



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

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Главный редактор
Б. Е. ПАТОН

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

МЕЖДУНАРОДНЫЙ
РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ:

И. Арата (Япония),
Н. П. Алешин (Россия),
И. Гривняк (Словакия),
У. Дилтей (Германия),
Е. А. Дорошкевич (Беларусь),
П. Зайффарт (Германия),
А. С. Зубченко (Россия),
К. Иноуэ (Япония),
К. Мацубучи (США),
Н. И. Никифоров (Россия),
Б. Е. Патон (Украина),
Я. Пилярчик (Польша)

Адрес редакции:

03680, Украина, г. Киев-150,
ул. Боженко, 11
Институт электросварки
им. Е. О. Патона НАН Украины
Тел.: (044) 227 63 02, 269 26 23
Факс: (044) 268 04 86
E-mail: journal@paton.kiev.ua;
office@paton.kiev.ua; tomik@mac.rel.com
http://www.nas.gov.ua/pwj

Редакторы:

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

Электронная верстка:

И. С. Баташева, И. Р. Наумова,
И. В. Петушков, Т. Ю. Снегирева

Свидетельство

о государственной регистрации
КВ 4788 от 09.01.2001

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

СОДЕРЖАНИЕ

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

- Махненко В. И., Шекера В. М., Кравцов Т. Г., Севрюков В. В.**
Влияние последующей деформационной обработки на
перераспределение остаточных напряжений в наплавленных валах 3
- Труфяков В. И., Шонин В. А., Машин В. С., Романовский Д. С.**
Применение высокочастотной механической проковки для повышения
сопротивления усталости стыковых соединений алюминиевых сплавов 7
- Лабур Т. М., Бондарев Андр. А., Лозовская А. В., Машин В. С.,
Покляцкий А. Г.** Влияние способа сварки на сопротивление
разрушению соединений алюминий-литиевых сплавов 1420 и 1460 12
- Лазебнов П. П.** Статистический анализ коррозионной стойкости
хромоникелевого наплавленного металла в щелочных растворах 17
- Гончаров И. А., Пальцевич А. П., Токарев В. С.** Влияние водорода в
низколегированном металле шва на порообразование при сварке под
флюсом 21

ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ РАЗДЕЛ

- Тарасов Н. М., Капустин С. С.** Дуговая точечная сварка
тонколистовых элементов из алюминиевых сплавов с капельным
дозированием электродного металла 24
- Барвинко Ю. П., Голинько В. М., Барвинко А. Ю., Перельмутер
А. В., Кулеба Г. В.** Повышение работоспособности вертикальных
монтажных сварных соединений стенки цилиндрических резервуаров,
построенных из рулонированных заготовок 27
- Покляцкий А. Г., Гринюк А. А.** Влияние параметров асимметричного и
модулированного токов на качество сварных соединений алюминиевых
сплавов 33
- Ющенко К. А., Коваленко Д. В., Коваленко И. В.** Применение
активаторов при дуговой сварке вольфрамовым электродом в инертных
газах сталей и сплавов 37
- Радзиевский В. Н., Ткаченко Г. Г., Гарцунов Ю. Ф.**
Высокотемпературная автовакуумная пайка стальных рабочих колес
центробежных компрессоров 44
- Зяхор И. В.** Современное оборудование для сварки трением 48

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

- Любич А. И.** Прогнозирование структуры зоны сплавления на отливках
из серого чугуна 53
- По зарубежным журналам 54

ХРОНИКА

- Шестая сессия Научного совета по новым материалам Международной
ассоциации академий наук 56
- Визит в ИЭС им. Е. О. Патона д-ра С. Мэддокса — первого лауреата
Международной премии им. Евгения Патона 58
- К 80-летию со дня рождения Д. А. Дудко 59
- Ю. Г. Куцану — 60 лет 59

- РЕКЛАМА 60

Главные спонсоры журнала: ОАО «Фирма СЭЛМА»



Каховский завод электросварочного оборудования
Ново-Краматорский машиностроительный завод



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

EDITORIAL BOARD:

Editor-in-Chief

B.E. PATON

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

**THE INTERNATIONAL
EDITORIAL COUNCIL:**

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

Address:

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

Editors:

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

C O N T E N T S

SCIENTIFIC AND TECHNICAL

- Makhnenko V.I., Shekera V.M., Kravtsov T.G., Sevryukov V.V.** Effect of post deformational treatment on redistribution of residual stresses in hardfaced shafts 3
- Trufiakov V.I., Shonin V.A., Mashin V.S., Romanovsky D.S.** Application of high-frequency mechanical peening treatment for increasing fatigue resistance of aluminium alloy butt joints 7
- Labur T.M., Bondarev Andr.A., Lozovskaya A.V., Mashin V.S., Poklyatsky A.G.** Effect of welding method on fracture resistance of joints made from aluminium-lithium alloys 1420 and 1460 12
- Lazebnov P.P.** Statistic analysis of corrosion resistance of Cr-Ni deposited metal in alkali solutions 17
- Goncharov I.A., Paltsevich A.P., Tokarev V.S.** Effect of hydrogen in low-alloyed weld metal on pore formation in submerged arc welding 21

INDUSTRIAL

- Tarasov N.M., Kapustin S.S.** Arc spot welding of thin-sheet aluminium alloy elements with a drop-type dosing of electrode metal 24
- Barvinko Yu.P., Golinko V.M., Barvinko A.Yu., Perelmutter A.V., Kuleba G.V.** Improvement of serviceability of vertical erection welded joints of cylindrical tank walls constructed from coiled sheets 27
- Poklyatsky A.G., Grinyuk A.A.** Effect of parameters of asymmetric and modulated currents on the quality of aluminium alloy welded joints 33
- Yushchenko K.A., Kovalenko D.V., Kovalenko I.V.** Application of activators in TIG welding of steels and alloys 37
- Radzievsky V.N., Tkachenko G.G., Gartsunov Yu.F.** High-temperature autovacuum brazing of steel impellers of centrifugal compressors 44
- Zyakhov I.V.** Advanced equipment for friction welding 48

BRIEF INFORMATION

- Lyubich A.I.** Prediction of fusion zone structure of grey iron castings 53
- Review of foreign journals 54

NEWS

- Sixth Session of Scientific Council on new materials of the International Association of Academies of Sciences 56
- Visit of Dr.S.Maddox, the first laureate of the International Evgeny Paton Prize, to the E.O.Paton Electric Welding Institute 58
- 80th birthday anniversary of D.A.Dudko 59
- Yu.G. Kutsan is 60 59

- ADVERTISING** 60

*Journal «Avtomaticheskaya Svarka» is published in English under the title
«The Paton Welding Journal».*

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



ВЛИЯНИЕ ПОСЛЕДУЮЩЕЙ ДЕФОРМАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ НА ПЕРЕРАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В НАПЛАВЛЕННЫХ ВАЛАХ

Академик НАН Украины **В. И. МАХНЕНКО**, **В. М. ШЕКЕРА**, канд. техн. наук
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины),
Т. Г. КРАВЦОВ, д-р техн. наук (Мариупол. факультет Одес. гос. морской академии),
В. В. СЕВРЮКОВ, инж. (М-во транспорта Украины)

Выполнены экспериментальные исследования остаточных напряжений, возникающих в наплавленных валах и влияющих на их сопротивляемость циклическим нагрузкам. Показано, что последующая механическая обработка валов (обкатка роликом, ультразвуковая ударная обработка, обработка взрывом) способствует созданию в поверхностном слое сжимающих напряжений.

Ключевые слова: наплавка, модель вала, остаточные напряжения, обкатка роликом, ультразвуковая обработка, расчет, эксперимент

Наплавка является одним из эффективных методов восстановления поверхностей деталей и придания им определенных функциональных свойств. На водном транспорте наплавка успешно применяется для придания поверхностям, например, деталям типа валов различных механизмов и устройств, коррозионной стойкости, например, в морской воде. Однако во многих случаях качество наплавленного вала определяется не только коррозионной стойкостью поверхности, но и в значительной степени сопротивляемостью циклическим нагрузкам. Этот вопрос достаточно подробно освещен в литературе [1, 2 и др.], и нет необходимости подробно на нем останавливаться. Отметим только, что сопротивляемость циклическим нагрузкам наплавленного вала существенно зависит от возникающих при наплавке геометрических и физических неоднородностей, обусловленных соответствующими микро- и макро-несплошностями, дефектами микроструктуры и остаточными напряжениями. Поэтому задача технологии наплавки состоит в снижении степени проявления указанных факторов путем выбора рациональных режимов и условий наплавки и последующей обработки наплавленной детали. Последнее в ряде случаев может способствовать существенному повышению сопротивления усталости за счет перераспределения остаточных напряжений и изменения свойств материала наплавленного изделия.

