потенциал плазмы; n_e , n_i — концентрация соответственно электронов и ионов. С достаточной степенью точности можно принять равенство концентраций $n_e = n_i$ для квазинейтральной плазмы. Уравнение теплопроводности электронов учитывает изменение потока энталпии электронов, выделение тепла при рекомбинации, джоулев нагрев и потери энергии при излучении и столкновениях с тяжелыми частицами [4, 5]:

$$\frac{d}{dy} \left[-\lambda_e \frac{dT_e}{dy} - j_e \left(\frac{5}{2} \frac{kT_e}{e} + u_i - \phi \right) \right] = -w_e - u_{\pi}, \quad (3)$$

где λ_e — теплопроводность; T_e — температура электронов; u_i — потенциал ионизации; u_{π} — объемное излучение плазмы; w_e — плотность энергии, передаваемая тяжелым частицам при упругих столкновениях:

$$w_e = 3k \frac{m_e}{M} n_e v_e (T_e - T); \quad (4)$$

k — постоянная Больцмана; m_e и M — масса соответственно электронов и тяжелых частиц (ионов и атомов); T — температура атомов; v_e — частота столкновений электронов с тяжелой компонентой плазмы.

Уравнение теплопроводности для атомов и ионов учитывает приток тепла при столкновениях с электронами:

$$\frac{d}{dy} \left(-\lambda \frac{dT}{dy} \right) = w_e \quad (5)$$

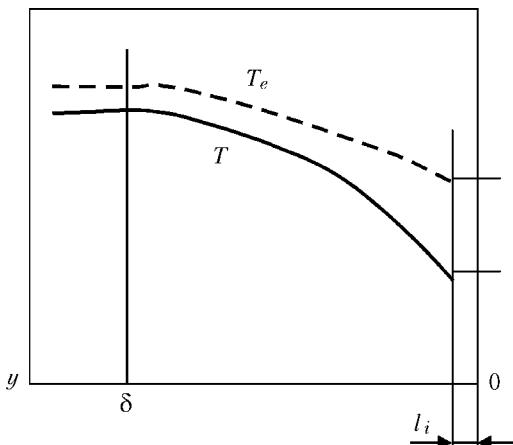


Рис. 1. Схема граничных условий для расчета прианодной области разряда

Уравнение баланса потока ионов при ионизации и рекомбинации частиц [4, 5, 7] имеет вид

$$\frac{dj_i}{edy} = K_{\text{и}} n_e n_a - K_{\text{р}} n_i n_e^2, \quad (6)$$

где $K_{\text{и}}$, $K_{\text{р}}$ — коэффициенты соответственно ионизации и рекомбинации; n_a — концентрация атомов. В состоянии ионизационного равновесия, когда скорости ионизации и рекомбинации равны, имеет место связь между коэффициентами

$$K_{\text{и}} = K_{\text{р}} \frac{n_{e0}^2}{n_{a0}}, \quad (7)$$

где n_{e0} и n_{a0} — равновесные концентрации соответственно электронов и атомов, рассчитываемые формулой Саха. При определении концентраций частиц используется уравнение Дальтона для суммы парциальных давлений:

$$P = k[(n_a + n_i)T + n_e T_e].$$

Для решения системы уравнений (1)–(3), (5), (6) требуется задание (7) граничных условий. На внешней границе диффузационного слоя при $y = \delta$, с которой начинался численный расчет, задавали нулевой градиент концентрации электронов, определенное отличие концентрации электронов от равновесного значения, отличие температуры тяжелых частиц от температуры электронов, а также начало отсчета потенциала. При отсутствии градиентов уровень электронной температуры находили из уравнений (3), (4) в зависимости от плотности разрядного тока. На границе диффузационного слоя с поверхностью анода при $y = l_i$, где $l_i = 10^{-7}$ м — длина свободного пробега иона [4], задавались градиент концентрации ионов, температура тяжелых частиц, равная температуре поверхности электрода, и тепловой поток $q_e = j_e(-\Phi_0 + 5kT_e/2e)$, уносимый электронами через потенциальный барьер Φ_0 в кнудсеновском слое толщиной, равной длине свободного пробега иона l_i (рис. 1).

Таким образом, свойства граничных условий могут быть записаны в следующем виде:

при $y = \delta$

$$\begin{aligned} \frac{dn_e}{dy} &= 0; n_e = 0,9n_{e0}, \\ T &= K_t T_e(j_e), \\ \Phi &= 0; \end{aligned} \quad (8)$$

при $y = l_i$

$$\frac{dn_i}{dy} = \frac{n_i}{l_i}, \quad (9)$$

$$T = T_w, \quad (10)$$

$$-\lambda_e \frac{dT_e}{dy} = j_e(\Phi_0 + 5kT_e/2e).$$

Окончание расчета диффузационного слоя происходит при выполнении граничного условия (9), когда градиент концентрации ионов достигает отношения концентрации ионов к длине свободного пробега. При этом степенью поверхностной ионизации атомов пренебрегают.

В граничном условии (8) учитывают отличие температуры тяжелых частиц от температуры электронов с помощью коэффициента термической неравномерности $K_t < 1$. Значение этого коэффициента подбирали таким образом, чтобы при интегрировании уравнения теплопроводности для тяжелых частиц (5) их температура снижалась до заданной условием (10) температуры поверхности анода. Следует отметить, что с увеличением коэффициента K_t толщина температурного слоя возрастает. Электронную температуру в условии (8) определяли в зависимости от заданного разрядного тока в соответствии с уравнениями (1), (3), (4) при нулевых градиентах температуры.

Оценим справедливость принятого выше предположения о низкой степени поверхности ионизации, которое соответствует граничному условию (9). Степень поверхностной ионизации определяется формулой Саха–Ленгмюра [8]

$$\left(\frac{n_i}{n} \right)_w = \frac{g_i}{g_a} \exp [(\Phi - E_i)/kT],$$

где g_i/g_a — отношение статистических весов иона и атома; Φ — работа выхода; E_i — потенциал ионизации атомов.

Таким образом, оценка степени поверхности ионизации для аргона показывает, что при температуре электрода $T = 3000$ К, работе выхода $\Phi = 4,5$ эВ, потенциале ионизации аргона $E_i = 15,7$ эВ получаем $n_i/n_a = 10^{-18}$, что позволяет пренебречь концентрацией ионов на поверхности металла.

Параметром расчета является плотность тока разряда

$$j = j_i - j_e,$$

которая задает уровень температуры электронов плазмы.

Падение потенциала в кнудсеновском слое следующее [9]:



$$\Phi_0 = -\frac{kT_e}{e} \ln \frac{j_{\text{э.х}}}{|j| + j_i + j_{\text{э}}},$$

где $j_{\text{э.х}} = en_e v_e / 4$ — хаотический ток электронов на аноде; $j_{\text{э}}$ — ток эмиссии электронов с поверхности анода. При превалировании хаотического тока электронов над суммой разрядного ионного и эмиссионного токов анодное падение становится отрицательным. Роль отрицательного анодного падения заключается в ограничении хаотического тока электронов из плазмы до уровня, необходимого для баланса токов. При недостаточном хаотическом токе электронов анодное падение становится положительным.

Численное решение рассмотренной системы уравнений с заданными граничными условиями определяет структуру теплового потока на поверхность анода и распределения параметров плазмы в диффузационном слое. На рис. 2 показано распределение температуры атомов T и электронов T_e плазмы при плотности тока $j = 4 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$ в плазме аргона, на рис. 3 — распределение концентрации электронов и ее сравнение с равновесной концентрацией, определяемой формулой Саха. Как следует из рис. 2, температура электронов заметно превышает температуру тяжелых частиц в пристеночной низкотемпературной зоне, где концентрация электронов больше равновесного значения на несколько порядков (рис. 3). Например, в слое толщиной $5 \cdot 10^{-5} \text{ м}$ равновесная концентрация и электропроводность электронов ниже действительной более чем на два порядка.

Поэтому, если не учитывать неравновесность плазмы, омическое падение напряжения, определяемое сопротивлением плазмы в пристеночной зоне, окажется в сотни раз завышенным и составит сотни вольт. Концентрация ионов зависит от процессов ионизации, происходящих во внешней, высокотемпературной части анодной зоны, и процессов рекомбинации в низкотемпературной пристеночной зоне. Несмотря на то, что размеры этих зон примерно одинаковы, интенсивность ионизации и возрастание ионного тока в ионизационной зоне значительно больше, чем уменьшение ионного тока в зоне рекомбинации (рис. 4). Учет распределения температуры снижает плотность ионного тока на порядок по сравнению со случаем $T_e = \text{const}$. Распределение потенциала определяется не только омическим сопротивлением плазмы, но и концентрационной диффузией электронов. Ввиду того, что поток диффузии больше разрядного тока, анодное падение отрицательно как в диффузационной зоне, так и в бесстолкновительном слое.

Тепловые потоки, переносимые атомами q_a , электронами q_e и ионами q_i определяли по следующим формулам:

$$\begin{aligned} q_a &= \lambda w \left(\frac{dT}{dy} \right)_w, \\ q_e &= \frac{5}{2} \frac{k}{e} j_e (T_{ew} - 293), \\ q_i &= j_i w (u_i + \Phi_0). \end{aligned} \quad (11)$$

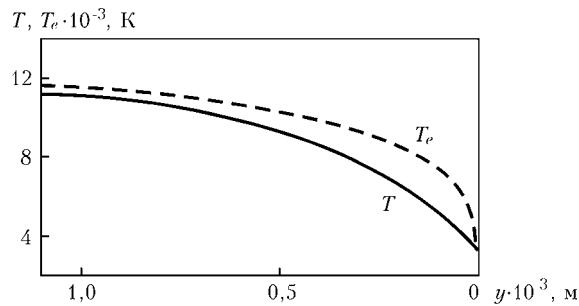


Рис. 2. Характер распределения температуры атомов T и электронов T_e плазмы при плотности тока $j = 4 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$

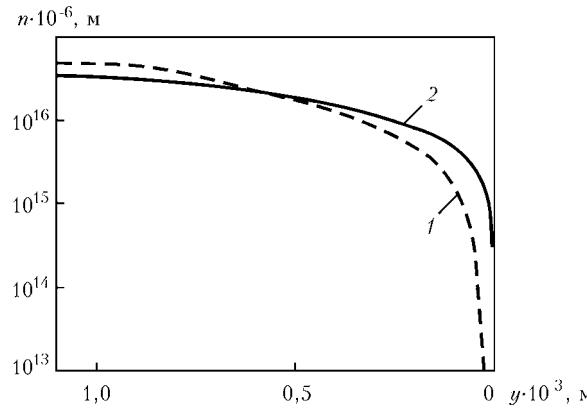


Рис. 3. Изменение равновесной n_{e0} (1) и неравновесной n_e (2) концентраций электронов в прианодной зоне при плотности тока $j = 4 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$

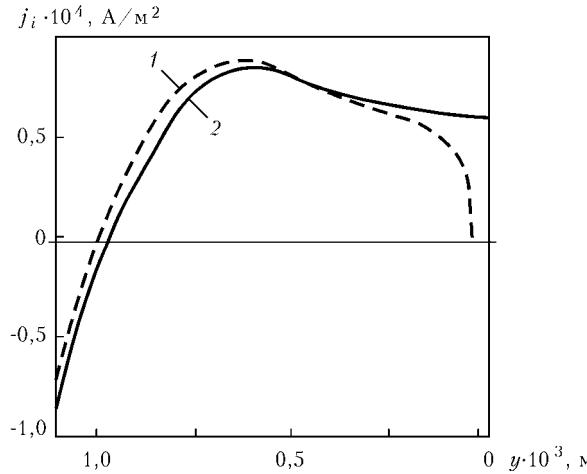


Рис. 4. Изменение ионного тока в равновесной (1) и неравновесной (2) плазме пограничного слоя

В формуле (11) учитывается охлаждение электронного газа до комнатной температуры $T_0 = 293 \text{ К}$. Индексом w обозначены пристеночные параметры плазмы. Полный тепловой поток обычно определяют вольтовым эквивалентом теплового потока

Результаты расчета параметров энергопереноса на аноде

$j \cdot 10^{-4} \text{ А/м}^2$	$j_f \cdot 10^4 \text{ А/м}^2$	$T_{ew}, \text{ К}$	$q_a/j, \text{ В}$	$q_e/j, \text{ В}$	$q_i/j, \text{ В}$	$U^T, \text{ В}$
200	0,27	3900	0,48	0,78	0,022	5,67
400	0,55	3700	0,48	0,74	0,022	5,63
800	1,10	4400	0,49	0,89	0,022	5,80
1600	2,60	4900	0,50	0,99	0,024	5,97



$$U^T = \Phi + \frac{q_a + q_e + q_i}{j}.$$

Результаты расчета приведены в таблице для стального анода с температурой $T_w = 2800$ К и работой выхода $\Phi = 4,3$ эВ.

Теплоперенос электронов примерно в два раза больше, чем у атомов. Несмотря на малую долю энергии ионов в общем тепловом потоке, их влияние на рафинирование поверхности может оказаться значительным.

Экспериментально измеренное значение U^T составляет (5,6... 6) В [10, 11], что удовлетворительно согласуется с расчетным.

Выходы

1. Расчетом подтверждено наличие локального термодинамического равновесия плазмы только в высокотемпературной зоне пограничного слоя, в то время как в пристеночной низкотемпературной зоне концентрация электронов оказывается значительно выше равновесной концентрации, определяемой по электронной температуре вследствие выравнивания ее уровня потоком диффузии.

2. В пристеночной части пограничного слоя обнаружено существование рекомбинационной зоны, на границе которой ионный ток достигает максимума, в то время как в самой зоне происходит его незначительное снижение.

3. Показано, что рекомбинация ионов происходит также и на поверхности анода, поскольку отрицательное анодное падение напряжения приводит к перемещению ионов к его поверхности.

System of equations and boundary conditions are considered for calculation of near-anode zone of temperature- and ionization-non-equilibrium plasma of inert gases at the absence of molecular impurities. The effect of non-equilibrium in argon plasma and distribution of energy flows on anode between electrodes, atoms and ions is shown.

1. Kruger Ch. H. Nonequilibrium in confined — arc plasma // Phys. Fluids. — 1970. — **13**, № 7. — P. 1737–1746.
2. Уленбуш Дж. Исследование неравновесности дуговой плазмы // Изв. Сиб. отд-ния АН СССР. Сер. техн. науки. — 1973. — **3**, № 13. — С. 27–39.
3. Результаты расчета параметров прианодного слоя в дуговом разряде / В. С. Горчаков, И. П. Назаренко, И. Г. Паневин, Б. А. Рычнов // Материалы VIII Всесоюз. конф. по генераторам низкотемпературной плазмы (Алма-Ата, май 1977). — Алма-Ата, 1977. — Т. 2. — С. 111–115.
4. Паневин И. Г., Назаренко И. П., Ершов А. В. Исследование прианодных процессов в сильноточных разрядах высокого давления // Экспериментальные исследования плазмотронов / Под. ред. М. Ф. Жукова. — Новосибирск: Наука, 1977. — С. 226–253.
5. Теория и расчет приэлектродных процессов / И. Г. Паневин, В. И. Хвесюк, И. П. Назаренко и др. — Новосибирск: Наука, 1992. — 197 с.
6. Кляйфельд В. А., Неретина Н. А. Анодная область в газовом разряде при низких давлениях // Журн. техн. физики. — 1958. — Ч. I. — **28**, № 2. — С. 48–50; 1959. — Ч. II. — **29**, № 1. — С. 36–46; 1960. — Ч. III. — **30**, № 30. — С. 12–18.
7. Бейлис И. И., Любимов Г. А., Раховский В. И. Диффузионная модель прикатодной области сильноточного дугового разряда // Докл. АН СССР. — 1972. — **203**, № 1. — С. 71–74.
8. Добрецов Л. Н., Гомоюнова М. В. Эмиссионная электроника. — М.: Наука, 1966. — 564 с.
9. Любимов Г. А. Изменение электрического потенциала вблизи стенки канала при движении ионизированного газа в магнитном поле // Журн. приклад. механики и теорет. физики. — 1963. — № 5. — С. 24–31.
10. Оптимизация анодного узла с аргоновой защитой / Ж.К. Жеенбаев, Г. А. Кобцев, Р. И. Конавко, В. С. Энгельшт // Тез. V Всесоюз. конф. по генераторам низкотемпературной плазмы (Новосибирск, 1972). — Новосибирск, 1972. — Т. 2. — С. 60–64.
11. Исследование теплового потока в анод // А. С. Аньшаков, Г.-Н. Б. Дандарон, В. К. Бастиюк и др. // Тез. VII Всесоюз. конф. по генераторам низкотемпературной плазмы (Алма-Ата, 1977). — Алма-Ата, 1977. — Т. 2. — С. 173–176.

Поступила в редакцию 04.07.2003,
в окончательном варианте 27.08.2003



ОАО «Торжокский вагоностроительный завод»

приглашает (на конкурсной основе) на работу специалистов по сварке металлов на должности:

- главный сварщик
- инженеры-технологи по сварке металлов

Принятые на работу обеспечиваются жильем и достойной заработной платой

ОАО «Торжокский вагоностроительный завод», ул. Энгельса, дом 8,
г. Торжок, Тверская область, Российская Федерация
тел.: (08251) 9-41-91 — секретариат
факс: (08251) 5-47-69; e-mail: dir@torvz.ru



УДК 621.791.763.1.03-052

ПРИМЕНЕНИЕ АДАПТИВНОГО АЛГОРИТМА ДЛЯ КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА СВАРКИ В СИСТЕМАХ УПРАВЛЕНИЯ КОНТАКТНЫМИ ТОЧЕЧНЫМИ МАШИНАМИ

Н. В. ПОДОЛА, П. М. РУДЕНКО, В. С. ГАВРИШ, кандидаты техн. наук
(Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены особенности применения алгоритма адаптации нейронных сетей в системах управления контактной точечной сварки на основе микроконтроллера. Для упрощения требуемых расчетов при заданной точности контроля предложено использовать нейронную сеть с входными параметрами процесса в относительных единицах.

Ключевые слова: контактная точечная сварка, диаметр ядра, сварная точка, микроконтроллер, нейронная сеть, адаптация, алгоритм

В системах управления контактными точечными машинами обычно применяются однокристальные восьмиразрядные контроллеры типа MCS51, обеспечивающие достаточную точность регулирования процесса. При использовании в этих контроллерах нейронных сетей для контроля качества сварки необходимая точность предсказания диаметра ядра D_y сварной точки может быть достигнута благодаря применению адаптивного алгоритма [1, 2]. При этом на вход нейронной сети подаются переменные, выраженные в натуральных единицах.

Расчет весовых коэффициентов и пороговых значений нейронной сети выполняется на персональном компьютере с применением вычислений с плавающей запятой. В однокристальном контроллере использование такого расчета для вычисления по нейронной сети диаметра ядра сварной точки занимает много времени и не сочетается с высокой производительностью контактных машин. Цель работы состоит в оценке эффективности использования адаптивного алгоритма сети для уменьшения продолжительности расчета нейронной сети без потери точности предсказания.

При одной и той же структуре нейронной сети весовые коэффициенты и ее пороговые значения определяются параметрами режима сварки — сварочным током, диаметром рабочей поверхности электродов, напряжением на электродах. Чтобы исключить хранение в памяти больших массивов данных о весовых коэффициентах и пороговых значениях, был предложен алгоритм их перестройки [2, 3]: при изменении режима весовые коэффициенты, пороговые значения и структура базовой модели остаются неизменными, а входные переменные пересчитываются по линейному закону таким образом, чтобы сохранялась прежняя область определения модели:

$$I_H = A_1 I + B_1; \quad U_H = A_2 U + B_2, \quad (1)$$

где I_H , U_H — соответственно значения сварочного тока и напряжения между электродами, подстав-

ляемые на вход нейронной сети; I , U — измеренные значения тех же параметров.

Коэффициенты и свободные члены в зависимостях (1) вычисляются исходя из допустимых отклонений параметров базового и нового режимов сварки:

$$\begin{aligned} A_1 &= (I_{6,\max} - I_{6,\min}) / (I_{\max} - I_{\min}); \\ B_1 &= I_{6,\max} - A_1 I_{\max}; \\ A_2 &= (U_{6,\max} - U_{6,\min}) / (U_{\max} - U_{\min}); \\ B_2 &= U_{6,\max} - A_2 U_{\max}, \end{aligned} \quad (2)$$

где $I_{6,\max}$, $I_{6,\min}$, $U_{6,\max}$, $U_{6,\min}$ — максимальное и минимальное значения диапазона изменения сварочного тока и напряжения между электродами базового режима; I_{\max} , I_{\min} , U_{\max} , U_{\min} — то же для нового режима.

Кроме того, аналогичное линейное преобразование применяется для выходной величины — диаметра ядра сварной точки:

$$D_y = A_3 D_6 + B_3,$$

где D_6 — диаметр ядра сварной точки при базовом режиме;

$$\begin{aligned} A_3 &= (D_{\max} - D_{\min}) / (D_{6,\max} - D_{6,\min}); \\ B_3 &= D_{\max} - A_3 D_{6,\min}, \end{aligned} \quad (3)$$

где D_{\min} , D_{\max} — измеренные значения диаметра ядра соответственно при I_{\min} , U_{\min} и I_{\max} , U_{\max} ; $D_{6,\min}$, $D_{6,\max}$ — выходные минимальные и максимальные значения нейронной сети при подстановке на ее вход пересчитанных по (1) значений I_{\min} , U_{\min} и I_{\max} , U_{\max} .

Применение описанного алгоритма в системе управления контактной машиной позволило обеспечить погрешность предсказания диаметра ядра сварной точки не более 10 % при сварке низкоуглеродистой стали с толщиной пакета от (0,8 + 0,8) до (2,0 + 2,0) мм. При этом точность пересчитанной модели зависит от того, насколько удачно выбраны параметры D_{\min} , D_{\max} , I_{\min} , U_{\min} , I_{\max} , U_{\max} в (2) и (3), при которых значения диаметра ядра сварной точки изменяются от минимального до максимально допустимого при подборе нового режима сварки. При выборе этих параметров необходимо учитывать погрешность вос-

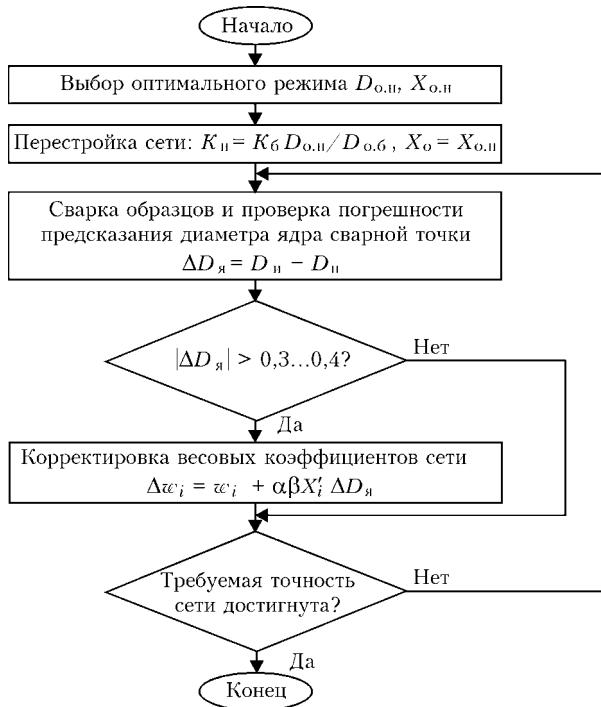


Рис. 1. Алгоритм адаптации нейронной сети с входными параметрами в относительных единицах (обозначения см. в тексте)

производимости опытных данных. Невозможно, накапливая экспериментальные данные, последовательно повышать точность подстройки. В перестроенной модели не учитываются данные в центре области описания, тогда как именно здесь существует наибольшая вероятность прохождения процесса.

Очевидно, что эксперименты и вычисления существенно упрощаются в случае, если входные переменные нейронной сети находятся в одном диапазоне значений. Простейшим способом приведения входных параметров процесса точечной сварки к близким численным значениям является представление их в относительных единицах

$$X' = (X - X_o) / X_o,$$

где X — текущие, а X_o — оптимальные значения параметров.

Известно, что независимо от толщины свариваемых деталей для обеспечения качественного сварного соединения относительное изменение параметров режима сварки (тока, усилия сжатия электродов) не должно превышать заданных значений на $\pm 5\%$ по току и на $\pm 10\%$ по усилию сжатия электродов. Иными словами, при представлении параметров процесса точечной сварки в относительных единицах область изменения зна-

чений входных величин накладываются одна на другую и довольно часто совпадают.

Известно, что при вычислении параметров нейронной сети обычно применяется нормализация входных переменных, что по сути является оценкой их в относительных единицах:

$$X'' = (X - X_{cp}) / X_{o.p},$$

где $X_{cp} = 0,5(X_{max} + X_{min})$ — среднее значение диапазона изменения входных переменных сети; $X_{o.p} = 0,3(X_{max} - X_{min})$ — оценка размаха этого диапазона.

С учетом того, что обычно $X_{cp} = X_o$, можно полагать

$$X'' = X' X_o / X_{o.p},$$

а нормализованное значение выхода — значение диаметра ядра сварной точки

$$D'' = D_y / (1,1 D_{max}).$$

При расчете нейронной сети с входными переменными в относительных единицах автоматически исключается необходимость их нормализации, что способствует повышению скорости сходимости алгоритма [4]. При контроле процесса сварки, выполняемом на новом режиме, необходимо выбрать новые оптимальные значения параметров режима $X_{o.n}$ и диаметра ядра сварной точки $D_{o.n}$. Далее в сеть необходимо подставить относительные значения X' , и изменить масштабный коэффициент на выходе базовой нейронной сети K_6 пропорционально изменению оптимальных значений диаметра ядра при базовом $D_{o.6}$ и новом режиме $D_{o.n}$:

$$K_n = K_6 D_{o.n} / D_{o.6}. \quad (4)$$

Алгоритм перестройки (рис. 1) нейронных сетей с входными параметрами в относительных единицах проверяли при сварке деталей из низкоуглеродистой стали с толщиной пакета $(0,8 + 0,8)$, $(1,2 + 1,2)$ и $(2,0 + 2,0)$ мм.

Оптимальные режимы сварки выбирали с учетом рекомендаций Международного института сварки (таблица). Область исследования процесса составляла от $0,5 D_{o.n}$ до $1,1 D_{o.n}$ (до появления выплеска). При оптимальном режиме сварочный ток и напряжение между электродами обычно изменяли в диапазоне $-20\ldots+5\%$, усилие сжатия электродов — на $+50\%$, диаметр рабочей поверхности электродов — на $+50\%$.

Базовую нейронную сеть строили для сварки пакета толщиной $(1,2 + 1,2)$ мм. Входными переменными нейронной сети были их относительные значения X' . Затем для пакетов толщиной $(0,8 + 0,8)$ и $(2,0 + 2,0)$ мм по опти-

мальным параметрам базового режима $I_{o.6}$, $U_{o.6}$ и $D_{o.6}$ и нового оптимального режима $I_{o.n}$, $U_{o.n}$ и $D_{o.n}$ изменяли коэффициент на выходе базовой нейронной сети K_6 для новой сети K_n по зависимости (4).

Очевидно, что при оптимальных параметрах режима сварки погреш-

Толщина пакета, мм	Сварочный ток, кА			Длительность сварки, период	Усилие сжатия, даН	Диаметр ядра, мм
	базовый	минимальный	максимальный			
1,2 + 1,2 (базовая сеть)	8,9	5,9	9,9	10	370	5,4
0,8 + 0,8	8,2	6,5	9,8	8	320	4,6
2,0 + 2,0	12,1	8,7	13,2	12	550	6,9



ность предсказания определяется погрешностью воспроизведимости опыта: максимальную погрешность следует ожидать на периферии требуемой области описания процесса сварки. Эта погрешность будет тем больше, чем больше нарушается подобие процессов сварки при базовом и новом режиме.

Увеличение погрешности предсказания процесса сварки в области параметров режима, при которых диаметр ядра больше $D_{o,n}$, не опасно, поскольку для контроля качества сварного соединения в этой области бракованное соединение можно оценить по возникновению выплеска (если выплески недопустимы), который с высокой достоверностью определяется по падению напряжения между электродами. Кроме того, если исходить из условия выбора оптимального режима, то эта область обычно настолько мала, что возникновение в ней значительной погрешности предсказания маловероятно.

Иное положение обстоит с увеличением погрешности в области минимального допустимого диаметра ядра D_{min} . Здесь и удаление от точки $D_{o,n}$ будет больше, и точность предсказания должна быть высокой для различия некачественного сварного соединения. С целью увеличения точности описания процесса сварки при значениях параметров режима, при которых диаметр ядра приближается к D_{min} , можно использовать данные в этой точке для подстройки нейронной сети. В экспериментах такую точку получали при одновременном уменьшении напряжения сети на 10...20 %, увеличении усилия сжатия электродов на +20...50 %, а диаметра рабочей поверхности электродов — на +50 %.

По погрешности диаметра ядра сварной точки $\Delta D_y = D_u - D_n$ (где D_u и D_n — соответственно измеренное и предсказанное значения диаметра ядра) корректировали весовые коэффициенты сети:

$$\Delta w_i = w_i + \alpha \beta X'_i \Delta D_y, \quad (5)$$

где $\alpha = 0, 1$ — коэффициент усреднения; β — коэффициент, определяемый предсказанным значением диаметра ядра из алгоритма обучения нейронной сети. В нашем случае для обучения сети использовали алгоритм с обратным распространением ошибки типа «back propagation».

Описанный алгоритм проверяли при разных режимах сварки деталей с указанным диапазоном толщины пакета. Оптимальные параметры режима подбирали при разном времени сварки. Для уменьшения погрешности менее чем на 10 % в двух случаях из девяти корректировка весовых коэффициентов сети по (5) не понадобилась, в шести случаях достаточно было сварки одной точки, а в одном случае — двух точек для уточнения коэффициентов w_i (рис. 2).

Приведенный адаптивный алгоритм и используемая структура нейронной сети удобнее для реализации в однокристальных контроллерах, когда разрядная сетка ограничена 8 битами, по сравнению с расчетом с входными параметрами в натуральных единицах, поскольку упрощается масштабирование входных переменных. При расчетах

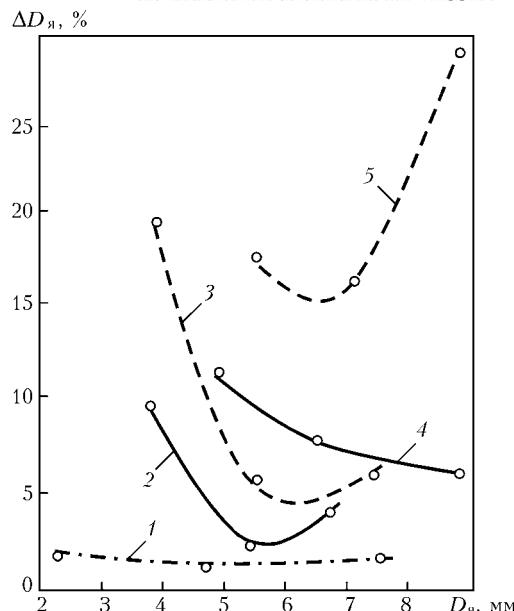


Рис. 2. Погрешность ΔD_y предсказания диаметра ядра сварной точки D_y при сварке деталей из низкоуглеродистой стали с различной толщиной пакета: 1 — (1,2 + 1,2) мм — базовый режим; 2, 3 — (0,8 + 0,8) мм; 4, 5 — (1,2 + 1,2) мм; сплошные кривые — с адаптацией; штриховые — без нее

нейронных сетей и их проверке на персональном компьютере используются вычисления с плавающей запятой с практически неограниченной для поставленной задачи точностью представления входных значений параметров и результатов промежуточных вычислений.

В однокристальном контроллере применение арифметических операций с плавающей запятой при вычислении по нейронным сетям исключено, поскольку на расчеты тратится недопустимо много времени по сравнению с высокой производительностью контактных сварочных машин. Очевидно, что расчеты в однокристальной ЭВМ необходимо осуществлять в режиме фиксированной запятой. Основная длина слова таких ЭВМ составляет 8 бит, т. е. исходные данные, коэффициенты и результаты промежуточных вычислений находятся в диапазоне -127...+127. Усложнив алгоритмы вычислений, можно увеличить разрядную сетку, однако объем памяти и время вычислений программы при этом возрастают. Критерием оптимальности алгоритма вычислений был выбран минимальный объем памяти для его реализации при погрешности вычислений не более 0,1...0,2 мм в сравнении с нейронной сетью, построенной без ограничений при расчете весовых коэффициентов и пороговых значений нейронной сети.

При программировании нейронной сети необходимо выбрать разрядность представления весовых коэффициентов и пороговых значений, точность представления сигмоидной функции и выполнения промежуточных вычислений, в частности накопления подсигмоидной суммы. Оценку разрядности представления коэффициентов и пороговых значений сети осуществляли с помощью расчета нейронной сети по одним и тем же экспериментальным данным с ограничением разрядной сетки от 7 и более бит.

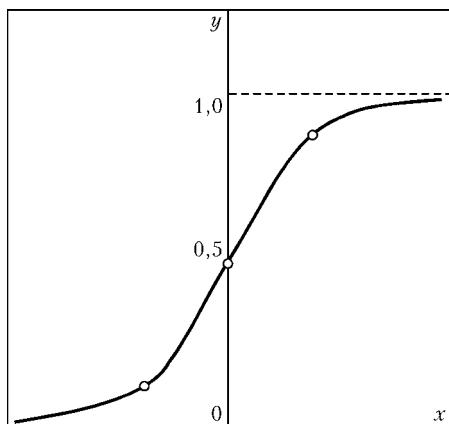


Рис. 3. Сигмоидная функция

В качестве базовой нейронной сети для оценки погрешности описания процесса была взята сеть, рассчитанная без ограничения переменных.

Из проведенных расчетов следует, что приемлемая точность описания процесса контактной точечной сварки с помощью нейронной сети выбранной структуры достигается при ограничении ее параметров до ± 512 . Увеличение точности представления до ± 1024 практически не повышает точность расчета диаметра ядра сварной точки, а снижение до ± 256 уменьшает точность предсказания. Таким образом, в дальнейшем рассматривали нейронные сети, переменные которых находились в диапазоне $-512...+512$ (10 бит).

При описании сигмоидной функции (рис. 3) учитывали, что она симметрична относительно точки $x = 0$, $y = 1/2$ и изменяется по выходу в диапазоне $0...1$ при изменении аргумента во всем диапазоне значений от $-\infty$ до $+\infty$. Область описания по аргументу может быть ограничена исходя из характера нелинейности функции. Так, при $x = -3,0$ $y = 0,952$; $x = 4,0$ $y = 0,982$; $x = 5,0$ $y = 0,993$; $x = 6,0$ $y = 0,997$; $x = 7,0$ $y = 0,999$; $x = 8,0$ $y = 0,9997$. В случае ограничения аргумента до $x_{\max} = 5,0$ погрешность описания функции на границе области ее определения не будет превышать 1 %. Максимальная погрешность описания сигмоидной функции в зависимости от шага изменения аргумента находится в окрестности точки $x = 0$ и при шаге $1/16$ составляет 0,0156, при $1/32 = 0,0078$, при $1/64 = 0,0039$, т. е. шаг

$1/32$ обеспечивает погрешность описания не хуже 1 %. Для описания сигмоидной функции с точностью не хуже 1 % и в виде, удобном для реализации на однокристальных контроллерах, аргумент представляли в виде девятибитового числа, включая один знаковый разряд, с дискретностью изменения аргумента $1/32$. Погрешность аппроксимации при этом меняется от 0,0078 (в центре) до 0,004 (на краях области определения).

Максимальное значение подсигмоидного выражения, зависящее от максимального значения входных переменных (255 или 8 бит), максимальных значений весовых коэффициентов и пороговых значений (± 512 или 10 бит), а также количества слагаемых в подсигмоидном выражении (4), составляет $8+10+3 = 21$ бит. Таким образом, подсигмоидную сумму необходимо считать трехбайтным числом.

Приведенные ограничения при промежуточных расчетах подтверждены результатами экспериментов по сварке низкоуглеродистой стали, которые сверяли с расчетами, выполненными в режиме плавающей запятой. Погрешность предсказания диаметра ядра при этом составила не более 0,1 мм.

Таким образом, предлагаемый алгоритм очень прост для использования при смене режима, есть возможность накапливать результаты экспериментов и повышать точность подстройки нейронной сети в определенных точках заданной области режимов. В целом алгоритм в относительных единицах позволяет контролировать качество сварки в широком диапазоне толщины свариваемых материалов без проведения большого количества экспериментов для построения нейронной сети.

1. Автоматическая оценка качества контактной точечной сварки с помощью нейронных сетей / Б. Е. Патон, Н. В. Подола, В. С. Гавриш, В. В. Лукович // Автомат. сварка. — 1999. — № 12. — С. 3–8.
2. Подола Н. В., Руденко П. М., Гавриш В. С. Адаптивный алгоритм контроля качества контактной точечной сварки на основе нейронных сетей // Там же. — 2002. — № 1. — С. 46–48.
3. Подола Н. В., Гавриш В. С., Руденко П. М. Адаптивная система регулирования процесса точечной контактной сварки низкоуглеродистой стали // Там же. — 1999. — № 6. — С. 3–5.
4. Райбман Н. С., Чадеев В. М. Построение моделей для управления процессом производства. — М.: Энергия, 1975. — 237 с.

Peculiarities of application of the adaptive algorithm of neuron networks in resistance spot welding control systems based on micro controller are considered. It is suggested that the neuron network with input process parameters measured in relative units should be used to simplify the required calculations at the specified control accuracy.

Поступила в редакцию 21.10.2003,
в окончательном варианте 30.11.2003

МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И ВЯЗКОСТЬ РАЗРУШЕНИЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ КОРПУСА РЕАКТОРА ВВЭР-1000

А. С. ЗУБЧЕНКО, Г. С. ВАСИЛЬЧЕНКО, доктора техн. наук, **Е. Г. СТАРЧЕНКО, С. И. НОСОВ**, кандидаты техн. наук
(ФГУП «ЦНИИТМАШ», г. Москва, РФ)

Изучено влияние содержания никеля в металле шва в сварных соединениях стали 15Х2НМФАА на склонность их хрупкому разрушению, в том числе после радиационного облучения. Показано, что характеристики механических свойств металла швов с содержанием никеля не более 1,3% не ниже нормативных требований. Рекомендуется расчет реакторов на сопротивляемость хрупкому разрушению проводить по вязкости разрушения сварных соединений с использованием нормативной кривой.

Ключевые слова: дуговая сварка, низколегированная сталь, корпус реактора, сварные соединения, механические свойства, хрупкость, вязкость разрушения

Автоматическую сварку серийных корпусов реакторов ВВЭР-1000, изготовленных из сталей марок 15Х2НМФА и 15Х2НМФАА, выполняли с использованием проволоки Св-12Х2Н2МАА в сочетании с флюсом ФЦ-16 и ФЦ-16А. При этом в металле шва обеспечивалось 1,2...1,9 % Ni. С целью уточнения роли никеля в формировании эксплуатационных характеристик металла корпусов реакторов выполнены исследования по оценке влияния содержания никеля на склонность металла шва к хрупкому разрушению, в том числе после радиационного облучения. Для исследований использованы промышленные партии сварочной проволоки Св-12Х2Н2МАА с содержанием 1,25 и 1,6 % Ni (плавки 178058 и 179687) и изготовлена опытная партия проволоки с 2,48 % Ni (при содержании других элементов на уровне требований технических условий на проволоку Св-12Х2Н2МАА). Сварные соединения толщиной 190 мм выполнены с соблюдением требований нормативной документации на сварку и термическую обработку стали 15Х2НМФАА. Химический состав, ударная вязкость и критическая температура хрупкости металла сварных швов приведены в табл. 1 и 2.