Различают два вида последующей обработки наплавленных валов: термическую и механическую. Оба преследуют цель улучшения микроструктуры и получения благоприятного распределения остаточных напряжений, что в итоге должно привести к повышению сопротивления усталости. Высокий отпуск — наиболее известный вид последующей термической обработки. Он способствует существенной релаксации остаточных напряжений после

наплавки и в определенной степени улучшению микроструктур в металле зоны термического влияния при довольно жестких температурных режимах наплавки, обуславливающих возникновение закалочных микроструктур. С этих позиций высокий отпуск, несомненно, является достаточно эффективной операцией для повышения сопротивления усталости стальных валов из ферритно-перлитной стали, когда наплавленный слой по свойствам аналогичен основному металлу, что характерно при восстановительной наплавке.

При наплавке коррозионнозащитного слоя из аустенитной стали разнородность свойств основного и наплавленного металла приводит к образованию после высокого отпуска новых остаточных напряжений. При этом в наплавленном слое вблизи зоны сплавления могут возникать достаточно высокие растягивающие напряжения, т. е. с точки зрения снижения остаточных напряжений термообработка наплавленного вала малоэффективна. Кроме того, следует учитывать, что выдержка наплавленного вала при температурах высокого отпуска заметно активизирует вблизи зоны сплавления процессы карбидообразования и охрупчивания материала, что при наличии инициаторов усталостных трещин может существенно уменьшить сопротивление усталости. Это является одной из основных причин широкого интереса разработчиков к различным методам механической обработки наплавленного вала, в первую очередь, с целью получения более благоприятного распределения остаточных напряжений, а также одновременного упрочнения за счет наклепа поверхностного слоя, где иницируются усталостные трещины.

Среди способов механической обработки наиболее известны следующие: обкатка роликом [3, 4 и др.], обработка взрывом [5 и др.] и ультразвуковая ударная обработка (УУО) [6–8 и др.]. К сожалению, в литературе отсутствуют результаты сравнительных исследований, на основе которых можно говорить о преимуществе того или иного способа механической обработки применительно к валам,

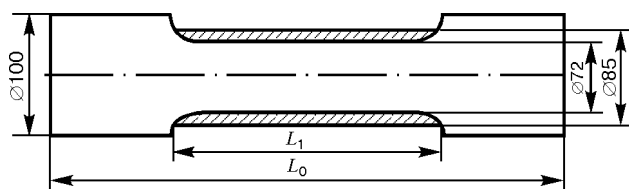


Рис. 1. Схема наплавки модели вала, используемого для усталостных испытаний

наплавленным защитным коррозионностойким слоем, из аустенитной стали. В данной работе была поставлена задача внести ясность по указанному вопросу. С этой целью был выполнен комплекс исследований по распределению остаточных напряжений в модели вала из углеродистой стали 35, наплавленного дуговой сваркой в углекислом газе проволокой Св-05Х20Н9ФБС (рис. 1) по спирали малого шага. На наплавляемый участок диаметром 72 мм наносили слой наплавки 7...8 мм за несколько проходов. Затем наплавленную поверхность обрабатывали точением до диаметра 85 мм, что соответствует размерам испытываемой на усталость модели вала без механической обработки. В полученном таким образом образце (вариант № 1 из таблицы) исследовали распределение остаточных напряжений. По сравнению с ним оценивали вклад в распределение остаточных напряжений различных видов механической обработки, которой подвергались другие образцы таких же размеров (таблица). Для измерения остаточных напряжений использовали метод Закса [1]: из модели вала вырезали поперек вала диски толщиной 5...10 мм, в которых определяли остаточные радиальные σ_{rr}^d и окружные $\sigma_{\theta\theta}^d$ напряжения. Поскольку при вырезке дисков происходит полная релаксация осевых остаточных напряжений σ_{zz} , то это в определенной степени должно сказаться и на отличии измеряемых напряжений в диске σ_{rr}^d и $\sigma_{\theta\theta}^d$ от таковых в валу до разрезки его на диски.

Степень такого отличия оценивали расчетным путем на основе численного моделирования термомеханических процессов при наплавке модели вала [9]. На рис. 2 приведены расчетные данные по распределению остаточных напряжений $\sigma_{\theta\theta}$ и σ_{zz} в раз-

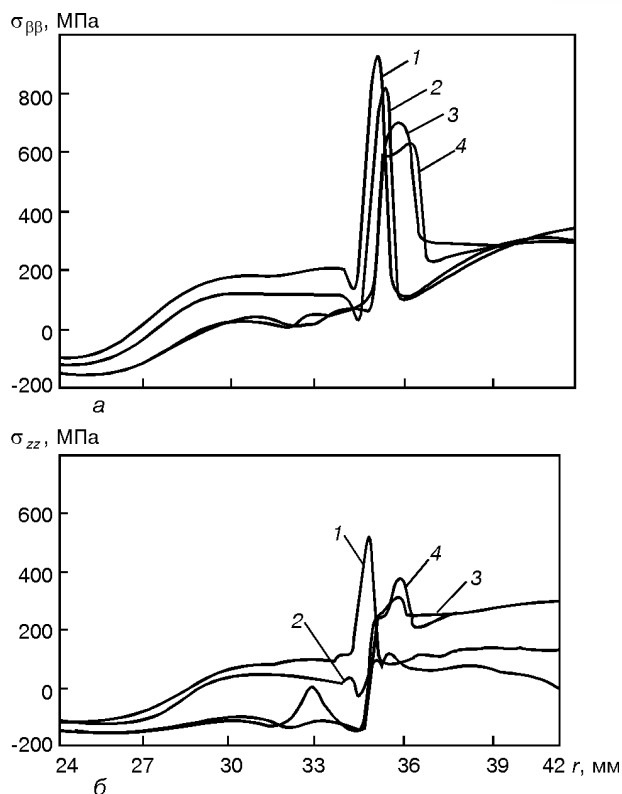


Рис. 2. Распределение расчетных остаточных напряжений $\sigma_{\theta\theta}$ (а) и σ_{zz} (б) в зоне наплавки модели вала из стали 35: сечения 1, 2 соответствуют началу, 3, 4 — середине наплавки; 1, 3 — по оси вала; 2, 4 — в зоне сочетания смежных валиков

личных сечениях модели вала по длине наплавки слоем толщиной 6 мм за четыре прохода. На рис. 3, б показано распределение расчетных напряжений $\sigma_{\theta\theta}^d$ и σ_{rr}^d в диске, соответствующее операции вырезки диска из вала, т. е. когда для торцевых кромок диска в сечениях 2, 4 (рис. 2) заданы условия $\sigma_{zz} = \sigma_{rz} = 0$. Сравнивая данные на рис. 3, б относительно $\sigma_{\theta\theta}^d$ (кривая 1) с данными на рис. 2, а (кривые 2, 4) видим, что вырезка диска сравнительно мало изменяет значение и характер распределения окружных напряжений $\sigma_{\theta\theta}$, хотя при этом существенно изменяются напряжения σ_{zz} (если сравнить данные на рис. 2, б с $\sigma_{zz}^d \equiv 0$). Тем не менее следует считать с тем, что в наплавленном слое остаточные напряжения $\sigma_{\theta\theta}$ находятся на уровне 300 МПа для вала, а для диска $\sigma_{\theta\theta}^d \approx 200$ МПа. Пиковые значения этих напряжений в зоне сплавления изменяются от 650 МПа в валу до ≈ 520 МПа в диске. Значительно меньшее отличие имеет место для остаточных напряжений σ_{rr} , поскольку они малы по сравнению с $\sigma_{\theta\theta}$ и σ_{zz} .

Таким образом, измерения остаточных напряжений в дисках, вырезанных из наплавленного вала, дают достаточно достоверную картину распределения и приближенную об уровне остаточных напряжений $\sigma_{\theta\theta}$ и σ_{rr} в соответствующих сечениях вала, что вполне приемлемо при сравнительных оценках степени влияния соответствующей механической обработки наплавленного вала на остаточные напряжения. Тем более, что трудно указать более надежный экспериментальный метод для таких целей, за исключением, возможно, метода нейтронной [10]

Варианты механической обработки модели вала из стали 35, наплавленного проволокой Св-05Х20Н9ФБС

№ варианта	Индекс образца	Способ обработки
1	XV	Без механической обработки
2	I	Обкатка роликом
3	XII	»»
4	VIII	»»
5	XVIII	Обработка взрывом
6	XVII	»»
7	XX	УУО инструментом после некоторого срока эксплуатации
8	XI	То же
9	XXI	»»
10	XVI	УУО с предварительным нагревом до 400 °С
11	XXII	»»

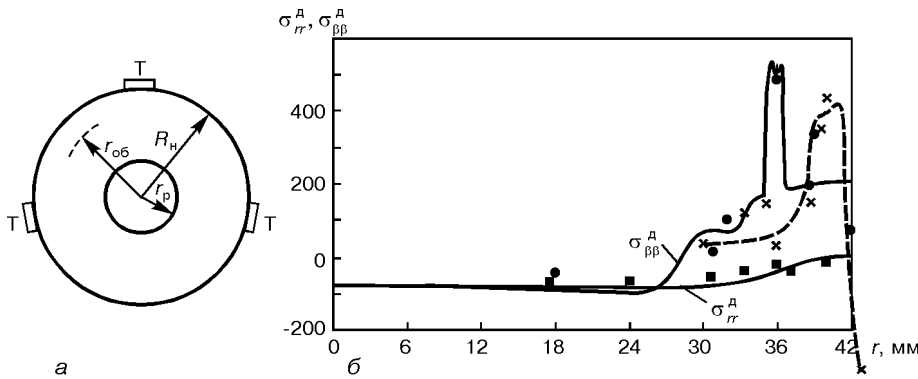


Рис. 3. Схема расточки диска с тензодатчиками (а) и распределение в нем остаточных напряжений σ_{bb}^d и σ_{rr}^d по данным расчета (сплошные линии) и эксперимента (● — σ_{bb}^d ; ■ — σ_{rr}^d) без обработки, а также экспериментальных данных для σ_{bb}^d после УУО (X) (б)

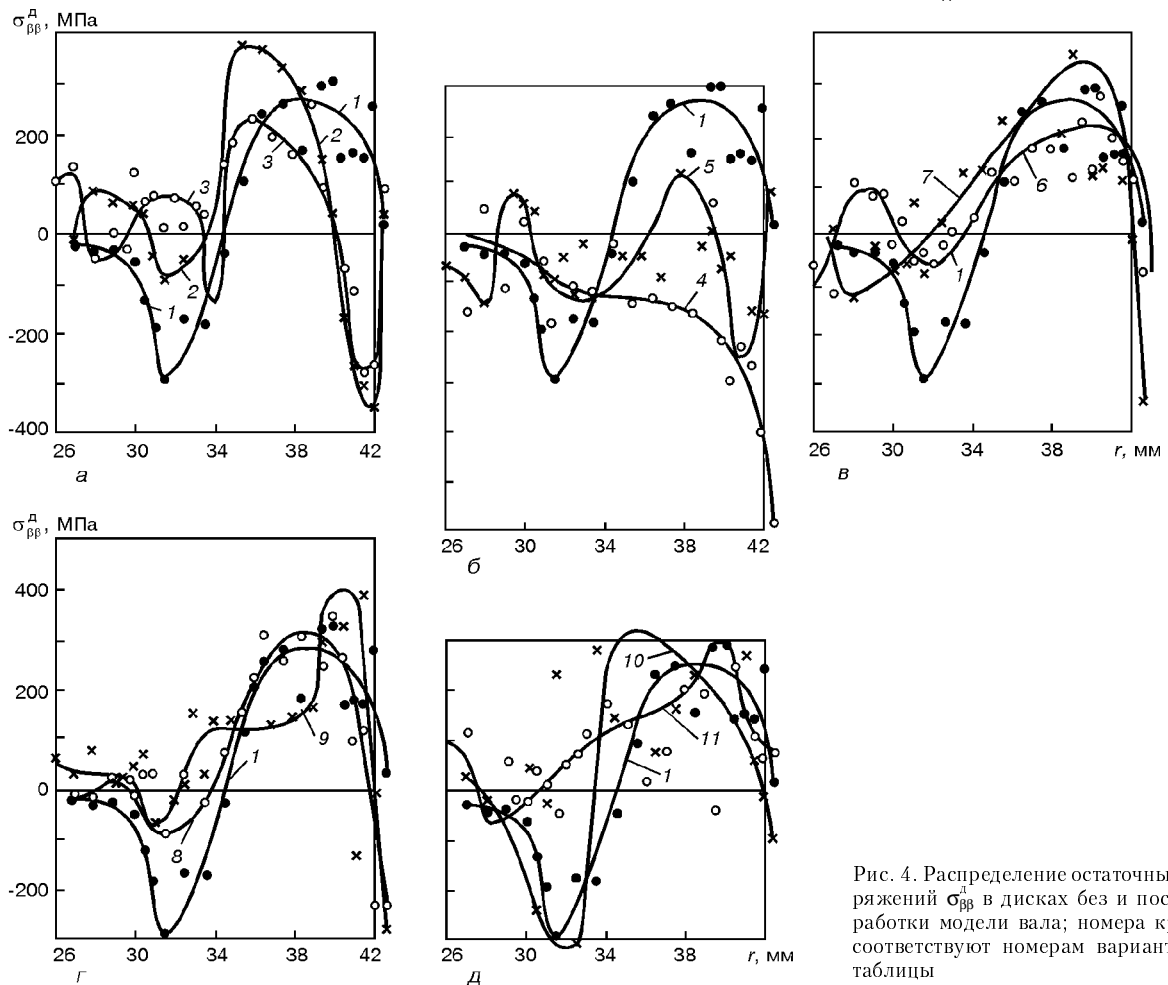


Рис. 4. Распределение остаточных напряжений σ_{bb}^d в дисках без и после обработки модели вала; номера кривых соответствуют номерам вариантов из таблицы

либо синхронной [11] дифракции, которые требуют специального дорогостоящего оборудования.

При измерении остаточных напряжений в дисках σ_{bb}^d и σ_{rr}^d использовалась следующая последовательность. Для фиксирования уровня окружных деформаций диска при расточке и обточке выбран метод тензометрирования с помощью проволоочных датчиков сопротивления. На наружной поверхности диска радиусом $r = R_n$ (рис. 3, а) устанавливаются шесть или восемь предварительно протарированных тензодатчиков для измерения окружных деформаций $\epsilon_{bb}(R_n)$. В центре диска просверливается отверстие радиусом $r_p = r_0$ и снимается первое показание деформаций $\epsilon_{bb}(R_n, r_p = r_0)$. Затем это отверстие растачивается до размера $r_p = r_1$, снимается новое показание $\epsilon_{bb}(R_n, r_p = r_1)$ и т. д. Расточка основного металла выполнялась начиная с $r_p =$

$= 10$ мм с последующими снятиями слоев толщиной 2,5... 3 мм. Величина $\epsilon_{bb}(R_n, r_p)$, взятая с обратным знаком, определяет упругое изменение окружных деформаций $\epsilon_{bb}^e(R_n, r)$ в зависимости от действующих на поверхности радиуса $r = r_p$ радиальных остаточных напряжений $\sigma_{rr}(r_p)$. Соответственно имеет место зависимость

$$\sigma_{rr}(r_p) = -\frac{E\epsilon_{bb}^e(R_n)}{2} \left(\frac{R_n^2}{r_p^2} - 1 \right). \quad (1)$$

Расточку заканчивают при $r_p = R_p \approx \frac{1}{2}R_n$. Затем на поверхности радиуса $r_p = R_p$ устанавливают датчики для измерения окружных деформаций $\epsilon_{bb}(R_p)$ и производят послуюющую обточку наружной повер-



хности диска. Каждую из обточек заканчивают при $r = r_{об}$ и толщиной снятого слоя $0,5...2$ мм. Изменяемая после каждой обточки деформация $\epsilon_{\beta\beta}(R_p)$, взятая с обратным знаком, с учетом известных напряжений $\sigma_{rr}(R_p)$ позволяет определить остаточные напряжения $\sigma_{rr}(r_{об})$ по зависимости

$$\sigma_{rr}(r_{об}) = \sigma_{rr}(R_p) \frac{R_p^2/R_n^2}{1 - R_p^2/R_n^2} \left[\frac{R_n^2}{r_{об}^2} - 1 \right] + \frac{E\epsilon_{\beta\beta}^e(R_p)}{2} \left[\frac{r_{об}^2}{R_p^2} - 1 \right]. \quad (2)$$

Здесь $\epsilon_{\beta\beta}^e(R_p) = -\epsilon_{\beta\beta}^e(R_p, r_{об})$; $R_p < r_{об} < R_n$; E — модуль нормальной упругости основного и наплавленного металлов, равный соответственно $2,06 \cdot 10^5$ и $1,91 \cdot 10^5$ МПа.

Описанный подход применен к наплавленным моделям валов после соответствующей механической обработки и без нее (см. таблицу).