Радиационную стойкость металла швов исследовали по методике ГНЦ ИАЭ. Радиационное охрупчивание металла сварных швов с различным содержанием никеля оценивали по сдвигу критической температуры хрупкости ΔT_F после облучения флюенсом $(24...260)\cdot10^{22} \text{ Н/м}^2$ при $E > 0,5 \text{ МэВ}$. Результаты испытаний показали, что наблюдаемая корреляционная связь между значением нормативного флюенса и сдвигом T_{k0} металла шва близка к линейной (рис. 1). Подтверждаются данные, что сдвиг ΔT_F металла сварных швов с содержанием никеля более 1,30 %

(как и до 1,30 %) после облучения флюенсом, соответствующим расчетному за 40 лет эксплуатации реактора ВВЭР-1000 ($\leq 64\cdot10^{22} \text{ Н/м}^2$), не превышает значений, гарантированных аттестационным отчетом. Усиление влияния никеля на радиационное охрупчивание проявляется при значении флюенса, значительно превышающем расчетное. Принято решение о корректировке химического состава сварочной проволоки Св-12Х2Н2МАА в части снижения содержания в ней никеля примерно до 1,30 % при одновременном

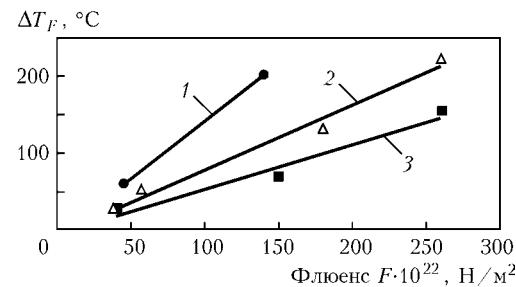


Рис. 1. Радиационное охрупчивание металла шва при различном содержании никеля: 2,45 (1); 1,60 (2); 1,28 % (3) ($E > 0,5 \text{ МэВ}$)

Таблица 1. Химический состав металла сварных швов

№ плавки проволоки, партии флюса	Массовая доля элементов, %								
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	S	P	Cu
178058, 139	0,064	0,25	1,08	1,60	1,28	0,55	0,011	0,009	0,055
179687, 69	0,065	0,32	0,86	1,83	1,60	0,60	0,006	0,007	0,060
Опытная плавка, 139	0,078	0,27	1,10	1,68	2,45	0,65	0,007	0,006	0,030
22554, 235	0,080	0,30	0,75	2,00	1,10	0,62	0,012	0,006	0,040

Таблица 2. Свойства металла сварных швов после отпуска

№ плавки проволоки, партии флюса	Критическая температура хрупкости, $^\circ\text{C}$	Ударная вязкость при 20°C , Дж/см 2
178058, 139	-30...-40	180...190
179687, 69	-30...-40	143...193
Опытная плавка, 139	-20...-30	150...170

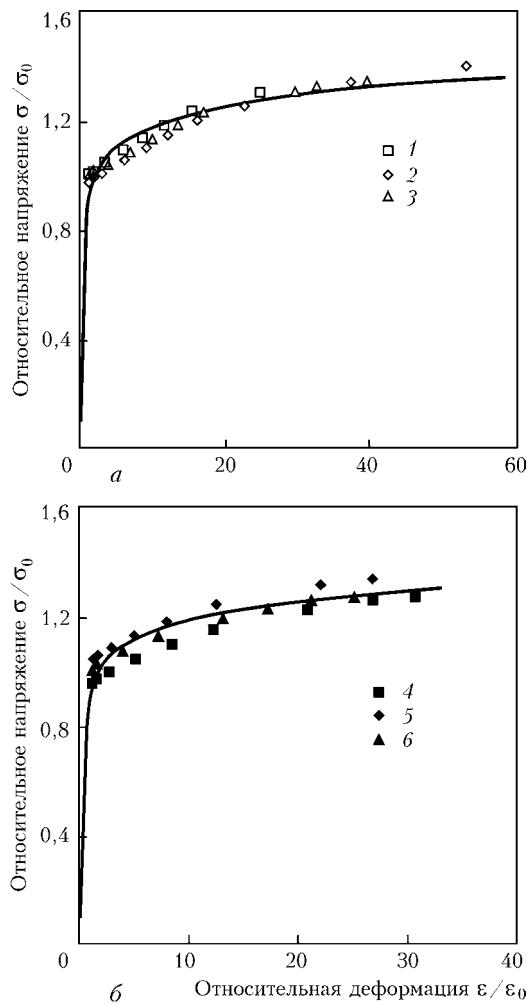


Рис. 2. Диаграмма деформирования металла шва при 20 (а) и 350 (б) °С и ее аппроксимация по методу Рамберга–Огуда (кривая — аппроксимация Рамберга–Огуда): а — $\varepsilon / \varepsilon_0 = \sigma / \sigma_0 + 1,048(\sigma / \sigma_0)^{1,27}$, $\sigma_0 = 470,2$ МПа, $\varepsilon_0 = 0,224\%$; б — $\varepsilon / \varepsilon_0 = \sigma / \sigma_0 + 0,891(\sigma / \sigma_0)^{1,3,67}$, $\sigma_0 = 406,4$ МПа, $\varepsilon_0 = 0,214\%$; 1–6 — номера образцов

ужесточении требований к содержанию примесных элементов ($\leq 0,006\%$ P, $\leq 0,006\%$ S, $\leq 0,06\%$ Cu).

Для исследования характеристик сопротивления хрупкому разрушению металла сварного шва, выполненного промышленной партией проволоки Св-12Х2Н2МАА (плавка 22554) откорректированного состава, на ОАО «Ижорские заводы» изготовлены сварные соединения из стали 15Х2НМФА толщиной 250 мм. Из них выполнены образцы для испытаний на растяжение при температуре 20 и

Таблица 4. Результаты испытаний образцов СТ-1Т

№ образца	Температура испытания, °С	Размер трещины, мм	Разрушающая нагрузка, Н	Вязкость разрушения, МПа·м
1	-50	24,15	6870	160,0
2	-50	24,4	6600	142,3
3	-50	24,5	6800	170,0
4	-60	24,7	6400	129,0
5	-70	27,9	6660	121,4
6	-70	24,7	3470	58,0
7	-70	24,5	5200	96,1
8	-70	24,8	5330	104,4
9	-70	26,1	5000	103,2
10	-70	24,5	5200	98,0
11	-70	24,8	4700	83,5
12	-70	25,0	4200	80,3

350 °С, ударные образцы с надрезом Шарпи, а также компактные образцы СТ-1Т и СТ-4Т.

После выполнения сварки проведена термообработка по штатному режиму 620 °С (25 ч) + 650 °С (20 ч). Вырезку заготовок для изготовления темплетов и образцов выполняли механическим способом в соответствии с техническими требованиями, указанными на чертежах и технологических картах на изготовление образцов из контрольных сварных соединений. Результаты испытаний образцов на растяжение приведены в табл. 3, из которой видно, что все они удовлетворяют нормативным требованиям. Диаграммы деформирования, записанные при испытании образцов на растяжение, использованы для построения диаграмм Рамберга–Огуда при температуре 20 (рис. 2, а) и 350 °С (рис. 2, б).

Ударные образцы с надрезом Шарпи в металле шва были испытаны на копре PSW-300 при температуре от +20 до -40 °С. На рис. 3 приведены экспериментальные значения всех 20 образцов и построены температурные зависимости средних значений ударной вязкости и минимальные значения процента вязкой составляющей в изломах. Сравнение построенных зависимостей с критериальными значениями в соответствии с правилами, изложенными в документе [1], определили критическую температуру хрупкости металла шва $T_k = -20$ °С, которая значительно ниже, чем нормативное требование к металлу сварных швов корпусов реакторов ВВЭР-1000 ($T_k = 0$ °С).

Результаты испытаний ударных образцов Шарпи позволили также оценить температуру для испытания компактных образцов СТ-1Т [2] (при которой среднее значение вязкости разрушения $K_{JC} = 100$ МПа·м)

$$T_k = T_{28 \text{ Дж}} + C, \quad (1)$$

где C — поправка для образцов Шарпи, равная -18 °С.

Рис. 3 позволяет оценить температуру $T_{28 \text{ Дж}} = -32$ °С, а следовательно, $T_k = -50$ °С. После наведения трещин

Таблица 3. Механические свойства металла сварных швов образцов

№ образца	Температура испытания, °С	Предел текучести, МПа	Предел прочности, МПа	Относительное удлинение, %	Относительное сужение, %
1	20	484...494 3 × 488 (422)	588...591 3 × 589 (539)	22,6...25,0 3 × 23,5 (15,0)	73,1...75,0 3 × 73,7 (55,0)
2					
3					
4	350	412...450 3 × 428 (392)	491...518 3 × 499 (490)	15,8...18,2 3 × 17,2 (17,0)	67,8...69,5 3 × 68,5 (50,0)
5					
6					

Примечания. 1. В числителе дан разброс значений, в знаменателе — среднее. 2. В скобках указаны значения по требованиям норматива.

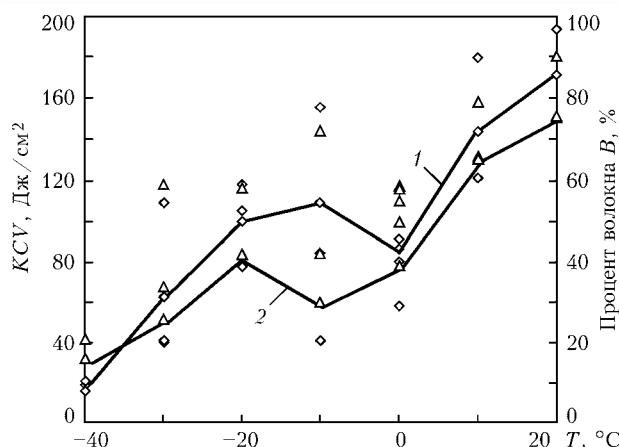


Рис. 3. Зависимость средних значений K_{CV} (1) и минимальных значений процента волокна (2) от температуры

от надрезов в соответствии с требованием [3] испытания первых образцов СТ-1Т определили значение $K_{JC} > 140$ МПа \sqrt{m} , что привело к снижению температуры испытаний последующих образцов СТ-1Т до $T_k = -70$ °C. Испытания при $T = -70$ °C восьми образцов (все оказались действительными) определили разброс значений K_{JC} при среднем значении вязкости разрушения порядка 100 МПа \sqrt{m} , что необходимо для построения «мастер-кривой» [2]. Результаты испытаний всех 12 образцов СТ-1Т приведены в табл. 4.

Обработку экспериментальных данных, полученных на образцах СТ-1, осуществляли по формулам, приведенным в расчетной части документа [2]. Результаты расчета определили для образцов СТ-1Т испытанного сварного соединения справочную температуру $T_0 = -60$ °C. Для построения «мастер-кривой» использовали выражение

$$K_{JC} = 30 + 70 \exp[0,019(T_i - T_0)] \text{ (МПа}\sqrt{m}\text{).} \quad (2)$$

Границы допуска 5 и 95 % вычисляли по формуле

$$K_{JC} = D_1 + D_2 \exp[0,019(T_i - T_0)], \quad (3)$$

где D_1 , D_2 — справочные коэффициенты из [2].

«Мастер-кривая» и границы допуска для исследованного металла шва получены с использованием результатов испытаний образцов СТ-1Т (рис. 4). Видно, что практически все опытные

Таблица 5. Результаты испытаний образцов СТ-4Т

№ образца	Температура испытания, °C	Размер трещины, мм	Разрушающая нагрузка $\times 10^{-4}$, Н	Вязкость разрушения, МПа \sqrt{m}	
				фактическая	с пересчетом на толщину 25 мм
1	20	107,85	72,2	202,9	276,9
2	20	104,02	108	369	512
3	20	103,40	83	203,9	279,3
4	-15	104,4	46,5	103,5	138,3
5	-20	103,2	50,0	109,6	146,7
6	-20	103,9	67,6	149,8	203,1
7	-55	104,64	38,5	86,4	113,6
8	-80	104,40	37,4	80,6	105,4
9	-80	104,10	31,24	69,5	89,6

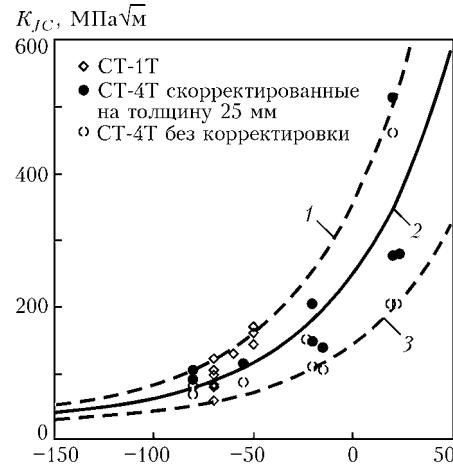


Рис. 4. «Мастер-кривая» (2) для металла сварного шва соответственно с 95 (1), 5 %-м (3) доверительными интервалами

точки попадают в выбранные границы допуска. Компактные образцы СТ-4Т были изготовлены из той же сварной пробы, что и образцы СТ-1Т.

Для наведения усталостных трещин от надрезов использовали испытательную машину ЦДМ-200Пу. Начальное циклическое нагружение до появления трещин на боковых поверхностях проводили при максимальной нагрузке $P_{max} = 450$ кН и минимальной $P_{min} = 80$ кН в течение приблизительно 60 000 циклов. Последние 5 мм трещины создавали при $P_{max} = 150$ кН и $P_{min} = 30$ кН в течение 50 000 циклов. Испытания образцов СТ-4Т после наведения трещины осуществляли на машине ЦДМ-200Пу, оснащенной датчиками силы и смещения, системой записи деформирования образца, а также криокамерой для охлаждения образцов парами жидкого азота. Контроль температуры охлаждаемого образца осуществляли непрерывно с использованием хромель-алюмелевых термопар, головки которых приваривали в зоне конца наведенной трещины.

Значение K_{JC} для образцов СТ-4Т определяли с учетом оценки пластической составляющей энергии разрушения только для одного образца, испытанного при +20 °C и имеющего к моменту разрушения статическое подрастание начальной усталостной трещины 2,15 мм. Остальные восемь образцов имели разрушение без статического подрастания трещины, что позволило определять значение K_{JC} только по упругой составляющей.

Полученные для образцов СТ-4Т значения K_{JC} также пересчитаны на толщину образца СТ-1Т по формуле

$$K_{1JC} = K_{min} + (K_{4JC} - K_{min}) (B_4/B_1)^{1/4}, \quad (4)$$

где $K_{min} = 20$ МПа \sqrt{m} ; K_{1JC} , K_{4JC} и B_1 , B_4 — соответственно вязкость разрушения и толщина образца СТ-1Т и СТ-4Т.

Результаты испытаний образцов СТ-4Т приведены в табл. 5. Измеренные значения K_{JC} образцов СТ-4Т как фактические, так и пересчитанные на толщину 25 мм приведены на рис. 4. Доверительные интервалы

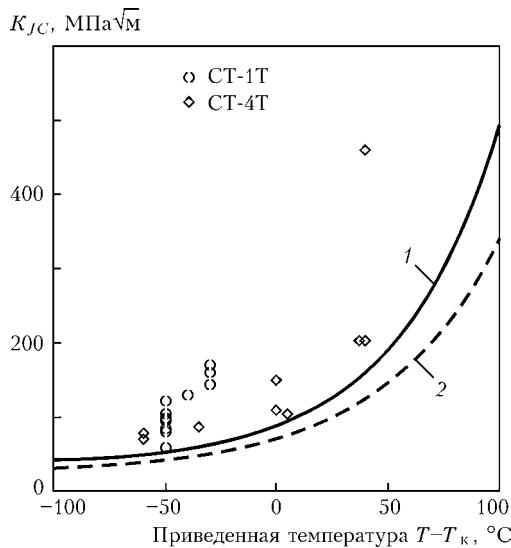


Рис. 5. Сравнение результатов испытаний на вязкость разрушения образцов СТ-1Т и СТ-4Т с нормативной кривой для сварных соединений корпусов реакторов ВВЭР-1000: 1 — нормативная кривая $[K_J]_3 = 35 + 53 \exp[0,0217(T - T_k)]$ [1]; 2 — базовая кривая $K_{JC} = 23 + 48 \exp[0,019(T - T_k)]$ [4]

5 и 95 % «мастер-кривой», полученные по результатам испытаний образцов СТ-1Т, подтверждаются результатами испытаний образцов СТ-4Т толщиной 100 мм как фактическими, так и пересчитанными на толщину 25 мм (рис. 5). На рисунке приведены

Effect of nickel content of weld metal in steel 15Kh2NMFAA welded joints on their brittle fracture, including after radiation exposure, has been studied. It is shown that mechanical properties of the weld metal with nickel content of not more than 1.3 % are not lower than those given in specifications. It is recommended that design of reactors to brittle fracture resistance should be performed on the basis of fracture toughness of welded joints using a standard curve.

Поступила в редакцию 22.09.2003

НОВОСТИ НКМЗ

НКМЗ отмечен дипломом «золотой» выставки

Из более чем ста участников проходившей в Москве Шестой международной выставки «Золото-2004. От месторождения до ювелирного изделия» только НКМЗ был отмечен специальным дипломом «Надежный поставщик высококачественного оборудования для золотодобывающей промышленности России».

Показательным примером современного сотрудничества стали взаимоотношения с российской золотодобывающей компанией «Полюс». В 2000 г. она первой приобрела новинку — шнекозубчатую дробилку, представленную НКМЗ на очередной выставке. На выставке «Золото-2004» зам. главного механика компании «Полюс» Иван Александров подчеркнул, что, сделав ставку на НКМЗ, они не прогадали. В первой машине наработка дробящих валов на износ составила 450 тыс. т золотосодержащей руды. А вторая машина, усовершенствованная, поставленная в ноябре прошлого года, уже через несколько месяцев эксплуатации показала 600 тыс. т. Непосредственно на выставке были проведены переговоры с представителями «Полюса» о расширении объемов поставки техники НКМЗ для всей технологической цепочки добычи и переработки руды.

У посетителей выставки «Золото-2004» из всей продукции, представленной в экспо-модуле НКМЗ, наибольшим вниманием пользовался новый буровой станок, презентация которого состоялась на Центральном ГОКе (г. Кривой Рог, Украина) в конце прошлого года.



УДК 621.791.011

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ОТЖИГА НА МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ МОЛИБДЕНОВОГО СПЛАВА И ЕГО СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Б. А. ЗАДЕРИЙ, канд. техн. наук, **С. С. КОТЕНКО**, инж. **А. Е. МАРИНЧЕНКО**,
Е. П. ПОЛИЩУК, кандидаты техн. наук, академик НАН Украины **К. А. ЮЩЕНКО**
 (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Исследовано влияние температуры отжига на механические характеристики основного металла и металла сварных соединений молибденового сплава ЦМ12. Показано, что характер изменения характеристик пластичности металла шва по мере увеличения температуры предварительного отжига находится в хорошем соответствии с характером изменения пластичности исходного материала. Установлено, что образцы молибденового сплава, вырезанные под различными углами к направлению прокатки, а также образцы, изготовленные из металла шва и испытанные в температурном интервале 20...800 °C, выявляют трехстадийный характер деформационного упрочнения.

Ключевые слова: дуговая сварка, молибденовые сплавы, сварные соединения, отжиг, хладоломкость, деформационное упрочнение

Основой при создании жаропрочных конструкционных материалов для работы в условиях температуры 1200...1800 °C являются тугоплавкие металлы с ОЦК решеткой. Как следует из работы [1], механические свойства сплавов на основе тугоплавких металлов, а также их технологические характеристики (свариваемость [2–4], штампаемость [5] и др.) в значительной степени определяются структурным состоянием металла, создаваемым в процессе термомеханической обработки. Следует отметить, что весьма существенной является взаимосвязь структурных факторов с температурой вязкохрупкого перехода и свариваемостью тугоплавких ОЦК металлов и сплавов на их основе. Особенно важна такая взаимосвязь для свариваемых сплавов, поскольку металл зоны сварного шва и околосшовной зоны, как правило, существенно отличается от основного металла по своим структурным и механическим характеристикам, что обуславливает снижение прочности и низкотемпературной пластичности сварного соединения в целом.

Исследовали влияние структурного состояния на механические характеристики основного металла и металла сварных соединений молибденового сплава ЦМ12 следующего химического состава, мас. %: Mo — основа; Hf 0,14; Zr 0,12; В 0,002; Ni 0,04; С 0,005; O₂ 0,001; N₂ 0,0016; H₂ 0,0001. Сплав изучали в деформированном состоянии (состояние поставки) и после часовых отжигов при температуре 1100, 1200, 1400, 1600, 1800 и 2000 °C.

Образцы для сварки вырезали таким образом, чтобы продольная ось образца составляла с направлением прокатки исходного листа 0, 45, 90°. Дуговую сварку неплавящимся вольфрамовым электродом осуществляли в камере с контролируемой атмосферой инертного газа на следующем режиме: I_{cb} = 120 A; U_d = 18 В; v_{cb} = 2,8 мм/с.

© Б. А. Задерий, С. С. Котенко, А. Е. Маринченко, Е. П. Полищук, К. А. Ющенко, 2004

Механические испытания образцов основного металла и сварных соединений осуществляли по четырехточечной схеме нагружения, выбор которой обусловлен тем, что, в отличие от трехточечного, при четырехточечном изгибе из-за постоянства изгибающего момента между точками приложения нагрузки создаются такие условия, когда получаемые результаты испытаний наиболее точно характеризуют материал и не зависят от возможных неоднородностей металла (в частности, структурных неоднородностей, присущих сварным соединениям) в области максимального изгибающего момента.

Температуру хладоломкости T_x определяли как самую низкую, при которой образцы изгибались без разрушения или образования трещин. При этом стрела прогиба f составляла 2 мм, что соответствует деформации внешних волокон образцов при испытании на трехточечный изгиб до загиба образцов на угол 90°.

Изменение предела пропорциональности в зависимости от температуры отжига и температуры испытания показано на рис. 1. В деформированном состоянии (после отжига при 1100 °C для снятия напряжений обработки) листы молибденового сплава характеризуются четко выраженной анизотропией предела пропорциональности. При комнатной температуре минимальным значением σ_{пп} отличаются образцы, вырезанные в направлении, совпадающем с направлением прокатки, а максимальным — поперечные образцы. Увеличение температуры испытания до 400 °C снижает предел пропорциональности на 200 МПа, однако анизотропия свойств остается на прежнем уровне. После рекристаллизационного отжига при температуре 1500 °C и формировании в листе равноосной зернистой структуры со средним размером зерна 60...80 мкм материал становится практически изотропным при всех температурах испытания.

Совершенно иной характер имеет изменение относительного удлинения образцов сплава в зави-

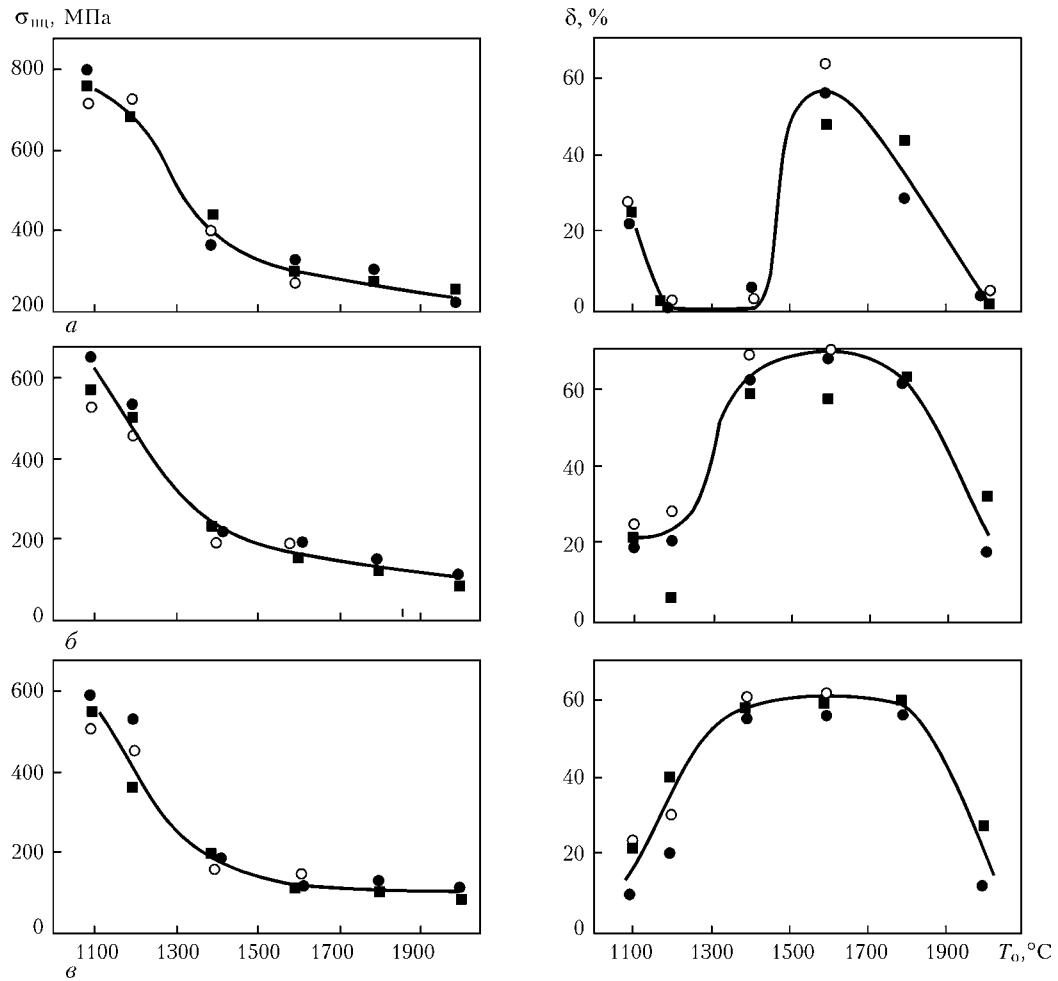


Рис. 1. Влияние температуры отжига T_a на предел пропорциональности σ_{yu} и относительное удлинение δ образцов, вырезанных вдоль (○), поперек (●) и под углом 45° к направлению прокатки (■) при разных температурах испытаний T_{neh} : а – 20; б – 200; в – 400 °С

симости от температур отжига и испытания (рис. 1). Испытание на одноосное растяжение при комнатной температуре выявляет провал пластичности после отжигов в температурном интервале 1200...1400 °С. В этом случае, вне зависимости от ориентировки продольной оси образца относительно направления прокатки исходного листа, относительное удлинение падает до значений 0...2,5 %. Повышение температуры отжига до 1600 °С приводит к резкому возрастанию пластичности. При этом проявляется анизотропия свойств: относительное удлинение продольных образцов достигает 62, поперечных – 46 %. Повышение температуры испытания до 200 и 400 °С способствует устранению провала пластичности после отжига при температурах 1200...1400 °С. С увеличением температуры испытания уменьшается анизотропия относительного удлинения.

Естественно, что при сварке плавлением листового молибденового сплава ЦМ12 в зоне термического влияния всегда найдется участок, структурное состояние которого соответствует структурному состоянию, получаемому в материале после отжига при температурах 1200...1400 °С. В этом случае пластичность сварного соединения будет на низком уровне.

Анализ взаимосвязи изменения структуры и механических свойств в зависимости от условий деформации показывает, что создание определенных структурных состояний как в процессе пластической деформации, так и последующей термической обработки или контролируемых условий сварки плавлением позволяет существенно улучшить комплекс механических характеристик. Пластическая деформация низколегированных сплавов молибдена, завершающаяся образованием субграниц ячеистой структуры большой протяженности, вызывает полное растворение находящихся в структуре сплава перед деформацией выделений, несмотря на то, что последняя происходит в температурном интервале распада пересыщенного твердого раствора в молибдене. В связи с этим в структуре деформированного основного металла не обнаружено выделений избыточной фазы (рис. 2), которая, как правило, существенно снижает уровень механических свойств сплава.

Отжиг в температурном интервале существования относительно устойчивой ячеистой структуры вызывает частичную аннигиляцию дислокаций внутри ячеек и выход оставшихся дислокаций на границы (рис. 2, в, г). Одновременно происходит более полная сегрегация примесей на гра-

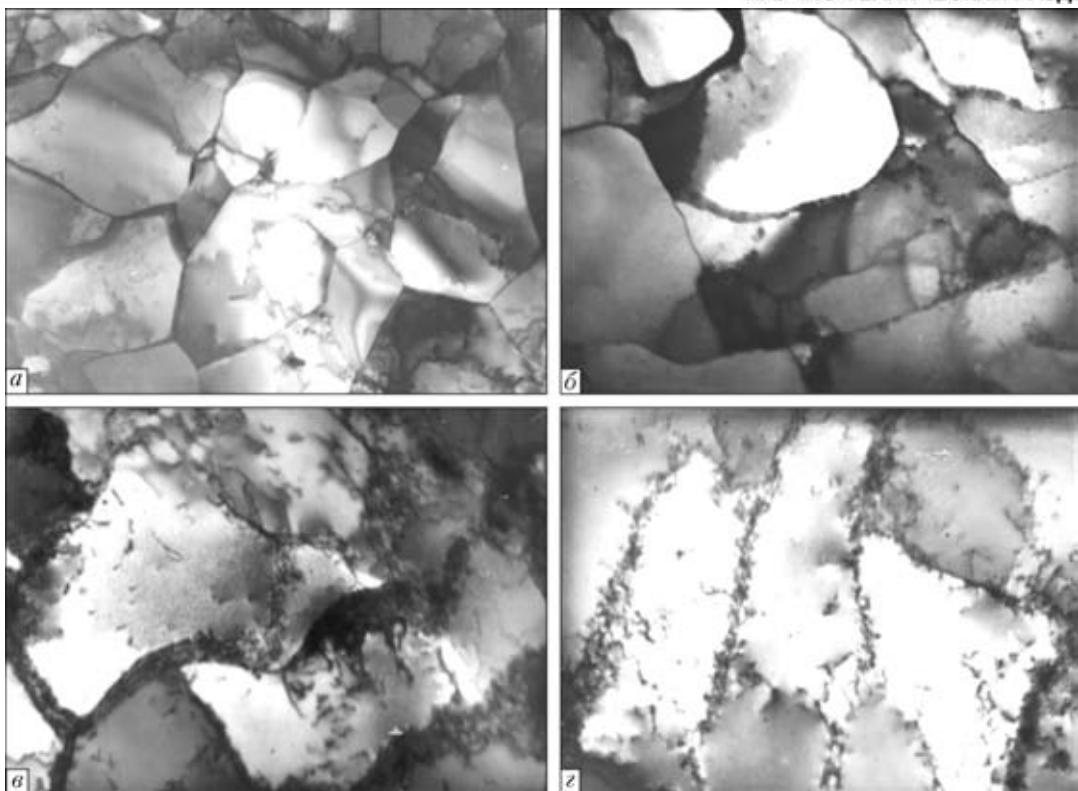


Рис. 2. Дислокационная структура молибденового сплава ЦМ12 после отжига (1 ч) при разных температурах (*а* – 1100; *б* – 1200; *в* – 1300; *г* – 1400 °С) и испытаниях при 800 °С

ницах ячеек, снижается уровень внутренних напряжений.

Деформационное упрочнение образцов молибденового сплава может быть представлено в следующем виде:

$$\sigma = \sigma_s + \Delta\sigma,$$

где σ_s – предел текучести, соответствующий напряжению в момент начала пластического течения материала. На первых стадиях пластической деформации, когда плотность дислокаций увеличивается, а уровень разориентировки образующихся субграниц $Q < Q_{kp}$, дополнительное упрочнение $\Delta\sigma$ определится из выражения

$$\Delta\sigma = NE^n,$$

где E – истинная пластическая деформация, равная $\ln(1 + \varepsilon)$; ε – условная пластическая деформация $\Delta l / l_0$; N – коэффициент деформационного упрочнения; n – показатель деформационного упрочнения.

Анализ результатов испытания образцов сплава ЦМ12, вырезанных из листа под различными углами к направлению прокатки, после отжига в температурном интервале 1100...2000 °С и испытания на растяжение при температурах 20...800 °С показывает существование многостадийного характера деформационного упрочнения (рис. 3). Линейная стадия деформационного упрочнения характеризуется, согласно работам [6, 7] сосредоточением основной части дислокаций в плоских скоплениях, расположенных в одной или двух системах скольжения. При деформации в пределах этой области дислокации продолжают оставаться в плос-

костях работающих источников, а плотность дислокаций возрастает за счет включения новых источников дислокаций и в меньшей степени систем.

Как следует из работ [6, 7], эта стадия деформационного упрочнения в поликристаллических ОЦК металлах из-за большого количества действующих систем скольжения и легкости перечного скольжения проявляется в особых случаях (при низких значениях энергии дефектов упаковки и температуры, большом размере зерна и др.) и ограничивается малыми деформациями. Наличие обширной зоны линейной стадии деформационного упрочнения металла сварного шва можно объяснить тем, что в соответствии со статьями [2, 3] столбчатые кристаллиты металла шва имеют приблизительно одинаковую направленность своих границ и кристаллографическую ориентировку.

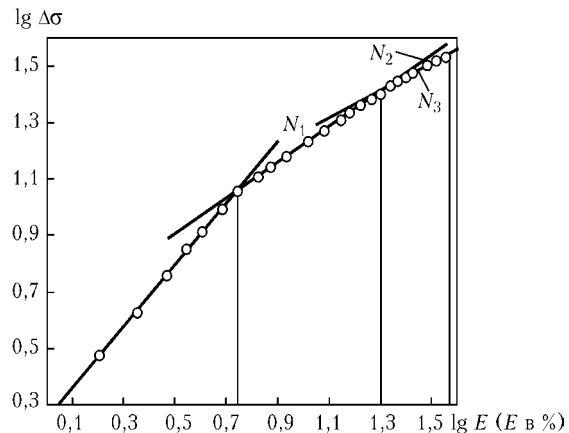


Рис. 3. Зависимость $\lg \Delta\sigma$ от $\lg E$ для продольных образцов сплава ЦМ12 после отжига при 1400 °С и температуре испытания 200 °С

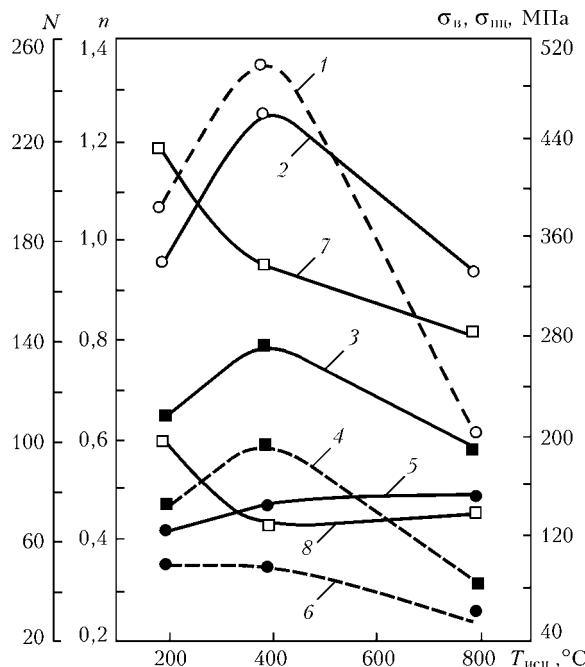


Рис. 4. Зависимость коэффициентов деформационного упрочнения N (1 — N_1 ; 4 — N_2 ; 6 — N_3), показателей деформационного упрочнения n (2 — n_1 ; 3 — n_2 ; 5 — n_3), предела пропорциональности $\sigma_{\text{пп}}$ (8) и предела прочности σ_b (7) от температуры испытания образцов, вырезанных вдоль направления прокатки после часового отжига при 1400 °C

Симметричное расположение кристаллитов металла шва относительно его оси, обусловленное условиями кристаллизации сварочной ванны от поверхности оплавленных зерен линии сплавления, сопровождается формированием в сварном соеди-

нении определенной структурной и кристаллографической текстуры.

Поскольку значения фактора Шмida в этом случае приблизительно одинаковы для большинства кристаллов металла шва, то можно допустить, что по достижении определенного уровня деформации дислокационные источники в одних и тех же системах скольжения срабатывают при одинаковом направлении практически во всех кристаллах. Следовательно, все кристаллиты одновременно вносят однозначный вклад в деформацию образца и таким образом действуют как единое целое. Указанная ситуация возможна, конечно, только на этапах пластической деформации с небольшой плотностью дислокаций.

Протеканию линейной стадии в металле сварного шва в значительной степени способствует большой размер кристаллов, обеспечивающий большую длину пути свободного пробега дислокаций в своих плоскостях скольжения и позволяющий источнику дислокаций испустить их большее количество. Сильно развитое скольжение в ограниченном количестве действующих систем сохраняется в кристаллах до определенной критической деформации.

При превышении этого предела возрастает количество работающих систем скольжения, источников дислокаций в них и скорость движения последних, что ведет к увеличению количества встреч дислокаций и уменьшению средней длины плоских скольжений. В результате происходит переход к последующему сравнительно однородному распределению дислокаций — третьей стадии деформационного упрочнения. При этом показатель деформационного упрочнения n с повышением тем-

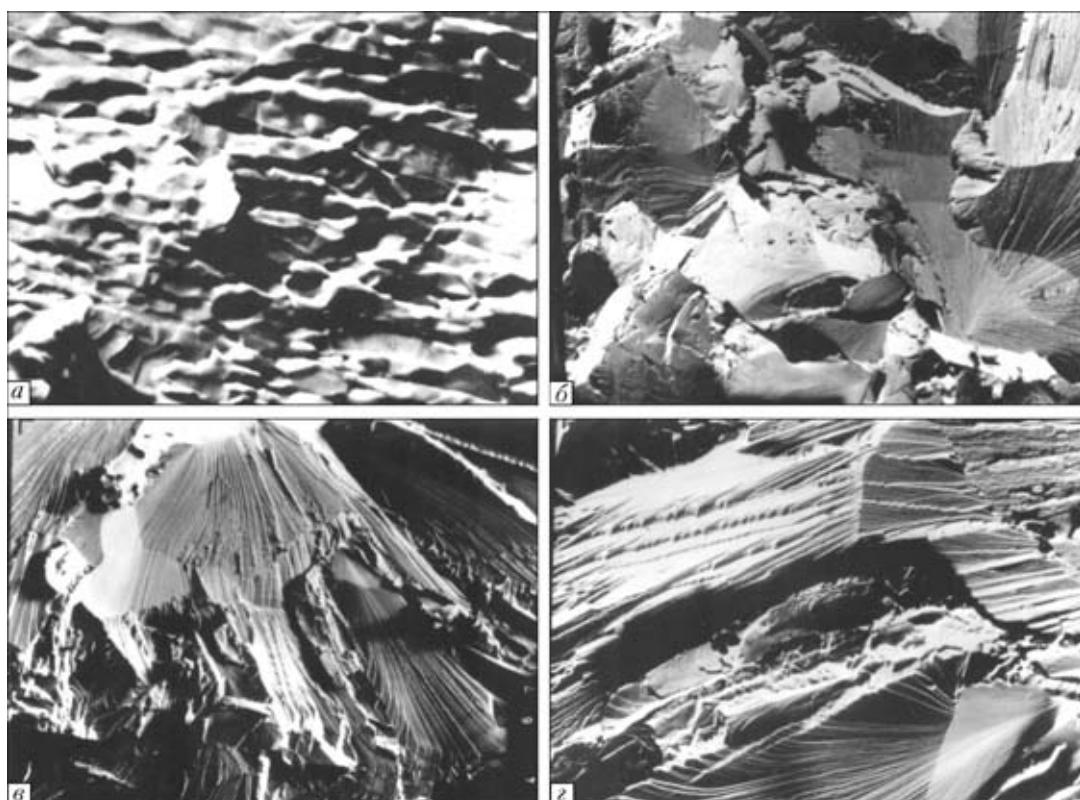


Рис. 5. Поверхность разрушения образцов, вырезанных под углом 45° к направлению прокатки, после различных температур отжига (1 ч): а — 1100; б — 1400; в — 1800; г — 2000 °C

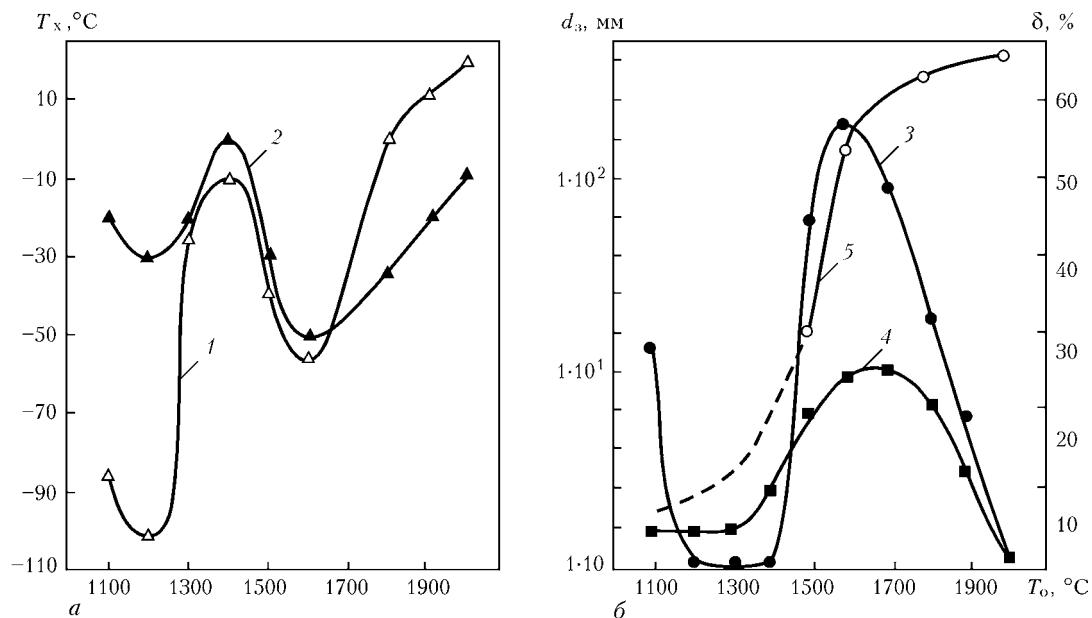


Рис. 6. Зависимость температуры хладноломкости T_x (а), размера зерна d_3 и относительного удлинения δ (б) от температуры отжига: 1, 2 — температура хладноломкости; 3, 4 — относительное удлинение; 5 — размер зерна; 1, 3, 5 — основной металл; 2, 4 — сварное соединение

пературы испытания изменяется немонотонно (рис. 4).