Приведенные на рис. 3, б экспериментальные значения $\sigma_{\beta\beta}^l$ и σ_{rr}^l для варианта № 1 без механической обработки достаточно хорошо согласуются с расчетными. На рис. 4 (кривая 1) представлены экспериментальные значения $\sigma_{\beta\beta}$ после соответствующей механической обработки в сопоставлении с данными для варианта № 1. Несмотря на достаточно высокий разброс экспериментальных данных, что частично связано с погрешностями методики (в большей степени для операций расточки и обточки), наблюдается достаточно четкая тенденция образования в поверхностном слое сжимающих напряжений. Толщина такого слоя зависит от вида обработки. При обычных режимах УУО (рис. 4, в, г) толщина поверхностного слоя с отрицательными значениями напряжений не превышает 0,5 мм, что достаточно хорошо согласуется с результатами работы [7], где показано, что толщина наклепанного слоя при такой обработке близка к этому значению. Обкатка роликом (рис. 4, а) на обычных режимах [3] увеличивает зону сжатия до 2 мм, а обработка взрывом может существенно расширить эту зону в зависимости от энергии взрывной обработки. Так, при малых значениях этой энергии толщина слоя около 2, а при больших достигает 15 мм (соответственно кривые 5 и 4 на рис. 4, б). Рассматривалась возможность увеличения толщины наклепанного слоя при УУО за счет предварительного нагрева вала (перед обработкой) до температуры 400°C (рис. 4, д). Однако эффективность такого нагрева весьма незначительна. Более того, при последующем охлаждении за счет разнородности свойств основного и наплавленного металлов уровень сжимающих напряжений, полученных при обработке, частично снижается.

Из рассмотренного следует, что механическая обработка наплавленного вала наиболее целесообразна.

Residual stresses arising in surfaced shafts and influencing their cyclic loading resistance, have been experimentally studied. It is shown that subsequent mechanical treatment of the shafts (roll burnishing, ultrasonic shock peening, explosion treatment), promotes creation of compressive stresses in the surface layer.

разна при достаточно малых толщинах наплавленного слоя, когда зона сплавления — место потенциального образования усталостных трещин — находится в области низких либо даже сжимающих остаточных напряжений. Однако даже при относительно невысоких толщинах наклепанного слоя, как, например при УУО, можно ожидать повышения сопротивления усталостным нагрузкам в том случае, когда усталостные трещины без обработки инициируются в поверхностном слое.

Выводы

1. Обработка наплавленных валов (УУО, обкатка роликом и взрывом) способствует созданию в поверхностном слое сжимающих напряжений. Толщина слоя сжимающих напряжений в аустенитной наплавке при обычных режимах УУО не превышает 0,5 мм, при обкатке роликом ≈ 2 мм, а при обработке взрывом может изменяться в широких пределах (2...15 мм) в зависимости от уровня распределения энергии взрыва.

2. Для предупреждения усталостных трещин, инициируемых на поверхности наплавленного слоя, эффективно применение как УУО, так и обкатки роликом.

1. Кравцов Т. Г., Стальниченко О. И., Олейник Н. В. Восстановление деталей наплавкой и оценка их прочности. — Киев: Виц. шк., 1994. — 250 с.
2. Бенца Ф. А., Богданов А. М. Исследование остаточных напряжений в наплавленных судовых валах // Реч. трансп. — 1955. — № 2. — С. 3–8.
3. Кудрявцев И. В., Саввина Н. М. Защита и восстановление крупных валов наплавкой с последующим наклепом в связи с их сопротивлением усталости // Исследование по упрочнению деталей машин. — М.: Машиностроение, 1972. — Кн. 3. — С. 151–157.
4. Кудрявцев И. В., Наумченко Н. Е. Усталость сварных конструкций. — М.: Машиностроение, 1976. — 270 с.
5. Повышение сопротивления усталости сварных соединений взрывным нагружением / В. И. Труфяков, П. П. Михеев, В. И. Куликов и др. // Автомат. сварка. — 1974. — № 9. — С. 29–32.
6. Статищев Е. Ш., Шевцов Е. М., Куликов В. Ф. Ультразвуковой ударный инструмент для упрочнения сварных швов и уменьшения остаточных напряжений // Новые физические методы интенсификации технологических процессов. — М.: Металлургия, 1977. — С. 27–29.
7. Махиенко В. И., Кравцов Т. Г. Толщина пластинки деформированного слоя при ультразвуковой ударной обработке наплавленных изделий // Автомат. сварка. — 1986. — № 8. — С. 28–30.
8. Кравцов Т. Г. Повышение сопротивления усталости наплавленных валов ультразвуковой обработкой // Там же. — 1981. — № 10. — С. 35–38.
9. Численное исследование термомеханических процессов при наплавке валов судовых механизмов и устройств / В. И. Махиенко, Е. А. Великоиваненко, Т. Г. Кравцов, В. В. Севрюков // Там же. — 2001. — № 1. — С. 3–11.
10. Mesurement of residual and applied stress using newtron diffraction / Ed. M. Hautching, A. Krawitz. — Boston, London: Kluwer akad. publ. dordrecht, 1989. — P. 115–128.
11. Evaluation of residual stresses in the bulk of materials by high energy synchrotron diffraction // J. of Nondestructive Evaluat. — 1998. — 17, № 3. — P. 129–140.

Поступила в редакцию 15.11.2000



ПРИМЕНЕНИЕ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОКОВКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ СТЫКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Чл.-кор. НАН Украины **В. И. ТРУФЯКОВ**, **В. А. ШОНИН**, **В. С. МАШИН**, кандидаты техн. наук,
Д. С. РОМАНОВСКИЙ, инж. (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Для повышения сопротивления усталости сварных стыковых соединений алюминиевого сплава АМгб границы шва образцов толщиной 12 мм подвергали высокочастотной проковке. Показано, что эффективность обработки зависит от мощности ультразвукового генератора и преобразователя, применяемых для возбуждения колебаний группы игольчатых бойков, и диаметра бойков. Лучшие результаты получены при использовании ультразвуковой установки с потребляемой мощностью 0,3 кВт и трех бойков диаметром 5 мм — для области знакопеременных напряжений ($R_\sigma = -1 \dots 0$), а также четырех бойков диаметром 2 мм — для области однозначных напряжений ($R_\sigma > 0$).

Ключевые слова: сварные соединения, алюминиевые сплавы, сопротивление усталости, поверхностный наклеп, остаточные напряжения

Существенным недостатком сварных соединений алюминиевых сплавов является их низкое сопротивление усталостным разрушениям. Как следует из [1], циклическая долговечность сварных соединений алюминиевых сплавов составляет лишь 40 % от соответствующего показателя соединений конструкционных сталей. Поэтому сварные алюминиевые конструкции в большей степени, чем стальные, нуждаются в послесварочных обработках.

Как известно, способы послесварочных обработок для повышения сопротивления усталости соединений основываются на снижении концентрации напряжений, создаваемой формой соединения, либо на изменении знака или значений остаточных напряжений в зоне соединения. К первой группе можно отнести следующие способы: полное механическое снятие выпуклостей стыкового шва до уровня поверхности основного металла; шлифование поверхности в зоне перехода шва на основной металл; ТИГ-обработку; лазерную обработку. Эти способы обработки (за исключением лазерной) широко применяются на практике. Наиболее эффективным из них является способ, предусматривающий полное снятие выпуклостей шва механической обработкой с последующим шлифованием поверхности соединения. При его качественном выполнении и отсутствии дефектов в шве можно добиться повышения сопротивления усталости соединения до уровня циклической прочности основного металла. Однако это весьма дорогостоящий способ. При определении эффективности других способов обработки его используют в качестве базового.

Ко второй группе относятся следующие способы: молотковый наклеп; игольчатый наклеп; дробеструйная обработка; обработка щетками; статическая перегрузка; термическая обработка для снятия остаточных сварочных напряжений. Данные об их эф-

фективности, полученные различными исследователями, приведены в работе [1], а также в [2–4] (по-видимому, имеются и другие источники).

Одним из способов наведения сжимающих остаточных напряжений поверхностным наклепом является ультразвуковая ударная обработка (УУО). Этот способ повышения сопротивления усталости соединений разработан Государственным научно-производственным предприятием «Квант» (г. Северодвинск, Россия) и ИЭС им. Е. О. Патона [5, 6 и др.]. При его использовании в отличие от иных способов пластическому деформированию подвергается не все сварное соединение, а только его поверхность в узкой зоне перехода от шва на основной металл. После такого способа обработки наблюдается увеличение и стабилизация радиуса сопряжения указанного участка по всей длине шва, существенно снижается концентрация напряжений, уменьшается шероховатость поверхности, достигается предельный уровень сжимающих остаточных напряжений в зоне концентратора. Если придерживаться приведенной выше классификации обработок, то этот способ занимает промежуточное положение между молотковым и игольчатым наклепами. Он отличается от них тем, что поверхностная проковка узкой зоны металла выполняется группой ударных бойков сравнительно небольшого диаметра, расположенных в ряд. Бойки приводятся в обратнопоступательное движение с высокой частотой с помощью преобразователя ультразвуковых колебаний. В то же время поверхность металла обрабатывается бойками с частотой, ниже ультразвуковой. По этой причине такой способ обработки следует именовать высокочастотной проковкой.

Разработанная технология УУО для повышения сопротивления усталости сварных соединений конструкционных сталей и созданное для этой цели оборудование позволили добиться большей эффективности по сравнению с другими способами обработки, основанными на применении поверхностного наклепа [7]. Особенно это относится к сталям высокой и повышенной прочности. Меньше внимания



Таблица 1. Технические характеристики установок для высокочастотной проковки (паспортные данные)

Оборудование и инструмент	«Квант», Севмашвтуз, Межотраслевая научно- технологическая лаборатория, г. Северодвинск, Россия, 1990 г.	«Ультрамет», г. Киев, Украина, 1995 г.
Ультразвуковой генератор:		
Тип	ПГУ-1,2-27	ТУЗГ
Напряжение питающей сети, В	380 (трехфазный ток)	220 (однофазный ток)
Потребляемая мощность, кВт	1,8	0,3
Регулировка выходной мощности генератора, кВт	0,6–0,8–1,0–1,2	—
Масса корпуса с генератором, кг	160,0	4,5
Ручной ударный инструмент:		
Тип преобразователя	Магнитострикционный	Пьезокерамический
Частота волновода, кГц	26,5...28,0	19,5...22,5
Амплитуда колебаний торца волновода, мкм	24...40	14...22
Охлаждение	Водяное	Без принудительного охлаждения
Масса, кг	3,4	2,5
Наконечник с бойками (сменный):		
Количество игл-бойков, шт.	До 4	До 4
Диаметр иглы-бойка, мм	2...4	2...5
Длина иглы-бойка, мм	15...25	15...25
Радиус сферы торцевой поверхности иглы-бойка, мм	2...4	2...5

уделялось разработке технологии УУО применительно к соединениям алюминиевых сплавов. Использование режимов УУО для стальных конструкций, не приводит к адекватным результатам в случае алюминиевых сплавов. Примером могут служить результаты исследований, выполненных Институтом сварки Франции. Испытания на усталость показали, что УУО способствовала повышению предела выносливости (на базе $2 \cdot 10^6$ циклов нагружений) угловых соединений стали E460 на 73, стыковых соединений стали E690 на 74, угловых соединений стали E690 на 192, стыковых соединений алюминиевого сплава 6061T6 только на 21 % [2].

Следует отметить, что во всех ранее проведенных исследованиях оценка эффективности выполнялась преимущественно при коэффициенте асимметрии цикла $R_\sigma = 0,1$ (реже при $R_\sigma = -1$). Известно, однако, что в области однозначных переменных напряжений (при $R_\sigma > 0$) эффективность обработок, основанных на изменении уровня остаточных напряжений, может существенно понижаться с возрастанием значений R_σ . Это относится и к УУО [8].

Цель данной работы — установить эффективные режимы УУО стыковых соединений алюминиевого сплава АМг6 с учетом влияния асимметрии цикла переменного нагружения.

Методика проведения исследований. Оценку эффективности высокочастотной проковки выполняли путем сопоставления результатов испытаний на усталость трех видов образцов стыковых сварных соединений: в исходном состоянии после сварки; обработанных механически (выпуклости швов срезали фрезерованием до уровня основного метал-

ла, затем соединение шлифовали); прошедший высокочастотную проковку (рис. 1).

Все образцы были изготовлены из алюминиевого сплава АМг6 толщиной 12 мм и имели $\sigma_B = 366$ МПа и $\sigma_{0,2} = 174$ МПа. Сварку образцов выполняли двусторонним швом (ГОСТ 14806–80) плавящимся электродом СвАМг6 диаметром 2 мм МИГ-сваркой в аргоне и гелии. Заготовки образцов шириной 75...85 мм сваривали в пакетах по 4...5 шт. в зажатом состоянии. Угол двусторонней разделки составлял 70° с притуплением 5 мм. Сварку производили с использованием источника постоянного тока ВДУ-506 и аппарата А1431 на следующем режиме: сварочный ток $I_{св} = 320$ А; напряжение дуги $U_d = 34$ В; скорость подачи проволоки $v_{п.пр} = 1,236 \cdot 10^{-1}$ м/с; расход аргона составлял $1,67 \cdot 10^{-3}$, а гелия — $1,67 \cdot 10^{-3}$ м³/с.

Чтобы выявить лучший режим проковки, образцы третьего вида отличались между собой интенсивностью наклепа и другими параметрами обработки. Было важно снизить потребляемую мощность ударного инструмента по сравнению с используемой для обработки стальных соединений. С этой целью, кроме обычно применяемой для УУО установки «Квант», имеющей выходную мощность ударного инструмента 0,6...1,2 кВт, была опробована установка «Ультрамет» с потребляемой мощностью 0,3 кВт, технические характеристики которых приведены в табл. 1.

Интенсивность проковки применяемого оборудования устанавливали на пластинах сплава АМг6 размером 50×50 мм и толщиной 8 мм. За критерий оценки интенсивности проковки принимали вы-

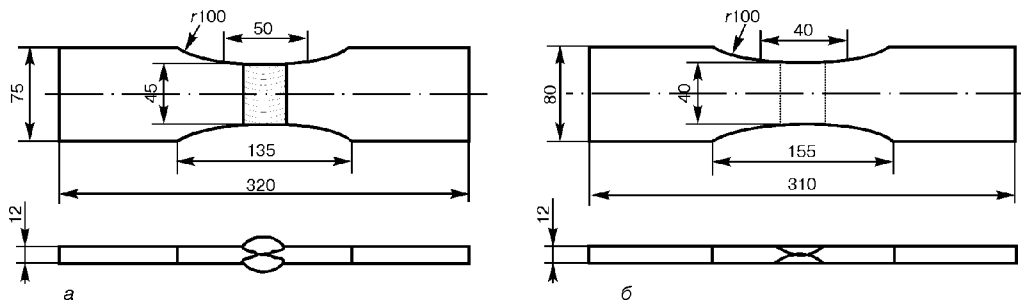


Рис. 1. Образцы стыковых сварных соединений в исходном состоянии после сварки без обработки (а), со снятой выпуклостью шва, а также после высокочастотной проковки (б)