Как показали результаты исследований, изучаемый молибденовый сплав содержал элементы и фазы внедрения. Это привело к проявлению в нем эффекта динамического деформационного старения. Располагаясь на дефектах кристаллической решетки, примеси блокируют источники дислокаций, повышая их стартовое напряжение. В процессе же деформации примеси ограничивают способность дислокаций к передвижению, что приводит к повышению действующего напряжения и, что очень важно, к увеличению скорости нарастания плотности дислокаций. Такие воздействия элементов и фаз внедрения в наибольшей мере проявляются на начальных этапах пластической деформации, когда все источники и дислокации закреплены, а с повышением температуры из-за увеличения подвижности примесей возрастает эффект динамического деформационного старения, а также соответствующие этим стадиям коэффициенты деформационного упрочнения.

Изучение характера разрушения образцов молибденового сплава при комнатной температуре после различных температур отжига показало (рис. 5), что с увеличением температуры отжига выше температуры рекристаллизации в изломе зафиксирован смешанный интер- и транскристаллитный характер разрушения. Повышение температуры отжига до 1800 °C практически не влияет на характер разрушения. Дорекристаллизационный отжиг при температурах 1100 и 1200 °C не изменяет структуру исходного материала, и разрушение образцов в таком структурном состоянии происходит, как и в деформированном сплаве, по границам субструктурных элементов (ячеек) и носит характер расслоения.

Повышение температуры испытания сопровождается увеличением пластичности сплава, что кор-

релирует с появлением фрагментов ямочного разрушения в изломе образцов.

Низкотемпературная пластичность сварных соединений молибденовых сплавов является основным фактором, обуславливающим возможность практического использования сварных конструкций из молибденовых сплавов [8]. Поэтому при оценке работоспособности сварных конструкций основное внимание следует уделять низкотемпературной пластичности и температуре хладноломкости сварных соединений. Уровень низкотемпературной пластичности металла шва обусловлен в некоторой степени технологическими режимами сварки. Значительно сильнее он зависит от режимов термомеханической и термической обработки, предшествующей процессу сварки, т. е. от исходной структуры, субструктуры, а также кристаллографической и структурной текстуры [4]. При идентичной технологии сварки одного и того же молибденового сплава можно получить сварные соединения с углом загиба до разрушения от 0 до 180° в зависимости от структурного состояния основного металла, обусловленного предшествующей термической обработкой.

На рис. 6 показано изменение температуры хладноломкости и относительного удлинения основного металла и металла шва в зависимости от температуры отжига исходного листового молибденового сплава. Как следует из представленных данных, предварительный отжиг деформированного прокаткой молибденового сплава ЦМ12 сопровождается немонотонным изменением характеристик пластичности как основного металла, так и металла шва. Особо следует отметить, что характер изменения температуры хладноломкости и относительного удлинения металла шва и основного металла остается одинаковым. Это является еще одним подтверждением сделанных ранее выводов [4] о том, что в процессе сварки тонколистовых



молибденовых сплавов в сварном соединении формируется структурное состояние, которое обусловлено преимущественно структурным состоянием исходного материала. Необходимо подчеркнуть, что температура хладноломкости сварного соединения (вне зависимости от режимов предварительной термической обработки) остается в области отрицательных температур, в то время как температура хладноломкости основного металла после отжигов при значениях температуры выше 1800 °C переходит в область положительных температур. По всей видимости, это может быть обусловлено изменением характера разрушения.

Образцы, вырезанные из металла шва, разрушаются по механизму транскристаллитного скола для всех режимов предшествующих сварке отжигов. Образцы основного металла разрушаются по механизму расслоения, когда температура отжига не превышает температуру рекристаллизации (рис. 6, а). После отжига в температурном интервале 1400...1600 °C характером разрушения является транскристаллитный скол (рис. 6, б). И, наконец, после отжигов при температурах, превышающих 1800 °C, происходит постепенное изменение характера разрушения от транскристаллитного к интеркристаллитному сколу.

Выходы

1. Отжиг деформированных листов молибденового сплава ЦМ12 сопровождается монотонным снижением анизотропии предела текучести. После отжига при температурах рекристаллизации сплав становится практически изотропным.

2. Относительное удлинение после отжига при температурах 1200...1400 °C падает до 0...2,5 %

и снова возрастает в зависимости от ориентации продольной оси образца относительно направления прокатки исходного молибденового листа до 45...65 % после отжига при температуре 1600 °C.

3. Оптимальное сочетание прочностных и пластических характеристик сварного соединения достигается при сварке молибденового сплава, отожженного при 1500...1700 °C. В этом случае коэффициенты деформационного упрочнения различных зон сварного соединения равны и пластическая деформация происходит равномерно и одновременно по всему сварному соединению.

1. Трефилов В. И., Мильман Ю. В., Фирстов С. А. Физические основы прочности тугоплавких металлов. — Киев: Наук. думка, 1975. — 315 с.
2. Влияние кристаллографической и механической текстуры основного металла на свойства сварных соединений молибдена / М. М. Нероденко, Е. П. Полищук, В. Г. Войткович и др. // Автомат. сварка. — 1976. — № 5. — С. 19–21, 29.
3. Связь кристаллографических текстур основного металла и сварного шва на низколегированных сплавах молибдена / М. М. Нероденко, Е. П. Полищук, Ю. В. Мильман и др. // Там же. — 1978. — № 12. — С. 12–15.
4. Welding of refractory metals / E. A. Asnis, A. B. Goncharov, M. M. Nirodenko, E. P. Polishchuk / Ed. B. E. Paton. — London, 1995. — Vol. 5, pt 1. — 83 p.
5. Сплавы молибдена / Н. Н. Моргунова, Б. А. Клыгин, В. А. Бояршинов и др. — М.: Металлургия, 1975. — 391 с.
6. Липейная стадия в деформационном упрочнении поликристаллических ОЦК-металлов / В. И. Трефилов, И. Д. Горная, В. Ф. Моисеев и др. // Докл. АН УССР. Сер. А. — 1982. — № 11. — С. 81–85.
7. Горная И. Д. Закономерности деформированного упрочнения и разрушения сплавов на основе молибдена, ванадия, железа: Автореф. дис. ... канд. физ.-мат. наук. — Киев, 1983. — 22 с.
8. Структура, текстура и механические свойства деформированных сплавов молибдена / В. И. Трефилов, Ю. В. Мильман, Р. К. Иващенко и др. — Киев: Наук. думка, 1983. — 232 с.

The influence of annealing temperature on mechanical characteristics of base metal and welded joints of molybdenum alloy TsM12 was studied. It is shown that the nature of variation of the characteristics of weld metal ductility with increase in preliminary annealing temperature is in good agreement with the nature of variation of the initial material ductility. It is found that the molybdenum alloy samples cut out at different angles to the direction of rolling, as well as samples, made of weld metal and tested in the temperature range of 20...800 °C demonstrate a three-stage mode of strain ageing.

Поступила в редакцию 20.11.2003,
в окончательном варианте 16.01.2004



УДК 621.791.947.2·621.375.826

ВЛИЯНИЕ ПОЛЯРИЗАЦИИ ИЗЛУЧЕНИЯ НА ПОГЛОЩЕНИЕ ЛАЗЕРНОГО ПУЧКА ПРИ СВАРКЕ С ГЛУБОКИМ ПРОПЛАВЛЕНИЕМ

И. В. КРИВЦУН, д-р техн. наук, А. Н. ТАЛЕРКО, инж. (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Разработана математическая модель для расчета пространственного распределения мощности лазерного излучения, поглощаемого поверхностью парогазового канала при лазерной сварке с глубоким проплавлением. Модель позволяет учитывать влияние условий фокусировки исходного пучка, длины волны и поляризации лазерного излучения на его поглощение в парогазовом канале произвольной формы при учете многократных отражений падающего излучения поверхностью канала. С помощью разработанной модели показано существенное влияние поляризации лазерного излучения, формы и размеров канала на распределенные и интегральные характеристики поглощения лазерного пучка свариваемым металлом.

Ключевые слова: лазерная сварка, парогазовый канал, лазерный пучок, поляризация излучения, коэффициент поглощения, металл, поверхность

Воздействие на металлы такого высококонцентрированного источника тепла, как сфокусированный лазерный пучок, приводит к интенсивному нагреву, плавлению и испарению металла, вызывающему образование в его расплаве парогазового канала [1]. Коэффициент поглощения электромагнитных волн плоской поверхностью расплавленного металла достаточно мал и при нормальном падении излучения с длинами волн в диапазоне, характерном для большинства технологических лазеров, по данным [2], составляет 5...40 %. Образование парогазового канала приводит к значительному увеличению эффективности поглощения лазерного излучения за счет его многократных отражений стенками канала. Кроме того, при движении лазерного пучка относительно образца (как, например, при сварке) исходный пучок падает на переднюю стенку канала, имея достаточно большой угол падения, поэтому его поглощение может существенно зависеть от направления вектора поляризации падающего излучения [3].

Существуют различные модели для количественного описания особенностей распространения и поглощения лазерного излучения в парогазовом канале, однако большинство из них ограничивается рассмотрением каналов осесимметричной формы [1, 4]. Вместе с тем при высоких скоростях лазерной сварки, а также при гибридных лазерно-дуговых процессах форма парогазового канала может быть существенно несимметричной. Поэтому целью настоящей работы является разработка математической модели для расчета интегральных и распределенных характеристик поглощения лазерного пучка поверхностью парогазового канала произвольной формы при учете многократных отражений излучения стенками канала (поглощением лазерного излучения в потоке пара, заполняющего канал, будем пренебречь).

Пусть в металлическом образце под воздействием сфокусированного пучка лазерного излучения формируется парогазовый канал, форма свободной поверхности которого задается уравнением $z = z_s(x, y)$ (рис. 1). Система координат выбрана таким образом, что ось Oz направлена вниз и совпадает с осью пучка, а плоскость $z = 0$ совпадает с верхней (плоской) поверхностью образца. Представим исходный лазерный пучок в виде квазиплоской электромагнитной волны, распространяющейся в направлении оси Oz , и положим, что он имеет гауссово распределение интенсивности излучения, предполагаемого линейно поляризованным, например, так, что вектор электрического поля падающей волны составляет угол ϕ_0 ($0 \leq \phi_0 \leq \pi/2$) с положительным направлением оси Ox . Пространственное распределение комплексной амплитуды электрического поля такого пучка можно записать в виде [5]

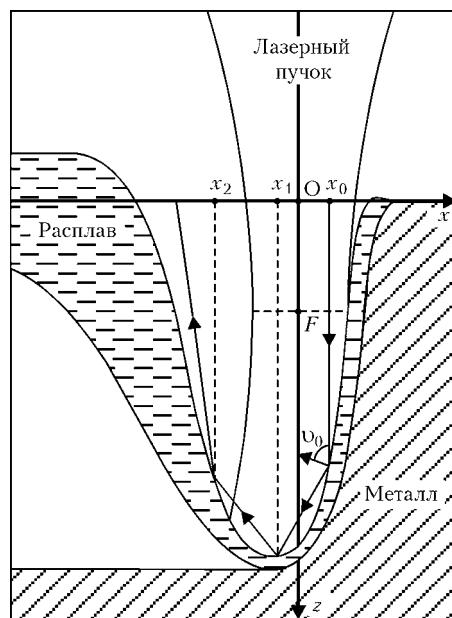


Рис. 1. Схема взаимодействия лазерного пучка с поверхностью парогазового канала при лазерной сварке

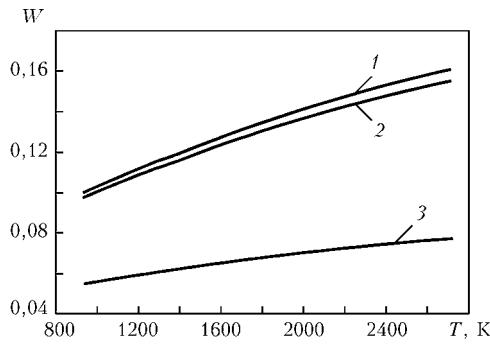


Рис. 2. Зависимость коэффициента поглощения лазерного излучения при нормальном падении на плоскую поверхность расплавленного алюминия от температуры этой поверхности (оптические свойства жидкого алюминия взяты из [2]): 1 — диодный лазер, $\lambda = 0,808 \text{ мкм}$; 2 — АИГ-лазер, $\lambda = 1,06 \text{ мкм}$; 3 — CO₂-лазер, $\lambda = 10,6 \text{ мкм}$

$$\mathbf{E}_0(x, y, z) = \mathbf{E}_F \frac{w_F}{w_z} \exp \left[-\frac{x^2 + y^2}{w_z^2} + i \left(k \frac{x^2 + y^2}{2R_z} - \varphi_z \right) \right],$$

$$\mathbf{E}_F = E_F (\cos \varphi_0, \sin \varphi_0, 0).$$

(1)

Здесь

$$w_z^2(z) = w_F^2 \left[1 + \frac{(z - F)^2}{z_F^2} \right]; R_z(z) = (z - F) \left[1 + \frac{z_F^2}{(z - F)^2} \right];$$

$$\varphi_z(z) = \operatorname{arctg} \left(\frac{z - F}{z_F} \right), \quad z_F = \frac{k w_F^2}{2},$$

(2)

где w_F — минимальная полуширина лазерного пучка; F — расстояние плоскости фокусировки пучка от поверхности образца (см. рис. 1); $k = 2\pi/\lambda$ — волновой вектор; λ — длина волны лазерного излучения.

Распределение интенсивности излучения в рассматриваемом пучке можно найти с помощью соотношения [3]

$$I_0(x, y, z) = \frac{c}{8\pi} |\mathbf{E}_0|^2,$$

(3)

где c — скорость света.

Значение E_F из (1) определяется из интегрального выражения для полной мощности пучка Q_0 , что дает

$$E_F^2 = 16Q_0/(cw_F^2).$$

(4)

Поглощение лазерного излучения металлами, происходящее в тонком приповерхностном слое, зависит от температуры поверхности металла и длины волны излучения (рис. 2), а при наклонном падении — и от его поляризации (рис. 3). В общем случае коэффициенты поглощения электромагнитных волн изотропным металлом для двух независимых поляризаций падающей волны могут быть определены с помощью соотношений [6]:

$$W^{(p, s)} = - \frac{4 \operatorname{Re}(Z_{\omega}^{(p, s)})}{|1 - Z_{\omega}^{(p, s)}|^2}.$$

(5)

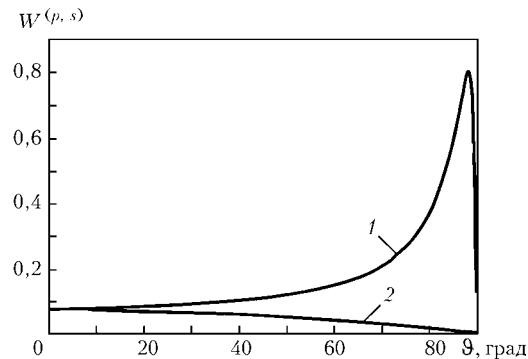


Рис. 3. Зависимость коэффициента поглощения линейно поляризованного излучения CO₂-лазера ($\lambda = 10,6 \text{ мкм}$) поверхностью жидкого алюминия при температуре кипения алюминия ($T = 2720 \text{ К}$) от угла падения: 1 — p -поляризация; 2 — s -поляризация

Пренебрегая пространственной дисперсией диэлектрической проницаемости металла, для величин $Z_{\omega}^{(p, s)}$ получаем следующие выражения [6]:

$$Z_{\omega}^{(p)} = - \frac{\sqrt{\epsilon_{\omega} - \sin^2 \vartheta}}{\epsilon_{\omega} \cos \vartheta}; \quad Z_{\omega}^{(s)} = - \frac{\cos \vartheta}{\sqrt{\epsilon_{\omega} - \sin^2 \vartheta}},$$

(6)

где $\epsilon_{\omega}(T)$ — комплексная диэлектрическая проницаемость на частоте лазерного излучения $\omega = 2\pi c / \lambda$ для металла при температуре T ; ϑ — угол падения. Индекс p соответствует случаю падения волны, вектор электрического поля которой параллелен плоскости падения (p -поляризация); s — случаю, когда перпендикулярен плоскости падения (s -поляризация).

Для расчета распределенных и интегральных характеристик поглощения лазерного пучка в парогазовом канале с учетом многократных отражений излучения от его стенок будем использовать приближение геометрической оптики. Пренебрегая кривизной поверхности волнового фронта падающего пучка вблизи плоскости фокусировки (при $|z - F|^2 \ll z_F^2$), представим исходный лазерный пучок в виде совокупности прямолинейных лучей, параллельных оси Oz , каждый из которых характеризуется координатами (x_0, y_0) точки первого падения на поверхность металла. Тогда ход отраженных лучей внутри парогазового канала (см. рис. 1) можно определить с помощью уравнений

$$\frac{x - x_m}{a_{m+1}} = \frac{y - y_m}{b_{m+1}} = \frac{z - z_m}{c_{m+1}}, \quad m = 0, 1, 2, \dots,$$

(7)

где $\{x_m(x_0, y_0), y_m(x_0, y_0), z_m(x_0, y_0)\}$ — пространственные координаты точки $m+1$ падения соответствующего луча на поверхность канала; $a_{m+1}(x_0, y_0)$, $b_{m+1}(x_0, y_0)$, $c_{m+1}(x_0, y_0)$ — направляющие косинусы единичного вектора ($a_{m+1}^2 + b_{m+1}^2 + c_{m+1}^2 = 1$) в направлении отраженного луча после $m+1$ отражения.

Координаты точек отражения находятся из условий пересечения отраженных лучей с поверхностью парогазового канала (при условии, что данный луч после предыдущего отражения не выходит за пределы канала):

$$\begin{aligned} \frac{x_{m+1} - x_m}{a_{m+1}} &= \frac{y_{m+1} - y_m}{b_{m+1}} = \\ &= \frac{z_s(x_{m+1}, y_{m+1}) - z_m}{c_{m+1}}, \quad m = 0, 1, 2, \dots \end{aligned} \quad (8)$$

Направляющие косинусы определяются исходя из условий, что угол падения $\vartheta_m(x_0, y_0)$ равен углу отражения и что падающий и отраженный лучи лежат в одной плоскости с вектором нормали к поверхности $z = z_s(x, y)$ в точке падения:

$$\begin{aligned} \cos \vartheta_m &= a_{m+1}\alpha_m + b_{m+1}\beta_m + c_{m+1}\gamma_m = \\ &= -(a_m\alpha_m + b_m\beta_m + c_m\gamma_m); \\ a_{m+1}(b_m\gamma_m - c_m\beta_m) + b_{m+1}(c_m\alpha_m - a_m\gamma_m) + \\ &+ c_{m+1}(a_m\beta_m - b_m\alpha_m) = 0, \quad m = 0, 1, 2, \dots, \end{aligned} \quad (9)$$

где $\alpha_m(x_0, y_0)$, $\beta_m(x_0, y_0)$, $\gamma_m(x_0, y_0)$ — направляющие косинусы единичного вектора внутренней нормали к поверхности парогазового канала в точке $m + 1$ падения соответствующего луча:

$$\begin{aligned} \alpha_m &= \frac{p_m}{\sqrt{1 + p_m^2 + q_m^2}}; \quad \beta_m = \frac{q_m}{\sqrt{1 + p_m^2 + q_m^2}}; \\ \gamma_m &= -\frac{1}{\sqrt{1 + p_m^2 + q_m^2}}; \\ p_m &= \frac{\partial z_s}{\partial x} \Big|_{\substack{x=x_m \\ y=y_m}}; \quad q_m = \frac{\partial z_s}{\partial y} \Big|_{\substack{x=x_m \\ y=y_m}}. \end{aligned} \quad (10)$$

Направляющие косинусы для лучей исходного лазерного пучка равны

$$a_0 = b_0 = 0, \quad c_0 = 1. \quad (11)$$

Уравнение для плоскости падения луча на поверхность парогазового канала может быть записано в виде

$$A_m x + B_m y + C_m z + D_m = 0, \quad m = 0, 1, 2, \dots, \quad (12)$$

где $A_m(x_0, y_0)$, $B_m(x_0, y_0)$, $C_m(x_0, y_0)$ — направляющие косинусы единичного вектора нормали к плоскости $m + 1$ падения исходного луча с координатами (x_0, y_0) .

Соответствующие направляющие косинусы могут быть определены из условий, что данная плоскость проходит через точку падения, падающий луч и вектор нормали к поверхности канала в этой точке параллельны плоскости падения:

$$\begin{aligned} A_m x_m + B_m y_m + C_m z_m + D_m &= 0; \\ A_m a_m + B_m b_m + C_m c_m &= 0; \\ A_m \alpha_m + B_m \beta_m + C_m \gamma_m &= 0, \quad m = 0, 1, 2, \dots, \end{aligned} \quad (13)$$

а также условия, что $A_m^2 + B_m^2 + C_m^2 = 1$. Для плоскостей падения лучей исходного лазерного пучка

$$A_0 = \frac{\beta_0}{\sqrt{\alpha_0^2 + \beta_0^2}}; \quad B_0 = -\frac{\alpha_0}{\sqrt{\alpha_0^2 + \beta_0^2}}; \quad C_0 = 0. \quad (14)$$

При первом падении луча исходного пучка на поверхность парогазового канала в точке $\{x_0, y_0, z_s(x_0, y_0)\}$ мощность излучения, падающего на эле-

ментарную площадку этой поверхности $dS_0(x_0, y_0) = -dS_0^{(x, y)} / \gamma_0(x_0, y_0)$, имеет вид

$$dP_0 = I_0 [x_0, y_0, z_s(x_0, y_0)] dS_0^{(x, y)}, \quad (15)$$

где $dS_0^{(x, y)} \equiv dx_0 dy_0$ — проекция dS_0 на плоскость xOy .

С учетом выражений (1) и (3) соответствующую долю данной мощности для каждой из двух независимых поляризаций излучения можно определить следующим образом:

$$dP_0^{(p)} = dP_0 \cos^2 \Psi_0; \quad dP_0^{(s)} = dP_0 \sin^2 \Psi_0, \quad (16)$$

где $\Psi_0(x_0, y_0)$ — угол между плоскостью первого падения выбранного луча и направлением вектора электрического поля исходного лазерного пучка.

Суммарную мощность излучения, поглощаемую площадкой dS_0 , можно записать как

$$d\bar{P}_0 = dP_0 (W_0^{(p)} \cos^2 \Psi_0 + W_0^{(s)} \sin^2 \Psi_0). \quad (17)$$

Тепловой поток, вводимый в металл исходным лазерным пучком в точке $\{x_0, y_0, z_s(x_0, y_0)\}$, можно вычислить как

$$q_0 = dP_0 (W_0^{(p)} \cos^2 \Psi_0 + W_0^{(s)} \sin^2 \Psi_0) / (dS_0), \quad (18)$$

где $W_0^{(p, s)}[\vartheta_0(x_0, y_0), T(x_0, y_0)]$ — значения коэффициентов поглощения соответственно для p - и s -поляризации в указанной точке поверхности.

Отраженная элементарной площадкой dS_0 мощность излучения, падающего затем на площадку dS_1 , есть

$$\begin{aligned} dP_1 &\equiv d\tilde{P}_0 = \\ &= dP_0 [(1 - W_0^{(p)}) \cos^2 \Psi_0 + (1 - W_0^{(s)}) \sin^2 \Psi_0]. \end{aligned} \quad (19)$$

Повторив приведенные рассуждения для последующих отражений, можно получить рекуррентную формулу для нахождения $dP_{m+1}[x_{m+1}(x_0, y_0), y_{m+1}(x_0, y_0)]$:

$$\begin{aligned} dP_{m+1} &= dP_m [(1 - W_m^{(p)}) \cos^2 \Psi_m + \\ &+ (1 - W_m^{(s)}) \sin^2 \Psi_m], \quad m = 0, 1, 2, \dots, \end{aligned} \quad (20)$$

где $W_m^{(p, s)}[\vartheta_m(x_0, y_0), T(x_m, y_m)]$ и $\Psi_m(x_0, y_0)$ — значения коэффициентов поглощения и угла между плоскостью $m + 1$ падения луча на поверхность парогазового канала и направлением вектора электрического поля падающего излучения.

Значение $dP_0(x_0, y_0)$ вычисляем по формуле (15), угол можно определить с помощью соотношения

$$\begin{aligned} \sin^2 \Psi_m &= \frac{[A_m(E_m^{(p)} + E_m^{(s)})_x + B_m(E_m^{(p)} + E_m^{(s)})_y + C_m(E_m^{(p)} + E_m^{(s)})_z]^2}{(E_m^{(p)} + E_m^{(s)})_x^2 + (E_m^{(p)} + E_m^{(s)})_y^2 + (E_m^{(p)} + E_m^{(s)})_z^2}, \\ m &= 0, 1, 2, \dots, \end{aligned} \quad (21)$$

где компоненты электрического поля $\mathbf{E}_m = \mathbf{E}_m^{(p)} + \mathbf{E}_m^{(s)}$ при $m + 1$ падении луча на по-



верхность канала определяются из условий, что вектор $\mathbf{E}_m^{(p)}$ лежит в плоскости падения и перпендикулярен падающему лучу, а $\mathbf{E}_m^{(s)}$ перпендикулярен указанной плоскости:

$$\begin{aligned} (E_m^{(p)})_x a_m + (E_m^{(p)})_y b_m + (E_m^{(p)})_z c_m &= 0; \\ (E_m^{(p)})_x A_m + (E_m^{(p)})_y B_m + (E_m^{(p)})_z C_m &= 0; \\ \frac{A_m}{(E_m^{(s)})_x} = \frac{B_m}{(E_m^{(s)})_y} = \frac{C_m}{(E_m^{(s)})_z}, \quad m = 0, 1, 2, \dots, \end{aligned} \quad (22)$$

и условий, связывающих составляющие электрического поля для падающего и отраженного излучения при соответствующем падении:

$$\begin{aligned} (E_{m+1}^{(p)})^2 &= (1 - W_m^{(p)})(E_m^{(p)})^2; \\ (E_{m+1}^{(s)})^2 &= (1 - W_m^{(s)})(E_m^{(s)})^2, \quad m = 0, 1, 2, \dots \end{aligned} \quad (23)$$

В частности, для первого падения, используя (1), (21), находим

$$\sin^2 \psi_0 = (A_0 \cos \phi_0 + B_0 \sin \phi_0)^2. \quad (24)$$

По аналогии с (18) тепловой поток $q_m[x_m(x_0, y_0), y_m(x_0, y_0), z_m(x_0, y_0)]$, вводимый в металл при $m+1$ падении на поверхность канала луча (x_0, y_0) исходного пучка, можно записать в виде

$$q_m = dP_m (W_m^{(p)} \cos^2 \psi_m + W_m^{(s)} \sin^2 \psi_m) / (dS_m), \quad m = 0, 1, 2, \dots \quad (25)$$

Здесь $dS_m(x_0, y_0) = -dS_m^{(x, y)} / \gamma_m(x_0, y_0)$, где $dS_m^{(x, y)}$ — площадь четырехугольника в плоскости xOy , вершины которого определяются координатами (x_m, y_m) точек пересечения лучей исходного пучка $(x_0, y_0); (x_0 + dx_0, y_0); (x_0, y_0 + dy_0)$ и $(x_0 + dx_0, y_0 + dy_0)$ с поверхностью $z = z_s(x, y)$ при $m+1$ отражении.

Результирующее пространственное распределение теплового потока, вводимого в металл лазер-

ным пучком, при учете многократных отражений излучения стенками парогазового канала может быть представлено в виде

$$\begin{aligned} q[x, y, z_s(x, y)] &= \\ = \sum_{m=0}^{\infty} \int \delta[x - x_m(x_0, y_0)] \delta[y - y_m(x_0, y_0)] q_m dx_0 dy_0. \end{aligned} \quad (26)$$

Интегрирование ведется по области изменения координат лучей исходного лазерного пучка, падающих на поверхность канала. Проинтегрировав затем выражение (26) по всей поверхности $z = z_s(x, y)$, можно вычислить полную мощность \bar{Q} , поглощаемую металлом, а также интегральный коэффициент поглощения, определяемый как

$$\bar{W} = \bar{Q} / Q_0. \quad (27)$$

Для численной реализации предложенной модели разработан алгоритм, в основу которого положен принцип дискретизации расчетной области путем построения двухмерной сетки в плоскости xOy и соответствующего массива, содержащего значения z -координат точек поверхности канала. Для каждой ячейки такой сетки определяли суммарное (по всем возможным отражениям) значение поглощаемой мощности излучения, при этом количество рассматриваемых отражений ограничивалось условием, что учет следующего отражения не приводит к изменению поглощенной мощности более чем на 1 %, а затем вычисляли соответствующее данной ячейке значение теплового потока.

Создано программное обеспечение, позволяющее проводить компьютерное моделирование распределенных и интегральных характеристик поглощения лазерного пучка при сварке с глубоким проплавлением. Входными параметрами для расчетной программы являются физические и геометрические характеристики исходного лазерного пучка (мощность, длина волны и направление вектора поляризации излучения, диаметр пучка в плоскости фокусировки и положение этой плоскости относительно поверхности образца), а также оптические свойства металла, форма и геометрические размеры канала. Следует отметить, что данная программа может быть использована для расчета характеристик поглощения лазерных пучков с произвольным (негауссовым) распределением интенсивности излучения. С помощью разработанного программного обеспечения проведен численный анализ особенностей поглощения гауссова пучка излучения CO₂-лазера ($\lambda = 10,6$ мкм) в каналах различной формы применительно к условиям лазерной сварки алюминия. При этом глубина парогазового канала H варьировалась в диапазоне 2...10 мм, а температура его поверхности была принята однородной, равной температуре кипения алюминия. Параметры исходного лазерного пучка выбраны следующими: мощность $Q_0 = 10$ кВт; расстояние плоскости фокусировки от поверхности образца $F = 5$ мм; диаметр пучка в этой плоскости d_F , определяемый как диаметр окружности, в пределах которой сос-

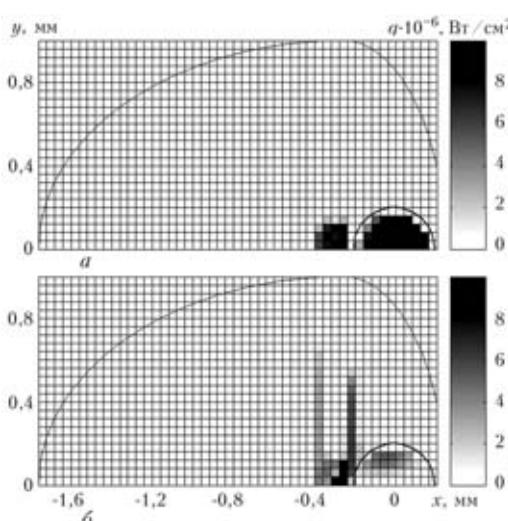


Рис. 4. Пространственное распределение теплового потока, вводимого в металл через поверхность парогазового канала ($H = 10$ мм) лазерным пучком с $d_F = 0,4$ мм и линейной поляризацией излучения и различным направлением сварки: $a - \phi_0 = 0$; $b - \phi_0 = \pi/2$

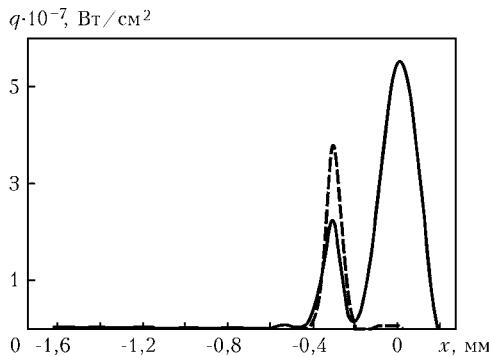


Рис. 5. Распределение теплового потока в плоскости симметрии канала ($y = 0$) при $\Phi_0 = 0$ (сплошная кривая) и $\pi/2$ (штриховая) (остальные параметры те же, что и на рис. 4)

редоточено 99 % мощности лазерного излучения ($2w_F = 0,66d_F$), варьировался в диапазоне 0,2...0,5 мм; угол между направлением вектора поляризации излучения и направлением сварки $\Phi_0 = 0 \dots \pi/2$. Используемые значения коэффициентов поглощения для p - и s -поляризованного излучения при различных углах падения выбирали в соответствии с данными, приведенными на рис. 3.

На рис. 4–7 представлены результаты расчетов распределенных и интегральных характеристик поглощения лазерного пучка в парогазовом канале, форма которого в выбранной системе координат задается уравнениями

$$1 - \frac{z}{H} = \begin{cases} \frac{(x + \Delta x)^2}{(R_x^+)^2} + \frac{y^2}{R_y^2}, & x + \Delta x > 0; \\ \frac{(x + \Delta x)^2}{(R_x^-)^2} + \frac{y^2}{R_y^2}, & x + \Delta x < 0, \end{cases} \quad (28)$$

при $R_x^+ = 0,5$ мм; $R_x^- = 1,5$ мм; $R_y = 1,0$ мм; $\Delta x = 0,25$ мм.

Влияние поляризации лазерного излучения на пространственное распределение теплового потока, вводимого в металл через поверхность такого канала, иллюстрируют рис. 4, 5. Видно, что при $\Phi_0 = 0$ наблюдается сильное поглощение излучения исходного лазерного пучка, падающего на переднюю стенку канала с большими значениями угла ϑ_0 (для осевого луча, например, $\vartheta_0 \approx 87^\circ$), тогда как излучение, поляризованное так, что $\Phi_0 = \pi/2$, весьма слабо поглощается при первом падении на поверхность канала (рис. 5). Это связано с существенным различием коэффициентов поглощения для p - и s -поляризованных волн при больших значениях угла падения (см. рис. 3). Отраженное после первого падения на поверхность металла лазерное излучение попадает на заднюю стенку канала, при этом при $\Phi_0 = 0$ формируется несколько быстро меняющихся по амплитуде дополнительных максимумов поглощения (сплошная кривая на рис. 5), соответствующих последующим отражениям и сосредоточенных вблизи плоскости xOz (см. рис. 4, a), а при $\Phi_0 = \pi/2$ вблизи указанной плоскости формируется один дополнительный максимум поглощения, соответствующий второму падению (штриховая кривая на рис. 5). Следует отметить, что в последнем случае

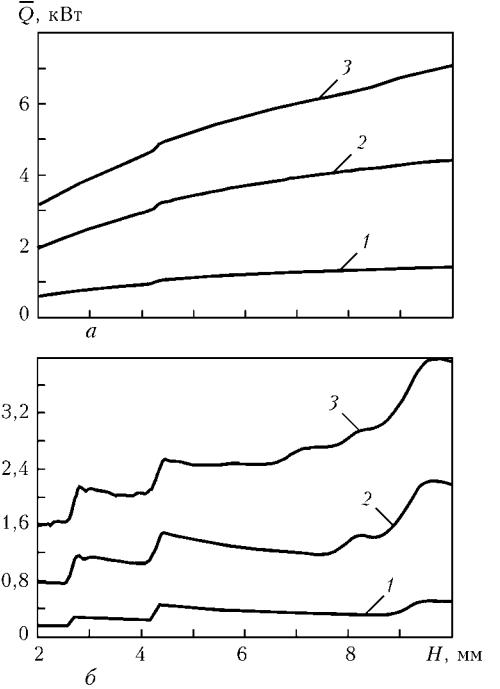


Рис. 6. Зависимость мощности излучения, поглощаемого металлом, от глубины парогазового канала для лазерного пучка с $\Phi_0 = 0$ (a) и $\pi/2$ (b) при различных значениях диаметра пучка в плоскости фокусировки: 1 – $d_F = 0,2$; 2 – $0,3$; 3 – $0,5$ мм

значительная часть поглощенной энергии (как при первом, так и при последующих отражениях) приходится на боковые стенки канала (см. рис. 4, b), где составляющая излучения с вектором электрического поля, лежащим в плоскости падения, дает заметный вклад в суммарное поглощение.

Данные, приведенные на рис. 6, свидетельствуют о существенном увеличении мощности излучения, поглощаемого поверхностью канала рассматриваемой формы, с увеличением диаметра d_F исходного лазерного пучка. Кроме того, наблюдается ступенчатое возрастание мощности излучения, поглощаемого в парогазовом канале, при увеличении его глубины, что можно связать с соответствующим возрастанием количества возможных отражений лучей исходного пучка (до их выхода из канала). Этот эффект особенно ярко проявляется при использовании лазерного излучения, поляризованного перпендикулярно направлению сварки (см. рис. 6, б, 7), поскольку, как указано

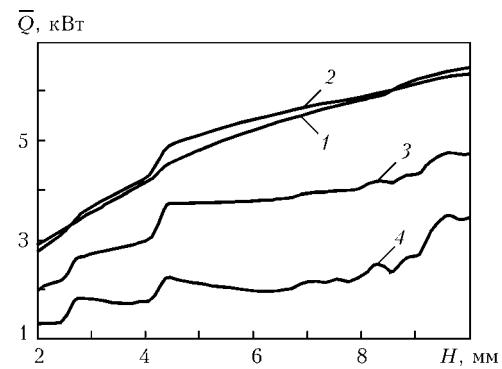


Рис. 7. Зависимость поглощаемой мощности от глубины канала при $d_F = 0,4$ мм и различных направлениях вектора поляризации излучения в исходном пучке: 1 – $\Phi_0 = 0$; 2 – $\pi/6$; 3 – $\pi/3$; 4 – $\pi/2$

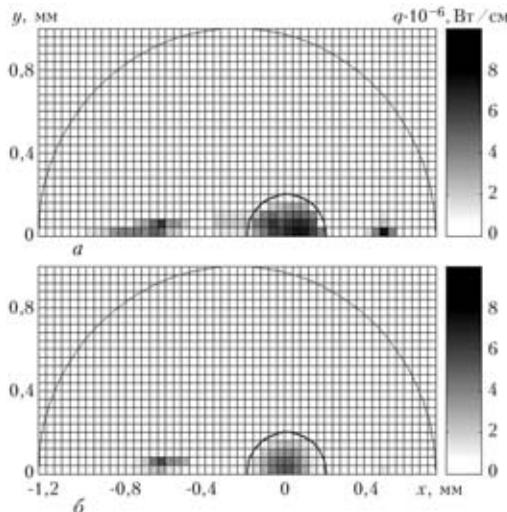


Рис. 8. Пространственное распределение теплового потока, вводимого в металл лазерным пучком с $d_F = 0,4$ мм и линейной поляризацией излучения: *a*, *б* — то же, что и на рис. 4

выше, пучок излучения с $\Phi_0 = \pi/2$ достаточно слабо поглощается при первом падении на поверхность канала. Что касается абсолютных значений \bar{Q} , то при $\Phi_0 = 0$ поглощаемая металлом мощность излучения почти вдвое превосходит соответствующие значения при $\Phi_0 = \pi/2$ (см. рис. 6, *a*, *б*), причем основное изменение происходит в диапазоне $\pi/6 \leq \Phi_0 \leq \pi/2$ (см. рис. 7).

На рис. 8, 9 приведены расчетные данные по распределению теплового потока при поглощении лазерного пучка в парогазовом канале иной формы:

$$1 - \frac{z}{H} = \left[\frac{(x + \Delta x)^2 + y^2}{R^2} \right]^2, \quad (29)$$

где $H = 10,0$ мм; $R = 1,0$ мм; $\Delta x = 0,25$ мм.

В данном случае лучи исходного пучка также испытывают многократные отражения в канале, однако здесь, в отличие от ранее рассмотренной формы канала, отраженные лучи могут давать существенный вклад в ту часть мощности излучения, которая поглощается его передней стенкой (ср. рис. 5, 9). При этом распределение $q[x, 0, z_s(x, 0)]$ в случае использования лазерного излучения, поляризованного в направлении сварки, оказывается подобным соответствующему распределению для излучения, поляризованного в перпендикулярном направлении, с той разницей, что тепловой поток и суммарная поглощаемая мощность в первом случае оказываются значительно выше.

В заключение можно отметить, что направление вектора поляризации излучения в лазерном пучке существенно влияет на его поглощение металлом в процессе лазерной сварки с глубоким проплавлением. В частности, лазерное излучение, поляризованное вдоль шва, поглощается почти вдвое эффективнее, чем поляризованное в перпендикулярном направлении. Таким образом, для повышения эффективности лазерной сварки целесообразно использовать лазерные пучки с линейной поляризацией излучения в направлении сварки.