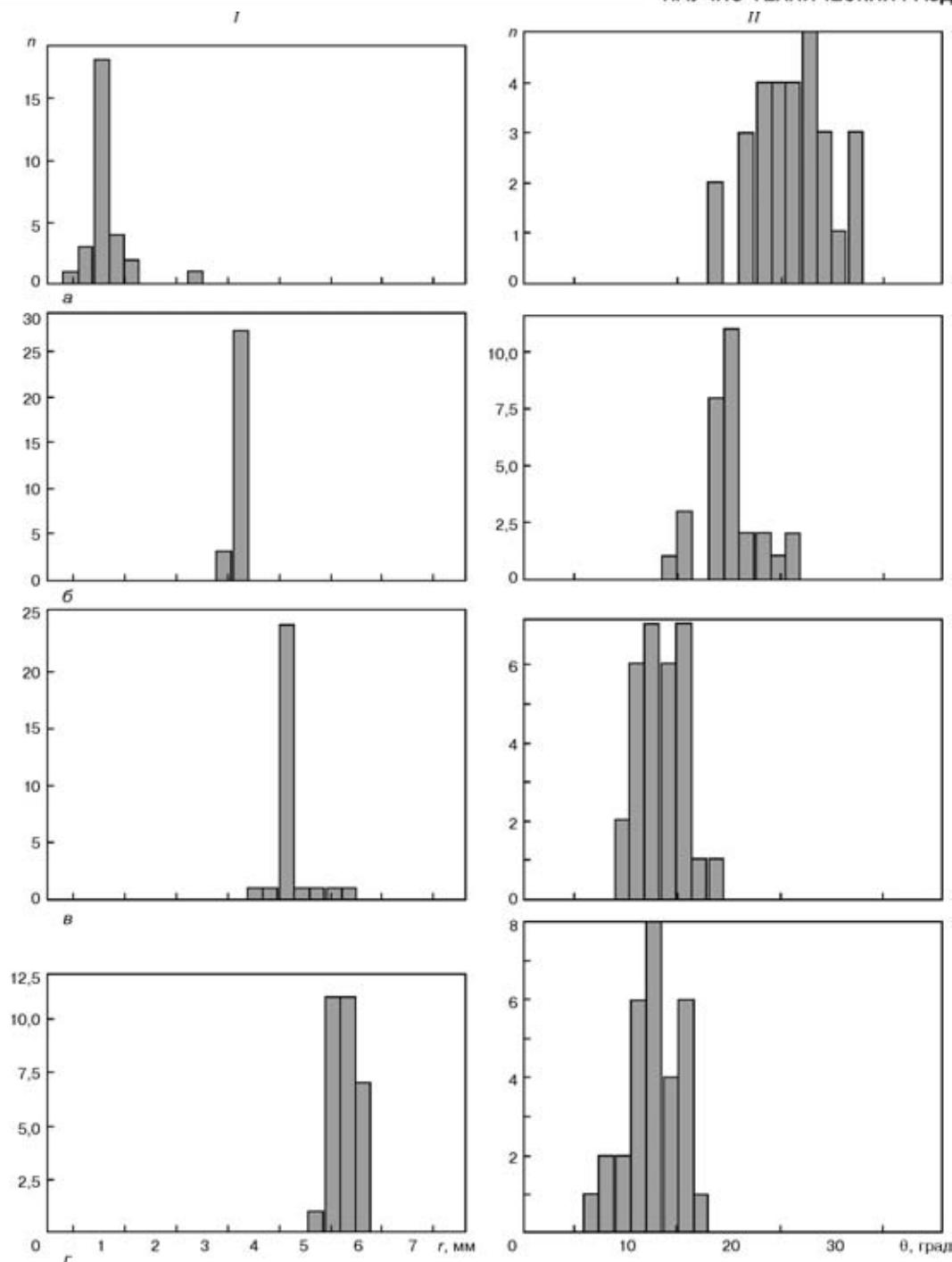


Рис. 2. Влияние технологии высокочастотной проковки на параметры профиля границ шва — радиуса перехода шва на основной металл $r(I)$ и угла их сопряжения $\theta(II)$: а — исходное состояние; б — обработка на режиме 1; в-г — то же на режиме соответственно 2 и 3; n — частота событий

соту выпучивания (относительно плоскости, ограниченной окружностью радиусом 19 мм), образующую при наклепе поверхности пластины [9]. Перед проковкой для снятия остаточных напряжений пластины отжигали при $T = 310^\circ\text{C}$. Поверхность пластин для проковки ограничивали окружностью радиусом 22 мм. Время проковки (80 с) было установлено экспериментально до полного равномерного покрытия отпечатками бойков диаметром 2 мм. Высоту выпучивания пластин замеряли индикатором часового типа с ценой деления 0,01 мм. Результаты измерений приведены в табл. 2.

Высокочастотную проковку выполняли на трех режимах. *Режим 1*: потребляемая мощность генератора — 0,3 кВт (установка «Ультрамет»); частота колебаний — 19,5... 22,5 кГц; амплитуда колебаний выходного торца волновода — 14... 22 мкм; диаметр бойков — 2 мм; количество бойков — 4 шт.; скорость перемещения инструмента — $7 \cdot 10^{-3}$ м/с. *Режим 2*: выходная мощность генератора — 1,0 кВт (установка «Квант»); частота колебаний — 26,5... 28,0 кГц; амплитуда колебаний выходного торца волновода — 24... 40 мкм; диаметр бойков — 3 мм; количество бойков — 4 шт.; скорость перемещения инструмента — $6 \cdot 10^{-3}$ м/с. *Режим 3*: пот-

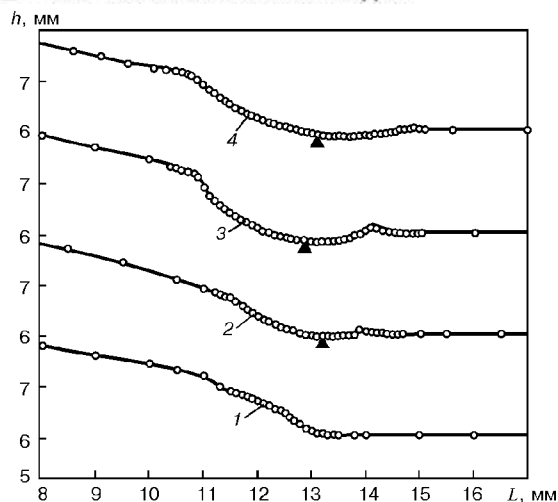


Рис. 3. Профилограммы сварного соединения на участке L в зоне концентратора напряжений: 1 — исходное состояние; 2–4 — после высокочастотной проковки границ шва соответственно на режимах 1–3

ребляемая мощность генератора — 0,3 кВт (установка «Ультратет»); частота колебаний — 19,5...22,5 кГц; амплитуда колебаний выходного торца волновода — 14...22 мкм; диаметр бойков — 5 мм; количество бойков — 3 шт.; скорость перемещения инструмента — $5 \cdot 10^{-3}$ м/с.

При проковке достигались увеличение и стабилизация радиуса перехода шва на основной металл по всей длине стыкового соединения. Как показали измерения, он равнялся примерно радиусу торцевой поверхности бойка. Измерения радиуса перехода шва на основной металл r и угла их сопряжения θ определяли с помощью слепков из пластифицированной массы в случайно выбранных образцах, подлежащих затем усталостным испытаниям. Каждый слепок длиной, равной протяженности шва, разрезался на 15...16 частей размером по 3 мм каждая. Параметры r и θ в каждой части на срезах измеряли инструментальным микроскопом БМИ-1. По результатам замеров были построены гистограммы (рис. 2). Если в исходном состоянии значения r изменялись от 0,8 до 2,8 мм, а θ — от 19 до 33°, то после высокочастотной проковки эти параметры существенно стабилизировались. Дополнительно профиль выпуклости шва в исходном состоянии и после обработки определяли с помощью профилометра с ценой деления индикатора 0,01 мм и микрометрического винта с шагом 0,005 мм. Эти измерения выполняли только посередине образцов. Результаты измерений (рис. 3) совпали с полученными на слепках. Замеры радиуса перехода на основной металл и угла их сопряжения, а также параметры формы швов (высота h и ширина b) позволили установить средние значения и среднеквадратичные отклонения коэффициента концентрации напряжений α_σ исследуемых соединений в исходном состоянии и после обработки (рис. 4). В зависимости от принимаемого диаметра бойков значения коэффициента α_σ уменьшались на 26...37, а дисперсия — на 85...95 %.

Испытания на усталость образцов проводили на электрогидравлической машине УРС-20 при переменном осевом нагружении в мягком режиме с час-

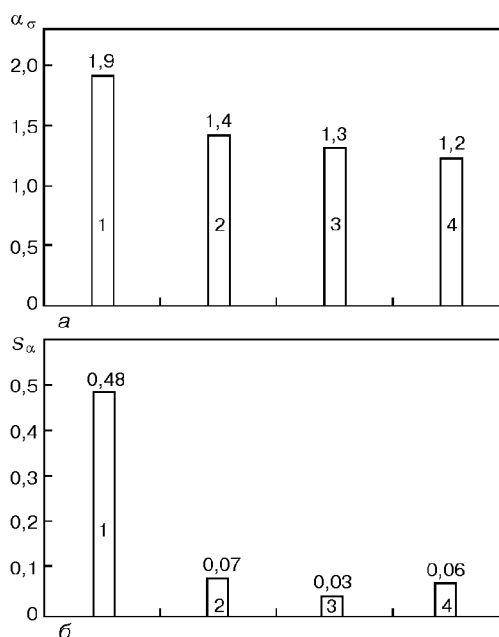


Рис. 4. Влияние технологии обработки на средние значения (а) и среднеквадратичные отклонения S_α (б) коэффициента концентрации напряжений α_σ сварных соединений пластин сплава АМг6 толщиной 12 мм (1–4 — см. обозначения рис. 3)

тотой 5...6 Гц. Точность показаний нагружения составляла ± 1 %. Образцы каждого вида испытывали до полного разрушения при симметричном ($R_\sigma = -1$), отнулевом ($R_\sigma = 0$) и асимметричном ($R_\sigma = 0,4$) циклах переменного нагружения. Поскольку основной целью работы являлось установление эффективных режимов обработки, база испытаний была ограничена $1 \cdot 10^6$ циклами. Испытания выполняли при количестве циклов N перемен напряжений от $1 \cdot 10^{-5}$ до $1 \cdot 10^6$. В этом интервале N испытывали образцы всех 15 серий (в среднем по 3 образца в серии). При этом во внимание не принимались результаты испытаний образцов, разрушение которых начиналось на уровне возникновения пор или оксидных включений (плен). Всего было испытано на усталость 56 образцов.

Результаты исследований. Результаты испытаний на усталость образцов всех серий представлены на рис. 5. Повышение сопротивления усталости стыковых соединений алюминиевого сплава АМг6 после высокочастотной проковки по сравнению с соответствующим показателем соединения в исходном состоянии, наблюдали на всех режимах обработки и при всех значениях коэффициента асимметрии цикла. В зависимости от режима обработки наибольшее (73...109 %) повышение отмечалось при симметричном цикле напряжений, наименьшее (20...45 %) — при отнулевом цикле. Пределы ограниченной выносливости при симметричном σ_{-1} и отнулевом σ_0 циклах нагружения значительно возрастали с увеличением диаметра бойков от 2 до 5 мм. Изменение интенсивности наклепа, обусловленное увеличением мощности генератора, не оказало заметного влияния на пределы ограниченной выносливости при применении бойков диаметром 2 и 3 мм. Достигнутые результаты при высокочастотной проковке превышали соответствующий показатель сопротивления усталости соединения со снятой

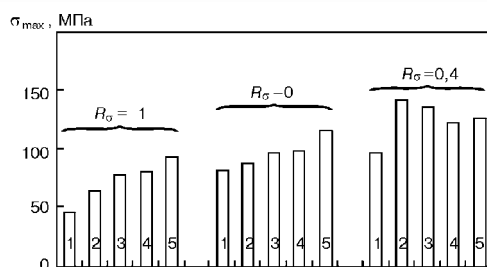


Рис. 5. Изменение значений предела ограниченной выносливости $\sigma_{\max}$ при $N = 1 \cdot 10^6$ в зависимости от технологии обработки соединения и асимметрии цикла переменных напряжений: 1 — без обработки; 2 — обработанные механически; 3–5 — соответственно обработанные на режимах 1–3

Таблица 2. Зависимость интенсивности проковки от размеров и количества бойков, времени обработки и мощности применяемой установки

Диаметр бойков, мм	Количество бойков, шт.	Время обработки, с	Высота выпучивания, мм	
			«Ультрамет» (0,3 кВт)	«Квант» (1,0 кВт)
2	4	80	0,06	0,13
		160	0,08	0,31
		240	0,09	0,48
3	4	80	0,05	0,25
		160	0,10	0,42
		240	0,14	0,52
5	3	80	0,08	—
		160	0,12	—
		240	0,15	—
		400	0,17	—

выпуклостью стыкового шва. Наилучшие результаты были получены на режиме 3.

Иная картина наблюдалась в области однозначных переменных напряжений ($R_{\sigma} = 0,4$). Циклическая долговечность образцов после высокочастотной проковки была ниже, чем у образцов со снятой выпуклостью стыкового шва. Увеличение диаметра бойков от 2 до 5 мм при неизменной (0,3 кВт) мощности генератора не привела к возрастанию предела ограниченной выносливости, как это имело место при знакопеременных напряжениях, а увеличение (до 1000 Вт) выходной мощности генератора при диаметре бойков 3 мм заметно снизило эффективность проковки. При $R_{\sigma} = 0,4$ лучший результат был получен на режиме 3, характеризующимся малой интенсивностью проковки. Предел ограниченной выносливости образцов, обработанных на режиме 3, равный 136 МПа, лишь на 4 % ниже аналогичного показателя образцов со снятой выпуклостью стыкового соединения (142 МПа). Повышенные сопротивления усталости по сравнению с исходным состоянием составляло 42 %.

Таким образом, наибольшая циклическая долговечность стыковых соединений пластин алюминиевого сплава АМг6 толщиной 12 мм в области

In order to improve the fatigue resistance of butt welded joints on aluminium alloy AMg6, the boundaries of welds on 12 mm thick samples were subjected to high-frequency peening. It is shown that treatment effectiveness depends on the power of ultrasonic generator and converter applied for excitation of vibrations in an array of needle-shaped pins and on pin diameter. The best results were obtained, using an ultrasonic unit of 300 W consumed power with three pins of 5 mm diameter for the region of alternating stresses ($R_{\sigma} = -1 \dots 0$) and four pins of 2 mm diameter — for the region of stresses of a constant sign ($R_{\sigma} > 0$).

знакопеременных напряжений достигается при использовании установки «Ультрамет» мощностью 0,3 кВт и диаметре бойков 5 мм, а в области однозначных переменных напряжений — на установке той же мощности и диаметре бойков 2 мм.

Выводы

1. Высокочастотную проковку сварных швов в зонах перехода на основной металл с целью повышения сопротивления усталости соединений алюминиевых сплавов следует выполнять с меньшей интенсивностью наклепа, чем при обработке аналогичных соединений конструкционных сталей.

2. Эффективность высокочастотной проковки изменяется в зависимости от асимметрии цикла переменного нагружения. С повышением коэффициента асимметрии цикла эффективность снижается. Режимы обработки должны выбираться с учетом влияния асимметрии цикла или уровня переменного нагружения.

3. Применительно к стыковым соединениям алюминиевого сплава АМг6 толщиной 8...12 мм наилучшие результаты были получены при использовании установки «Ультрамет» с потребляемой мощностью 0,3 кВт. В области знакопеременных напряжений рекомендуется применять бойки диаметром 5 мм, а в области однозначных напряжений ($R_{\sigma} > 0$) — диаметром 2 мм.

1. Hobbacher A. Effect of improving methods on the fatigue strength of welded aluminium joints. — S. l., [1991]. — 15 p. — (Intern. Inst. of Welding; Doc. XIII-1415).
2. Improvement of fatigue strength in welded joints (in HSS and in aluminium alloy) by ultrasonic hammer peening / J. Janosch, H. Konecny, S. Debiez et al. — S. l., [1995]. — 21 p. — (Intern. Inst. of Welding; Doc. IIW XIII-1594-95).
3. Ahmed N. U., Jarvis B. L., Viano D. M. High-current GTA welding // Australasian Welding J. — 1995. — № 1. — P. 14–16.
4. Calcra R. C., Schumann G. O., Viano D. M. Fatigue of marine grade aluminium alloys // Ibid. — 1997. — № 1. — P. 22–25.
5. Эффективность применения ультразвуковой обработки для повышения сопротивления усталости сварных соединений / П. П. Михеев, А. Я. Недосека, И. В. Пархоменко и др. // Автомат. сварка. — 1984. — № 3. — С. 4–7, 15.
6. Повышение сопротивления усталости сварных соединений металлоконструкций ультразвуковой ударной обработкой / В. И. Труфяков, П. П. Михеев, Е. Ш. Статников и др. — Киев, 1989. — [4 с.]. — (Информ. письмо / АН УССР. Ин-т электросварки им. Е. О. Патона; № 32).
7. The efficiency of ultrasonic impact treatment for improving the fatigue strength of welded joints / V. L. Trufiyakov, E. S. Statnikov, P. P. Mikheev, A. S. Kuzmenko. — S. l., [1998]. — 12 p. — (Intern. Inst. of Welding; Doc. XIII-1745).
8. Труфяков В. И. Повышение сопротивления усталости сварных соединений и конструкций // Автомат. сварка. — 1998. — № 1. — С. 11–19.
9. Hertel H. Ermüdungsfestigkeit der Konstruktionen. — Berlin: Springer-Verl., 1969. — 659 S.

Поступила в редакцию 16.11.2000



ВЛИЯНИЕ СПОСОБА СВАРКИ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ РАЗРУШЕНИЮ СОЕДИНЕНИЙ АЛЮМИНИЕВО- ЛИТИЕВЫХ СПЛАВОВ 1420 И 1460

Т. М. ЛАБУР, канд. техн. наук, Андр. А. БОНДАРЕВ, инж., А. В. ЛОЗОВСКАЯ, В. С. МАШИН, кандидаты техн. наук,
А. Г. ПОКЛЯЦКИЙ, инж. (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Установлена зависимость сопротивления разрушению сварных соединений алюминиево-литиевых сплавов 1420 и 1460 от способа сварки (плавящимся и неплавящимся электродом, электронным лучом). Показано, что различные тепловые условия сварки приводят к неодинаковой степени разупрочнения металла в околошовной зоне. Использование высококонцентрированного источника тепла при электронно-лучевой сварке обеспечивает более высокое сопротивление зарождению и распространению трещин. Из всех исследуемых зон сварных соединений металл границы сплавления шва с основным металлом имеет наименьшее сопротивление разрушению независимо от способа соединения.

Ключевые слова: сварка плавлением, алюминиево-литиевые сплавы, погонная энергия, металл шва, зона сплавления, зона термического влияния, номинальное разрушающее напряжение, удельная работа распространения трещины, критический коэффициент интенсивности напряжения, J-интеграл, сравнительный анализ

Быстрый нагрев и последующее медленное охлаждение металла, сопровождающие термический цикл сварки плавлением, в результате фазовых превращений приводят к формированию в околошовной зоне участков, отличающихся друг от друга различной степенью оплавления границ зерен и выделения грубых частиц [1]. Наличие неоднородной структуры в металле ограничивает пластическую деформацию на участках между границами кристаллитов шва, что способствует ее локализации и развитию объемно-напряженного состояния соединений. Концентрация напряжения сопровождается появлением микротрещин, которые вызывают снижение прочности металла сварных соединений (по сравнению с основным металлом) и становятся причиной их преждевременного разрушения.