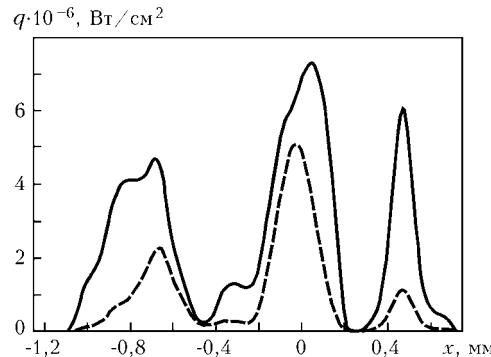


Рис. 9. Распределение теплового потока в плоскости $y = 0$ при $\Phi_0 = 0$ (сплошная кривая) и $\pi/2$ (штриховая); $d_F = 0,4$ мм

изированное вдоль шва, поглощается почти вдвое эффективнее, чем поляризованное в перпендикулярном направлении. Таким образом, для повышения эффективности лазерной сварки целесообразно использовать лазерные пучки с линейной поляризацией излучения в направлении сварки.

Пространственное распределение теплового потока, вводимого лазерным пучком через поверхность парогазового канала, в значительной степени зависит от поляризации используемого излучения и может существенно отличаться от распределения интенсивности излучения в исходном пучке. Это необходимо учитывать при анализе процессов, протекающих на поверхности и в объеме сварочной ванны, а также расчете пространственно-временных распределений температуры металла в ЗТВ при лазерной сварке с глубоким проплавлением.

Поскольку форма и геометрические размеры парогазового канала оказывают сильное влияние на распределенные и интегральные характеристики поглощения лазерного пучка, для адекватного описания процесса лазерной сварки с глубоким проплавлением необходима разработка математической модели, позволяющей самосогласованным образом определять форму и размеры канала в зависимости от технологических параметров режима сварки, в том числе и поляризации лазерного излучения.

1. Воздействие лазерного излучения на материалы / Р. В. Арутюнян, В. Ю. Баранов, Л. А. Большов и др. — М.: Наука, 1989. — 367 с.
2. Miller J. C. Optical properties of liquid metals at high temperatures // Phil. Mag. — 1969. — **20**. — P. 1115–1132.
3. Ландай Л. Д., Лишиц Е. М. — М.: Наука, 1982. — 620 с.
4. Лопота В. А., Сухов, Ю. Т., Турчин Г. А. Модель лазерной сварки с глубоким проплавлением для применения в технологии // Изв. РАН. Сер. Физика. — 1997. — **61**, № 8. — С. 1613–1618.
5. Яриев А. Квантовая электроника. — М.: Сов. радио, 1980. — 488 с.
6. О влиянии слоистых диэлектрических покрытий на поглощающие свойства ограниченных плазмоподобных сред // В. С. Гвоздецкий, А. Г. Загородний, И. В. Кривцун и др. // Радиотехника и электроника. — 1987. — **32**, № 11. — С. 2372–2381.

Mathematical model has been developed to calculate space distribution of power of laser radiation absorbed by the surface of a keyhole in laser welding with deep penetration. The model allows for the effect of the initial beam focusing conditions, wavelength and polarisation of laser radiation on its absorption in the keyhole of an arbitrary shape, as well as multiple reflections of incident radiation from the keyhole surface. The developed model has shown that polarisation of laser radiation, shape and size of the keyhole have a substantial effect on distributed and integrated characteristics of absorption of the laser beam by metal welded.

Поступила в редакцию 22.09.2003



УДК 621.791.052.539.4

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАСЧЕТНЫХ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ЭКСПЛУАТИРУЕМЫХ МЕТАЛЛОКОНСТРУКЦИЙ

П. П. МИХЕЕВ, д-р техн. наук, **В. В. КНЫШ**, канд. физ.-мат. наук, **О. В. ВОЙТЕНКО, В. А. БРОДОВОЙ**, инженеры
(Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Разработана методика построения расчетных кривых усталости основных типов сварных соединений применительно к эксплуатируемым конструкциям с использованием специально созданного программного обеспечения для персонального компьютера. Сопоставлены полученные расчетные кривые усталости сварных соединений с результатами усталостных испытаний крупномасштабных образцов.

Ключевые слова: сварное соединение, ограниченный предел усталости, коэффициент концентрации напряжений, кривая усталости, программное обеспечение, остаточный ресурс

Для определения остаточного ресурса сварных конструкций, исчерпавших заложенный при их проектировании срок эксплуатации, необходимо иметь характеристики сопротивления усталости сварных соединений (расчетные кривые усталости), отвечающие сопротивлению усталости реальных (обследованных) соединений эксплуатируемых конструкций. Такие кривые экспериментально получить невозможно, поскольку для изготовления соответствующих образцов потребуется нарушить целостность несущих элементов конструкций.

В качестве исходных данных для установления расчетных кривых усталости сварных соединений предлагается принимать базовые диаграммы предельных напряжений сварных соединений сталей различных классов прочности с низкими (близкими к нулевым) остаточными напряжениями. Базовые диаграммы сварных соединений регламентируются РД 50-694-90 «Методические указания. Надежность в технике. Вероятностный метод расчета на усталость сварных конструкций» [1]. Поскольку в РД для выделенных групп сварных соединений коэффициенты концентрации напряжений α_{σ} не регламентируются, предлагается в качестве нормативных α_{σ} принимать их средние значения, установленные ранее для соответствующих типов сварных соединений [2, 3]. Средние значения коэффициентов концентрации напряжений для 2–7 групп элементов, соответствующих классификации согласно РД 50-694-90, приведены ниже:

группа элементов	2	3	4	5	6	7
коэффициент концентрации напряжений α_{σ}	1,1	1,3	1,4	1,6	1,7	2,3

Необходимые для построения базовой кривой усталости два значения пределов выносливости $\sigma_{R_{\sigma}}$ (например, при $N = 5 \cdot 10^4$ и $N = 2 \cdot 10^6$ циклов) при заданной асимметрии цикла R_{σ} могут опре-

© П. П. Михеев, В. В. Кныш, О. В. Войтенко, В. А. Бродовой, 2004

деляться непосредственно из диаграмм предельных напряжений цикла соответствующих групп сварных соединений сталей трех классов прочности.

Для последующей автоматизации процедур построения базовых кривых усталости необходимые для этого значения пределов выносливости $\sigma_{R_{\sigma}}$ рекомендуется определять из соотношения

$$\sigma_{R_{\sigma}} = \frac{2\sigma_{-1}}{2 - D(1 + R_{\sigma})}, \quad (1)$$

где $D = \sigma_0 - \sigma_{-1}/\sigma_m$; σ_{-1} — предел выносливости соединения при симметричном цикле нагружения,

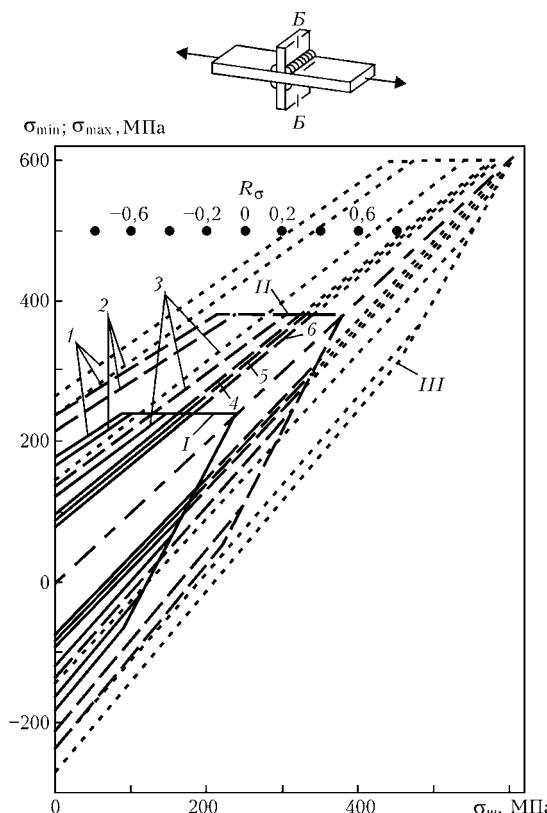


Рис. 1. Диаграммы предельных напряжений цикла элементов группы 46: I — низкоуглеродистые; II — низколегированные; III — высокопрочные стали; 1 — $N = 5 \cdot 10^4$; 2 — $1 \cdot 10^5$; 3 — $5 \cdot 10^5$; 4 — $2 \cdot 10^6$; 5 — $5 \cdot 10^6$; 6 — $N \rightarrow \infty$ циклов

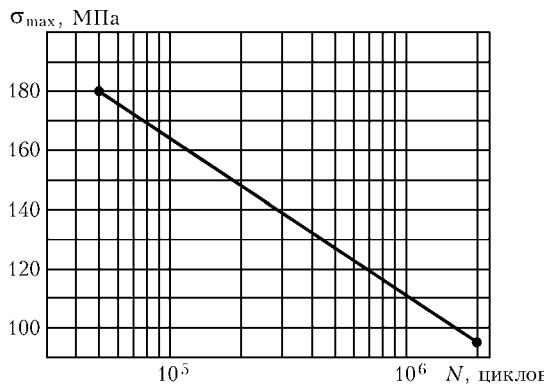


Рис. 2. Базовая кривая усталости сварного соединения класса 46 низкоуглеродистой стали, $R_\sigma = -1,0$

определяемый из диаграмм предельных напряжений цикла для заданного количества циклов; σ_m — среднее напряжение предельного цикла, определяемое из диаграмм предельных напряжений цикла для заданного количества циклов при $R_\sigma = 0$; R_σ — коэффициент асимметрии цикла; σ_0 — предел выносливости соединения при отнулевом цикле нагружения, определяемый из диаграмм предельных напряжений цикла для заданного количества циклов.

Базовые кривые усталости данной группы сварного соединения предлагаются строить в координатной плоскости ($N - \sigma$) в виде прямой ($\sigma = a \lg N + b$), проходящей через точки с координатами $(5 \cdot 10^4, \sigma_{R_\sigma}^{5 \cdot 10^4})$ и $(2 \cdot 10^6, \sigma_{R_\sigma}^{2 \cdot 10^6})$. В этом случае уравнение базовой кривой усталости принимает вид

$$\sigma = 0,625 \sigma_{R_\sigma}^{5 \cdot 10^4} \left(\frac{\sigma_{R_\sigma}^{2 \cdot 10^6}}{\sigma_{R_\sigma}^{5 \cdot 10^4}} - 1 \right) \lg N + \\ + 3,94 \sigma_{R_\sigma}^{5 \cdot 10^4} \left(1 - 0,75 \frac{\sigma_{R_\sigma}^{2 \cdot 10^6}}{\sigma_{R_\sigma}^{5 \cdot 10^4}} \right). \quad (2)$$

Для представления данной методики из семи групп сварных соединений металлоконструкций выбран тип соединений с угловыми швами, соответствующий классу 46 нормативного документа [1] (рис. 1), изготовленных из низкоуглеродистой стали ($\sigma_t = 240$ МПа, $\sigma_b = 480$ МПа), для симметричного ($R_\sigma = -1,0$) цикла нагружения.

Соответствующая базовая кривая усталости, построенная по соотношению (2), приведена на рис. 2.

Построение расчетных кривых усталости сварных соединений несущих элементов эксплуатируемых металлоконструкций, необходимых для определения их остаточного ресурса, осуществляется на основе разработанной в ИЭС им. Е. О. Патона методики расчетного определения ограниченного предела выносливости, отвечающего $2 \cdot 10^6$ циклам, с учетом установленных на эксплуатируемой конструкции фактических значений коэффициентов концентрации напряжений, асимметрии цикла нагружения, установившегося уровня остаточных нап-

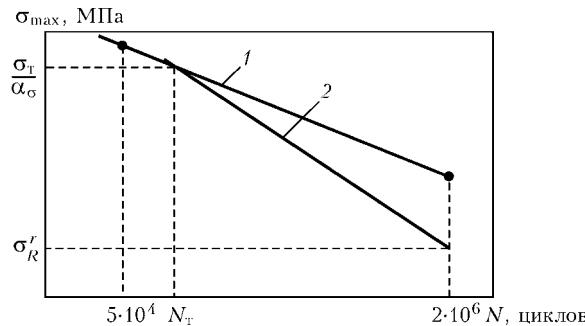


Рис. 3. Схема построения расчетной кривой усталости сварного соединения элемента эксплуатируемой металлоконструкции:
1 — базовая кривая усталости ($\sigma_{\text{ост}} = 0$); 2 — расчетная

ряжений и механических свойств металла [3, 4]. Выбирается базовая кривая усталости, определенная по ранее изложенному методу, относящаяся к типу сварного соединения с низким уровнем остаточных сварочных напряжений, усредненный коэффициент концентрации напряжений α_σ , которого наиболее близок к экспериментально установленному коэффициенту концентрации напряжений α_σ^k для сварного соединения эксплуатируемого элемента металлоконструкции. Для обеспечения консервативной оценки остаточного ресурса сварной конструкции базовая кривая усталости должна отвечать усредненному коэффициенту концентрации напряжений α_σ , большему или равному экспериментально установленному α_σ^k . При этом базовая кривая усталости определяется для значения коэффициента асимметрии цикла переменного нагружения, отвечающего эксплуатационному его значению для исследуемого элемента сварной конструкции. Из установленного положения базовой кривой усталости определяется циклическая долговечность N_t , отвечающая области циклического нагружения, при которой в зонах концентратора напряжений с коэффициентом концентрации α_σ напряжения достигают значений предела текучести основного металла. Другими словами, по известному уравнению базовой кривой усталости (2) определяется количество циклов переменных напряжений N_t , отвечающее значению максимального напряжения цикла σ_{max} , равного величине σ_t / α_σ . Полученная таким образом точка с координатами $(N_t, \sigma_t / \alpha_\sigma)$ в координатной плоскости ($N - \sigma$) принимается за верхнюю точку расчетной кривой усталости сварных соединений несущих элементов эксплуатируемых металлоконструкций с присущими им сочетаниями факторов, которые определяют их сопротивление усталости (рис. 3). Известно, что такими факторами являются механические свойства основного металла, коэффициент концентрации напряжений α_σ^k , коэффициент асимметрии цикла R_σ и максимальные напряжения σ_{max} цикла внешнего переменного нагружения, установившийся уровень остаточных сварочных напряжений $\sigma_{\text{ост}}^{\text{уст}}$. Влияние всех указанных выше факторов на сопротивление усталости эксплуатируемых сварных конструкций, за исключением остаточных сварочных напряжений, отражают базовые кривые усталости, определяемые соотношением (2). В свя-

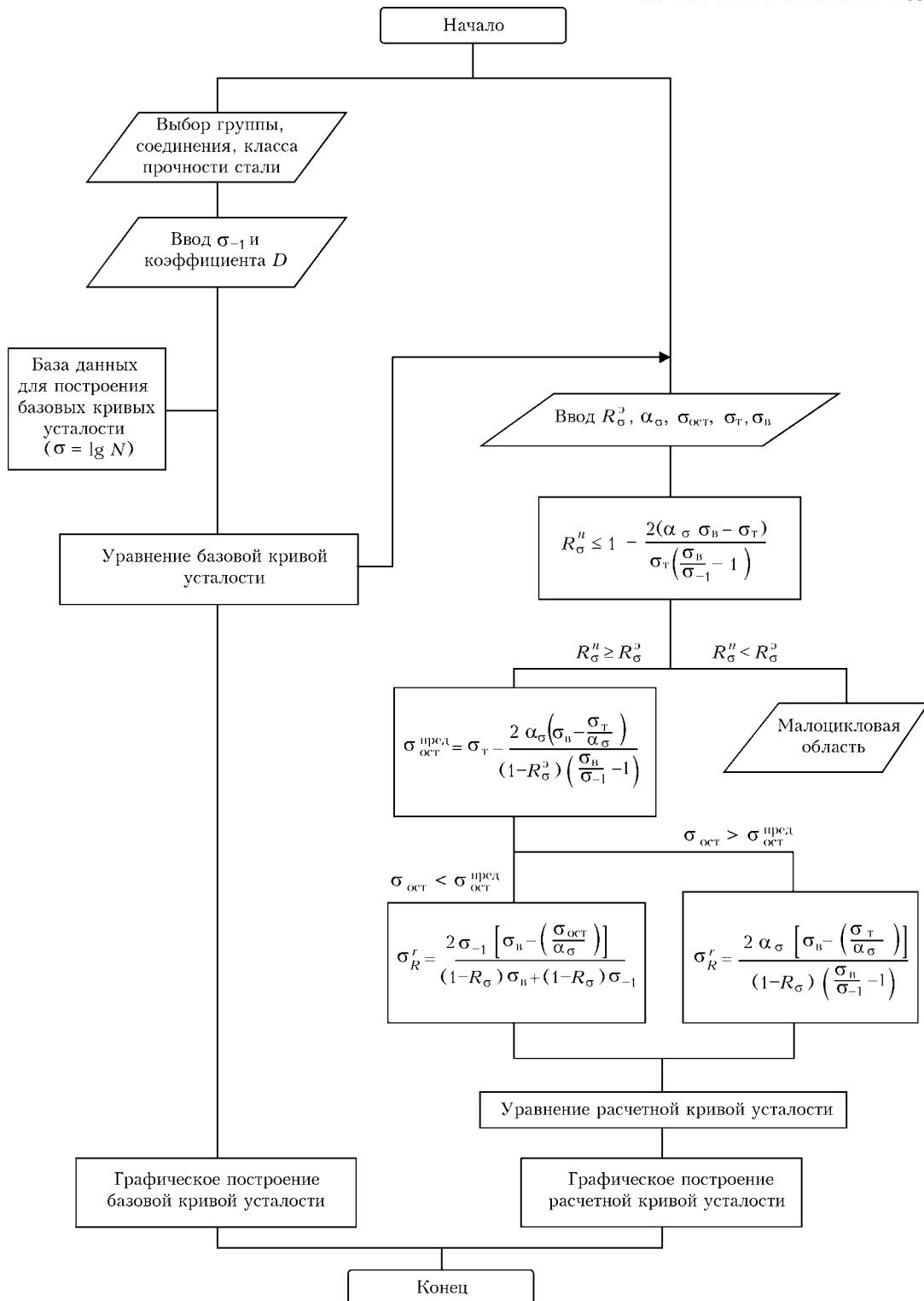


Рис. 4. Блок-схема программы построения базовых и расчетных кривых усталости

зи с этим расчетную кривую усталости предлагается устанавливать путем корректировки соответствующей базовой кривой усталости. Указанная корректировка заключается в снижении предела выносливости на базе 2 млн циклов до значения, равного пределу выносливости σ_R' , учитывающего влияние установленвшегося уровня остаточных сварочных напряжений. При этом соблюдается условие совпадения расчетной и базовых кривых усталости при циклических напряжениях, отвеча-

ющих достижению в зонах концентратора с коэффициентом α_σ напряжений, равных значению предела текучести материала, поскольку в этом случае остаточные сварочные напряжения полностью релаксируют. Известные экспериментальные исследования [5] показывают совпадение ограниченных пределов выносливости сварных соединений без остаточных напряжений и с остаточными напряжениями различного уровня, если в зонах концентратора напряжений соединений реализуется

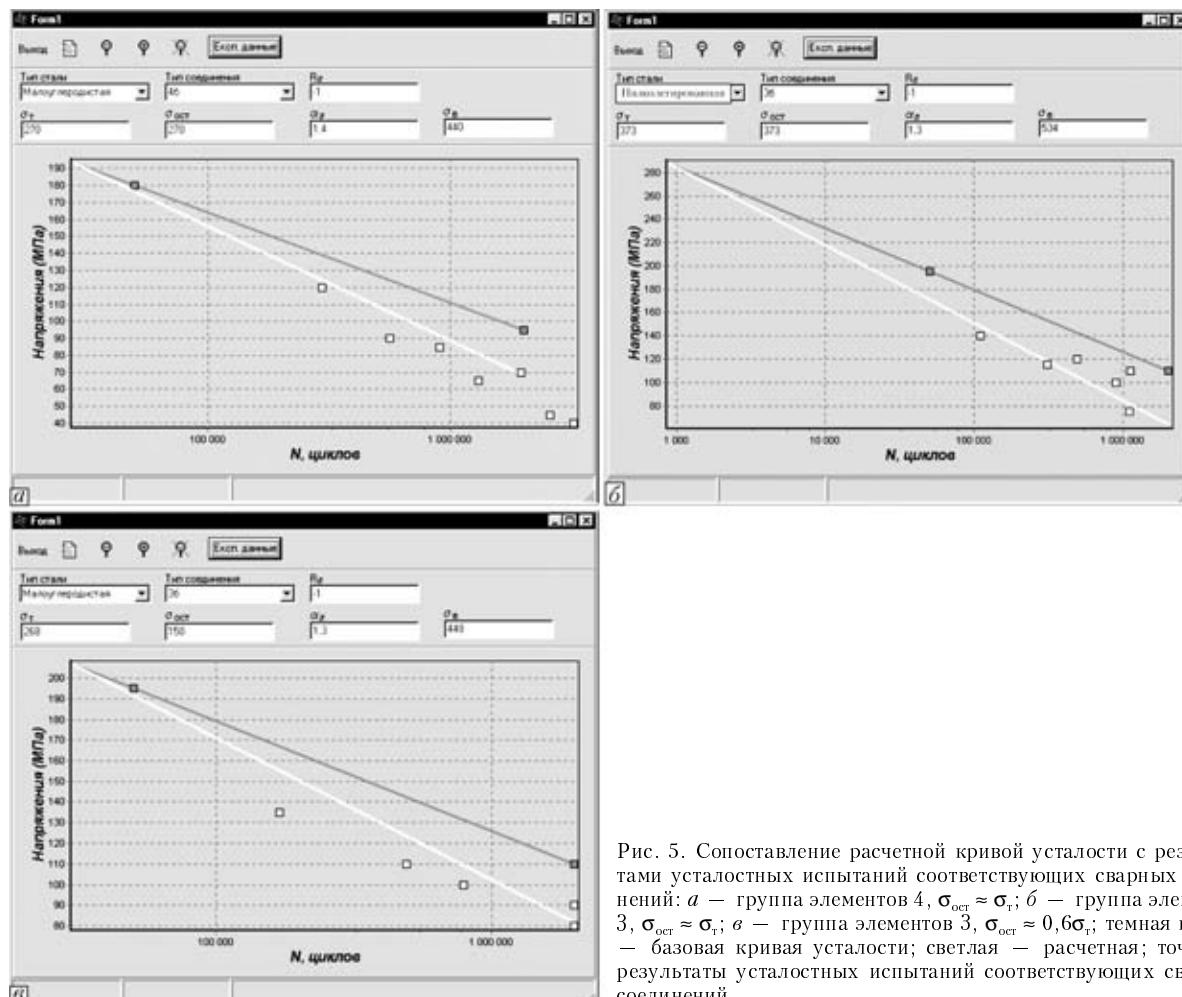


Рис. 5. Сопоставление расчетной кривой усталости с результатами усталостных испытаний соответствующих сварных соединений: а — группа элементов 4, $\sigma_{\text{ост}} \approx \sigma_t$; б — группа элементов 3, $\sigma_{\text{ост}} \approx \sigma_t$; в — группа элементов 3, $\sigma_{\text{ост}} \approx 0.6\sigma_t$; темная кривая — базовая кривая усталости; светлая — расчетная; точки — результаты усталостных испытаний соответствующих сварных соединений

цикл переменных напряжений одинакового размаха с максимальными напряжениями, равными пределу текучести материала.

Значение предела выносливости $\sigma_{R_\sigma}^r$ определяется соотношениями [4]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{R_\sigma}^r = \frac{2\sigma_{-1}[\sigma_b - (\frac{\sigma_{\text{ост}}}{\alpha_\sigma})]}{(1 - R_\sigma^3)\sigma_b + (1 + R_\sigma^3)\sigma_{-1}}, \text{ если } \sigma_{\text{ост}}^{\text{уст}} < \sigma_{\text{ост}}^{\text{пред}} \\ \sigma_{R_\sigma}^r = \frac{2[\sigma_b - (\frac{\sigma_t}{\alpha_\sigma})]}{(1 - R_\sigma^3)(\frac{\sigma_b}{\sigma_{-1}} - 1)}, \text{ если } \sigma_{\text{ост}}^{\text{уст}} \geq \sigma_{\text{ост}}^{\text{пред}} \end{array} \right. \quad (3)$$

где R_σ^3 — эксплуатационный коэффициент асимметрии цикла; $\sigma_{\text{ост}}^{\text{пред}}$ — предельные значения остаточных напряжений

$$\sigma_{\text{ост}}^{\text{пред}} = \sigma_t - \frac{2\alpha_\sigma(\sigma_b - \frac{\sigma_t}{\alpha_\sigma})}{(1 - R_\sigma^3)(\frac{\sigma_b}{\sigma_{-1}} - 1)}.$$

Эти соотношения учитывают влияние уровня установившихся остаточных сварочных напряже-

ний $\sigma_{\text{ост}}^{\text{уст}}$, действующих в сварном соединении эксплуатируемого элемента конструкции.

Изложенная корректировка базовой кривой усталости фактически заключается в ее повороте вокруг точки с координатами $(N_t, \sigma_t/\alpha_\sigma)$ на координатной плоскости $(N - \sigma)$ таким образом, чтобы скорректированная кривая усталости (которая является расчетной) проходила через точку с координатами $(2 \cdot 10^6, \sigma_R^r)$. Тогда расчетная кривая усталости основных типов сварных соединений несущих элементов эксплуатируемых металлоконструкций с отдельными сочетаниями факторов, которые определяют их сопротивление усталости, может быть записана в виде

$$\sigma = \frac{\sigma_R^r - \frac{\sigma_t}{\alpha_\sigma}}{6 + \lg 2 - \lg N_t} \lg N + \frac{(6 + \lg 2)\frac{\sigma_t}{\alpha_\sigma} - \sigma_R^r \lg N_t}{6 + \lg 2 - \lg N_t}. \quad (4)$$

С целью автоматизации расчетных процедур при построении базовых и расчетных кривых усталости создано программное обеспечение для персонального компьютера. Алгоритм программы написан на языке программирования C++ и работает под управлением в операционной системе Windows, NT. Блок-схема программы приведена на рис. 4. Необходимые для построения базовых и расчетных



кривых усталости данные хранятся в базе данных Paradox.

При работе с программой в форме пользователя необходимо выбрать класс прочности стали и ввести соответствующие ей значения σ_t и σ_b , группу соединения элемента, соответствующее значение коэффициента концентрации напряжений α_s , асимметрию цикла действующих напряжений R_s и значение уровня установившихся остаточных сварочных напряжений $\sigma_{\text{ост}}^{\text{уст}}$, после чего программа проводит проверку введенных данных и выполняет необходимые расчеты. Результаты расчетов представляются графически в виде кривых усталости в полулогарифмической шкале ($\sigma - \lg N$). При необходимости данная программа позволяет сопоставить расчетную кривую усталости с данными, полученными при экспериментальных исследованиях сопротивления усталости соответствующего соединения. Разработанная программа позволяет экспорттировать данные и результаты расчета в такие программы, как Microcal Origin, MS Word, MS Excel.

На рис. 5 сопоставлены полученные по предложенной методике расчетные кривые усталости с экспериментальными данными. В первом случае (рис. 5, а) усталостным испытаниям при симметричном цикле нагружения (консольный изгиб) подвергали крупномасштабные образцы сечением 200×30 мм с поперечными ребрами, приваренными угловыми швами. Образцы изготавливали из низкоуглеродистой стали М16С ($\sigma_t = 270$ МПа, $\sigma_b = 440$ МПа). Остаточные сварочные напряжения растяжения в образцах достигали значений, близких к пределу текучести стали.

Во втором случае (рис. 5, б) усталостным испытаниям при тех же условиях нагружения подвергали образцы сечением 200×26 мм со стыковым соединением (низколегированная сталь 10Г2С1: $\sigma_t = 373$ МПа, $\sigma_b = 534$ МПа). Так же как и в первом случае, остаточные сварочные напряжения растяжения в образцах достигают значений, близких к пределу текучести стали.

В третьем случае (рис. 5, в) при тех же условиях нагружения испытывали образцы сечением 200×30 мм со стыковым соединением, пересекаемым продольными наплавками (низкоуглеродистая сталь М16С: $\sigma_t = 268$ МПа, $\sigma_b = 448$ МПа). В отличие от предыдущих образцов, в данном случае остаточные сварочные напряжения растяжения в образцах не превышали ≈ 150 МПа. Пониженный уровень остаточных напряжений в образцах обусловлен их перелакацией под воздействием статической перег-

рузки, выполнявшейся перед усталостными испытаниями образцов.

Приведенные на рис. 5–7 данные свидетельствуют об удовлетворительном соответствии расчетных кривых усталости сварных соединений, полученных по предложенной методике, и результатов усталостных испытаний однотипных соединений как с предельными остаточными напряжениями растяжения, так и со значительно меньшими остаточными напряжениями.

Выводы

1. Разработана методика компьютерного построения базовых кривых усталости для различных типов сварных соединений согласно классификации РД 50-694-90 на основе использования соответствующих диаграмм предельных напряжений, приведенных в РД.

2. Разработана методика построения расчетных кривых усталости сварных соединений эксплуатируемых металлоконструкций на основе изменения положения соответствующих базовых кривых усталости в зависимости от экспериментально установленных для данной металлоконструкции характеристик цикла переменного нагружения, значения коэффициента концентрации напряжений соединения, установившегося уровня остаточных сварочных напряжений и механических свойств металла.

3. Создано программное обеспечение для персонального компьютера, в котором реализована предложенная последовательность определения расчетных кривых усталости для сварных соединений эксплуатируемых металлоконструкций с целью последующей расчетной оценки их остаточного ресурса.

4. Выполненное сопоставление расчетных кривых усталости сварных соединений, полученных по предложенной методике, с результатами усталостных испытаний крупномасштабных образцов из низкоуглеродистой стали М16С и низколегированной стали 10Г2С1 свидетельствует об их удовлетворительном соответствии.

1. МУ. Надежность в технике. Вероятностный метод расчета на усталость сварных конструкций. РД 50-694-90. — М.: Изд-во стандартов, 1991. — 84 с.
2. Труфяков В. И. Усталость сварных соединений. — Киев: Наук. думка, 1973. — 216 с.
3. Прочность сварных соединений при переменных нагрузках / Под ред. В. И. Труфякова. — Киев: Наук. думка, 1990. — 256 с.
4. Trufyakov V. I., Mikheev P. P., Kudryavtsev Y. F. Fatigue strength of welded structures. Residual stresses and improvement treatments. — Harword: Acad. publ. GmbH, 1995. — 100 p.
5. Gurney T. R., Maddox S. I. Determination of Fatigue design stresses for welded structures from an analysis of data // Metal Construction and British Welding J. — 1972. — 4, № 11. — P. 418–422.

A procedure was developed of plotting design S-N curves for the main types of welded joints for in-service structures, using a specially developed software for PC. Obtained design S-N curves of welded joints were compared with the results of fatigue testing large-scale specimens.

Поступила в редакцию 21.01.2004



ВОССТАНОВЛЕНИЕ ПОДВИЖНОЙ ЩЕКИ ДРОБИЛКИ

В. Д. ПОЗНЯКОВ, В. М. КИРЬЯКОВ, Ю. В. ДЕМЧЕНКО, кандидаты техн. наук, А. В. КЛАПАТОК, инж.
(Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены основные подходы, реализованные в процессе восстановления литых металлоконструкций сложной формы из стали типа 35Л, в которых в процессе длительной эксплуатации образовались макро- и микроповреждения. Приведено описание последовательности выполнения технологических операций при ремонте подвижной щеки.

Ключевые слова: ремонтная сварка, среднеуглеродистая сталь, кристаллизационные трещины, холодные трещины, остаточные сварочные напряжения, погонная энергия сварки, металл шва, химическая неоднородность

На Шаргородском щебневом заводе для первичного дробления гранита плотностью, превышающей $3000 \text{ кг}/\text{м}^3$, с 1991 г. используется щековая дробилка с простым качением подвижной щеки. Она изготовлена в Болгарии в 1990 г. и является уникальной металлоконструкцией, предназначеннной для первичного дробления песчаных пород плотностью до $2400 \text{ кг}/\text{м}^3$. Она состоит из следующих основных элементов: станины, подвижной и неподвижной щек, шатуна, распорных плит с за-мыкающими пружинами, неподвижного упора и др. (рис. 1). В соответствии с технической ха-

рактеристикой дробилка рассчитана на 20 лет безотказной работы. В производственном цикле изготовления щебня она является наиболее важным элементом и ее выход из строя неизбежно приводит к остановке завода.

В 2003 г. (через 12 лет после начала работы) произошло разрушение одной из распорных плит и подвижной щеки дробилки. Более раннее, чем предусмотрено нормативной документацией, исчерпание ресурса дробилки, по-видимому, обусловлено особенностями ее эксплуатации. Поскольку плотность гранита существенно больше плотности материалов, для дробления которых предназначено это оборудование, то на его основные несущие элементы (распорную плиту и подвижную щеку)

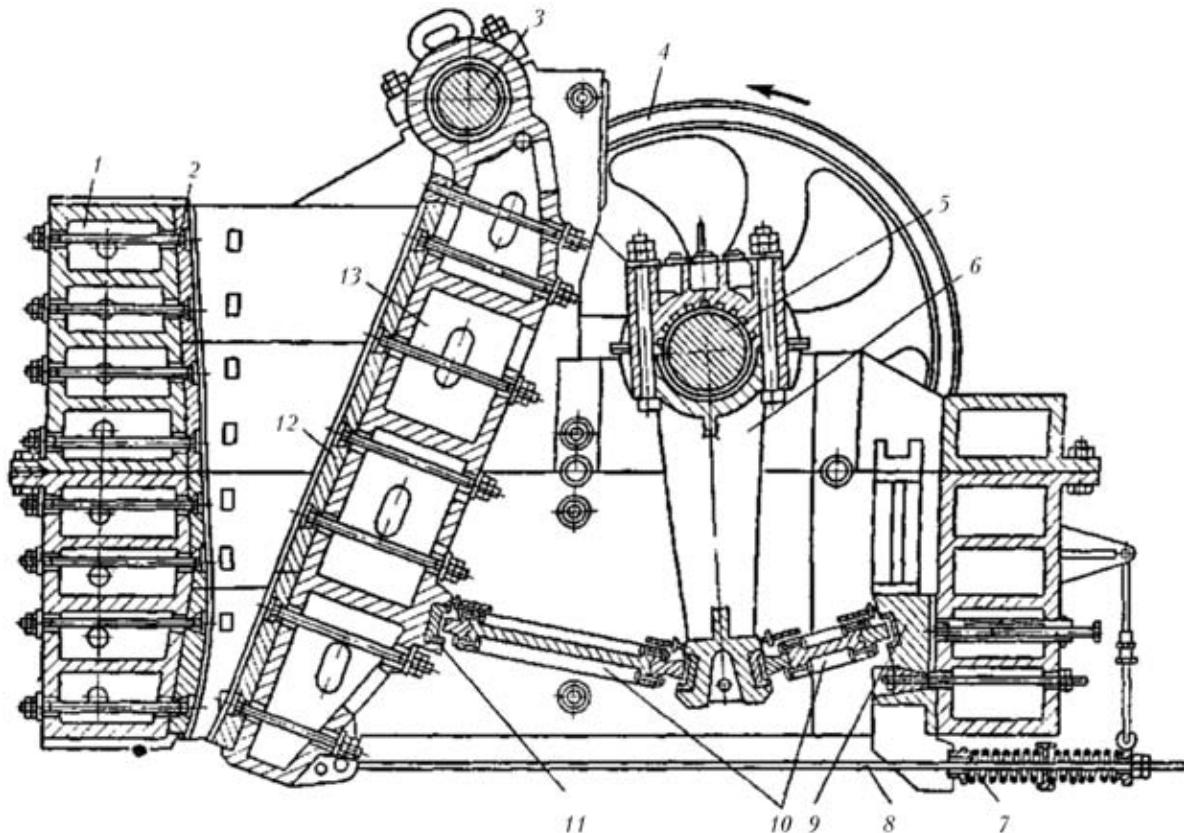


Рис. 1. Схема щековой дробилки: 1 — станина; 2 — бронеплита на неподвижной щеке; 3 — ось; 4 — маховик; 5 — эксцентриковый вал; 6 — шатун; 7 — пружина; 8 — тяга; 9 — регулировочное устройство; 10 — распорные плиты; 11 — вкладыш; 12 — бронеплиты; 13 — подвижная щека

увеличились нагрузки. В результате этого произошло их разрушение.

Распорная плита — это сменная пластина прямоугольного сечения. Ее замена не вызывает особых проблем. Подвижная щека является литой сотовой конструкцией сложной конфигурации и массой более 7 т. Изготовление новой щеки требует значительных материальных затрат и самое главное остановки производства на неопределенное время.

В связи с этим возникла необходимость в разработке альтернативных способов восстановления работоспособности дробилки, более дешевых и менее затратных по времени. Было принято решение произвести восстановление целостности подвижной щеки с помощью сварки, которая может выполняться на месте работы конструкции в короткий срок и при относительно небольших материальных затратах.

До разработки рабочей технологии ремонта специалистами НТК «ИЭС им. Е. О. Патона» выполнен осмотр разрушенных элементов подвижной щеки, определен химический состав и проведены металлографические исследования литого металла.

Внешний осмотр подвижной щеки показал, что разрушение произошло на участке ее примыкания к распорной предохранительной плите (рис. 2). Первоначально под воздействием ударных нагрузок в верхнем поясе щеки толщиной 50 мм образовалась усталостная трещина. Впоследствии она увеличилась и поразила верхний пояс практически по всей его длине. Затем усталостное разрушение инициировало хрупкое лавинообразное разрушение вертикальных ребер и нижнего пояса щеки (рис. 3).

Состояние литого металла после длительной эксплуатации оценивали по результатам исследований проб металла, которые были взяты из поврежденных участков подвижной щеки. Одну часть проб использовали для определения химического состава, а другую — для приготовления шлифов и металлографических исследований.

Химический состав металла определяли на установке «Спектровак-1000». Установлено, что металл, из которого изготовлена подвижная щека дробилки, соответствует отечественной стали 35Л и содержит 0,36...0,41 % С; 0,36...0,40 % Si; 0,50...0,58 % Mn; 0,024 % S; 0,034 % P.

Структуру и неметаллические включения исследовали на микроскопе «Neophot-32», а микротвердость металла определяли на твердомере фирмы «Leco» при нагрузке 50 г. Поверхность раздела изучали на растровом электронном микроскопе JSM-840, снабженном микроанализатором «Линк».

Анализ шлифов в полированном состоянии позволил выявить характерные для литого металла неметаллические включения сульфидов марганца, двойные железомарганцевые сульфиды, сульфостекла сложного состава, диоксиды кремния и оксиды железа. Загрязненность металла сульфидами оценивается 2–4 баллами, а оксидами — 3–4 по ГОСТ 1778. В металле также обнаружены дефекты в виде многочисленных пустот в районе расположения мелкодисперсных сульфидов и оксидов.

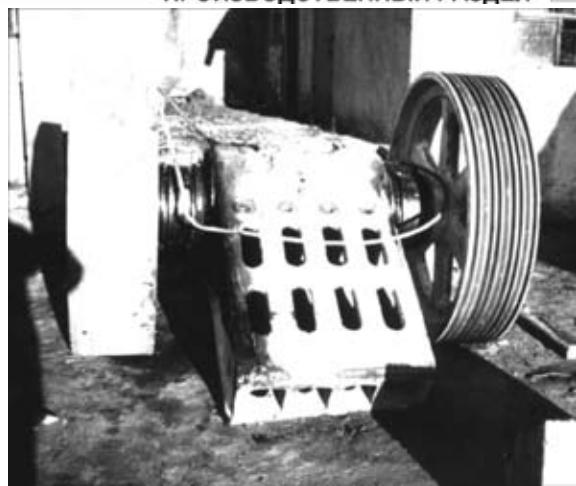


Рис. 2. Общий вид разрушенного узла щековой дробилки

Дальнейшее изучение микроструктуры литого металла осуществляли после химического травления микрошлифов в 4%-м спиртовом растворе азотной кислоты. Исследования показали, что микроструктура металла неоднородна, состоит из феррита и перлита с микротвердостью $HB_{0,05}$ соответственно 1105...1320 и 1810...1980 МПа. Размер зерен соответствует 1–2 баллам по ГОСТ 5639.

Анализ поверхности металла подтвердил, что разрушение происходило по двум механизмам. Первоначально в подвижной щеке образовалась и развивалась усталостная трещина, о чем свидетельствует наличие в этом участке явно выраженного ручьевистого узора. Затем трещина начала развиваться по механизму хрупкого разрушения с характерным для него прямым (нормальным к поверхности) изломом с относительно малым уровнем пластической деформации и низкой поглощенной энергией. В этом случае трещина распространяется, как правило, с большой скоростью.

Таким образом, проведенные исследования выявили ряд следующих особенностей, которые необходимо учитывать при разработке технологических процессов ремонтной сварки подвижной щеки дробилки:

повышенное содержание углерода в металле;
химическую и структурную неоднородность литого металла;



Рис. 3. Внешний вид поверхности раздела (разрушения) подвижной щеки дробилки: 1 — участок с усталостным разрушением; 2 — участок с хрупким разрушением



наличие участков с дефектами литья;
наличие в местах примыкания ребер жесткости к верхнему и нижнему поясам щеки участков с микро- и макротрецинами;
 затрудненный доступ к внутренним ребрам жесткости щеки.

Повышенное содержание углерода в стали уже само по себе предопределяет трудности при сварке: низкую стойкость металла шва против возникновения кристаллизационных трещин, возможность образования закалочных структур в металле ЗТВ и, как следствие, — холодных трещин. В этом случае сварку среднеуглеродистых сталей следует выполнять с предварительным подогревом до температуры 200...350 °C [1]. Однако из-за большой толщины металла и общей массы конструкции, а также условий выполнения работ на заводе это реализовать не представлялось возможным.

Исследования показали, что исключить образование кристаллизационных и холодных трещин в ремонтных сварных соединениях можно и при более низких температурах подогрева. Для этого необходимо ограничить содержание углерода в металле шва и снизить уровень остаточных растягивающих напряжений в сварных соединениях.

Проанализировав возможные пути насыщения металла шва углеродом, было решено, что для удаления трещин и разделки кромок следует использовать специализированные электроды для разделительной резки, а в качестве сварочных материалов — электроды, способствующие получению наплавленного металла с пластичностью $\delta_5 \geq 30\%$ и содержанием углерода не более 0,07 %. При этом режимы сварки должны обеспечивать минимальное проплавление основного металла и максимальное значение коэффициента формы шва.

Как показывает анализ отечественных и зарубежных публикаций [2–5], посвященных вопросам проведения ремонтно-восстановительных работ металлоконструкций различного назначения, высокий уровень остаточных напряжений в сварных соединениях является одной из основных причин их преждевременного разрушения, которое может произойти как на стадии выполнения ремонтных работ, так и непосредственно в процессе их последующей эксплуатации. Для снятия сварочных напряжений, как правило, используют высокотемпературный отпуск изделия. Однако, учитывая конструктивные особенности восстанавливаемого изделия и технические возможности предприятия, на котором выполнялся ремонт, следовало найти альтернативные термообработке пути снижения остаточных сварочных напряжений. Это потребовало проведения специальных исследований, основанных на моделировании процессов ремонтной сварки толстолистовых конструкций.

Характерная черта ремонтных соединений — их большая жесткость. Поэтому исследовали протекание термодеформационных процессов в жесткозакрепленных соединениях в зависимости от условий сварки, а также изучали влияние различных видов послесварочной обработки на возможность регулирования напряженного состояния в сварных соединениях. Это позволило установить следующее.

При традиционной сварке в жесткозакрепленных соединениях формируются продольные и поперечные напряжения, уровень которых достигает 0,8...0,9 σ_т основного металла. Снижения напряжений на 30...40 % можно достичь за счет проковки металла шва специализированным инструментом.

Весьма эффективным оказалось регулирование сварочных напряжений посредством выбора определенной последовательности наложения швов при заполнении разделки, что также способствует снижению напряженного состояния соединения. Сочетание этих двух подходов дает возможность снизить остаточные напряжения растяжения в восстанавливаемых элементах до уровня, который не превышает 0,3...0,4 σ_т.

Восстановление целостности внутренних технологических ребер жесткости, к которым затруднен доступ, потребовало использования особых технических решений. В данном случае сварку осуществляли специализированными высокопроизводительными электродами с высокоосновным покрытием, которые обеспечивают хорошие показатели сварочно-технологических характеристик и необходимый комплекс свойств наплавленного металла.

Сварку выполняли ванным способом. Шов требуемой конфигурации формировался за счет использования специальной оснастки, разработанной для ванной сварки, а также электродов, обеспечивающих высокую жидкотекучесть шлака.

По результатам исследований разработаны общие технические решения по восстановлению подвижной щеки дробилки, а также общие подходы к технологии ремонтной сварки. При этом учтены сложный характер разрушения, повышенное содержание углерода в свариваемом металле, а также химическая и структурная неоднородность литья, наличие участков с микро- и макротрецинами, неблагоприятно формирующиеся поля напряжений, вызванные процессом сварки, и условия нагружения данного узла.

Технологический процесс ремонта включал следующие операции:

определение методами неразрушающего контроля протяженности трещин в местах сопряжения вертикальных ребер жесткости с нижним и верхним поясами подвижной щеки;

удаление трещин, образовавшихся в местах сопряжения вертикальных ребер жесткости с нижним и верхним поясами подвижной щеки, разделка кромок и заварка сформированной разделки;

формирование разделки кромок настыкуемых частях подвижной щеки;

сборку разрушенных элементов подвижной щеки;

сварку в соответствии с рекомендациями, разработанными в ИЭС им. Е. О. Патона, в процессе которой использовали 230 кг электродов;

работы по снижению уровня остаточных напряжений в сварных соединениях;

снятие заподлицо с основным металлом усиления швов;

неразрушающий контроль сварного соединения;



восстановление наплавкой упоров для броневой плиты и поверхности сопряжения подвижной щеки с броневой плитой;

зачистку наплавленной поверхности подвижной щеки для обеспечения плотного контакта между подвижной щекой и броневой плитой.

Восстановительные работы, проведенные в апреле 2003 г. на Шаргородском щебневом заводе, длились шесть дней при трехсменном режиме. Для выполнения привлечены высококвалифицированные сварщики.

Восстановленная подвижная щека в настоящее время работает в режиме нагрузок, которые превышают проектные.

Опыт, накопленный при ремонте подвижной щеки дробилки, показал, что комплексный подход к решению технической задачи, включающий оценку состояния металлоконструкции, моделирование технологических процессов, авторский надзор за

ходом работ, к выполнению которых привлекаются специализированные организации, позволяет в короткий срок и с высоким качеством обеспечить восстановление и продление ресурса уникальных конструкций сложной конфигурации.

1. Справочник сварщика / Под ред. В. В. Степанова. — 3-е изд. — М.: Машиностроение, 1975. — 250 с.
2. Irving R. R. Can industry afford the high cost of weld repair // Iron Age. — 1980. — № 3. — Р. 49–55.
3. Ларионов В. П. Электродуговая сварка конструкций в северном исполнении. — Новосибирск: Наука, 1986. — 168 с.
4. Dixter R. J., Kelly B. A. Research on repair and improvement methods // IIW 50-th Annual assembly conf. on performance of dynamically loaded welded structures (San-Francisco, July 14–15, 1997). — San-Francisco, 1997. — Р. 3–5.
5. Повышение прочности и долговечности горных машин / А. В. Докукин, П. В. Семенчук, Е. Е. Гольдбухт, Ю. А. Зислин. — М.: Машиностроение, 1982. — 224 с.

The main approaches are considered, which were implemented during reconditioning complex-shaped cast metal structures of steel of 35L type, in which macro- and microdamage were developed during long-term service. Description of the sequence of process operations during repair of a movable jaw is given.

Поступила в редакцию 23.02.2004

НОВОСТИ НКМЗ

НКМЗ расширяет номенклатуру кранового оборудования

Новокраматорский машиностроительный завод (г. Краматорск, Донецкой обл.) на Новолипецком металлургическом комбинате (Россия) сдает в промышленную эксплуатацию мостовой кран с поворотным крюком грузоподъемностью 50/12,5 т. Еще один кран — колодцевый грузоподъемностью 10/10 т с новокраматорской маркой введен в строй действующих на «Криворожстали» (Украина). Готовится к испытаниям и отгрузке Соколово-Сарбайскому горно-обогатительному комбинату (Казахстан) мостовой перегружатель козлового типа грузоподъемностью 16 т.

В настоящее время завод приступает к проектированию крановых кранов грузоподъемностью 64/46 т с поворотными траверсами для Мариупольского меткомбината им. Ильича. Совместно с немецкой специализированной фирмой «Кранбау Эберсвальде» впервые начинается изготовление двух порталных кранов.

Конструкция этих машин отвечает самым современным требованиям, обеспечивает повышение производительности, расширение зон обслуживания, надежность и удобства в эксплуатации. И это далеко не полный перечень подъемно-транспортного оборудования с новокраматорской маркой, востребованного рынком. Сегодня НКМЗ готов к выпуску кранов как стандартного общепромышленного применения, так и специального назначения. Для горнорудной и обогатительной отраслей — это козловые и полукозловые краны, угольные и рудные грейферные перегружатели. Для металлургической, машиностроительной и других отраслей — крановые, слябовые, посадочные, магнитные с поворотными органами и тележками, пратцен-краны, литьевые, завалочные, мульдовые и т. д.

Пресс-служба НКМЗ



ГИДРАТАЦИЯ ФЛЮСОВ С ЛОКАЛЬНО ИЗМЕНЕННЫМ ХИМИЧЕСКИМ СОСТАВОМ ЗЕРЕН

В. Г. КУЗЬМЕНКО, д-р техн. наук (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины),
В. И. ГУЗЕЙ, инж. (Киев. город. гос. администрация)

Приведены результаты исследований особенностей гидратации ряда марок стандартных сварочных плавленых флюсов, подвергнутых в исходном состоянии термической фторирующей обработке в газообразной среде, содержащей HF. Образование малогидратирующего слоя на поверхности зерен флюсов резко снижает их склонность к влагопоглощению. Особенно эффективна такая обработка применительно к флюсам основного типа, а также имеющим пемзовидную структуру зерен.

Ключевые слова: электродуговая сварка, флюсы, гидратация, фторирующая обработка

Наличие излишней влаги во флюсах при сварке способствует перенасыщению металла сварочной ванны и шва водородом, что приводит к пористости и существенному снижению уровня его механических свойств. Поэтому ограничение склонности к гидратации — одна из основных задач, которую следует решать при разработке и использовании сварочных флюсов [1].

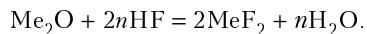
Существуют несколько путей решения этой задачи. Первый состоит во введении в состав флюсов малогидратируемых компонентов. В перечне та-ковых представлены оксиды кремния, алюминия, титана, циркония и фториды, наиболее широко применяющиеся при составлении флюсов. Они в меньшей степени склонны к гидратации. Однако некоторые компоненты усиливают поглощение влаги флюсами, например, оксиды щелочных и щелочноземельных металлов, и, в частности, наиболее часто присутствующий в плавленых флюсах оксид кальция. Путь, при котором ограничивают степень гидратации флюсов благодаря выбору соответствующих компонентов, достаточно эффективен и широко используется при разработке флюсов кислого и нейтрального типов. Однако возникают значительные сложности при разработке высокотехнологичных сварочных флюсов основного типа, где присутствие кислых оксидов ограничено, но зато достаточно полно представлены оксиды основного типа.

Второй путь — это нанесение на поверхность зерен флюсов слоя из веществ, обладающих герметизирующими и гидрофобизирующими свойствами [2]. Такая обработка также значительно снижает влагопоглощение. Для этого требуется проведение специальной дополнительной обработки флюса, но при этом в него могут быть внесены такие нежелательные примеси, как азот, углерод и пр. Кроме того, подобные покрытия термически недостаточно стойки, что ограничивает термообработку флюсов.

Возможен еще один путь решения этой задачи. Он предусматривает перераспределение компонен-

тов в пределах объема зерна флюса, в результате чего менее склонные из них к гидратации располагаются на поверхности зерен. При этом образуется барьерный слой, защищающий внутренний объем зерен флюса от взаимодействия с воздухом. По-видимому, при использовании существующей технологии обеспечить такое перераспределение компонентов в объеме зерна флюсов невозможно. Поэтому нами рассматривалась возможность достижения этой цели за счет специальной обработки, обеспечивающей замещение в поверхностном слое зерен флюса кислорода фтором.

Известно, что фтор и фтористый водород HF энергично взаимодействуют с оксидами, образуя соответствующие фториды [3]. Реакция фтористого водорода с оксидами может быть представлена в виде



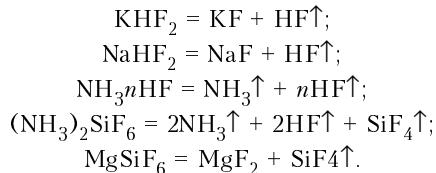
При компоновке составов флюсов предпочтительно использовать такие оксиды, как SiO_2 , MnO , CaO , Al_2O_3 , MgO , TiO_2 , ZrO_2 , FeO , K_2O , Na_2O . Им соответствуют следующие фториды: SiF_4 , MnF_2 , MnF_3 , CaF_2 , AlF , AlF_3 , MgF_2 , TiF_2 , TiF_3 , ZrF , ZrF_2 , ZrF_3 , FeF_2 [3]. Почти все перечисленные фториды при достаточно высокой температуре находятся в твердом состоянии, за исключением тетрафторида кремния SiF_4 , который при нормальной температуре образует газ [3, 4]. Тем не менее, тетрафторид кремния может также образовывать достаточно устойчивое соединение типа MeSiF_6 [3]. Все указанные фториды формируются в поверхностном слое зерен флюсов, а их твердое состояние предопределяет достаточно высокую степень термической стойкости и прочность связи с материалом зерна флюса. Такой флюс может быть получен как в результате взаимодействия с водными фторсодержащими растворами, так и при обработке соответствующими газообразными реагентами. По-видимому, последний вариант предпочтительнее благодаря более эффективному контакту газа с обрабатываемой поверхностью, снижению уровня диффузионных ограничений химической реакции и возможности совмещения обработки флюса фторсодержащими газами с его прокалкой. При этом насыщение флюсов фтором будет определяться

диффузией фторсодержащего газа в зерно флюса и зависит от скорости его химической реакции с оксидами. Распределение содержания фтора в зерне флюса может быть представлено выражением [5]:

$$C_F = C_{F_1} \exp[-\sqrt{K/Dx}],$$

где C_{F_1} — концентрация фтора на поверхности зерна флюса; K — константа скорости химической реакции газообразного реагента с веществом флюса; D — коэффициент диффузии газа в объеме зерна флюса; x — расстояние от поверхности зерна до рассматриваемой точки. Согласно приведенной выше формуле, в результате фторирующей обработки флюса можно ожидать образование слоя, в котором содержание фтора будет максимальным на поверхности и монотонно убывающим по мере продвижения в глубь зерна [5]. При этом эффект фторирующей обработки усиливается у флюсов основного типа, особенно имеющих развитую поверхность (пемзовидное строение зерен).

В качестве фторирующих реагентов в химической промышленности применяют газообразные фтор и фтористый водород. Однако использовать их для обработки флюсов достаточно сложно и требует соблюдения определенных мер безопасности. По-видимому, для этих целей предпочтительнее твердые при нормальной температуре и легкоразлагающиеся при нагреве соли фтористо-водородной кислоты такие, как KHF_2 , NaHF_2 , NH_3nHF , $(\text{NH}_3)_2\text{SiF}_6$, MgSiF_6 :



Наиболее пригодны в качестве источника фторсодержащих газов соли аммония, поскольку имеют низкую (несколько выше 100 °C) температуру разложения и образуют при этом только газообразные продукты [3].

Нами проводились исследования склонности к гидратации стандартных флюсов 13 марок (АН-348-А, АН-20С, АН-18, АН-20П, АН-60, АН-26П, 48-ОФ-10, АН-22, АН-47, АН-26С, ОСЦ-45М, АН-65, АН-15) в исходном состоянии, а некоторых из них после фторирующей обработки. Исходные флюсы прокаливали при температуре 500 °C и затем помещали в экскатор, заполненный водой, где обеспечивалась влажность, близкая к 100 %, и температура приблизительно 20 °C. Продолжительность выдержки флюсов в экскаторе составляла 9 сут. Каждые сутки в одно и то же время производили взвешивание навесок (с точностью $1 \cdot 10^{-5}$ г), результаты которого представлены на рис. 1. Одновременно в том же экскаторе выдерживали и подвергали периодическому контролю изменения массы флюсов марок АН-20П, АН-348-А, АН-60, 48-ОФ-10, АН-26П, АН-22, АН-65 и АН-15. Все они были предварительно подвергнуты фторирующей обработке, которая состояла в про-

калке смеси флюса каждой отдельно взятой марки с 5 % фторида аммония NH_4F в закрытой емкости при температуре 500 °C в течение 1 ч. Кинетика изменения массы навесок фторированных флюсов в процессе увлажнения представлена на рис. 2, кривые 8–13. Поскольку в течение 10 сут наблюдали относительно низкое приращение массы флюсов, выдержка фторированных флюсов в экскаторе была увеличена до 18 сут. Как видно на рис. 1, процесс влагопоглощения стандартных флюсов происходил в два этапа. Максимальное приращение массы флюсов наблюдали в первые сутки. При этом наибольшую склонность к гидратации проявляли флюсы основного типа (АН-15), особенно с пемзовидным строением зерна (48-ОФ-10). Сам фактор наличия такой структуры зерен является определяющим для усиления влагопоглощения даже у ярко выраженных кислых флюсов (АН-60). Дальнейшая выдержка стандартных флюсов в экскаторе оказывается на увеличении их влагопоглощения незначительно, носит монотонный характер и при этом проявляется тенденция к насыщению их влагой.

Характер изменения влагопоглощения флюсов, подвергнутых фторирующей обработке, принципиально отличается от такового у стандартных флюсов (рис. 2). У последних уровень насыщения влагой в первые сутки выдержки в 4...10 раз меньше, особенно у флюсов основного типа (АН-15), а также у основных (48-ОФ-10) и кислых флюсов (АН-60) с пемзовидной структурой зерен. Для флюсов кислого и нейтрального типов со стекловидной струк-

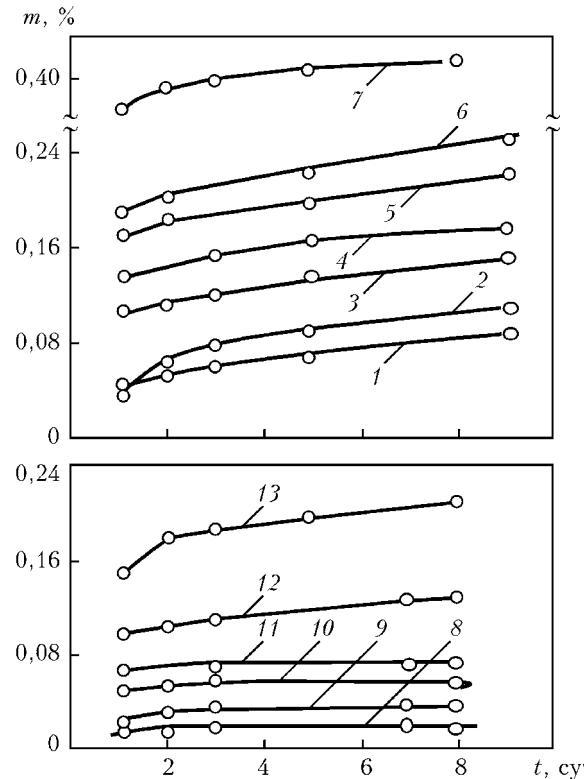


Рис. 1. Кинетика гидратации стандартных флюсов различных марок: АН-20С (1), АН-348-А (2), АН-18 (3), АН-20П (4), АН-60 (5), АН-26П (6), 48-ОФ-10 (7), АН-22 (8), АН-47 (9), АН-26С (10), ОСЦ-45М (11), АН-65 (12), АН-15 (13); m — увеличение массы флюса; t — время выдержки

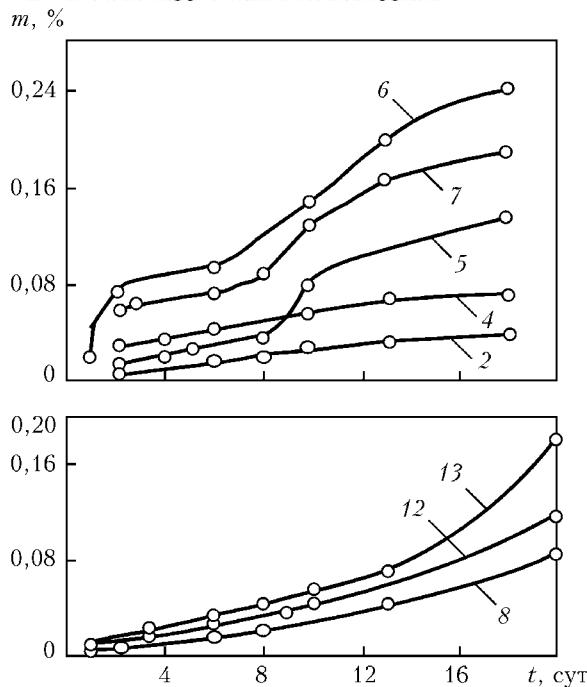


Рис. 2. Кинетика гидратации стандартных флюсов различных марок (см. обозначения на рис. 1), прошедших фторирующую обработку при температуре 500 °C в смеси с 5 % NH₄F

турой зерен этот показатель значительно (в 3...4 раза) увеличивается. Характер поведения фторированных флюсов при дальнейшей выдержке также имеет существенные отличия. На 8–10-е сут наблюдается некоторое увеличение массы образцов. Это, по-видимому, связано с частичным проникновением влажного воздуха через защитный барьер, образованный высокофтористым слоем на поверхности зерен флюсов. Далее скорость увлажнения образцов несколько возрастает. Тем не менее, даже после выдержки в течение 18 сут приращение влаги в образцах фторированных флюсов в 1,5...2,0 раза

Investigation results on peculiarities of hydration of some grades of welding fluxes, e.g. fused ones and those subjected to preliminary thermal fluorination treatment in a gaseous environment containing HF, are presented. Formation of a low-hydrated layer on the surface of flux grains leads to a dramatic decrease in their susceptibility to moisture absorption. This treatment is especially efficient for fluxes of the basic type and those that have a porous grain structure.

ниже, чем у необработанных флюсов после выдержки в течение 8 сут.

Обобщая полученные результаты сравнительных исследований характера гидратации ряда стандартных и подвергнутых фторирующей обработке сварочных флюсов, можно заключить, что такая обработка является эффективным средством ограничения насыщения их влагой. Флюсы, подвергнутые обработке, могут использоваться без прогревки по крайней мере в течение двух-трех недель с момента изготовления.

Выводы

1. Фторирующая термическая обработка ряда стандартных сварочных флюсов в среде, содержащей газообразные фториды HF, приводит к образованию зерен с локально измененным химическим составом, что происходит вследствие замещения кислорода фтором в их поверхностном слое.

2. В связи с образованием на поверхности зерен флюсов малогидратируемого защитного слоя из фторидов склонность их к гидратации во время выдержки во влажной атмосфере снижается в 2...4 раза.

3. Особенно эффективна фторирующая обработка применительно к флюсам основного типа, а также к флюсам, имеющим пемзовидную структуру зерен, для которых проблема гидратации особенно актуальна.

- Подгаецкий В. В., Люборец И. И. Сварочные флюсы. — Киев: Техника, 1984. — 167 с.
- А. с. 492368 СССР, МКИ В 23 к 35/36. Способ грануляции флюса / В. С. Бендер, С. Д. Макеев, В. И. Галинич и др. — Опубл. 25.11.75; Бюл. № 43.
- Рысс И. Г. Химия фтора и его неорганических соединений. — М.: Госхимиздат, 1956. — 718 с.
- Уилкс К. Е., Блок Ф. Е. Термодинамические свойства 65 элементов, их окислов, галогенидов, карбидов и нитридов. — М.: Металлургия, 1965. — 240 с.
- Жуковицкий А. А., Шварцман Л. А. Физико-химические основы металлургических процессов. — М.: Металлургия, 1973. — 392 с.

Поступила в редакцию 08.01.2004

ОПТИЧЕСКИЕ ГЕНЕРАТОРЫ СВЕТОВОЙ ПЛОСКОСТИ ДЛЯ СРЕДСТВ ТЕХНИЧЕСКОГО ЗРЕНИЯ СИСТЕМ АВТОМАТИЗАЦИИ ДУГОВОЙ СВАРКИ

Ф. Н. КИСИЛЕВСКИЙ, д-р техн. наук, **Е. В. ШАПОВАЛОВ**, инж. (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены возможные способы построения оптических генераторов световой плоскости, которые могут использоваться в триангуляционных системах технического зрения систем автоматизации дуговой сварки, приведены некоторые сравнительные характеристики различных видов оптических генераторов световой плоскости и рекомендации относительно их применения к различным видам разделки.

Ключевые слова: дуговая сварка, автоматизация процессов, система технического зрения, световая плоскость, измерение зазора, линия соединения, стык с разделкой

В качестве датчиков обратной связи в системах автоматизации технологических процессов дуговой сварки применяются различные виды сенсоров. По принципу действия они классифицируются на дуговые, вихревоковые, тактильные, оптические и др. К основным достоинствам оптических сенсоров относится бесконтактность, информативность, точность. Благодаря этим качествам оптические сенсоры являются незаменимыми при решении различных задач автоматизации сварочного производства, неразрушающего контроля, сборочного производства и т. п.

В последние годы в связи с интенсивным развитием вычислительной техники и электроники стало возможным применение оптических сенсоров для управления процессом дуговой сварки в судостроении, трубном производстве, авиационной и космической промышленности и т. п.

Большинство оптических сенсоров построено на основе метода триангуляции (рис. 1). Более подробно принцип работы таких сенсоров описан в работах [1–5]. Одним из основных элементов оптического сенсора, базирующегося на методе триангуляции, является оптический генератор световой плоскости (ОГСП). При пересечении световой плоскости 6 со свариваемыми поверхностями 5 образуется световая полоса 4.

Целью данной работы является рассмотрение возможных способов построения ОГСП, а также сравнение некоторых технических характеристик различных видов ОГСП.

Известно несколько способов построения ОГСП: путем механической развертки лазерного луча; многократного преломления лазерного луча в системе призм;

с помощью конического призменного концентратора;

путем использования специализированной линзы LGL (Line Generator Lens);

путем использования цилиндрической оптики.

При построении ОГСП с механической разверткой луча лазерный диод (лазерный модуль) обычно закрепляется неподвижно, а зеркало осуществляет возвратно-вращательные движения.

ОГСП с механической разверткой луча имеют ряд существенных недостатков, что ограничивает их применение:

наличие подвижных частей и дополнительного электронного блока, управляющего разверткой лазерного луча;

неравномерная яркость световой полосы, вызванная тем, что скорость перемещения пучка света на краях и в центре полосы отличается;

большие габариты и значительная масса.

Частота колебания зеркала должна быть больше частоты кадровой развертки видеокамеры и обычно составляет 300...400 Гц. ОГСП с механической разверткой имеют низкую надежность и из-за своих недостатков практически не применяются.

Достаточно интересным способом получения световой плоскости является многократное преломление лазерного луча в системе призм (рис. 2). На рисунке показан ход лучей в оптической системе, состоящей из десяти призм (материал — плавленый кварц).

Для снижения потерь ввода луча в призму осуществляется под углом Брюстера:

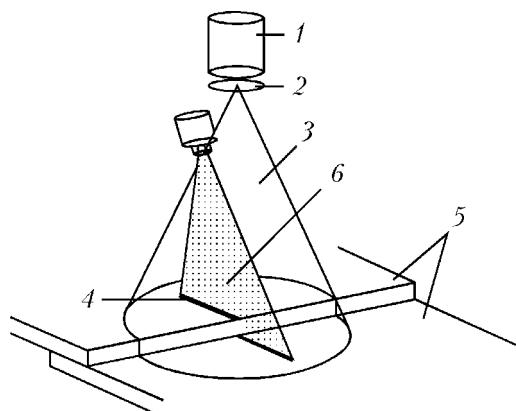


Рис. 1. Схема сенсора, работающего по методу светового сечения: 1 — видеокамера; 2 — интерференционный светофильтр; 3 — ОГСП; 4 — световая полоса; 5 — свариваемые поверхности; 6 — световая плоскость



ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ РАЗДЕЛ

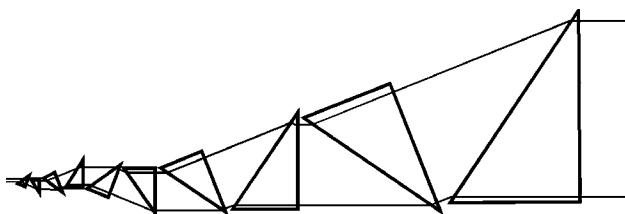


Рис. 2. Ход лучей в системе призм

$$\operatorname{tg} \theta_{\text{Бр}} = \frac{n_2}{n_1},$$

где $\theta_{\text{Бр}}$ — угол Брюстера; n_2 , n_1 — показатели преломления.

Снижение потерь обусловлено тем, что у волны, электрический вектор которой лежит в плоскости падения, отраженная волна при угле падения $\theta_{\text{Бр}}$ полностью отсутствует. Достоинством такого ОГСП является то, что выходящие лучи параллельны друг другу. Их совокупность образует световую плоскость, все лучи которой имеют одинаковую интенсивность.

К недостаткам следует отнести следующее:

- большие габариты осветителя. При диаметре входящего пучка 1,5 мм и ширине выходного пучка 60 мм минимальные габариты осветителя составляют 100×70×20 мм;

- значительные потери мощности излучения лазера при прохождении через систему призм, которые могут составлять до 35...40 % мощности. Их можно снизить с помощью использования просветленных призм.

Существуют также альтернативные полупроводниковым лазерам источники достаточно мощного излучения — суперлюминесцентные светодиоды (СД). Из отдельных СД можно сформировать матрицу, обеспечивающую световой поток достаточно высокой мощности. Недостатком является то, что излучение группы СД недостаточно монохроматическое. Ширина линии излучения по уровню 0,5 максимальной интенсивности составляет 25...30 нм, что на порядок шире, чем у полупроводниковых лазеров. В ИЭС им. Е. О. Патона разработан излучательный блок [1] на основе СД-матрицы (рис. 3). В матрицу диаметром 50 мм входило 37 СД HLMP-ED16TW000



Рис. 3. Излучательный блок на основе СД-матрицы

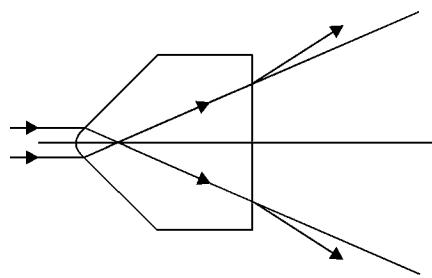


Рис. 4. Ход лучей в специализированной линзе

фирмы «Hewlett-Packard». Оценочная суммарная излучательная мощность такой матрицы составила 100...150 мВт ($\lambda_0 \approx 620...640$ нм).

В качестве оптико-физического и конструкционного решения оптимального оптического элемента, обеспечивающего повышение однородности излучения по сечению светового потока первичного излучателя (СД-матрицы) и преобразования светового потока в плоскость, выбран и реализован стеклянный конически призменный концентратор с входной апертурой диаметром 42 мм и выходной — в виде прямоугольника 15×0,4 мм (соотношение сторон 38:1). Недостатком этого ОГСП являются большие габариты и значительная масса.

В ИЭС им. Е. О. Патона был опробован ОГСП на основе специализированной линзы LGL (рис. 4) [5]. В качестве источника излучения применяется лазерный диод мощностью около 30 мВт, $\lambda_0 \approx 670$ нм. Кристалл полупроводникового лазера генерирует луч с расхождением 30...35° в одной плоскости и 9...10° в другой. В сечении этот пучок представляет собой эллипс с гауссовым распределением интенсивности излучения. Для получения равномерного светового потока диаметром 1,0...1,5 мм в ОГСП используется коллиматор, состоящий из трех микролинз.

Коллимированное излучение лазера разворачивается в линию с помощью специализированной линзы. Это устройство разворачивает излучение в линию по одной координате, угол расходности пучка лучей составляет 50° при фокусном расстоянии приблизительно 7 мм. На рис. 4 показан ход лучей такой линзы.

Одной из последних разработок ИЭС им. Е. О. Патона в области создания малогабаритных формирователей световой плоскости является ОГСП на основе цилиндрической микролинзы (рис. 5). В качестве источника излучения выбран лазерный модуль. В устройстве используется цилиндрическая микролинза с небольшим фокусным рассто-

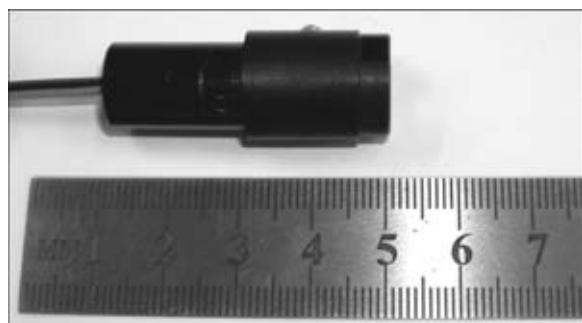


Рис. 5. ОГСП на цилиндрической микролинзе



янием. Оптическая схема ОГСП показана на рис. 6. Основными достоинствами ОГСП, построенного на цилиндрической микролинзе, являются минимальные габариты и масса. Длина всего ОГСП 36 мм, диаметр 15 мм, масса 30 г.

Для условий дуговой сварки наиболее приемлемыми ОГСП с учетом их характеристик (габаритные размеры, масса, стоимость, КПД оптического тракта) является ОГСП, построенные на цилиндрической оптике, и ОГСП, использующие специализированную линзу LGL. Перечисленные выше характеристики имеют одинаковые параметры для ОГСП обоих типов. Отличие состоит в том, что ОГСП, построенный на цилиндрической оптике, имеет нормальное распределение интенсивности излучения. Поскольку рассеивание уменьшается с увеличением углов падения световых лучей, то для обеспечения равномерного распределения яркости вдоль световой полосы ОГСП на цилиндрической линзе имеет смысл применять при сварке поверхностей с глубокой разделкой.

Для защиты видеокамеры от интенсивного излучения сварочной дуги применяются узкополосные интерференционные светофильтры с полосой пропускания $\lambda_{0,5} = 5 \dots 7$ нм. Коэффициент пропускания интерференционного светофильтра уменьшается с увеличением угла падения (ввода) лучей на этот светофильтр. Поэтому ОГСП, использующий специализированную линзу LGL, целесообразно применять тогда, когда требуется световая плоскость с большим углом раскрытия. Это связано с тем, что световая линия, образованная световым сечением, имеет большую интенсивность на краях, а не в центре, как у ОГСП на цилиндрической оптике. На изображении, полученном с помощью видеокамеры, такая световая полоса будет иметь практически равномерную яркость по всей длине.

ОГСП, построенные на конически призменном концентраторе и путем механической развертки

Possible methods of designing optical generators of the light plane, which may be used in triangulation systems of technical vision of systems of arc welding automation are considered, and some comparative characteristics of different kinds of optical generators in the light plane and recommendations on their application for different groove geometries are given.

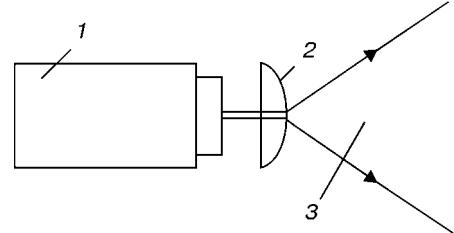


Рис. 6. Схема ОГСП на цилиндрической микролинзе: 1 — лазерный модуль; 2 — цилиндрическая линза; 3 — световая плоскость

лазерного луча используются редко из-за описанных выше недостатков.

ОГСП, построенные на цилиндрической оптике, или специализированной линзе LGL, имеют недостаток, сказывающийся на точности измерения зазора из-за непараллельности световых лучей. Если к средствам технического зрения предъявляются высокие требования по точности измерения зазорастыка, то, на наш взгляд, наиболее целесообразно использовать ОГСП на призмах.

1. Повышение качества слежения за стыком на основе технического зрения / Ф. Н. Кисилевский, Г. А. Бутаков, В. В. Долиненко и др. // Проблемы обеспечения качества в сварочном производстве: Материалы междунар. науч.-практ. конф. и выставки, Киев, 3–6 апр. 2001 г. — Киев, 2001. — С. 20–21.
2. Устинов Н. Г., Карпиленко А. В. Оптический сенсор для автоматической сварки // Автомат. сварка. — 1992. — № 7/8. — С. 37–40.
3. Boillot J.-P., Noruk J. The benefits of laser vision in robotic arc welding // Welding J. — 2002. — № 8. — P. 32–34.
4. Кисилевский Ф. Н., Притула С. И., Долиненко В. В. Система направления сварочной горелки по стыку с телевизионным датчиком // Автомат. сварка. — 2003. — № 1. — С. 51–52.
5. Система технического зрения для автоматических систем управления технологическим процессом дуговой сварки в судостроении / Е. В. Шаповалов, А. И. Ключко, И. В. Судзальев и др. // Лазеры. Измерения. Информация: Материалы конф., Спб., 25–26 июня 2003 г. — Спб., 2003. — С. 47–48.

Поступила в редакцию 02.02.2004



МЕТОДИКИ ВЫБОРА ПАРАМЕТРОВ ИМПУЛЬСНОЙ ПОДАЧИ ЭЛЕКТРОДНОЙ ПРОВОЛОКИ

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

Проанализирован ряд известных методик выбора основных параметров механизмов импульсной подачи электродной проволоки. Приведены методики расчета параметров импульсного управления переносом электродного металла, основанные на энергетических характеристиках дугового механизированного процесса и процесса подачи электродной проволоки. Доказано, что при выборе параметров импульсного движения электродной проволоки следует учитывать ограничения, определяющие устойчивость дугового процесса с импульсной подачей.

Ключевые слова: дуговая сварка, плавящийся электрод, механизированное оборудование, перенос электродного металла, управление, разбрзгивание, потери, механизм подачи, оптимизация, импульсы

В последнее время наращивается научная база [1] и появляются новые конструкторские разработки [2] для осуществления одного из перспективных способов управления переносом электродного металла при механизированных дуговых процессах сварки с импульсной подачей электрода. Последние технические решения в этом направлении позволяют осуществлять надежную импульсную подачу электродных проволок всех известных типов — сплошных, порошковых (впервые), стальных, из алюминиевых сплавов. Конструкции современных механизмов импульсной подачи таковы, что дают возможность регулировать практически все параметры генерируемых импульсов — частоту, шаг, форму. На основании изложенного выше можно утверждать, что импульсный способ подачи электродной проволоки для управления переносом электродного металла находится в таком техническом состоянии, которое может быть оценено как готовое к применению в дуговом механизированном оборудовании [1].

Целью настоящей работы является оценка известных методик выбора основных параметров импульсной подачи электродной проволоки, а также разработка новых, учитывающих особенности сварки с указанным движением электродной проволоки.

Известно [3], что принудительный перенос капель жидкого металла, образовавшихся на торце электродной проволоки при ее импульсной подаче, происходит за счет инерционных сил, действующих на эту каплю. При этом необходимая для отрыва капли инерционная сила F_o определяется из соотношения

$$F_o > F_n + F_p - F_e (\pm F_m), \quad (1)$$

где F_n — сила поверхностного натяжения; F_p — сила реактивного давления паров жидкого металла; F_e — электромагнитная сила; F_m — сила, определяемая массой капли.

После начала плавления электродной проволоки на ее торце образуется капля, с ростом которой изменяются значения сил F_n , F_p , F_e , F_m . При этом каждая из них зависит как от времени существования капли, так и от ряда других физических и теплофизических параметров, т. е. для каждой в том или ином виде справедливо:

$$F_n = \pi r^2 \frac{2\sigma}{R}; \quad F_p = m_n v; \quad F_e = AI^2; \quad F_m = m_{k,o} g, \quad (2)$$

где σ — коэффициент поверхностного натяжения капли $\sigma = f(t^0, \gamma)$; t^0 — текущая температура; γ — удельный вес электродного металла; r — радиус электродной проволоки; R — радиус кривизны поверхности капли; m_n — масса металла, испаряющегося с поверхности в единицу времени; v — начальная скорость струи пара; A — коэффициент пропорциональности; I — ток дугового процесса; $m_{k,o}$ — масса капель, отрывающихся при дуговом процессе без импульсной подачи (традиционный способ дуговой сварки плавящимся электродом в защитном газе); g — ускорение в поле земного тяготения.

Кроме того, на некоторые силовые характеристики, определяющие поведение капли электродного металла, большое влияние оказывают состав защитной среды и режим сварки, а значение F_m , кроме того, зависит также от пространственного положения сварки.

При дуговом механизированном процессе с управляемым переносом электродного металла ставят задачу принудительного транспортирования капли в металлическую ванну. Очевидно, что для получения металла шва определенного качества, а также снижения разбрзгивания электродного металла его капли должны иметь определенный размер. Этот размер задают или выбирают исходя из условий возможного минимального пребывания расплавленного металла в зоне горения дуги (во избежание выгорания легирующих элементов) и минимального инерционного воздействия энергии, определяемого также массой капли. Последнее ограничение возникает из-за того, что существующие конструкции механизмов подачи имеют ограниченные возможности требуемого ускорения импульсного движения электродной проволоки.



Определение силовых характеристик, входящих в (1), представляет собой сложную задачу, поскольку следует обязательно учитывать условия (2).

Существует несколько методик выбора параметров механических импульсов, необходимых для принудительного отрыва капли от торца плавящейся проволоки.

Методика, предложенная в работе [4], основывается на том, что условием отрыва капли при сварке с импульсной подачей электродной проволоки может быть соотношение

$$m_{k,3}g' = m_{k,0}g,$$

где $m_{k,3}$ — масса капель, заданная для отрыва, при дуговом процессе с импульсной подачей электродной проволоки; g' — ускорение капли в момент ее отрыва при импульсной подаче проволоки.

Указанная методика не предусматривает вычисления значений характеристик, входящих в (1), что существенно упрощает процедуру нахождения необходимого ускорения проволоки при ее импульсной подаче как одной из основных величин, определяющих требования к механизмам импульсной подачи. Недостатком этой методики является то, что следует иметь данные о времени $t_{k,0}$ отрыва капли электродного металла при традиционном дуговом процессе. В связи с тем, что $t_{k,0}$ также зависит от большого количества параметров и условий (тока, напряжения, состава электродной проволоки и защитного газа, вылета и диаметра проволоки и др.), значение этой величины предлагается определять экспериментально. Из-за значительных объемов проведения необходимых экспериментальных исследований различных дуговых процессов и применения разных материалов указанная методика становится трудоемкой и редко используется на практике для выбора параметров импульсной подачи и разработки механизированного дугового оборудования.

Более совершенной является методика, предложенная в работе [5]. Она дает возможность аналитически исследовать условия принудительного отрыва капли электродного металла. По этой методике определяется условие равновесия капли электродного металла с учетом практически всех известных сил, действующих на нее. Из условия равновесия сил, действующих на элементарную площадь капли при импульсном движении электродной проволоки, выведен некоторый обобщенный критерий Π , представляющий собой отношение лапласова давления в капле к суммарной силе, включающей также силу инерции:

$$\Pi = 2\sigma_{jk}/R_0(g + g')h_0r_{jk} + F_a + F_p,$$

где σ_{jk} — поверхностное натяжение жидкого металла капли; R_0 — радиус кривизны в лобовой точке капли; h_0 — осевой размер капли, определяющий объем расплавленного металла, к которому прикладывается инерционная сила при импульсной подаче электродной проволоки; r_{jk} — поверхностное натяжение жидкого металла капли.

Определено, что при $\Pi < 8$ в каждом импульсе подачи имеется гарантированный принудительный отрыв электродного металла. По нашему мнению, такой подход может дать более точный результат, но требует проведения большого объема расчетных работ и, кроме того, наличия данных об изменении ряда физических характеристик металла при различных температурах и специфических процессах, протекающих в дуге. При их большом количестве, когда требуется знание параметров импульсной подачи, такая методика весьма трудоемка и, как показывает опыт, на практике не используется.

При исследовании процесса переноса электродного металла принудительными способами надо учитывать, что он имеет следующие виды: принудительный перенос с короткими замыканиями дугового промежутка и без коротких замыканий, аналогичный дуговому процессу с длинной дугой.

В первом варианте процесс принудительного переноса существенно облегчается из-за наличия сил поверхностного натяжения, которые на конечном этапе переноса капли способствуют переходу ее в сварочную ванну. Очевидно, что в этом случае не требуется значительного ускорения импульсного движения электродной проволоки для действия инерционных сил, достаточных для отрыва капли. При этом следует только обеспечить меньшее время существования капли на торце электрода. В случае принудительного переноса электродного металла без коротких замыканий дугового промежутка действие инерционных сил в системе электродная проволока-капля должно превышать совокупность действий тех сил, которые до определенного временидерживают указанную систему в неразрывном состоянии.

Ранее рассмотренные методы определения инерционных сил как результата действия импульсной подачи электродной проволоки в большей степени относятся к последнему случаю. Очевидно, что такой подход к определению механических управляющих воздействий необходимо признать правильным, однако сложность использования предложенных методик расчета и необходимость учета трудноопределимых параметров заставляют искать более простой способ оценки параметров импульсной подачи, который без особых затруднений можно использовать в конструкторской практике и при определении технологических режимов сварки с механическим импульсным воздействием.

Нами предлагается несколько иной новый подход к решению указанной выше задачи. Он основан на сравнении энергетических затрат, необходимых для отрыва капли электродного металла при стационарной подаче проволоки и принудительном отрыве и переносе капли под воздействием механических импульсов. Для упрощения определения сил, действующих на каплю электродного металла в момент ее образования при стационарной подаче электродной проволоки, представим силы, стремящиеся оторвать каплю электродного металла и удерживающие ее в виде результирующей величины F_{rez} , а силы, противодействующие движению капли в металлическую ванну, обозначим F_{pr} . При этом, опираясь на электродинамическую природу



отрыва и переноса капель с торца электродной проволоки [6], можно отметить, что силами отрыва указанной капли являются силы пондеромоторные (пинч-эффект) и газодинамического напора. Сила, удерживающая каплю на торце электродной проволоки — это сила поверхностного натяжения, а препятствующая движению капли в металлическую ванну — сила сопротивления среды, которой в дуговом промежутке является поток плазмы, имеющий определенную вязкость и плотность. Очевидно, что совместное действие указанных сил на определенном этапе роста капли обеспечивают ее отрыв и транспортирование в потоке плазмы в металлическую ванну. При этом результирующее действие сообщает капле электродного металла кинетическую энергию W_e , которую можно определить в виде

$$W_e = m_{k,e} v_{k,e}^2 / 2, \quad (3)$$

где $m_{k,e}$ — масса капли электродного металла при естественных условиях ее отрыва и переноса; $v_{k,e}^2$ — скорость движения капли электродного металла в потоке плазмы при естественных условиях ее отрыва и переноса.

Отметим, что масса и скорость движения капли электродного металла в традиционном дуговом процессе зависят от ряда характеристик электродных материалов, защитной среды (защитный газ), а также параметров дугового процесса. В работах [7, 8] приводятся аналитические выражения для нахождения скорости движения капли электродного металла после отрыва от торца проволоки. В нашем исследовании воспользуемся достаточно простым способом определения $v_{k,e}$, предложенным в [9]:

$$v_{k,e} = \frac{1}{d_{k,e}} \frac{ka}{1 + \sqrt{cd_{k,e}a}}, \quad (4)$$

где $d_{k,e}$ — диаметр капли электродного металла, переносимой естественным путем при стационарном движении электрода; k, a, c — коэффициенты, вычисляемые по методикам, взятым из работ [9, 10].

Для определения массы капли электродного металла, переносимой естественным путем, можно пользоваться данными из ряда работ, посвященных проблемам сварки в защитных газах. Нами при исследовании были использованы данные работ [10, 11] и др., представленные в таблицах или графически и определяющие искомую массу капли по одному или нескольким параметрам

$$m_{k,e} = f/(d_e, I_d, U_d, l_e, \text{материал электродной проволоки, тип защитного газа}),$$

где d_e, l_e — соответственно диаметр и вылет электродной проволоки; I_d, U_d — ток и напряжение дугового процесса.

Для упрощения последующих выводов примем допущения, которые необходимо сделать при исследованиях процессов переноса электродного металла при сварке, часть из них приведены в работах [5, 10]:

форма капли электродного металла, которая переносится естественным путем или при управлении механическими импульсами, имеет неизменную форму, приближающуюся по форме к шару;

электродный материал, газовая среда, плазменный поток — параметры, неизменные в цикле переноса и повторяемые на протяжении ряда циклов;

плотность металла капли при естественном и принудительном переносе одинаковы.

При механическом управлении переносом значение кинетической энергии, сообщаемой капле, должно быть по крайней мере не меньше того, которое обеспечивает естественный перенос этой капли. Исходя из этого рассуждения и с учетом (3) можно записать следующее соотношение:

$$\frac{m_{k,y} v_{k,y}^2}{2} > \frac{m_{k,e} v_{k,e}^2}{2}, \quad (5)$$

где $m_{k,y}$ — масса капли электродного металла при управляемом переносе; $v_{k,y}^2$ — скорость торца электродной проволоки, при которой происходит принудительный отрыв капли, при управляемом переносе.

В работе [12] приведены характеристики управляемого переноса электродного металла, обеспечивающие низкие его потери и приемлемые формы сварного соединения, за критерий количества металла капли принял их диаметр $d_{k,y}$, при этом его соотносят с диаметром электрода d_e :

$$d_{k,y}/d_e = \epsilon, \quad (6)$$

где ϵ — оптимальное число.

Выразим диаметр капли через ее массу и представим в выражение (5), которое решим относительно искомой величины $v_{k,y}$. При этом с учетом (4) получим

$$v_{k,y} > \sqrt{\frac{d_{k,e}}{d_{k,y}^3} \frac{ka}{1 + \sqrt{cd_{k,e}a}}}. \quad (7)$$

С учетом выражения (6) неравенство (7) можно записать в виде

$$v_{k,y} > \sqrt{\frac{d_{k,e}}{\epsilon d_{k,y}^3} \frac{ka}{1 + \sqrt{cd_{k,e}a}}}. \quad (8)$$

Следует отметить, что (7) и (8) имеют смысл только при условии $d_{k,y} < d_{k,e}$. В противном случае теряется возможность управляемого переноса.

При исследовании импульсной подачи электродной проволоки проведены расчеты необходимого для управляемого переноса ускорения электродной проволоки, обеспечивающего получение $v_{k,y}$ для трех видов сварочных процессов:

1) сварка алюминиевой электродной проволокой типа СвАМг в аргоне;

2) сварка стальной электродной проволокой типа Св-08Г2С также в аргоне;

3) сварка стальной электродной проволокой типа Св-08Г2С в углекислом газе.

При этом поставлено условие $\epsilon = 1,0 \dots 1,2$. Вычисления проводили для наиболее характерных



режимов сварки с использованием указанных проволок диаметрами 1,2 и 1,6 мм.

В результате расчетов определено, что для случая 1) ускорение движения должно составлять 25...35; для 2) – 40...60, а для 3) – 80 м/с² и более. Эти данные не противоречат выводам работы [5] и подтверждены результатами наших экспериментальных исследований [1], что свидетельствует о возможности использования предложенной методики выбора параметров импульсного движения электрода для осуществления управляемого переноса электродного металла.

Указанные расчеты проверены при выполнении сварки на вертикальной поверхности (вертикальные и горизонтальные швы). Во всех этих случаях при управляемом переносе капель электродного металла получен положительный результат. Очевидно, это можно объяснить тем, что в случае импульсной подачи электрода в положениях, отличных от нижнего, достигается эффект, подобный тому, который имеет место при сварке в нижнем положении со стационарной подачей электродной проволоки. Импульсная подача электродной проволоки обеспечивает уровень энергии отрыва и движения капли, достаточный для преодоления последней силы земного тяготения.

Для получения управляемого переноса электродного металла с принудительными короткими замыканиями достаточно ускорить движение капли электродного металла до ее соприкосновения с ванной и обеспечить ее переход в эту ванну за счет поверхностного натяжения и воздействия возросших электродинамических сил. По нашим оценкам, основанным на экспериментальных исследованиях, ускорение, полученное каплей в этом случае, может быть в 1,5...2,0 раза меньше, чем при отсутствии коротких замыканий.

Нами выполнены расчеты необходимого ускорения торца порошковой электродной проволоки для обеспечения управляемого механическими импульсами переноса капель. Ввиду того, что в литературе, освещающей исследования дуговых механизированных процессов сварки и наплавки, отсутствует в достаточном объеме информация о ее непосредственном применении в предложенной методике расчета, использованы некоторые опосредованные данные [13], а также сделан ряд допущений, в частности по объемам расплавляющегося электродного металла (соотносились указанные объемы оболочек порошковых проволок и объемы проволок сплошного сечения). Результаты этих расчетов, выполненные, например, для наплавочной порошковой проволоки типа ПП-Нп-80Х20РЗТ (ГСП-АН170) диаметром 3,2 мм, показали, что амплитуда ускорения ее импульсной подачи должна составлять не менее 35...45 м/с². Однако экспериментальные работы, проведенные с применением импульсной подачи указанной проволоки, свидетельствуют о том, что ускорение, обеспечивающее принудительный отрыв и перенос капель электродного металла в ванну, практически в 2 раза меньше, чем расчетное. По нашему мнению, такое расхождение между расчетными и экспериментальными значениями связано с неточностью

данных, используемых в расчетах, а также с тем, что не учитывали возможное изменение характера переноса электродного металла при дуговой сварке с использованием порошковых проволок. На такое изменение в характере переноса электродного металла, в частности образование и дробление капли, указывают данные, приведенные в работе [14], а также данные о составе плазменного потока, формирующегося в условиях плавления шихты специального состава. Вполне очевидно, что требуются дополнительные исследования характера плавления и переноса электродного металла сварочных и наплавочных порошковых проволок. Однако несмотря на существенные расхождения в расчетных и экспериментальных результатах, данные, полученные с помощью предложенной методики, можно использовать для формирования начальных условий выбора механизма импульсной подачи порошковой электродной проволоки.

Ранее нами предлагался метод определения скорости и шага импульсной подачи проволоки для достижения устойчивого дугового процесса [15]. Эта методика основывается на определении скорости подачи v_y при указанном процессе, когда ток в дуге не переходит нулевого значения (что является признаком устойчивости процесса сварки):

$$v_y = \frac{[(I_{\max} - I_1)e^{-t/T_u} - \frac{U_{x,x} - U_{k,a} - k_d l_d}{k_{d,c} - 1/k_{n,c}}](k_{d,c} - 1/k_{n,c})}{k_d(1 - k_\phi)l_d(1 - \cos \omega t)[1 - T_u(1 - e^{-t/T_u})]}, \quad (9)$$

где k_d – градиент потенциала в столбе дуги; l_d – длина дугового промежутка; $k_{n,c}$ – коэффициент питающей системы, определяемый наклоном внешней вольт-амперной характеристики; $k_{d,c}$ – коэффициент динамического сопротивления дуги; $U_{x,x}$ – напряжение холостого хода; $U_{k,a}$ – падение напряжения в катодно-анодной области; T_u – эквивалентная постоянная времени сварочной цепи; I_{\max} – максимальное значение тока; I_1 – начальное значение тока; k_ϕ – коэффициент формы капли; ω – частота перемещения торца электродной проволоки с гармоническим характером движения.

Из (9) можно сделать вывод, что при $t = t_u$ (t_u – время цикла) скорость v_d принимает такое значение, при котором ток дуги не переходит через нулевое значение, т. е. выполняется условие устойчивого течения процесса.

Такой прием, учитывающий равенство циклов принудительного переноса электродного металла при сварке с импульсной подачей электрода, позволяет не учитывать форму капли и ее размеры.

Исходя из изложенного выше при подстановке в выражение (9) значения $t < t_u$ можно получить $v_y = v_{y,\text{крит}}$, где $v_{y,\text{крит}}$ – критическая скорость импульсной подачи проволоки, при ее повышении процесс теряет устойчивость. Допустимый из условия устойчивости процесса сварки критический шаг импульса подачи электродной проволоки имеет вид

$$S_{\text{крит}} = v_{y,\text{крит}} / 2f_{\text{имп}} \text{ или } S_{\text{крит}} = k_{\text{крит}} d_s, \quad (10)$$



где $f_{имп}$ — частота импульсов подачи электродной проволоки; $k_{крит}$ — коэффициент взаимосвязи между критическим шагом подачи электродной проволоки и диаметром.

В итоге с учетом (8) и (9) полное условие выбора скорости подачи электродной проволоки $v_{к.у}$ при ее импульсном движении примет вид

$$\frac{[(I_{max} - I_1)e^{-t/T_u} - \frac{U_{x.x} - U_{k.a} - k_d l_d}{k_{d.c} - 1/k_{n.c}}](k_{d.c} - 1/k_{n.c})}{k_d(1 - k_\phi)l_d(1 - \cos \omega t)[1 - T_u(1 - e^{-t/T_u})]} > v_{k.y} > \sqrt{\frac{d_{k.e}}{\varepsilon d_e^3} \frac{ka}{1 + \sqrt{cd_{k.e}a}}} \quad (11)$$

Неравенство (11) является базовым для выбора основных параметров импульсной подачи проволоки. На его основе с использованием (10) рассчитывается шаг подачи электродной проволоки.

Выводы

1. Механический способ управления переносом электродного металла при дуговой сварке плавящимся электродом в связи с появлением новых разработок механизмов импульсной подачи нуждается в простых и применимых на практике методиках, с помощью которых можно выбрать параметры импульсного движения электродного металла.

2. Предложенная и проверенная практикой методика определения основных параметров импульсного движения электрода, основанная на энергетических соотношениях, может быть использована для получения начальных оценочных значений скорости и ускорения импульсной подачи, которые эффективны при решении задач управляющего переноса электродного металла.

3. При выборе характеристик импульсной подачи необходимо ввести ограничения, определяющие устойчивость дуговых процессов с управляемым переносом электродного металла.

Some known methods for selection of main parameters of the mechanisms for pulsed feeding of electrode wire are analysed. Methods for calculation of parameters of the pulsed control of electrode metal transfer, based on energy characteristics of the mechanised arc and electrode wire feed processes, are considered. It has been proved that parameters of the pulsed movement of electrode wire should be selected with allowance for the limitations determining stability of the arc process with pulsed feeding.

1. Анализ технических и технологических возможностей импульсной подачи электродной проволоки в процессах дуговой сварки и наплавки / Б. Е. Патон, В. А. Лебедев, В. Г. Пичак и др. // Свароч. пр-во. — 2002. — № 2. — С. 24–31.
2. Лебедев В. А., Мошкин В. Ф., Пичак В. Г. Новые механизмы подачи электродной проволоки // Автомат. сварка. — 1996. — № 5. — С. 39–44.
3. Дмитриенко В. П., Потапьевский А. Г. Требования к устройствам для импульсной подачи проволоки с механическим управлением переносом электродного металла // Судостроение. — 1982. — № 10. — С. 42–43.
4. Дмитриенко В. П. Расчет скорости перемещения торца электрода при сварке с механическим управлением переносом // Автомат. сварка. — 1979. — № 2. — С. 7–9.
5. Воропай В. П. Параметры режимов и технологические возможности дуговой сварки с импульсной подачей электродной и присадочной проволоки // Там же. — 1996. — № 10. — С. 3–9.
6. Дятлов В. И. Элементы теории переноса электродного металла при электродуговой сварке // Новые проблемы сварочной техники. — Киев: Техника, 1964. — С. 167–182.
7. Петров А. В. Перенос металла в дуге и проплавление основного металла при сварке в среде защитного газа // Автомат. сварка. — 1957. — № 4. — С. 7–10.
8. Needham J. C., Cooksey S. J., Milner P. R. Metal transfer in inert gas-shielded arc welding // British Welding J. — 1960. — № 7. — Р. 101–104.
9. Ковалев И. М., Акулов А. И. Относительное движение капель электродного металла в потоке плазмы при сварке в защитных газах // Автомат. сварка. — 1969. — № 12. — С. 27–30.
10. Ковалев И. М., Акулов А. И. Размеры и частота переноса капель электродного металла при сварке плавящимся электродом в аргоне // Там же. — 1969. — № 8. — С. 12–17.
11. Потапьевский А. Г. Сварка в защитных газах плавящимся электродом. — М.: Машиностроение, 1974. — 240 с.
12. Воропай Н. М., Лаврищев В. Я. Условия переноса электродного металла при сварке в углекислом газе // Автомат. сварка. — 1976. — № 5. — С. 8–11.
13. Походня И. К., Суптель А. М., Шлепаков В. Н. Сварка порошковой проволокой. — Киев: Наук. думка, 1972. — 223 с.
14. Мартин Д. Хусман. Порошковые проволоки — альтернатива штучным электродам и сплошной проволоке // Свароч. пр-во. — 1996. — № 1. — С. 34–38.
15. Дудко Д. А., Лебедев В. А., Мошкин В. Ф., Пичак В. Г. Устойчивость процессов дуговой сварки и наплавки с импульсной подачей электродной проволоки // Там же. — 2000. — № 1. — С. 12–15.

Поступила в редакцию 23.06.2003,
в окончательном варианте 08.01.2004



УДК 621.791.753

ОЦЕНКА КРУТИЗНЫ СТАТИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДУГИ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ КОСВЕННЫХ ИЗМЕРЕНИЙ

Г. А. ЦЫБУЛЬКИН, д-р техн. наук (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Предложен способ получения оценки крутизны статической характеристики электрической дуги при сварке плавящимся электродом, базирующийся на использовании результатов косвенных измерений некоторых параметров сварочной цепи.

Ключевые слова: дуговая сварка, плавящийся электрод, статическая характеристика дуги, устойчивость

При роботизированной дуговой сварке плавящимся электродом в защитном газе желательно, как известно, использовать источники сварочного тока с более жесткими внешними характеристиками по сравнению с источниками для ручной сварки. Однако при этом возникают некоторые опасения, связанные с возможным ухудшением устойчивости самого процесса сварки, поскольку условие устойчивости

$$S_a - S_s > -R \quad (1)$$

при определенных значениях S_s может быть нарушено [1].

В неравенстве (1) S_a — крутизна статической характеристики дуги, S_s — крутизна внешней характеристики источника тока, R — суммарное сопротивление сварочной цепи, включая сопротивление подводящих проводов, скользящего контакта в мундштуке горелки и вылета электрода.

Возникшие опасения могли быть сняты при проверке по формуле (1), если бы нам были известны значения крутизны S_a для используемых режимов сварки. К сожалению, значения S_a , как правило, заранее не известны, а их измерение сопряжено с большими трудностями, поскольку при этом необходимо поддерживать длину дуги постоянной, что при плавящемся электроде практически не выполнимо. Можно попытаться получить оценку S_a косвенным путем. С этой целью рассмотрим соотношение для постоянной времени T_s сварочного процесса [2]:

$$T_s = \frac{R_*}{EM} \quad (2)$$

где E — напряженность электрического поля в столбе дуги; M — крутизна характеристики плавления электрода; R_* — обобщенное сопротивление, вычисляемое по формуле

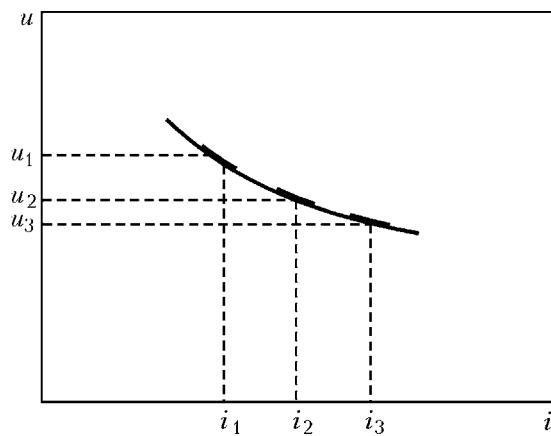
$$R_* = R + S_a - S_s. \quad (3)$$

На основании (2) и (3) можно записать

$$S_a = T_s EM + S_s - R. \quad (4)$$

Из выражения (4) видно, что если бы каким-то образом нам удалось определить численные значения параметров T_s , E , M и R при заданном S_s , то по (4) можно было бы рассчитать искомое значение S_a . Рассмотрим такую возможность.

Постоянная времени T_s может быть достаточно точно определена опытным путем, предложенным академиком Б. Е. Патоном в работе [3], суть которого заключается в следующем. Скорость подачи электрода v_e изменяют относительно ее заданного значения v_{e0} по гармоническому закону $v_e = v_{e0} + \Delta v_e \sin \Omega t$ (здесь t — текущее время) с небольшой амплитудой Δv_e и частотой Ω . При этом измеряют напряжение u или ток i дуговой сварки, которые изменяются по тому же закону, но со сдвигом по фазе ϕ . В частности, согласно [4], $i = i_0 + \Delta i \sin(\Omega t - \phi)$, где Δi , i_0 — соответственно амплитуда колебаний и постоянная составляющая сварочного тока, $\phi = \arctg \Omega T_s$. Отсюда



Построение фрагмента статической характеристики дуги по косвенным измерениям

$$T_s = \frac{1}{\Omega} \operatorname{tg} \phi.$$

Значение параметра M с достаточной точностью находится по формуле

$$M = \frac{\Delta v_e}{\Delta i},$$

сопротивление R можно измерить непосредственно, а значение напряженности электрического поля E для каждого конкретного условия проведения измерений можно взять из таблицы, приведенной, например, в работе [5].

Итак, мы убедились, что числовые значения всех параметров, входящих в (4), могут быть получены достаточно просто, а это означает, что существует принципиальная возможность косвенной оценки крутизны статической характеристики сварочной дуги S_a .

Получив таким образом оценку S_a , можно использовать условие устойчивости (1) и выбрать для роботизированной дуговой сварки допустимый наклон внешней характеристики источника сварочного тока по формуле

$$S_s < S_a + R.$$

Следует заметить, что все измерения для определения S_a по (4) необходимо проводить при одинаковых параметрах режима сварки. Если необходимо получить представление о самой форме статической характеристики дуги в небольших пределах используемых режимов дуговой сварки, то нужно провести несколько таких же измерений и построить соответствующую кривую. Построение осуществляется следующим образом. В каждой фиксированной точке (i_k, u_k) , где $k = 1, \dots, n$, а n — количество точек (рисунок), под углом $\alpha = \arctg S_a(k)$ к оси i проводится небольшой отрезок (как в известном методе изоклин [6]), затем отрезки соединяют плавной линией. Эта линия как раз и будет почти эквидистантна реальной статической характеристике дуги на измеряемом интервале сварочных токов.



- Цыбулькин Г. А. К вопросу об устойчивости процесса дуговой сварки плавящимся электродом // Автомат. сварка. — 2002. — № 5. — С. 17–19.
- Цыбулькин Г. А. О компенсации влияния нестабильности режима сварки на оценку отклонения электрода от линии соединения свариваемых деталей // Там же. — 1998. — № 4. — С. 50–52.
- Патон Б. Е. Саморегулирование дуги при сварке плавящимся электродом // Там же. — 1952. — № 1. — С. 38–45.
- Цыбулькин Г. А. О влиянии скорости изменения вылета электрода и длины дуги на сигнал дугового сенсора // Там же. — 2003. — № 6. — С. 25–29.
- Ленивкин В. А., Дюргеров Н. Г., Сагиров Х. Н. Технологические свойства сварочной дуги в защитных газах. — М.: Машиностроение, 1989. — 264 с.
- Канинхэм В. Введение в теорию нелинейных систем. — М.-Л.: Госэнергоиздат, 1962. — 456 с.

A method is proposed for assessment of steepness of the static characteristic of an electric arc in consumable electrode welding, which is based on use of the results of indirect measurements of some parameters in the welding circuit.

Поступила в редакцию 19.01.2004

УДК 621.791.793

ВЛИЯНИЕ ДЕТОНАЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ИЗДЕЛИЙ

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

Установлено влияние покрытий из ВК15 и Al_2O_3 на усталостную и кратковременную прочность, пластичность, ударную вязкость стали 45, нержавеющей стали 10Х18Н10Т и титановых сплавов ЗВ и ЗМ.

Ключевые слова: углеродистая сталь, нержавеющая сталь, титановые сплавы, детонационное покрытие, прочность сцепления, механические свойства

Возможность использования детонационных покрытий в современном судостроении зависит от антифрикционных свойств [1], высоких показателей прочности сцепления покрытий с основой, низкого уровня пористости [2], наличия промышленных автоматизированных детонационных комплексов «Прометей», «Перун-С» и др. [3, 4].

Тем не менее, применение в судостроении любых видов покрытий, в том числе и детонационных, невозможно без изучения их влияния на конструктивную прочность основного металла.

С этой целью проведено исследование влияния покрытий из ВК15 и Al_2O_3 на кратковременную прочность, пластичность, ударную вязкость и усталостную прочность стали 45, нержавеющей стали и титановых сплавов ЗВ и ЗМ. Толщина покрытия составляла 0,2...0,3 мм. Образцы для механических испытаний и определения ударной вязкости не подвергали шлифовке из-за отсутствия специального профильного алмазного инструмента. Для шлифования образцов с целью определения усталостной прочности изготовлен специальный круг по профилю галтели на образце.

Механические свойства основного металла определяли на образцах НО-8 с диаметром рабочей части 15 мм, изготовленных из всех испытуемых материалов; влияние масштабного фактора оценивали на образцах НО-13 с диаметром рабочей

Таблица 1. Результаты кратковременных испытаний образцов с покрытием и без покрытия

Исследуемый образец	σ_{B} , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	ψ , %	$a_{\text{II}} \cdot 10^{-3}$, Дж/м ²
Сплав ЗМ	664...700 679	607...635 626	13,3...15,7 14,7	35,6...37,7 38,9	10,9...11,4 11,1
Сплав ЗМ + покрытие Al_2O_3	656...679 671	612...636 624	13,3...16,5 14,7	38,1...41,1 39,0	10,1...10,7 10,5
Сплав ЗВ	753...762 757	649...747 701	19,2...21,6 20,5	48,9...64,7 51,7	11,7...18,1 12,2
Сплав ЗВ + покрытие ВК15	540...695 618	497...681 594	12,8...14,8 14,0	54,7...64,1 58,2	11,7...14,0 12,9
10Х18Н10Т	628...718 669	300...552 420	34,5...51,5 44,0	65,4...70,7 68,8	19,0...21,22 20,0
10Х18Н10Т + покрытие Al_2O_3	624...666 642	581...613 595	35,9...49,9 45,8	65,9...69,7 67,3	20,3...21,9 21,2
10Х18Н10Т + покрытие ВК15	484...627 567	276...344 300	40,0...68,4 55,1	70,9...76,3 73,5	Не опр.
Сталь 45	650...670 664	361...372 368	21,2...22,7 22,1	42,3...44,7 43,9	2,5...3,5 3,0
Сталь 45 + покрытие Al_2O_3	647...670 657	362...390 369	18,8...21,6 20,9	43,7...45,2 44,5	2,7...3,4 3,1
Сплав ЗМ (НО-13)	681...701 690	641...670 648	17,2...19,6 18,6	36,8...46,2 41,0	Не опр.
Сплав ЗМ (НО-13) + покрытие Al_2O_3	624...666 642	581...613 595			Не опр.

Примечание. В числителе указан разбег значений, в знаменателе — среднее.



Таблица 2. Усталостная прочность основы с детонационным покрытием

Материал основы образца	Временное сопротивление, МПа	Среда	Состояние образца	Предел усталости, МПа
Сплав ЗВ	757	Воздух	Исходное	325
			Покрытие ВК15	205
	669	»»	Исходное	325
			Покрытие ВК15	205
Сплав ЗМ	679	Воздух	Исходное	361
			Покрытие Al ₂ O ₃	230
0X18H10T	669	»»	Исходное	300
			Покрытие ВК15	185
			Покрытие Al ₂ O ₃	160
Сталь 45	664	»»	Исходное	170
			Покрытие Al ₂ O ₃	160

части 5 мм, полученных только из сплава ЗМ. Испытывали по 10 образцов каждого вида. Данные испытаний приведены в табл. 1.

Как видно из полученных данных, у образцов из сплава ЗВ и нержавеющей стали с покрытием из ВК15 обнаружено снижение уровня прочностных характеристик и относительного удлинения, а также незначительное повышение ударной вязкости сплава ЗВ.

На стали 45 покрытие из Al₂O₃ на прочностные и пластические свойства основного металла практически не оказывает влияния. Отмечено незначительное увеличение временного сопротивления и текучести на образцах из стали 10X18H10T. Удельная вязкость стали 45, сплава ЗМ и нержавеющей стали 10X18H10T под влиянием покрытия из Al₂O₃ изменяется незначительно (менее чем на 7 %).

В условиях эксплуатации многие детали судовых конструкций подвергаются действию переменных нагрузок, поэтому концентрация напряжений может привести к усталостному разрушению [5]. Исследовали изменение усталостной прочности материала основы после нанесения на нее детонационного покрытия (табл. 2). Усталостную прочность определяли на гладких образцах с диаметром рабочей части 6 мм в условиях консольного изгиба при вращении со скоростью 3000 об/мин. База испытаний составляла 1·10⁷ циклов, толщина слоя покрытия после шлифовки — 0,15...0,20 мм.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что уменьшение усталостной прочности титановых сплавов составляет

36...37 % и не зависит от материала покрытия, в отличие от стали 10X18H10T. Так, при нанесении покрытия ВК15 она снижается на 38 %, а Al₂O₃ — на 47 %.

Влияния морской воды на усталостную прочность сплава ЗВ с детонационным покрытием из ВК15 не обнаружено. Ухудшение усталостной прочности носит тот же характер, что и после оксидирования, применяемого в настоящее время.

Покрытие из Al₂O₃ не оказывает существенного влияния на прочность стали 45 на воздухе.

Выходы

1. Установлено, что детонационное покрытие из Al₂O₃ практически не изменяет кратковременную прочность, пластичность и ударную вязкость сплава ЗМ, стали 45 и нержавеющей стали 0X18H10T, а детонационное покрытие из ВК15 снижает их характеристики для сплава ЗВ и нержавеющей стали в среднем на 15...20 %. Исключение составляет ударная вязкость сплава ЗВ — она постоянна.

2. Определено, что усталостная прочность стали 45 на воздухе не изменяется под влиянием нанесенного покрытия из Al₂O₃, а для сплава ЗМ и нержавеющей стали 10X18H10T уменьшается соответственно на 36 и 47 % при напылении покрытия из Al₂O₃ и на 37...38 % при напылении покрытия из ВК15.

3. Полученные результаты могут быть использованы при детонационном напылении трущихся поверхностей главных валов с целью исключения бронзовых облицовок.

Автор выражает признательность канд. техн. наук В. Н. Гольдфайну, сотруднику ЦНИИ «Прометей» (РФ) за помощь в организации выполнения данной работы.

1. Исследование антифрикционных свойств покрытий из ВК15, нанесенного детонационным методом на сплав ВТ5 / В. И. Гольдфайн, Е. А. Астахов, А. И. Зверев, В. Л. Лукина // Порош. металлургия. — 1979. — № 1. — С. 81–84.
2. Зверев А. И., Шаривкер С. Ю., Астахов Е. А. Детонационное напыление покрытий. — Л.: Судостроение, 1979. — 232 с.
3. Астахов Е. А., Филиппов Д. Т. Детонационное напыление для восстановления и упрочнения деталей судового машиностроения. — Киев: О-во «Знание» УССР, 1988. — 19 с.
4. Детонационное напыление упрочняющих покрытий и пути его развития / К. А. Щеняко, Е. А. Астахов, В. С. Клименко, Ю. С. Борисов // Новые процессы и оборудование для газотермического и вакуумного покрытия: Сб. тр. — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона, 1990. — С. 21–32.
5. Виноградов С. С. Скоростной ремонт промысловых судов. — Л.: Судостроение, 1967. — 215 с.

Effect of coating from VK15 and Al₂O₃ on fatigue and short-time strength, ductility, impact strength of steel 45, stainless steel 108Kh18N10T and titanium alloys 3V and 3M was established.

Поступила в редакцию 08.04.2004

УДК 621.791(688.8)

ПАТЕНТЫ В ОБЛАСТИ СВАРОЧНОГО ПРОИЗВОДСТВА*

Способ и система для сварки железнодорожных рельсов включает заполнение узкого зазора между обращенными друг к другу торцевыми стенками смежных первого и второго железнодорожных рельсов путем наложения в зазоре разнесенных по вертикали слоев жидкого металла посредством дуговой электросварочной горелки с использованием роботизированного механизма, который перемещает горелку из одной пространственной позиции в следующую по схеме, контролируемой низкоуровневой программой управления роботом. Приведены отличительные признаки. Патент РФ 2220826. М. Морлок, Д. У. Мьюмау (Линкольн Глобал, Инк, США) [1].

*Приведены сведения о патентах, опубликованных в бюллетенях РФ «Изобретения. Полезные модели» за 2004 г. (в квадратных скобках указан номер бюллетеня).

Способ сварки и сварочный агрегат с питанием от топливного элемента, отличающийся тем, что источник электроэнергии включает несколько собранных в комплект топливных элементов с суммарным напряжением комплекта по меньшей мере около 15,4 В, производящих энергию, достаточную для выработки сварочного тока по меньшей мере около 100 А и сварочного напряжения по меньшей мере около 20 В, по меньшей мере один из указанных топливных элементов выбран из группы, состоящей из топливного элемента непрямого действия, топливного элемента прямого действия и их сочетаний, а указанный сварочный параметр выбран из группы, состоящей из напряжения, тока, энергии, мощности, полярности и их сочетаний. Патент РФ 2220827. Д. Д. Бланкенин (То же) [1].



Сварочный аппарат, содержащий регулируемый трансформатор, вторичная обмотка которого со средним отводом подключена к силовому двухполупериодному выпрямителю, и дроссель, отличающийся тем, что он имеет конденсатор Г-образного LC -фильтра, диоды, подстрочный резистор, вспомогательный источник тока повышенного напряжения, стабилитрон и выходной диод. Приведены и другие отличительные признаки. Патент РФ 2220828. А. Л. Шпади, В. А. Казанцев [1].

Способ определения геометрических параметров единичной площадки металлокрытия при электроконтактной наплавке, при котором производят наплавку проволоки на образец, замеряют параметр деформации присадочной проволоки и рассчитывают геометрические параметры единичной площадки, отличающейся тем, что замеряют суммарную абсолютную осевую деформации присадочной проволоки, определяют по ней относительную осевую деформацию, а затем рассчитывают геометрические параметры единичной площадки. Патент РФ 2220829. М. З. Нафиков (Башкирский государственный аграрный университет) [1].

Инструмент для микросварки полупроводниковых изделий, содержащий стержень, выполненный с боковым отверстием для подачи привариваемого вывода, имеющий рабочую площадку с продольной канавкой, отличающейся тем, что боковое отверстие выполнено прямоугольным, а продольная канавка на рабочей площадке имеет высоту до $0,8a$ и ширину до $1,2b$, где a — толщина, a — ширина привариваемого вывода. Патент РФ 2220830. В. В. Зонин, Ю. Е. Сегал, В. Н. Беляев (Воронежский ГТУ ОOO КТЦ «Электроника») [1].

Переносной реакционный тигель для порции металлотермитной, в частности алюминотермитной, сварочной смеси для одноразового пользования, содержащий кожух с цилиндрической обшивкой, плоское днище, крышку и огнеупорную футеровку в кожухе тигля для заполнения порцией термитной сварочной смеси, выполненную с расплавляемым отверстием в днище. Приведены отличительные признаки. Патент РФ 2220831. Р. Плетц (Германия) [1].

Способ изготовления и термической обработки деталей из алюмооксидной керамики и прецизионных сплавов электропрекетных двигателей малой тяги, отличающейся тем, что вышлифованные алмазными кругами керамические заготовки и механически обработанные в окончательный размер детали из прецизионных сплавов ковара, титана и высоколегированных сталей вначале отжигают в вакууме по режимам пачечного нагрева при $950\ldots1180^\circ\text{C}$ в течение $5\ldots20$ мин с охлаждением со скоростью $30\ldots300^\circ\text{C}/\text{мин}$ до $600\ldots800^\circ\text{C}$, а затем собранную керамику паяют в вакууме $10^{-2}\ldots10^{-3}$ Па со ступенчатым охлаждением в течение $3\ldots5$ мин при $750\ldots800^\circ\text{C}$ и далее с печью до $80\ldots100^\circ\text{C}$ за $120\ldots360$ мин. Патент РФ 2220832. А. Н. Тарасов, Ю. М. Горбачев, В. А. Панфилов (ФГУП Российского космического агентства «ОКБ «Факел») [1].

Состав электродного покрытия, отличающейся тем, что он дополнительно содержит песок туфогенного, алюминий, железный порошок и рутиловый концентрат при следующих соотношениях компонентов, мас. %: 44...46 карбонатов щелочноzemельных металлов; 9...11 плавикового шпата; 6...8 ферросиликомарганца; 6...7 ферросилиция; 0,5...1,5 алюминия; 19...23 песка туфогенного; 2...5 рутилового концентрата; 3...6 железного порошка; 0,5...1,0 поташа или соды; 1,5...2,0 пластикаторов. Патент РФ 2220833. В. Г. Лозовой, А. Л. Ботгаевский, В. Н. Кочкин и др. [1].

Устройство газопламенной обработки материалов, содержащее электролизно-водянной генератор, выполненный в виде герметичного корпуса, отличающееся тем, что пластины корпуса выполнены литьем из диэлектрического материала с ребрами жесткости и элементами крепежа. Патент РФ 2221680. Л. П. Петренко [2].

С-образные штоковые клещи для контактной точечной сварки, встроенные в ротор гироскопа аддитивного робота, отличающиеся тем, что вылеты выполнены выдвижными с возможностью монтажа и регулировки точки смыкания электродов как с фронтальной, так с тыльной стороны державок с требуемым эксцентризитетом точки смыкания электродов относительно оси вращения ротора гироскопа, а ось вращения клещей совмещена с плоскостью клещей и проходит параллельно осям вылетов через точку их смыкания. Патент РФ 2221681. Н. Н. Новиньев [2].

Способ получения композиционного материала, отличающийся тем, что соотношение толщин слоев алюминия и меди в пакете выбирают равным $1:(0,4\ldots0,56)$ при толщине слоя алюминия, равной $1,8\ldots2,5$ мм, и отношении удельной массы заряда взрывчатого вещества к сумме удельных масс защитной металлической прослойки, слоев алюминия и меди, равном $0,47\ldots0,92$, при этом используют заряд взрывчатого вещества со скоростью детонации, равной $2070\ldots2930\text{ м/с}$, после сварки пакет подвергают горячей прокатке при температуре $350\ldots500^\circ\text{C}$ с обжатием $50\ldots75\%$, после чего полученную заготовку подвергают отжигу путем нагрева до температуры $400\ldots500^\circ\text{C}$ в течение 2-3 ч с последующим охлаждением на воздухе, а затем осуществляют дополнительную прокатку при температуре $20\ldots250^\circ\text{C}$ с обжатием $10\ldots30\%$. Патент РФ 2221682. Ю. П. Трыков, С. П. Писарев, Д. В. Проничев, Л. М. Гуревич (Волгоградский ГТУ) [2].

Робототехнический комплекс для сварки подсборок кузова автомобиля, отличающейся тем, что позиции загрузки, сварки и разгрузки на выкатных столах расположены последовательно а устройство для разгрузки выполнено в виде робота, размещенного между выкатными столами с возможностью его взаимодействия после разгрузки со стационарным сварочным устройством в процессе доварки свариваемой подсборки. Патент РФ 2221683. В. Г. Уткин, С. Г. Кашикин, Г. Н. Вахутин, А. Е. Хобаров (ОАО «Газ») [2].

Способ контактнойстыковой сварки оплавлением, отличающейся тем, что дополнительно дискретно изменяют напряжение для каждого заданного интервала оплавления длительностью t_i в функции приращения фактической средней скорости укорочения (V_Φ) за предыдущий интервал оплавления, при этом величина V_Φ поддерживается на заданном уровне, меньшем V_u в течение всего периода оплавления, причем заданный интервал оплавления соответствует укорочению деталей на величину среднего искрового зазора между ними (S_u). Патент РФ 2222415. С. И. Кучук-Яценко, А. А. Дидковский, М. В. Боргский и др. (ИЭС им. Е. О. Патона) [3].

Способ изготовления коррозионностойкой оболочки контейнера для радиоактивных материалов, при котором производят сварку трением с перемешиванием по меньшей мере двух секций из меди или медного сплава, причем толщина стенки оболочки составляет не менее 30 мм, отличающейся тем, что производят сварку трением с перемешиванием всех секций оболочки. Патент РФ 2222416. Т. Хедман, К.-Й. Андерсон, П. Б. Филдинг, Э. Д. Свенск [3].



ПО ЗАРУБЕЖНЫМ ЖУРНАЛАМ*



(Австралия), 2003. — Vol. 48,
Fourth Quarter (англ. яз.)

Huang S. W. et al. Измерение количества дымовых газов: выделяемых при дуговой сварке порошковой проволокой оцинкованной стали, с. 33–35.

Nolan D., Pittrum M. Сравнительное исследование методов испытания растворимого водорода, с. 36–41.

Pietro P. Di. Магнитное дутье дуги при сварке трубопровода, с. 42–47.



(Китай), 2003. — Vol. 12,
№ 2 (англ. яз.)

Ding F. et al. Сварка ИАГ-лазером с активирующим флюсом, с. 83–86.

Guangjun Z. et. al. Нейронная самообучающаяся система контроля ширины обратной стороны сварочной ванны при импульсной сварке ТИГ с присадочной проволокой, с. 87–91.

Daqian S. et. al. Влияние легирующих элементов на микроструктуру и стойкость к образованию трещин поверхностного слоя сварного шва на Fe–C–Cr, с. 92–97.

Zhen L. et. al. Применение импульсного пакета и его энергетического спектра для идентификации выплеска ядра сварной точки при точечной сварке алюминия, с. 98–102.

Min W., Chenyu W. Влияние разных видов поверхностной обработки оцинкованных сталей на технику рельефной сварки, с. 103–106.

Jiasheng Z. et. al. Исследование вакуумной индукционной высокотемпературной пайки композита SiCp/LY12 с использованием припоя Al–Cu–Si–Mg, с. 107–111.

Shiyuan Y. et. al. Исследование новейшей системы подачи проволоки с поперечным перемещением благодаря использованию серводвигателя переменного тока, с. 112–115.

Dangpo W. et. al. Применение местного подхода к оценке усталости сварных соединений, с. 116–121.

Fuji Z. et. al. Влияние погонной энергии сварки на характер ЗТВ при сварке сверхмелкозернистой стали, с. 122–127.

Furong C. et. al. Микроструктура и рост усталостных трещин при электронно-лучевой сварке стали 30CrMnSiNi2A, с. 128–132.

Chunxu L. et. al. Система плазменного напыления с распределенным контролем, с. 133–136.

Sanbao L. et. al. Сварка трением с перемешиванием магниевого сплава AZ31, с. 137–141.

Zhengqiang Z. et. al. Исследование природы разрушения в ЗТВ сварного соединения сверхмелкозернистой стали SS400, с. 142–145.

Weimin Z. et. al. Коррозионные характеристики покрытий NiCrBSi, нанесенных высокоскоростным процессом газопламенного напыления, с. 146–151.

Chun D. et. al. Разработка контроллера движения и его применение в установке для автоматической сварки ТИГ, с. 152–157.

Xueming H. et. al. Цифровой контроль в установке для сварки МИГ на основе цифрового процессора сигналов, с. 158–161.

Hongyuan F. et. al. Исследование микроструктуры ЗТВ и размер зерна стали 10CrNi3MoV, с. 162–167.

Kexuan C. et. al. Катодная очистка при плазменно-дуговой сварке на обратной полярности алюминиевых сплавов, с. 168–170.

**JOURNAL OF JAPAN INSTITUTE
OF LIGHT METALS (Япония), 2003.
— Vol. 53, № 2 (яп. яз.)**

Sawai T. et. al. Влияние продолжительности осадка на тепловложение и прочность соединения при сварке трением алюминиевого сплава 6061, с. 43–49.

**JOURNAL OF JAPAN INSTITUTE
OF METALS (Япония), 2003. —
Vol. 67, № 6 (яп. яз.)**

Hasegawa K. et. al. Механизм улучшения плоскостной ориентации SmBa₂Cu₃O_y пленок на MgO подложке при использовании буферного BaZrO₃ слоя, с. 295–301.

Maruyama S. et. al. Процесс кристаллизации при термообработке напыленных многослойных Co/Sb пленок, покрытых слоем AlN, и их термоэлектрические свойства, с. 308–314.



(Германия), 2003. —
№ 11 (нем. яз.)

Lugscheider E., Janssen H., Aachen P. Lu. Низкоплавкие припой для высокотемпературной пайки алюминиевых сплавов, с. 334–335.

Tatter U. Перегиб газовых шлангов в случае опасности, с. 338–339.

Killing R. Период включения — мера экономичности?, с. 340–341.

Stroch W. et. al. Ремонт ротора турбины наплавкой, с. 342–346.

Droll K.-U., Jobst T. Удаление окалины, ржавчины и очистка разлагающихся биологическим средством для проправления, с. 347–348.

Aichele G., Nickenig L. Резка лазерным лучом. От резки высоким давлением до техники безопасности, с. 350–355.

Kraume G. Новое поколение источников лазерного луча в Учебно-исследовательском институте в г. Галле, с. 83–84.

(Германия), 2003. —
№ 12 (нем. яз.)

Щеточная машина для обработки кромок после лазерной резки, с. 364.

Knopp N., Killing R. Высокотемпературная дуговая пайка тонких оцинкованных листов — надежно и экономично (Ч. 1), с. 366, 368–371.

Aichele G., Nickenig L. Опыт пользователя — расширение парка машин для резки — за счет лазерной установки (среднее предприятие), с. 372–374.

Jerzembeck J. Направления актуального развития техники соединения: резки и напыления покрытий, с. 380–398.

Низкоплавкие припой для высокотемпературной пайки алюминиевых сплавов — конференция по сварке в Берлине, 17–19 сент. 2003 г., с. 89–100.

Исследования и разработки.

Нормативы по обеспечению качества.

Работа мастерских.

Изготовление транспортных средств.

Обработка материалов лазером.

Судостроение и морские конструкции.

Аппаратостроение и трубопроводы.

Коррозионностойкие материалы.

Моделирование.

Интересные сварные конструкции.

Основные, присадочные и вспомогательные материалы.

Ремонтная сварка.

Авиация и космос.

Образование и аттестация.

Дуговая пайка.

Высокопрочные мелкозернистые строительные стали.

Путеводитель в области сварки.

* Раздел подготовлен сотрудниками научной библиотеки ИЭС им. Е. О. Патона. Более полно библиография представлена в Сигнальной информации (СИ) «Сварка и родственные технологии», издаваемой в ИЭС и распространяемой по заявкам (заказ по тел. (044) 227-07-77, НТБ ИЭС).



НАШИ ПОЗДРАВЛЕНИЯ



В июне исполнилось 70 лет доктору технических наук, профессору, ведущему научному сотруднику ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины, лауреату Ленинской премии СССР — Геннадию Константиновичу Харченко. После окончания Киевского политехнического института Г. К. Харченко работал инженером-конструктором на Киевском машиностроительном заводе, а с 1959 г. в ИЭС. За время работы в институте он прошел путь от инженера до заведующего отделом.

Г. К. Харченко является известным в нашей стране и за рубежом ученым в области сварки давлением. Он внес весомый вклад в развитие теории и практики новых способов и технологий сварки давлением однородных и разнородных металлов. Им предложен новый способ сварки давлением металлов в вакууме с нагревом и приложением высокointенсивного силового воздействия. За разработку и широкое внедрение в производство диффузионной

сварки металлических и неметаллических материалов Г. К. Харченко удостоен в 1984 г. Ленинской премии. Он же признан соавтором открытия явления аномального массопереноса атомов, заключающегося в том, что при определенной скорости деформации скорость переноса атомов в кристаллах на несколько порядков превышает скорость их диффузии.

Г. К. Харченко является автором более 200 научных работ и изобретений, им подготовлено 12 кандидатов и один доктор технических наук. Он успешно совмещает научную работу с педагогической, с 2002 г. является заведующим кафедрой сварочного производства в Черниговском государственном технологическом университете.

Г. К. Харченко отличает тонкое понимание задач, глубокое проникновение в суть исследуемых процессов, трудолюбие, умение организовать коллектив на решение сложных теоретических и практических проблем. Энергичность, жизнерадостность, высокий профессионализм и ответственность снискали ему авторитет и уважение коллег.



В июне исполнилось 60 лет известному специалисту в области прочности и диагностики сварных металлоконструкций кандидату физико-математических наук, ведущему научному сотруднику ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины Вячеславу Автономовичу Пивтораку. Свою трудовую деятельность он начал после окончания Киевского государственного университета им. Т. Г. Шевченко в ИЭС им. Е. О. Патона (1966), где прошел путь от инженера до ведущего научного сотрудника отдела оптимизации сварных конструкций новой техники.

Около 40 лет инженерной и научной деятельности юбиляр посвятил проблемам повышения прочности и дол-

говечности ответственных сварных конструкций. Им выполнен ряд оригинальных исследований, связанных с разработкой экспериментальных технических методов и приборов для диагностики сварных соединений. Особую известность получили его работы по неразрушающим методам измерения напряжений в металлоконструкциях новой техники. Как специалист по экспериментальной механике Вячеслав Автономович стоял у истоков создания методов голографической интерферометрии для определения напряжений и неразрушающего контроля качества. Он является ведущим специалистом в Украине по этой проблеме. За время работы в ИЭС им. Е. О. Патона Вячеслав Автономович подготовил около 200 публикаций, в том числе 3 монографии, 18 изобретений и патентов.



Памяти Т. Г. ШИГАЕВА



12 апреля 2004 г. на 56-м году жизни скончался известный специалист в области сварочной техники, неразрушающего контроля и технической диагностики, президент Ассоциации сварщиков Казахстана, заведующий кафедрой сварочного производства Карагандинского государственного технического университета (Республика Казахстан), член бюро Межгосударственно-го научного совета по сварке и родственным технологиям, активный член Международной ассоциации «Сварка», кандидат технических наук Тимур Героевич Шигаев.

Т. Г. Шигаев родился 6 марта 1949 г. После окончания Карагандинского политехнического института (ныне Карагандинский государственный технический университет) он работал на кафедре сварочного производства. В 1976 г. поступил в аспирантуру Института электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины. После успешной защиты в 1981 г. кандидатской диссертации Т. Г. Шигаев возвратился в Караганду на родную кафедру, где через два года стал доцентом, а в 1985 г. был избран заведующим кафедрой сварочного производства института, которой руководил до конца своих дней.

В 1991 г. Т. Г. Шигаев создал Ассоциацию сварщиков Казахстана и был ее президентом. Много сил и творческой энергии он отдал разработке теоретических основ импульсно-дуговой сварки плавящимся электродом на пе-

ременном и постоянном токах, создал ряд устройств для их реализации. Наряду с этим Т. Г. Шигаев внес большой вклад в развитие сварочного производства и контроля качества сварных металлоконструкций в Республике Казахстан.

С 1994 г. Т. Г. Шигаев организовал несколько выездов специалистов Украинского общества неразрушающего контроля и технической диагностики для проведения аттестации специалистов по неразрушающему контролю предприятий Республики Казахстан в соответствии с международным стандартом EN 473.

После того, как в Республике Казахстан появилось достаточное количество специалистов, стала возможной организация Аттестационного центра по неразрушающему контролю, директором которого стал Тимур Героевич Шигаев.

Светлая память о Тимуре Героевиче Шигаеве — талантливом инженере, ученом, человеке неиссякаемого оптимизма и жизнелюбия, огромного личного обаяния, коммуникабельности, чутком, отзывчивом и уважаемом товарище — навсегда сохранится в сердцах тех, кто знал и работал рядом с ним.

Карагандинский государственный технический университет
Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины

Украинское общество неразрушающего контроля

и технической диагностики

Редакция и редколлегия журнала «Автоматическая сварка»

ПРОИЗВОДИТЕЛИ ТОВАРОВ И УСЛУГ В ОБЛАСТИ СВАРКИ И РОДСТВЕННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

СВАРОЧНОЕ ОБОРУДОВАНИЕ

1. Источники питания для дуговой и электрошлаковой сварки

Авантаж ЧП, Автоген-Техно ООО, Антарес-К ООО, Белгазпромдиагностика, БелСваМО, Белфлон ЗАО, Ватра МП, Велга Вильюс ЗАО, Велдинг Эллойс ЗАО, Газстройсервис АООО, ГРПЗ, ДнепроСварка ООО, Дюкон ПГ, Инвертор плюс, Инпрат ГВПП, Институт сварки России, Инструменты ООО, Искра ЗАО, ИТС, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, КЭЭСО АО, Коммунар ПО, Корба НПФ, Кристалл М, Кристалл ОАО, Линкор ООО, Машагропром ЗАО, Маяк АО, Мессер, Мобисвар ЗАО, Мульти Саунд компания ЗАО, НГС-Комплект, Оборудование и машины ЗСО, ОЗСО ИЭС, Особые сварочные агрегаты НПВФ ООО, Пещерин ЧП, Плазма НПП ООО, Полтавский турбомеханический завод ПО, Пошук НПП, Президент-Нева ООО, Промэл-2000, Псковский завод тяжелого электросварочного оборудования ОАО, Радис ИЦ, Рик НПФ ООО, Ро-Ар ООО, Рослов, РУСО ООО, Сварка НПП, Сварприбор ООО, Северная электротехническая компания, Симферопольский моторный завод ОАО, Спецэлектрод АО, Стецкевич ЗАО, СЭЛМА фирма, ТАС фирма, Технолазер, Техносваркомплект ООО, Технотрон НПП, Техстройсервис, Тор фирма, Торговый Дом Сварка СП, Трансмаш ОАО, Триада-Сварка, Уралтермосвар ЗАО, ФЕБ НПП ООО, Фрониус-Факел ООО, Центроэнергомонтаж ОАО, Эконика-Техно ЗАО, Экотехнология ГВП, Экспловелд СП, Электрик ОАО, Электрик-Микс ЗАО, Электромеханика ОАО, Электротермосвар АО, Элмид-Техно ЗАО, Элмис ОАО, Элсвар фирма, ЭПИС, Z-Мастер ЗАО

2. Полуавтоматы для дуговой сварки

Авиасварка НТЦ, Автомеханика ЗАО, Антарес-К ООО, Артем ГАХК, Белгазпромдиагностика, БелСваМО, Белфлон ЗАО, Ватра МП, Велдинг Эллойс ЗАО, Дюкон ПГ, Институт сварки России, Инструменты ООО, Интертехприбор, Искра ЗАО, ИТС, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, КЭЭСО АО, Коммунар ПО, Корба НПФ, Крейд ООО, Кристалл М, Кристалл ОАО, Линкор ООО, Машагропром ЗАО, Медикомс фирма ООО, Метон МТ ООО, Мульти Саунд компания ЗАО, НГС-Комплект, Навко-Тех фирма, Оборудование и машины ООО, ОЗСО ИЭС, Пещерин ЧП, Полтавский турбомеханический завод ПО, Плазма НПП ООО, Пошук НПП, Псковский завод тяжелого электросварочного оборудования ОАО, Пульсар ММПП, Радис ИЦ, Рик НПФ ООО, Ро-Ар ООО, Сварприбор ООО, Северная электротехническая компания, Симферопольский моторный завод ОАО, СЭЛМА фирма, ТАС фирма, Технолазер, Техносваркомплект ООО, Технотрон НПП, Тор фирма, Торговый Дом Сварка СП, Тесса ООО, Уралтермосвар ЗАО, Фрониус-Факел ООО, Щорский электромеханический завод ОАО, Эконика-Техно ЗАО, Экотехнология ГВП, Экспловелд СП, Электрик ОАО, Электротермосвар АО, Элмид-Техно ЗАО, Элмис ОАО, Элсвар фирма, Z-Мастер ЗАО

3. Автоматы для дуговой сварки

Авантаж ЧП, Авиасварка НТЦ, Белгазпромдиагностика, БелСваМО, Белфлон ЗАО, Вебер КомМеханикс, Велдинг Эллойс ЗАО, Дюкон ПГ, Импульс ОКБ, Институт сварки России, Инструменты ООО, Интертехприбор, Искра ЗАО, ИТС, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, КЭЭСО АО, Констар ООО, Корба НПФ, Кристалл М, Кристалл ОАО, Мессер, НГС-Комплект, Навко-Тех фирма, НИТИ Прогресс, Оборудование и машины ЗСО, Полосуд С.С.С., Полтавский турбомеханический завод ПО, Псковский завод тяжелого электросварочного оборудования ОАО, Радис ИЦ, Ро-Ар ООО, Рослов, Сварприбор ООО, Северная электротехническая компания, Симферопольский моторный завод ОАО, СЭЛМА фирма, Технолазер, Техносваркомплект ООО, Технотрон НПП, Тор фирма, Торговый Дом Сварка СП, Уралтермосвар ЗАО, Фрониус-Факел ООО, Эконика-Техно ЗАО, Экотехнология ГВП, Экспловелд СП, Электрик ОАО, Электрик-Микс ЗАО, Электромеханика ОАО, Электротермосвар АО, Элсвар фирма, Z-Мастер ЗАО

4. Оборудование для электрошлаковой сварки

Инпрат ГВПП, КЭЭСО АО, КЭМЗ СВАРКА ЗАО

5. Оборудование и инструмент для дуговой и контактной сварки

Абикор Бинцель Сварочная Техника ООО, Авантаж ЧП, Агни ООО, Алплаз АОЗТ, АНИТИМ ОАО, Антарес-К ООО, Антек ЗАО, БелСваМО, Бастион, Белфлон ЗАО, Бинцель Украина ГмбХ, Вебер КомМеханикс, Велга АО, Велдотерм, Дюкон ПГ, Ильинский опытный завод механического сварочного оборудования, Инженерный и технологический сервис, Инпрат ГВПП, Кислородмаш ООО, Кислородный завод ЗАО, Корба НПФ, Красс СП ЗАО, Кристалл М, Кристалл ОАО, КСТ-Авиа, КЭМЗ СВАРКА ЗАО, Лига ЗАО, Мессер, Мессер Каттинг и Велдинг, Мидасот-Т ЗАО, Мобисвар ЗАО, Мультиплаз ОАО

ГВПП, Инструменты ООО, Искра ЗАО, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Кермет-У ООО, КЭЭСО АО, Контур-97, Корба НПФ, Корд ООО, Красный выборщик ОАО, КЭМЗ СВАРКА ЗАО, Линкор ООО, Метон МТ ООО, Мидасот-Т ЗАО, НГС-Комплект, НИТИ Прогресс, Орион Гринева ЗАО, Пензенское КТБ арматуростроения ОАО, Пещерин ЧП, Пошук НПП, Прометей ИТЦ, Псковский завод тяжелого электросварочного оборудования ОАО, РУСО ООО, Сварка, Северная электротехническая компания, СЭЛМА фирма, ТАС фирма, Техносваркомплект ООО, Технотрон НПП, Триада-Сварка, Укркомплект, УкрИСП ОАО, Уралэлектромедь АО, Фрониус-Факел ООО, Экотехнология ГВП, Экспловелд СП, Электрик ОАО, Электрик-Микс ЗАО, Электромеханика ОАО, Электротермосвар АО, Элмид-Техно ЗАО, Энерготехника концерн ЗАО

6. Оборудование для специальных способов сварки (холодной, трением, плазменной, электронно-лучевой, лазерной, ультразвуковой, высокочастотной и др.), термической обработки

Булат ОКБ, Велдотерм ООО, Велдотерм-Украина, Велд Форс, ВНИИ ТВЧ им. В. П. Вологодина, Инпрат ГВПП, Искра ЗАО, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Мессер, Мидасот-Т ЗАО, Мультиплаз ОАО, НИТИ Прогресс, ОЗСО ИЭС, Торговый Дом Сварка СП, УКРСПЕЦТЕРМ ЗАО, Фрониус-Факел ООО, Электромеханика ОАО, ЭЛТЕРМ НПП, ЗАО Selmi, Z-Мастер ЗАО

7. Работы сварочные

АвтоВАЗ, Гранат НПО, Искра ЗАО, Мессер, Навко-Тех фирма, Фрониус-Факел ООО

8. Механическое сварочное оборудование

Ильинский опытный завод механического и сварочного оборудования, Импульс ОКБ, Инпрат ГВПП, КЭМЗ СВАРКА ЗАО, Навко-Тех фирма, УкрИСП ОАО

9. Оборудование для пайки

Донмет завод автогенного оборудования ООО, Инпрат ГВПП, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Лига ЗАО, Мидасот-Т ЗАО, ТАС фирма, Фрониус-Факел ООО, Электротермосвар АО

10. Оборудование для наплавки

Дюкон ПГ, Инпрат ГВПП, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, КЭЭСО АО, КЭМЗ СВАРКА ЗАО, НИТИ Прогресс, Плазма-Мастер НПФ, ТАС фирма, Тена ТЦ ООО, Фрониус-Факел ООО, Электротермосвар АО

11. Оборудование для газовой сварки

Авантаж ЧП, AGA, Барнаульский аппаратурно-механический завод АО, БелСваМО, Белфлон ЗАО, Ватра МП, Велга АО, ВКЗ ОАО, ВНИИАВТОГЕНМАШ ФГУП, Газосварочные аппараты, Джет ЗАО НПФ, Днепрокислород АО, ДнепроСварка ООО, Донмет завод автогенного оборудования ООО, Интерфакел СП, Корд ООО, Красс СП ЗАО, Мессер, Мидасот-Т ЗАО, Нерпа судоремонтный завод ФГУП, НИКТИ Сп с ОП, Ро-Ар ООО, РУСО ООО, Сварка-Контакт Сервис НПП, Сварочная техника, Триада-Сварка, Укркомплект, Уралтехгаз ООО, Элмид-Техно ЗАО

12. Оборудование для нанесения упрочняющих и защитных покрытий

Авантаж ЧП, Автогенмашкомплект ООО, Барнаульский аппаратурно-механический завод, ВНИИАВТОГЕНМАШ ФГУП, Институт проблем надежности и долговечности машин, Интер, Интерфакел СП, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Мидасот-Т ЗАО, НИКТИ Сп с ОП, Плазма-Мастер НПФ, ТАС фирма, Тена ТЦ ООО, ТОПАС, УкрИСП ОАО, Фрониус-Факел ООО

13. Оборудование для газокислородной, плазменной и термической резки металлов

Абикор Бинцель Сварочная Техника ООО, Авантаж ЧП, Автогенмашкомплект ООО, AGA Украина ОАО, АНИТИМ ОАО, Антек ЗАО, Барнаульский аппаратурно-механический завод АО, БелСваМО, Белфлон ЗАО, Бинцель Украина ГмбХ, Ватра МП, Вектор ФГУП, Велга АО, ВКЗ ОАО, ВНИИАВТОГЕНМАШ ФГУП, Дамал ООО, Джет ЗАО НПФ, Днепрокислород АО, Донмет завод автогенного оборудования ООО, Дюкон ПГ, ЗОНТ ОАО, Енагро-Торец ООО, Инженерный и технологический сервис, Импульс ОКБ, Инструменты ООО, Интертехприбор, Интерфакел СП, Искра ЗАО, Кермет-У ООО, Кислородмаш ООО, Кислородный завод ЗАО, Корба НПФ, Красс СП ЗАО, Кристалл М, Кристалл ОАО, КСТ-Авиа, КЭМЗ СВАРКА ЗАО, Лига ЗАО, Мессер, Мессер Каттинг и Велдинг, Мидасот-Т ЗАО, Мобисвар ЗАО, Мультиплаз ОАО

НГС-Комплект, Нерпа судоремонтный завод ФГУП, НИТИ Прогресс, НТМ-ПЛЮС ООО, Пензенское КТБ арматуростроения ОАО, Пещерин ЧП, Плазмотрон НПФ, Пошук НПП, Рик НПФ ООО, Ро-Ар ООО, Сварка-Контакт-Сервис НПП, Сварочная техника, Сварприбор ООО, Северная электротехническая компания, СКТБ СТО ЗАО, Стецкевич ЗАО, ТАС фирма, Термал-Спрай-Тек, Техмонтажсистем ООО, Торговый Дом Сварка СП, Техмаш АО, Технолазер, Техстройсервис, УкрИСП ОАО, Фронтиус-Факел ООО, Экотехнология ГВП, Эксоловелд СП, Электрик ОАО, Электрик-Микс ЗАО, Электротермосвар АО, Энергомаш ЗАО, Энергомеханика ОАО, Энерготехника концерн ЗАО, Эффект АО

14. Оборудование для производства сварочных материалов

а) покрытых электродов

Белгазпромдиагностика, Вант, Велма ООО, Инпат ГВТП, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, НИИмонтаж ОАО, Новэл ЗАО, НПП «Сварпро-М» ООО, ОЗСО ИЭС, Ротекс ЗАО, Спецэлект-

род АО, Торговый Дом Сварка СП, Тяжпрессмаш ОАО, Эксоловелд СП

б) порошковых проволок

НИИмонтаж ОАО, НИЦ МСН, ОЗСО ИЭС НТК

15. Оборудование для улавливания сварочных аэрозолей и очистки воздуха в зоне сварки

Агробэлэкс НПП, Амкадор-Рэн-Монарс ЗАО, Гуматекс ЧП, Джмель НПФ ЧП, Дюкон ПГ, Инпат ГВТП, Инструменты ООО, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Конкар ОАО, Сизод НПФ, СовПлим ЗАО, ФХИЗОСиЧ, Элстарт

16. Средства индивидуальной защиты сварщика

Авантаж ЧП, Александр Соколов ЧП, Амкадор-Рэн-Монарс ЗАО, Белгазпромдиагностика, Белфлон ЗАО, Ватра МП, Дамал ООО, Изотоп УДВП, ИЛТИП ООО, Инпат ГВТП, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Мидасот-Т ЗАО, Мульти Саунд компания ЗАО, Рослов, Салют, Сварочная техника, Свивоч ОАО, Сизод НПФ, Спецодежда МакЛКО, Стецкевич ЗАО, Торговый Дом Сварка СП, ФХИЗОСиЧ

СВАРОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

1. Сварочные проволоки сплошного сечения

а) низкоуглеродистые и низколегированные

Авантаж ЧП, Алтай ЧНПП, Ассоциация «Электрод», БелСва-МО, Ватра МП, Дамал ООО, Днепрометиз ОАО, Дуга ЗАО, Запорожский сталепрокатный завод ОАО, Инвертор плюс, Инструменты ООО, Интер Метиз ЗАО, Интерхим-М ЗАО, Контакт НПП, Корба НПФ, Кодекс ООО, Метизы Торговый дом ООО, Плазма НПП ООО, Пошук ЗАО НТП, Промэл-2000, Пульсар ММПП, Рослов, Сбормаш ООО, СВ Технология ООО, Сварка (Москва) ООО, Серп и Молот ОАО, Стальметиз ОАО, Торговый Дом Сварка СП, Череповецкий сталепрокатный завод ОАО, Экотехнология НПП, Эксоловелд СП, Z-Мастер ЗАО

б) высоколегированные проволоки

Авиасварка НТЦ, Ватра МП, ДнепроПРОСТАЛЬ ОАО, Инструменты ООО, Коин ООО, Серп и Молот ОАО

в) для сварки чугуна

Авиасварка НТЦ

г) для сварки алюминия и его сплавов

Авиасварка НТЦ, Вилс АО, Инпат ГВТП, ИЭС им. Е. О. Патона НТК

2. Порошковые проволоки и ленты

Арксэл ООО, Велдтек ТМ СП, Вэлдинг Эллойс ЗАО, Грик ООО, Завод сварочных материалов, Интерхим-М ЗАО, Инпат ГВТП, Инструменты ООО, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Коин ООО, НИИмонтаж ОАО, НИЦ МСН, ОЗСМ ИЭС, Сабарос ООО, Техникорд СП ООО, Торговый Дом Сварка СП, Торезтвёрдосплав ОАО, Экотехнология ГВП, Эксоловелд СП, Экс-периментальное производство ИЭС им. Е. О. Патона, Элна НПФ

3. Покрытые электроды

Авантаж ЧП, Автоген-Техно ООО, «Азововещемаш» концерн, Арксэл ООО, Артеммаш «Вистек» ЗАО, Ассоциация «Электрод», БЕЛКОМ ООО, БелСваМО, Белфлон ЗАО, Бисан МПП, БОЗ ФГУП, ВПК ЗАО, Ватра МП, Велдинг Эллойс ЗАО, Велма ООО, АМЗ ВЕНКОН ОАО, Визма ООО, Газстройсервис А ООО, Гефест, Гомельский завод пусковых двигателей РУП, Грик ООО, Дамал ООО, ДнепроПетровский экспериментально-исследовательский завод сварочных материалов, Днепрометиз ОАО, ДОН ЗАО, ЗСМ ЗАО, Ижорские заводы ОАО, Индустрия ЗАО, Инпат ГВТП, Инст-

рументы ООО, Интерхим-М ЗАО, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Контакт НПП, Корба НПФ, Кранэкс ОАО, Кременчугский электродный завод, Крюковский вагоностроительный завод ОАО, Лосиноостровский электродный завод ОАО, Межгосметиз-Мценск ОАО, Мидасот-Т ЗАО, Московский электродный завод ОАО, ММК ОАО, МММЗ ОАО, Нальчикский электродный завод ОАО, «Наташа» ЧП, Невинномысский электродный завод ОАО, Нижегородский теплоход завод ОАО, НИИмонтаж ОАО, НИЦ МСН, ОЗСМ ИЭС, ОСП «Элком» ОАО, Орнитоф НПФ, ОСПАЗ ОАО, ПАТОН-Электрод НПФ, Победа труда машзавод ОАО, Приватбуд ООО, Прометей ИТЦ, Пульсар ММПП, Рослов, Сбормаш ООО, Свама ЗАО, СВАРОГ-Т НПФ, Сварочная техника, СВ Технология ООО, СВЭЛ ОАО, Свэмс ООО, Северная электротехническая компания, СЗСМ «Ротекс» ООО, Сибэс ЗАО, Силур ОАО, СМ НПО им. Фрунзе ОАО, Спецэлектрод ОАО, Стакс ОАО, Стальметиз ОАО, Сычевский электродный завод, Торговый Дом Сварка СП, Торезтвёрдосплав ОАО, Уралхиммаш ОАО, Харцызский ремонтно-механический завод, Хобэкс ПК, ЧСПЗ ОАО, ШЭЗ ОАО, Экотехнология ГВП, Эксоловелд СП, Экспериментальное производство ИЭС им. Е. О. Патона, Электрод ЗАО, Электродный завод АОЗТ, Электродсервис ЗАО, ЭМК-Атоммаш ОАО, Z-Мастер ЗАО

4. Присадочные материалы для пайки

Авиасварка НТЦ, Инпат ГВТП, ИЭС им. Е. О. Патона НТК, Мегатекс ЗАО, ОЗСМ ИЭС, Пещерин ЧП, Рослов, Торговый Дом Сварка СП

5. Флюсы для сварки

Бастион, Запорожский завод сварочных флюсов и стеклоизделий, Ижорские заводы ОАО, Инженерный и технологический сервис, Инпат ГВТП, Инструменты ООО, Интерхим-М ЗАО, Коин ООО, Контур-97, Никопольский завод ферросплавов ОАО, ОЗСМ ИЭС, Сварка, Рослов, Торговый Дом Сварка СП, ЦНИИТМАШ НПО

6. Ферросплавы и лигатуры

Карбид ООО

7. Неплавящиеся электроды

Авиасварка НТЦ, Инпат ГВТП, «Победит» ОАО, Эксоловелд СП

СТАНДАРТИЗАЦИЯ И СЕРТИФИКАЦИЯ

Институт сварки России, Мидасот-Т ЗАО, Сварка и контроль НУЦ, Сепрозв ГП НТЦ

ПОДГОТОВКА И ПЕРЕПОДГОТОВКА КАДРОВ

ГАЦ МР НАКС ЗАО, Институт сварки России, Мидасот-Т ЗАО, МУАЦ ИЭС, Сварка и контроль НУЦ

Указатель организаций и фирм

- Абикор Бинцель Сварочная Техника ООО**
129343 Россия, г. Москва,
ул. Уржумская, д. 4
тел. +7(095) 189 93 35;
факс +7(095) 510 64 70
E-mail: binzel-abicor@yandex.ru
- Авантаж ЧПФ**
65005 Украина, г. Одесса,
ул. Бугаевская, 21
тел. (0482) 34 04 62; факс (0482) 34 04 75
03040 г. Киев, ул. Васильковская, 11/11
тел. (044) 257 43 32; факс (044) 258 11 45
E-mail: avant@te.net.ua
- Авиасварка НТЦ**
04080 Украина, г. Киев
тел./факс (044) 537 25 84
E-mail: retosvar@elan-ua.net
- АвтоВАЗ АО**
445663 Россия, г. Тольятти,
Южное шоссе, 36
тел. (8482) 37 76 17, 37 69 65;
тел./факс (8482) 20 40 13
- Автогенмашкомплект ООО**
03040 Украина, г. Киев, ул. Стельмаха, 10
тел. (044) 263 01 33; факс (044) 263 40 52
- Автомеханика ЗАО**
03148 Украина, г. Киев,
ул. Семьи Сосниных, 7а
тел./факс (044) 422 50 00
- Агни ООО**
164502 Россия, г. Северодвинск,
ул. Лебедева, 16-136
тел./факс (81842) 4 39 85
- Агробэлэкс НПП**
220012 Беларусь, г. Минск,
ул. Толбухина, 16, корп. 1а
тел. (017) 284 42 81; факс (017) 284 93 43
- «Азововещемаш» концерн**
Украина, г. Мариуполь,
просп. Ильича, 145/147
тел./факс (0629) 38 43 08
- Аларм ЗАО**
109383 Россия, г. Москва, ул. Полбина, 45
тел./факс (095) 354 34 24
- Александр Соколов ЧП**
222160 Беларусь, г. Жодино,
ул. Д. Лебедевского, 4
тел. +375 (1775) 7 01 38;
факс +375 (1775) 7 01 39
E-mail: 7650212@mail.ru
- Аллпласт АОЗТ**
125190 Россия, г. Москва,
Ленинградский просп., 80
тел. (095) 158 74 82; факс (095) 158 89 38
- Алтэй ЧНПП**
Украина, г. Днепропетровск,
ул. Каруны, 16
тел. (0562) 34 82 01
- АМЗ ВЕНКОН ОАО**
623785 Россия, г. Артемовский,
ул. Садовая, 12
факс (34363) 3 18 80, 3 19 91
- Амкадор-Рэн-Монарс ЗАО**
220050 Беларусь, г. Минск,
ул. Промышленная, 6а
тел. (017) 244 50 01; факс (017) 244 14 11
- АНИТИМ ОАО**
656002 Россия, г. Барнаул,
ул. Северо-Западная, 2а
тел. (3852) 77 56 96; факс (3852) 77 54 97
- Антарес-К ЗАО**
Россия, г. Москва, просп. Буденного, 28,
корп. 2
тел. (095) 366 47 12, 366 52 80
факс (095) 366 56 82
- АНТЕК ЗАО**
- 656002 Россия, г. Барнаул,
ул. Северо-Западная, 2
тел. (3852) 77 56 96, 77 58 78
факс (3852) 77 54 97
E-mail: antek@barnaul.ru
- АРКСЭЛ ООО**
83017 Украина, г. Донецк,
пер. Вятский, 2а
тел. (062) 382 94 44;
тел./факс (062) 382 94 38
E-mail: info@arcsel.dn.ua
- Артем-Контакт ОАО**
04050 Украина, г. Киев,
ул. Мельникова, 2/10
тел. (044) 211 90 31; факс (044) 213 69 38
- Артеммаш Вистек**
84500, г. Артемовск, Донецкая обл.,
ул. Артема, 6
тел. (062) 332 28 04;
факс (062) 332 28 05, 332 28 06
- Ассоциация «Электрод»**
Исполнительная дирекция
03150 Украина, г. Киев, а/я 362
тел./факс (044) 227 72 35
- AGA**
Россия, г. С.-Петербург, ул. Благодатная,
67 тел. (812) 294 39 33, 327 07 39;
факс (812) 296 32 14
- AGA Украина ОАО**
49074 Украина, г. Днепропетровск,
ул. Кисловордная, 1
тел. (0562) 35 12 25; факс (0562) 34 56 33
E-mail: aga@aga.dp.ua
- Барнаульский аппаратурно-механический завод АО**
656031 Россия, г. Барнаул,
просп. Строителей, 117
тел. (3852) 22 78 18, 36 71 26, 36 52 38;
факс (3852) 36 52 27
- Бастион**
344010, Россия, г. Ростов-на-Дону,
просп. Соколова, 80
тел. (8632) 32 47 90, 38 72 32
- Белгазпромдиагностика**
220073, Беларусь, г. Минск
ул. Гусовского, 4-608
тел. (37517) 205 08 68;
факс (37517) 620 40 06
E-mail: diag@tut.ru
- БелСвамо**
220108, Беларусь, Минск
ул. Корженевского, 12а-303
тел.: (37517) 227 19 97;
факс (37517) 278 02 02
E-mail: belsvamo@infonet.ru
- Белфон ЗАО**
220050 Беларусь, г. Минск,
ул. Восточная, 32, корп. 1
тел. (017) 231 51 02, 231 9262;
факс (017) 232 10 80, 231 59 76
- Бинцель Украина ГмбХ**
03056 Украина, г. Киев,
ул. Полевая, 24, оф. 414
тел. (044) 456 72 06; факс (044) 455 66 75
E-mail: ukraine@binzel-abicor.com
- Бисан МГП**
03680 Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11
тел. (044) 261 58 54; факс (044) 261 55 55
- БОЗ ФГУП**
04112, Россия, г. Бийск
тел. (3854) 23 1301, 23 1303
факс (3854) 25 03 34
- БПК ЗАО**
214676 Россия, пос. Балашейка,
Самарская обл., г. Сызрань
факс (84643) 2 32 39
- Булат ОКБ**
- 124489 Россия, г. Москва, Зеленоград,
Панфиловский просп., 10
тел. (095) 536 87 28 факс (095) 535 13 80
E-mail: laser@bulat.comnet.ru
- Вант**
252013 Украина, г. Киев,
ул. Деревообрабатывающая, 4
тел. (044) 294 71 69;
тел./факс (044) 295 91 91, 294 71 69
- Варус ООО**
Россия, г. С.-Петербург,
ул. К. Томчака, 20
тел. (812) 298 21 21; факс (812) 444 58 57
- Ватра МП**
220064 Беларусь, г. Минск,
ул. Корженевского, 120, корп. 303
тел. (017) 227 1997; 2782706;
факс (017) 278 09 09
- Вебер КоМеханикс ООО**
109004 Россия, г. Москва,
тел./факс +7(095) 105 88 87
E-mail: webwer@weber.ru
- Вектор ОАО**
620078 Россия, г. Екатеринбург,
ул. Гагарина, 28
тел. (3432) 49 62 08; факс (3432) 49 50 66
E-mail: market@vektor.ru
- Велга Вильнюс ЗАО**
Литва, г. Швентесяй, ул. Пушу, 27
тел. +37 02 33 55 23, 01 73 35 86
факс +3702 13 75 95
- Велдинг Эллойс ЗАО**
199155 Россия, г. С.-Петербург, а/я 706
тел./факс +7(812) 323 89 57
- Велдотерм ООО***
141007 Россия, Московская обл.,
г. Мытищи-7, ул. Попова, 5
тел. (095) 586 80 33, 586 80 44;
факс (095) 583 80 56
- Велдотерм-Украина**
77308 Украина, г. Калуш,
Ивано-Франковской обл., а/я 18
тел./факс (03472) 6 03 30
E-mail: weldotherm@kl.if.ukrnet.net
- Велд Форс**
194223 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Курчатова, 10
тел./факс (812) 55236 88
- 
- Велдтек ТМ СП**
03056 Украина, г. Киев, ул. Полевая, 24
тел. (044) 456 02 09; факс (044) 458 34 85
E-mail: weldtec@iptelecom.net.ua
- Велма ООО**
тел.: (044) 559 10 71;
моб.: 8(050) 5555 85 51
- ВИЗМА ООО**
тел./факс (044) 213 98 21
- Вилс АО**
121596 Россия, г. Москва, ул. Горбунова, 2
тел. (095) 444 92 47; факс (095) 448 67 15
- ВКЗ ОАО (Волгоградский кислородный завод)**
Россия, г. Волгоград
тел.(8442) 71 65 90;
факс (8442) 75 86 59, 71 65 00

* В 4-м номере журнала «Автоматическая сварка» в Банке «Производители товаров и услуг...» вместо Велдотерм (стр. 65) следует читать Велдотерм ООО. Этую организацию не следует путать с немецкой фирмой Weldotherm® G.M.B.H. Essen (1-я стр. обложки в №3-5, 2004 г.).

ВНИИАВТОГЕНАМШ ФГУП

109004 Россия, г. Москва,
Шелапутинский пер., д. 4
тел./факс (095) 915 09 60

ВНИИ ТВЧ им. В. П. Вологдина

194902 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Толстого, 7
тел. (812) 234 69 57; факс (812) 234 46 52

Вэлдинг Эллойс

199155 Россия, г. С.-Петербург,
11-я линия, 66
тел./факс (812) 323 89 57

Газосварочные аппараты

121170 Россия, г. Москва,
Кутузовский просп., 36, корп. 4, строен. 48
тел. (095) 249 78 24; факс (095) 249 69 92

Газстройсервис А ООО

127422 Россия, г. Москва,
ул. Костякова, 10, строен. 1
тел. +7(095) 979 00 05, 979 31 01
факс +7(095) 977 67 81
E-mail: gazstroy@optitrade.ru

ГАЦ МР НАКС ЗАО

107005 РФ, г. Москва, а/я 35
тел./факс (095) 261 36 11

Гефест

03680 Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11
тел. (044) 261 51 65;
тел./факс (044) 220 16 19

Гомельский завод пусковых двигателей РУП

246027 Беларусь, г. Гомель,
ул. Барыкина, 150
тел. (10375232) 49 43 04
факс (10375232) 4947 59

Гранат НПО

220600 Беларусь, г. Минск,
ул. Притыкского, 62

Грик ООО

02002 Украина, г. Киев,
ул. М. Расковой, 11
тел./факс (044) 516 64 96, 517 36 45
E-mail: griko@nbi.com.ua

ГРПЗ (Государственный Рязанский приборный завод)

390000 Россия, Рязань, ул. Каляева, 32
тел. (0912) 29 84 53, 2401 06;
факс (0912) 21 61 47, 21 7837
E-mail: postmaster@pribor.ryasan.ru

Гуматекс ЧП

тел./факс (06272) 2 33 65

Дамал ООО

02094 Украина, г. Киев,
ул. Краковская, 32
тел./факс (044) 552 20 06, 552 60 80

Джет ЗАО НПФ

Россия, г. Ижевск,
ул. Красноармейская, 127, а/я 59
тел. (3412) 78 48 03, 78 59 56;
факс (3412) 51 09 01

Джміль НПФ ЧП

65003 Украина, г. Одесса,
ул. Черноморского казачества
тел./факс (0482) 37 43 46

Днепрокислород ОАО

320074 Украина, г. Днепропетровск,
ул. Кислородная, 1
тел. (0562) 27 20 52;
тел./факс (0562) 29 97 94, 34 56 33

Днепрометиз ОАО

320060 Украина, г. Днепропетровск,
пер. им. Газеты «Правда», 20
тел./факс (0562) 34 82 24, 34 82 23

Днепропетровский экспериментально-исследовательский завод сварочных материалов

тел. (0612) 65 89 59

Днепросварка ООО

02160 Украина, г. Киев,
просп. Воссоединения, 19

тел. (044) 550 61 66; факс (044) 553 64 42
E-mail: dsvarka@kievweb.com.ua

Днепроплесцсталь ОАО

330600 Украина, г. Запорожье
тел. (0612) 39 73 01; 33 25 35;
факс (0612) 34 02 16, 33 10 00, 13 17 80

ДОН ЗАО

309641 Россия, г. Новый Аскол,
пер. Кооперативный, 1
тел.(07233) 4 56 72;
факс (07233) 2 22 46, 2 22 45

Донмет з-д автогенного оборудования

84331 Украина, Донецкая обл.,
г. Краматорск, ул. Парковая, 115
тел./факс (06264) 4 26 85, 5 77 13
E-mail: svarka@donmet.com.ua

Дуга ЗАО

162606 Россия, г. Череповец,
ул. Комарова, 8
тел. (8202) 55 78 39;
тел./факс (8202) 55 17 58

Дюкон ПГ

Россия, г. С.-Петербург,
ул. Марата, 77, оф. 27
тел./факс (812) 326 92 46

Россия, г. Москва,
ул. Краснобогатырская, 42, оф. 226
тел./факс (095) 737 07 11

Енагро-Торец ООО

322007 Украина, Донецкая обл.,
г. Константиновка, ул. Мирошниченко, 73
тел./факс (0672) 26 684;
факс в г. Киеве (044) 553 32 69

Завод сварочных материалов

620066 Россия, г. Екатеринбург, п/я 169
тел. (34369) 2 68 50; факс (34369) 2 51 06

Запорожский завод сварочных флюсов и стеклоизделий

330008 Украина, г. Запорожье,
Южное шоссе, 6
тел. (0612) 39 23 01, 39 23 68

Запорожский сталепрокатный завод ОАО

330600 Украина, г. Запорожье
тел. (0612) 39 23 01, 39 23 02;
факс (0612) 35 65 00, 35 74 26

Зонт ОАО

65104 Украина, г. Одесса,
просп. маршала Жукова, 103
тел.(048) 717 00 50, 715 69 40;
факс (048) 715 69 50

E-mail: oaozont@zont.com.ua

ЗСМ ЗАО

620066 Россия, г. Екатеринбург, а/я 169
тел. (34369) 2 68 50, 2 54 85;
факс (34369) 2 65 27

Z-Мастер ЗАО

107564 Россия, г. Москва,
ул. Краснобогатырская, 2
тел./факс +7(095) 742 96 04

Изотоп УДВП

03680 Украина, г. Киев, ул. Горького, 152
тел. (044) 268 31 34

Ижорские заводы ОАО

196651 Россия, г. С.-Петербург,
Колпино, просп. Ленина, 1
тел. (812) 322 88 57, 322 82 86;
факс (812) 322 86 74, 460 88 43

ИЛТИП ООО (Институт лазерных технологий и приборостроения)

188537 Россия, г. Основной Бор,
Ленинградская обл., ул. Ленинградская, 62
тел./факс (81269) 2 99 07, 7 20 97

Ильницкий завод механического сварочного оборудования

90130 Украина, Закарпатская обл.,
пос. Иршава, ул. Советская, 3
тел./факс (03144) 2 11 36, 2 17 36

E-mail: mso@ir.uzhgrod.ua

Импульс ОКБ

220121 Беларусь, г. Минск,
ул. Лещинского, 8
тел. (017) 258 94 09, 258 91 95;
факс (017) 258 91 20

Инвертор плюс

460858 Россия, г. Оренбург,
просп. Автоматики, 8
тел./факс (3532) 65 47 30

Индустрія ЗАО

Украина, г. Луганск, ул. К. Либкнехта, 38
тел./факс (0642) 52 12 52

Инженерный и технологический сервис

195251 Россия, г. С.-Петербург,
Командантский пр., 23, корп. 1
тел./факс +7(812) 320 61 61
E-mail: office@ltscompany.spb.ru

Иннат ГВТП

03680 Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11
тел. (044) 268 12 54, 227 46 66;
факс (044) 269 77 87

Институт проблем надежности и долговечности машин

220072 Беларусь, г. Минск,
ул. Скорины, 12
тел. (0172) 68 58 63; факс (0172) 68 54 09

Институт сварки России

194100 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Литовская, 10
тел. (812) 245 83 12; факс (812) 245 01 02

Институт электросварки (ИЭС) им. Е. О. Патона НТК

03680 Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11
тел. (044) 227 63 02; факс (044) 268 04 86

Инструменты ООО

01033 Украина, г. Киев,
ул. Саксаганского, 24, комн. 21
тел. (044) 251 80 30; факс (044) 531 98 66

Интерм

03680, Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11
тел./факс (044) 269 09 60

Интер Метиз ЗАО

тел./факс (05692) 3 24 29

Интертехприбор

105094 Россия, г. Москва,
ул. Б. Семёновская, 42
тел. +7(095) 369 37 00, 369 02 68
факс +7(095) 369 52 19

E-mail: info@tdev.ru

Интерфакел СП

Украина, Киевская обл.,
Броварской р-н, с. Княжики
тел. (294) 5 05 35, 5 64 04
факс (294) 6 06 00

Интерхим-БТВ ООО

03062 Украина, г. Киев, а/я 35
тел. (044) 237 35 98
факс (044) 241 92 05

Искра ЗАО

623131 Россия, Свердловская обл.,
г. Первоуральск, пос. Новоуткинск,
ул. Партизан, 23
тел./факс (34392) 9 40 37, 9 43 02,
9 44 41, 9 52 02

E-mail: iskrazao@uraltc.ru

Карбид ООО

86604 Украина, г. Торез Донецкой обл.,
ул. Трудовая, 83
тел./факс (06254) 30019

Кермет-У ООО

61125 Украина, г. Харьков,
ул. Нетеченская набер., 15
тел./факс (0572) 23 51 20
E-mail: itl2022@online.kharkov.ua

**КЭСО АО**

326800 Украина, Херсонская обл.,
г. Каховка, ул. Пушкина, 109

ИНФОРМАЦИЯ

тел. (05536) 4 62 23, 3 59 67;
факс (05536) 4 10 41, 4 03 22
E-mail: market@kzeso.com

Кислородмаш АО
65031 Украина, г. Одесса,
ул. Промышленная, 1
тел. (0482) 23 53 17

Кислородный завод ЗАО
36061 Украина, г. Киев,
просп. Отрадный, 93/2
тел. (044) 483 13 84, 484 44 06

Коин ООО
01001 Украина, г. Киев, а/я 351
ул. Горького, 56/15, корп. 2
тел. (044) 261 54 01; факс (044) 227 11 55
E-mail: coin@kievweb.com.ua

Коммунар ГНПО
310681 Украина, г. Харьков, ул. Рудика, 8
тел. (0577) 44 71 42, 44 78 46;
факс (0577) 707 01 72, 244 71 37
E-mail: sbyt@tvset.com.ua

Консар ОАО
607190 Россия, г. Саров, Нижегородская обл., Рабочий пер., 17а
тел. (83130) 4 39 72;
факс (83130) 5 95 68, 4 37 75
E-mail: sale@consar.sar.ru

Констар ООО
249035 Россия, Калужская обл.,
г. Обнинск, ул. Ленина, 27, оф. 311
тел./факс +7(095) 3 11 61, 3 08 86
E-mail: konstar@bk.ru

Контакт НПП
Винницкий филиал
тел. (0432) 32 50 95, 35 21 59
Житомирский филиал тел. (0412) 25 47 14
Луцкий филиал тел. (05322) 2 05 09
Полтавский филиал тел. (0652) 48 59 68

Контур-97
117393 Россия, г. Москва,
ул. Архитектора Власова, 33, оф. 413
тел. (095) 128 17 59; факс (095) 382 71 52

Корба НПФ
08293 Украина, Киевская обл., пгт Буча,
ул. Тарасовская, 32
тел.(04497) 96 597; тел./факс (04497) 96 056

Корд ООО
142155 Россия, Московская обл.,
Подольский р-н, пос. Львовский,
просп. Металлургов, 3
тел./факс +7(095) 996 83 07
E-mail: kord@podoslk.ru

Кранэкс ОАО
153007 Россия, г. Иваново, пос. Милеево
тел. (0932) 32 64 40; факс (0932) 37 65 07

Красный выборжец ОАО
195009 Россия, г. С.-Петербург,
Свердловская набер., 12
тел. (812) 542 38 25; факс (812) 542 99 88

Красс ЗАО СП
194156 Россия, г. С.-Петербург
тел./факс (812) 323 86 39; (044) 550 91 33

Крейд ООО
198328 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Маршала Захарова, 2
тел./факс (812) 142 01 48

Кременчугский электродный завод
Украина, г. Кременчуг,
ул. К. Либкнехта, 139
тел. (05366) 6 95 90

Кристалл Николаевский опытный завод ОАО
540020 Украина, г. Николаев,
ул. Декабристов, 41
тел. (0512) 37 42 36, 36 93 04;
факс (0512) 36 84 76

Кристалл М
196248 Россия, г. С.-Петербург, а/я 165
тел. (812) 320 94 51, 320 64 52;
факс (812) 320 94 51, 320 94 52

Кропдекс ООО

04080 Украина, г. Киев, а/я 71
тел./факс (044) 417 01 04, 417 83 31

Крюковский вагоностроительный завод ОАО
315307 Украина, г. Кременчуг,
Полтавская обл., ул. К. Либкнехта, 139
тел. (05366) 6 11 73, 6 90 82;
факс (05366) 6 11 01, 6 11 73

КСТ-Авиа
117926 Россия, г. Москва,
5-й Донской проезд, 21Б, корп. 2, оф.38
тел./факс (095) 955 55 90
E-mail: plazma@kst-plazma.ru

КЭМЗ «Сварка» ЗАО
04073 Украина, г. Киев,
просп. Красных казаков, 23
тел. (044) 531 39 04, 417 82 02
факс (044) 461 33 00, 531 39 33
E-mail: kemz@svarka.kiev.ua

Лига ЗАО
194223 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Курчатова, 10
тел. (812) 552 57 10; факс (812) 552 24 36

Линкор ООО
355000 Россия, г. Ставрополь,
ул. Заводская, 96
тел. (8652) 28 07 06, 94 70 33;
факс (8652) 94 70 84, 94 00 34
E-mail: svarka@linkor.org

Лосиноостровский электродный завод ОАО
129337 Россия, г. Москва,
Хибинский проезд, 3
тел. /факс (095) 188 64 82, 183 13 81
E-mail: moslez@km.ru

Машагропром
220000, Беларусь, г. Минск
ул. Чернышевского, 10а, ком. 611
тел. (37517) 285 69 44;
факс (37517) 285 69 45

Маяк АО
286021 Украина, г. Винница,
Хмельницкое шоссе, 145
тел. (0432) 43 77 32, 43 80 34, 44 78 73;
факс (0432) 43 90 14

Мегатекс ЗАО
тел./факс (06272) 2 33 65

Медикомс фирма ООО
111394 Россия, г. Москва,
ул. Новотатарки, 1, строен. 1
тел./факс (095) 309 11 12

Межгосметиз-Мценск ОАО
303000 Россия, г. Мценск,
ул. Советская, 98а
тел./факс (08646) 3 48 61, 3 21 99, 3 48 61
E-mail: mgmweld@mail.ru

Мессер
54003 Украина, г. Николаев,
ул. Комсомольская, 5а, оф. 16
тел. (0512) 24 17 76

Мессер Каттинг и Велдинг
109004 Россия, г. Москва,
ул. Земляной вал, 66/20
«Артбидлинг», оф. 4с
тел. +7(095) 564 86 80;
факс +7(095) 564 86 82
E-mail: messer@co.ru

Метизы Торговый Дом ООО
69600 Украина, г. Запорожье
тел./факс (0612) 35 65 00, 35 74 26

Метон МП ООО
645940 Россия, г. С.-Петербург,
Сестрорецк, просп. Свободы, 4, а/я 112
тел./факс (812) 437 10 95; (812) 434 11 79

Мидасот-Т ЗАО
104009 Россия, г. Москва,
Шелапутинский пер., 1
тел. (095) 777 65 49, 915 09 38;
факс (095) 915 58 26

ММК ОАО

455002 Россия, г. Магнитогорск,
ул. Кирова, 93, ЦСП
тел. (3519) 22 81 81, 22 82 52;
факс (3519) 22 81 94

МММЗ ОАО
455002 Россия, г. Магнитогорск,
ул. Складская, 4
тел. (3519) 24 77 06; факс (3519) 24 75 30

Мобисвар ЗАО
107014 Россия, г. Москва, Б-014, а/я 102
тел. (095) 269 35 11, 269 01 96;
факс (095) 269 35 11

Московский электродный завод ОАО

111123 Россия, г. Москва,
шоссе Энтузиастов, 31

тел. (095) 176 14 32; факс (095) 176 09 19

Мультиплаз ОАО
119180 Россия, г. Москва,
ул. Большая Полянка, 15
тел. +7(095) 136 61 21, 959 01 13
факс +7(095) 959 00 96

E-mail: sales@multiplaz.ru

Мульти Саунд компания ЗАО
193144 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Новгородская, 14

тел./факс (812) 327 03 88, 271 20 91,
271 15 07

МУАЦ (Межотраслевой учебно-аттестационный центр) ИЭС
03680 Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11
тел. (044) 456 10 74, 456 63 30;
факс (044) 456 48 94
E-mail: muac@paton.kiev.ua

Навко-Тех фирма
03056 Украина, г. Киев, а/я 227,
ул. Полевая, 24
тел. (044) 456 40 20;
тел./факс (044) 456 83 53
E-mail: info@navko-teh.kiev.ua

Нальчикский электродный завод ОАО
360015 Россия, г. Нальчик,
ул. Циolkовского, 7
тел. (8662) 40 28 33; факс (8662) 42 19 57

«Наташа» ЧП
г. Антрацит, ул. Кальницкой, 4/41а
тел./факс (06431) 3 82 22

НГС-Комплект
105122 Россия, г. Москва,
Щелковское шоссе, 2
тел./факс +7(095) 101 40 64
E-mail: niimontag@istnet.ru

Невинномысский электродный завод ОАО
357115 Россия, г. Невинномысск,
ул. Водопроводная, 360

тел.(86554) 6 80 60, 6 80 61;
факс (86554) 3 88 48

Нерпа судоремонтный завод, ФГУП
184680 РФ, Мурманская обл.,
г. Снежногорск
тел./факс (81530) 6 05 96

Нижегородский теплоход завод ОАО
606450 Россия, Нижегородская обл., г. Бор
тел. (83159) 24 922, 51 906;
факс (83159) 23 782, 21 906

НИИмонтаж ОАО
350020 Россия, г. Краснодар,
ул. Рашилевская, 148
тел. (8612) 55 66 90; факс (8612) 55 02 29
E-mail: niimontag@istnet.ru

Никопольский завод ферросплавов ОАО
322912 Украина, Днепропетровская обл.,
г. Никополь
тел. (05662) 3 20 00, 3 34 19;
факс (05662) 1 86 00

НИКТИ СП с ОП
220071 Беларусь, г. Минск,
ул. Платонова, 126
тел. (017) 232 63 63; факс (017) 210 11 17
НИТИ Прогресс

426008 Россия, Удмуртская республика, г. Ижевск, ул. Пушкинская, 268
тел. (3412) 43 95 35;
факс (3412) 43 25 64;
E-mail: niti@niti.udm.ru

НИЦ МСН
03680 Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11
Тел./факс (044) 261 56 74, 261 53 51,
261 50 82



НКМЗ
343905 Украина, Донецкая обл.,
г. Краматорск-5
тел. (06264) 3 70 80, 7 89 77;
факс (06264) 7 22 49

Новэл ЗАО
Россия, Челябинская обл., г. Миасс,
просп. Автозаводцев, 61
тел./факс (35135) 7 05 10, 7 32 90

НПП Свапро-М ООО
105264 Россия, г. Москва,
ул. В. Первомайская, 43, оф.24
тел./факс (095) 965 45 01

НТМ-Плюс ООО
117638 Россия, г. Москва,
Варшавское шоссе, 56, строен. 1
тел. (095) 11907 84

Оборудование и машины ЗСО
127247 Россия, г. Москва,
Дмитровское шоссе, 100, строен. 2
тел. +7(095) 483 11 61
E-mail: tdm@obmash.ru

ОЗСМ ИЭС
04112 Украина, г. Киев, ул. Е. Телиги, 2
тел. (044) 456 63 69;
факс (044) 456 64 95, 456 63 08

ОЗСО ИЭС
252042 Украина, г. Киев, ул. И. Кудри, 7
тел. (044) 261 19 85, 269 27 23;
факс (044) 269 23 31

Орион фирма
197046 Россия, г. С.-Петербург,
Большой Сапсаньевский просп., 32
тел./факс (812) 324 77 25, 324 77 35

ОСПАЗ ОАО
302025 Россия, г. Орел,
ул. Раздельная, 105
тел. (08622) 3 92 28; факс (095) 937 01 29

Орнитоф НПФ
69035 Украина, г. Запорожье,
просп. Ленина, 1706, комн. 48
тел. (0612) 34 14 18, 33 41 32;
факс (0612) 13 41 32, 13 52 00

Особые сварочные агрегаты НПВФ ООО
111250 Россия, г. Москва,
ул. Красноказарменная, 12
тел. (095) 361 98 31; факс (095) 361 97 93

ОСП «Элком» ОАО
681000 Россия, г. Комсомольск-на-Амуре,
ул. Аллея Труда, 1
тел./факс (42172) 4 50 80

ПАТОН-Электрод НПФ
тел./факс (044) 227 46 41

Пензенское КТБ арматуростроения ОАО
440060 Россия, г. Пенза,
просп. Победы, 75
тел./факс (8412) 45 78 03, 45 78 04

Пещерин ПП
тел. (044) 239 11 40, 239 11 41;
факс (044) 268 09 49

Плазма-Мастер НПФ
03134 Украина, г. Киев, ул. Якутская, 14
тел./факс (044) 475 35 98, 267 13 70

Плазма НПП ООО
Россия, г. Ростов-на-Дону,
ул. Вавилова, 69
тел. (8632) 77 46 43;

тел./факс (8632) 77 47 85
E-mail: plazma@vov.ru

Плазмотрон НПМП

тел./факс (044) 456 23 36, 456 40 50

Победа труда машзавод ОАО

Украина, г. Артемовск, Донецкая обл.
тел. (06274) 20 731; факс (06274) 64 174

Победит ОАО

362001, Россия, г. Владикавказ,
ул. Дивизионная, 1
тел. (8672) 54 03 86, 54 03 69;
факс (8672) 76 90 60
E-mail: pobedit@osetia.ru

Полисуд С.С.

109044 Россия, г. Москва,
ул. Земляной Вал, 66/20
тел. (095) 564 86 81; факс (095) 564 86 82

Полтавский турбомеханический завод

тел. (0532) 7 34 79, 7 30 59;
факс (0532) 72 466

ПОШУК НТП

03022 Украина, г. Киев,
ул. Васильковская, 27/1
тел. (044) 257 49 90, 259 98 58
факс (044) 257 42 05

Президент-Нева ООО

194156 Россия, г. С.-Петербург,
просп. Энгельса, 16/2
тел. (812) 244 03 00; факс (812) 244 02 86

Приватбуд ООО

тел./факс (05692) 3 02 42

Прометей ИТЦ

142300 Россия, Московская обл.,
г. Чехов, ул. Производственная, 1
тел./факс (09672) 62 784, 22 933;
тел./факс в г. Москве (095) 946 28 10

Прометей ЦНИИКМ

193015 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Шпалерная, 49
тел. (812) 274 37 96; факс (812) 274 17 07

Промэл-2000

115522 Россия, г. Москва, Пролетарский
просп., 21, корп. 2
тел. (095) 241 48 28, 241 53 26;
факс (095) 244 76 02

Псковский завод тяжелого электросварочного оборудования

180650, Россия, г. Псков, ул. Новаторов, 3
тел./факс (8112) 53 5949

Пульсар ММПП

302030 Россия, г. Орел, ул. Революции, 1
тел. (08622) 55 747; факс (08622) 58 176

Радис ИЦ

109088 Россия, г. Москва,
ул. Шарикоподшипниковская, 4
тел. (095) 275 89 64; факс (095) 913 87 25
E-mail: radis@asvt.ru

Рик НПФ ООО

410740 Россия, г. Саратов,
ул. Астраханская, 77
тел. (8452) 51 20 80

Ро-Ар ООО

127276 Россия, г. Москва,
ул. Ботаническая, 14
тел. (095) 401 41 44, 401 45 38;
факс (095) 401 41 66

Рослов

129366 Россия, г. Москва,
ул. Ярославская, 17
тел./факс +7(095) 789 60 57

E-mail: mail@roslov.com

РУСО ООО

02090, Украина, г. Киев,
ул. Алма-Атинская, 2/1
тел. (044) 451 86 72; факс (044) 559 17 24

E-mail: rusuo@teleport.com

«Ротекс» ООО С3СМ

115088 Россия, г. Москва,
ул. Угрешская, 14, строен. 2

тел./факс (095) 741 66 41
E-mail: czcm@rotex.msk.ru

Сабарос ООО

121614 Россия, г. Москва,
ул. Крылатские холмы, 47, оф. 4
тел. (095) 414 57 65/74/85;
факс (095) 414 57 94
E-mail: info@sabaros.ru

Салют

109451 Россия, г. Москва,
ул. Братиславская, 18
тел./факс (095) 345 02 87, 345 02 88

Сбормаш ООО

Украина, Донецкая обл., г. Краматорск,
пос. Коксстрой, 1
тел./факс (06264) 6 03 66, 6 05 82

Свама ЗАО

196653 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Вавилова, 5
тел. (812) 322 86 74;
факс (812) 322 86 74, 482 10 17

Сварка

198096 Россия, г. С.-Петербург,
Дорога на Турухтаные острова, 10
тел. (812) 184 14 56; факс (812) 184 14 74

Сварка и контроль НУЦ

107005 Россия, г. Москва,
2-я Бауманская ул., 5
тел. (095) 263 68 02, 267 34 56;
факс (095) 261 42 57

Сварка (Москва) ООО

117218 Россия, г. Москва,
ул. Крижановского, 21/33, корп. 1
тел./факс +7(095) 124 25 15, 124 27 26

Сварка НПП

115516 Россия, г. Москва,
Кавказский бульв., 59
тел. (095) 119 90 82;
тел./факс (095) 325 96 32

Сварка-Контакт-Сервис НПП

194100 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Литовская, 10
тел./факс (812) 245 22 40

СВАРОГ-Т НПФ

445007 Россия, г. Тольятти,
ул. Ларина, 139а
тел./факс (8428) 22 93 63

Сварочная техника

630032 Россия, г. Новосибирск,
ул. Станционная, 2/2
тел. (3832) 49 98 07; факс (3832) 41 90 67

Сварприбор ООО

61023 Украина, г. Харьков,
ул. Сумская, 124, оф. 2
тел. (0572) 14 09 63, 43 94 66;
тел./факс (0572) 14 09 63

Свиточ ОАО

84500, Украина, г. Артемовск,
ул. Соборная, 69
тел. (06274) 6 06 07;
факс (06274) 6 06 17

E-mail: info@SpecObuv.com.ua

СВ Технология ООО

21034 Украина, г. Винница,
ул. К. Марка, 52
тел. (0432) 27 54 60;
тел./факс (0432) 26 33 04

СВЭЛ ОАО

198096 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Корабельная, 6
тел. (812) 184 96 43, 184 72 96;
тел./факс (812) 325 37 65, 325 37 66

Свэмс ООО

Россия, г. Москва,
Ленинградский просп., 80/1
тел./факс (095) 799 92 64

Северная электротехническая компания

199048 Россия, г. С.-Петербург,
В. О. 16 линия, д. 1
тел. (812) 320 70 05, 327 68 67

ИНФОРМАЦИЯ

СЕПРОЗ ГП НТЦ

03680 Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11
тел. (044) 220 94 95; факс (044) 268 04 86

Серп и Молот (ММЗ) ОАО

109033 Россия, г. Москва,
Золоторожский вал, 11
тел. (095) 362 92 50, 278 30 30;
факс (095) 362 94 21

Сибэс ЗАО

625059 Россия, г. Тюмень, Великанский
тракт, 6 км, Северо-Восточный промузел,
а/я 2860
тел. (3452) 39 75 07, 39 75 92;
тел./факс (3452) 39 75 01, 39 75 07

Сизод НПФ

195298 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Белорусская, 6/2
тел. (812) 525 73 09, 521 89 13
факс +7(812) 525 07 37
E-mail: info@sizod.spb.ru

Силур ОАО

Украина, г. Харьков, ул. Филатова, 9
тел./факс (06257) 463 11

Симферопольский моторный завод

95690 Украина, г. Симферополь,
ул. Генерала Васильева, 27а
тел./факс (0652) 48 61 24, 48 61 21
E-mail: simz@crimca.com

СКТБ СТО ЗАО

662608 Россия, г. Минусинск,
Красноярский край, ул. Ленина, 56
тел. (39132) 203 14; факс (39132) 2 12 34
E-mail: postmaster@sktb.krasnoyarsk.ru

СМНПО им. Фрунзе ОАО

г. Сумы, ул. Горького, 58
тел. (0542) 25 41 72

СовПлим ЗАО

195279 Россия, г. С.-Петербург,
ш. Революции, 102
тел. (812) 52730 90, 52748 60;
факс (812) 227 26 10, 52747 11

Спецодежда МакПКО

339000, Украина, г. Макеевка,
ул. 188 павших революционеров
тел. (06232) 6 14 50; факс (06232) 6 10 21

Спецэлектрод АО

109316 Россия, г. Москва,
Волгоградский просп., 41
тел. (095) 177 00 33, 177 00 38;
факс (095) 173 02 84, 173 07 87
E-mail: postmaster@spetselectrode.ru

Стакс ОАО

346370 Россия, г. Красный Сулин,
ул. Заводская, 1
факс (8632) 61 85 30 (коммут.)

Стальметиз ОАО

Украина, г. Одесса, ул. Известковая, 52
тел. (0482) 23 40 85

Стецкевич ЗАО

220104 Беларусь, г. Минск,
ул. М. Лынкова, 19, корп. 2
тел. (017) 228 51 28, 228 52 25, 228 50 28;
факс (017) 228 51 28

Сычевский электродный завод

215280 Россия, г. Сычевка, Смоленской
обл., ул. Б. Пролетарская, 34
тел. (08130) 4 11 09, 4 1641;
факс (08130) 4 25 63

СЭЛМА фирма

95000 Украина, г. Симферополь,
ул. генерала Васильева, 32а
тел. (0652) 48 65 37, 48 18 62
факс (0652) 48 19 73, 48 60 82
E-mail: sales@selma.crimea.ua

Selmi ЗАО

40009, Украина, г. Сумы,
ул. Комсомольская, 68а
тел. +38(0542) 28 55 83
факс (054) 222 14 14
E-mail: market@selmi.ua

TAC фирма

121614 Россия, г. Москва,
ул. Крылатские холмы, 47
тел. (095) 414 57 65, 414 57 74;
факс (095) 414 5794

Тена ТЦ ООО

109202 Россия, г. Москва, ш. Фрязев, 17
тел./факс (095) 787 33 16, 787 33 17

Термал-Спрей-Тек

129336 Россия, г. Москва, а/я 1
тел. (095) 475 89 78; факс (095) 474 69 05

Техстройсервис

129807 Россия, г. Москва, 3-я Мытищинская ул., 3, завод «Металлист»,
ВПТИ «Тяжмаш», оф. 801
тел./факс (095) 287 20 82, 287 05 60

Техмаш АО

65031 Украина, г. Одесса,
ул. Промышленная, 14
тел. (0482) 731 16 19, 731 16 23;
факс (0482) 731 08 03

E-mail: marketing@techmach.com.ua

Техмонтажсервис ООО

170000 Россия, г. Тверь,
ул. Радищева, 11, оф. 15
тел./факс (0822) 33 50 04

Техномонтажсистем ООО

170039 Россия, г. Тверь,
ул. Паши Соловьевой, 62
тел./факс (0822) 55 33 66;
факс (0822) 55 33 66

E-mail: tmsyst@tvcom.ru

Техникорд СП ООО

140000 Россия, Московская обл.,
г. Люберцы, Октябрьский пр., 259а
тел. +7(095) 554 70 88, 554 61 69
факс: +7(095) 554 74 46

Технолазер

тел./факс (0512) 46 14 29, 36 91 20

Техносваркомплект ООО

194156 Россия, г. С.-Петербург,
просп. Энгельса, 29/1
тел. (812) 553 45 98;
тел./факс (812) 553 21 08

Технотрон НПП

428015 Россия, г. Чебоксары,
ул. Урюкова, 17а
тел. (8352) 42 51 70; факс (8352) 42 53 50
E-mail: sales@technotron.ru

ТОПАС

Украина, г. Киев
тел. (044) 488 90 50; факс (044) 472 37 35

Торговый Дом Сварка СП

03650 Украина, г. Киев,
просп. Акад. Глушкова, 1, НВЦ, пав. № 21
тел./факс (044) 251 93 76, 251 93 74
E-mail: house@welding.kiev.ua

Торезтврдоствлав ОАО

86604 Украина, г. Торез, ул. Трудовая, 83
тел./факс (06254) 3 21 33

Тор фирма

123308 Россия, г. Москва, а/я 6
тел. (095) 365 04 63;
тел./факс (095) 365 10 63

Трансмаш ОАО

187554 Россия, г. Тихвин,
Ленинградской обл.
тел./факс (81267) 1 29 33

Тэсса ООО

410078 Россия, г. Саратов,
ул. Железнодорожная, оф. 87
тел. 51 20 80, 52 08 70

Тяжпрессмаш ОАО

391000 Россия, г. Рязань
тел. (0912) 53 01 66; факс (0912) 36 21 76

УкрИСП ОАО

03056 Украина, г. Киев, ул. Полевая, 24

тел. (044) 241 97 69; факс (044) 446 74 05

УКРСПЕЦТЕРМ ЗАО

01042 Украина, г. Киев, а/я 217
тел./факс (044) 220 82 20, 261 55 10

Уралтермосвар ЗАО

620014 Россия, г. Екатеринбург,
ул. Московская, 49, оф. 67
тел. +7(3432) 76 46 80, 76 59 82
факс: +7(3432) 76 33 38, 12 64 59

E-mail: welduts@nexcom.ru

Укркомплект

83017 г. Донецк, бульв. Шевченко, 27
тел. (0622) 91 66 89, 9743 86;
факс (062) 332 35 70

Уралтехгаз ОАО

620134 Россия, г. Екатеринбург,
ул. Монтажников, 3
тел. (3432) 52 44 12; факс (3432) 73 60 60

Уралхиммаш ОАО

620010 Россия, г. Екатеринбург,
пер. Хибиногорский, 33
тел. (4332) 27 20 50, 21 74 00;
факс (3432) 27 50 92

Уралэлектромедь АО

624080 Россия, Свердловская обл.,
г. Верхняя Пышма, ул. Ленина, 1
тел. (34368) 46 121, (3432) 65 90 71, 65 90
73; факс (3432) 65 90 70

ФЕБ НПП ООО

195220 Россия, г. С.-Петербург
тел. (812) 535 20 19, 545 41 96

Фрониус-Факел ООО

252022 Украина, Киевская обл.,
Броварской р-н, с. Княжики, ул. Славы
тел. (04494) 54 170, 62 768;
факс (04494) 62 767

ФХиЗОС и Ч

65026 Украина, г. Одесса,
ул. Преображенская, 3
тел./факс (0482) 23 11 16
E-mail: eksvar@ukr.net

Харцызский ремонтно-механический завод

Харьков, пос. Горное, 3-й участок
тел.(06257) 9 52 26

Хобекс промышленная компания

400075 Россия, г. Волгоград,
ул. 51-я Гвардейская, 16
тел./факс (8442) 35 66 85, 31 62 40, 35 67
98, 34 13 12, 35 66 85, 35 67 98

Центрэнергомонтаж ОАО

220033, Беларусь, г. Минск
1-й Велосипедный пер., 7
тел./факс (37517) 221 98 00

ЦНИИТМАШ НПО

тел. (095) 275 87 26;
факс (095) 274 33 65

Череповецкий сталепрокатный завод ОАО

162600 Россия, г. Череповец, Вологодской
обл., ул. 50-летия Октября, 1/33
тел./факс (8202) 22 47 79, 22 48 98,
98 82 63

Шэз ОАО

641884 Россия, г. Шадринск,
ул. Свердлова, 128
тел./факс (35253) 5 06 98, 5 03 30

Щорский электромеханический завод ОАО

162600, Украина, Черниговская обл.,
г. Щорс, ул. 30 лет Победы, 39
тел./факс (04654) 2 15 46

Эконика-Техно ЗАО

111395 Россия, г. Москва, а/я 181
тел. (095) 374 99 26, 374 99 27, 374 99 88,
374 99 95, 374 99 06; факс (095) 374 67 51

Экотехнология ГВП

03680 Украина, г. Киев, ул. Горького, 62
тел. (044) 220 15 89, 227 65 02;
факс (044) 227 37 13, 268 31 98

Экоюрус-венто НПП

195027 Россия, г. С.-Петербург, Красногвардейская пл., 2
тел. (812) 2246991, 2242421;
факс (812) 224 69 98

Экспловелд СП
01042 Украина, г. Киев, ул. И. Кудри, 5
тел./факс (044) 268 36 28, 295 35 38

Экспериментальное производство
ИЭС им. Е. О. Патона
03680 Украина, г. Киев, ул Горького, 56
тел. (044) 227 55 11

Электрик ОАО
197376 Россия, г. С.-Петербург,
просп. Медиков, 10
тел. (812) 234 40 45; факс (812) 234 17 79

Электрик-Микс ЗАО
197376 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Акад. Павлова, 8
тел. (812) 234 49 20;
факс (812) 245 49 70
E-mail: elmix@master.ru

Электрод ЗАО
г. Полтава, ул. Зенковская, 55
тел. (05322) 7 35 59

Электродный завод АОЗТ
194100 Россия, г. С.-Петербург,
ул. Литовская, 12
тел./факс (812) 245 02 59, 245 14 60,
245 06 85

Электромеханика ОАО
172350 Россия, Тверская обл., г. Ржев,
Заводское шоссе, 2
тел. (8232) 20 606, 22 950;
тел./факс (8232) 23 012

Электроресурс ЗАО
111524 Россия, г. Москва,
ул. Электродная, 13
тел./факс (095) 965 67 50

Электротермосвар АО
103918 Россия, г. Москва, Газетный пер., 5
тел. (095) 229 18 26, 229 27 29, 229 00 59;
факс (095) 291 30 27

Элмид-Техно ЗАО
123007 Россия, г. Москва, Хорошевское
шоссе 38, корп. 1, оф. 525
тел. (095) 941 07 16, 941 0305;
факс (095) 941 08 96
E-mail: svarka@elmid.ru

Элмис ОАО
02099 Украина, г. Киев,
ул. Бориспольская, 9
тел. (044) 566 87 22, 566 72 76;
факс (044) 566 87 22

Элна НПФ
03680 Украина, г. Киев,
ул. Горького, 69
тел. (044) 261 50 25, 261 55 17;
факс (044) 261 50 25
E-mail: info@elna.com.ua

Элсвар фирма
144000 Россия, Московская обл.,
г. Электросталь, Фрязевское шоссе, 7
тел. (09657) 3 04 42; факс (09657) 3 31 63
E-mail: elsvar@elektrostal.ru

Элстат

109316 Россия, г. Москва,
Остаповский проезд, 13
тел./факс (095) 276 61 84, 276 76 12

ЭЛТЕРМ НПП
620078 Россия, г. Екатеринбург,
ул. Студенческая, 51
тел./факс (3432) 4 49 93
E-mail: elterm@mail.ur.ru

ЭМК-АТОММАШ ОАО
347340 Россия, г. Волгодонск
тел. (86392) 5 46 92, 5 40 34;
факс (86392) 5 46 92

Энерготехника концерн ЗАО
193079 Россия, г. С.-Петербург
Октябрьская наб., 106, а/я 58
тел./факс (812) 324 53 88

ЭПИС ООО
Украина, г. Киев
тел./факс (044) 261 51 02, 261 58 44

ЭФФЕКТ АО
65085 Украина, г. Одесса,
Тираспольское шоссе, 19
тел./факс (0482) 30 24 05, 21 59 68
E-mail: effect@odessa.net

Юмис ООО
Украина, г. Днепропетровск,
ул. Дзержинского, 19/21, комн. 42
тел. (0562) 47 78 92

ЗАИНТЕРЕСОВАННЫХ В РАЗМЕЩЕНИИ ИНФОРМАЦИИ просим обращаться по адресу:
03680 Украина, г. Киев, ул. Боженко, 11, редакция журнала «Автоматическая сварка».

Тел. (044) 227 63 02; тел./факс (044) 269 26 23.

E-mail: journal@paton.kiev.ua