Целью данного исследования является установление зависимости сопротивления разрушению соединений высокоэффективных алюминиево-литиевых сплавов 1420 и 1460 от используемых способов сварки плавлением, отличающихся уровнем погонной энергии и термического влияния на различных участках околошовной зоны, что способствует неодинаковому разупрочнению металла. Для этого были использованы современные технологические процессы сварки высокоточных алюминиевых сплавов: аргонодуговая плавящимся и неплавящимся электродом, а также электронно-лучевая (ЭЛС), наиболее применяемые при создании легких сварных конструкций.

Объектом экспериментальной оценки были лис-

ты толщиной 3,2 мм в состоянии закалки и искусственного старения. Оптимизированные режимы сварки обеспечивали минимальный уровень тепловложения процесса и высокое качество формирования швов. Сварку неплавящимся электродом (СНЭ) выполняли с использованием режимов пульсирующей дуги асимметричным током прямоугольной формы. Периодичность силового воздействия тока на сварочную ванну обеспечивала интенсивное перемешивание жидкого металла и дробление кристаллитов шва [1]. Уменьшение теплового воздействия сварки на металл и его продолжительности достигалось за счет использования сварки плавящимся электродом (СПЭ) в газовой смеси аргона и гелия [2]. Электронно-лучевая сварка в отличие от дуговых способов (СНЭ и СПЭ) характеризуется высокой удельной концентрацией энергии (таблица).

Низкие значения погонной энергии ЭЛС способствуют образованию малого объема жидкого металла в сварочной ванне и небольшой протяженности зоны термического влияния (ЗТВ) [1]. Электронно-лучевую сварку выполняли при дискретной развертке пучка с программируемым тепловложением за счет регулирования времени задержки пучка в точках его остановок в пределах выбранной траектории, которые имели вид кривых второго порядка [3]. Форму и параметры развертки контролировали по осциллографу. Изменения в процессе сварки температурного состояния металла и распределения действующих сил обеспечивают дополнительную динамику расплаву в сварочной ванне, что на фоне неп-

Типичные режимы сварки при соединении алюминиево-литиевых сплавов

Способ сварки	Установка, источник питания	$I_{св}$, А	$U_{д}$, В	$v_{св}$, м/ч	$q/v_{св}$, кДж/см
Аргонодуговая					
неплавящимся электродом	И-126	275...280 (прямой) 175...180 (обратный)	12	11	30
плавящимся электродом (50 % Ag + 50 % He)	«Fronius» TPS-450	115	19,2	35	63
ЭЛС	Y-212	0,05	30000	60	120



перывной вакуумной откачки способствует получению сварных соединений с высокой плотностью и мелкокристаллической структурой металла шва [4].

Качество получаемых сварных соединений определяли путем рентгеновского контроля, данные которого подтвердили отсутствие таких внутренних дефектов, как поры и оксидные пленки. При сварке сплава 1420 использовали присадочную проволоку СвАМг63, а при сварке сплава 1460 — американскую проволоку 2319. Диаметр проволоки во всех случаях составлял 1,6 мм. С целью предотвращения образования дефектов в металле швов кромки перед сваркой зачищали шабером на глубину не менее 0,1 мм.

Сопротивление разрушению оценивали по результатам испытания на внецентренное растяжение плоских образцов с острым надрезом радиусом 0,1 мм. Вершина надреза размещалась на следующих структурных участках сварных соединений: ось шва, зона сплавления и ЗТВ на расстоянии 5 мм от границы сплавления шва с основным металлом. Для сравнения были испытаны аналогичные образцы основного металла с поперечной ориентацией проката, наименее благоприятной у тонколистового полуфабриката алюминиевых сплавов. Теоретический коэффициент концентрации напряжения исследуемых образцов составлял 10 и определялся по методике, изложенной в работе [5].

Анализ показателей сопротивления разрушению основывали на физических принципах упругопластического разрушения [6]. С помощью определенных размеров образцов и схемы испытаний моделировали напряженное состояние и другие этапы процесса разрушения листовых материалов. Диаграмма, фиксирующая все этапы разрушения, позволила установить значения номинального разрушающего напряжения σ_p и удельной работы распространения трещины (УРРТ). Путем расчета функции изменения энергии деформации в зависимости от длины трещины определяли значение J -интеграла, используя при этом соотношение Меркли–Кортена [7]

$$J = U \{ [B(W - a_0) f(a_0/W)] \},$$

где U — работа зарождения трещины, т. е. площадь под кривой зависимости силы от смещения; $f(a_0/W)$ — функция геометрического соотношения длины трещины a_0 и размера испытываемого образца W , которая имеет вид

$$f(a_0/W) = 2[(1 + \alpha)/(1 + \alpha^2)],$$

где

$$\alpha = \sqrt{[2\alpha_0/(W - a_0)]^2 + 2[2a_0/(W - a_0)] + 2 - [2a_0/(W - a_0) + 1]}.$$

Значения критического коэффициента интенсивности напряжения K_c в различных зонах сварных соединений исследуемых сплавов оценивали по линейной зависимости между K_c и УРРТ, которая описывает при разрушении этап распространения трещины [5]

$$K_c = (4,35 \text{ УРРТ} + 3,31) \cdot 10^{-4}.$$

Результаты исследования сварных соединений показали, что алюминиево-литиевые сплавы 1420 и 1460 отличаются от основного металла более низкими (на 20... 30 %) значениями σ_p и K_c (рис. 1, а, б). Швы на сплаве 1420 независимо от способа сварки имели на 10 % выше значения σ_p . Показатель K_c у сплава 1460 на 15 % выше, чем у сплава 1420. Более низкие значения данной характеристики имеют сварные соединения обоих сплавов, полученные способом СНЭ (рис. 1, а, б). Уровень напряжения, при котором швы сплава 1420 разрушались, составлял 295... 350, а сплава 1460 — 280... 315 МПа. Значения K_c в первом случае достигают 23,1... 29,8, а во втором — 25,2... 34,6 МПа $\sqrt{м}$. Отличия показателей сопротивления разрушению, зафиксированные у исследуемых сплавов, могут быть связаны с наличием стабильных упрочняющих фаз. В состав сплава 1460 входят фазы $\delta'(Al_3Li)$, $T_1(Al_6CuLi)$ и $S(Al_2CuLi)$ [1]. Сплав 1420, помимо фазы δ' , содержит еще фазу $S_1(Al_2MgLi)$ [1].

Состав фаз в указанных сплавах сказывается и на энергетических показателях сопротивления разрушению, описывающих энергию зарождения (J -интеграла) и последующего роста (УРРТ) трещины. Их значения у швов сплава 1460 больше на 30... 40 %, чем у швов сплава 1420 (рис. 1, в, г). Это свидетельствует о способности металла сплава 1460 пластически деформироваться, что может быть обусловлено меньшим размером атомного диаметра меди (0,256 нм) в отличие от такового магния (0,32 нм), входящего в состав сплава 1420.

Различные тепловые условия сварки плавлением исследуемых алюминиево-литиевых сплавов и скорости охлаждения металла, сопровождающие его кристаллизацию, приводят к неодинаковой степени разупрочнения металла околошовных зон. В результате в металле ЗТВ зафиксированы различные значения σ_p и K_c . Разрушающее напряжение сварных соединений сплава 1420, полученных способом СНЭ, составляет 382... 397, а сплава 1460 — 320... 373 МПа, что ниже, чем у основного металла (соответственно 450 и 470 МПа). Меньшие (чем у сплава 1420) значения σ_p у сплава 1460, возможно, обусловлены способностью меди, входящей в его состав, снижать стабильность состава пересыщенных твердых растворов и вызывать его более интенсивный распад в ходе выполнения технологических нагревов, в том числе и сварочных [3]. Энергетические показатели разрушения (J -интеграл и УРРТ) металла сварных соединений в металле ЗТВ при этом составляют у сплава 1420 соответственно 3,1 и 3,4, а у сплава 1460 — 4,2 и 3,4 Дж/см 2 .

Сопоставление показателей разрушения соединений, полученных различными способами сварки, позволило выявить характерную для исследуемых сплавов 1420 и 1460 закономерность снижения σ_p и K_c . Швы сплава 1420, выполненные способом СНЭ, характеризуются наименьшими значениями разрушающего напряжения (300... 315 МПа). Значения K_c при этом у сплава 1420 составляют 23,1, а у сплава 1460 — 25,2 МПа $\sqrt{м}$. Отмеченная закономерность обусловлена термическими условиями

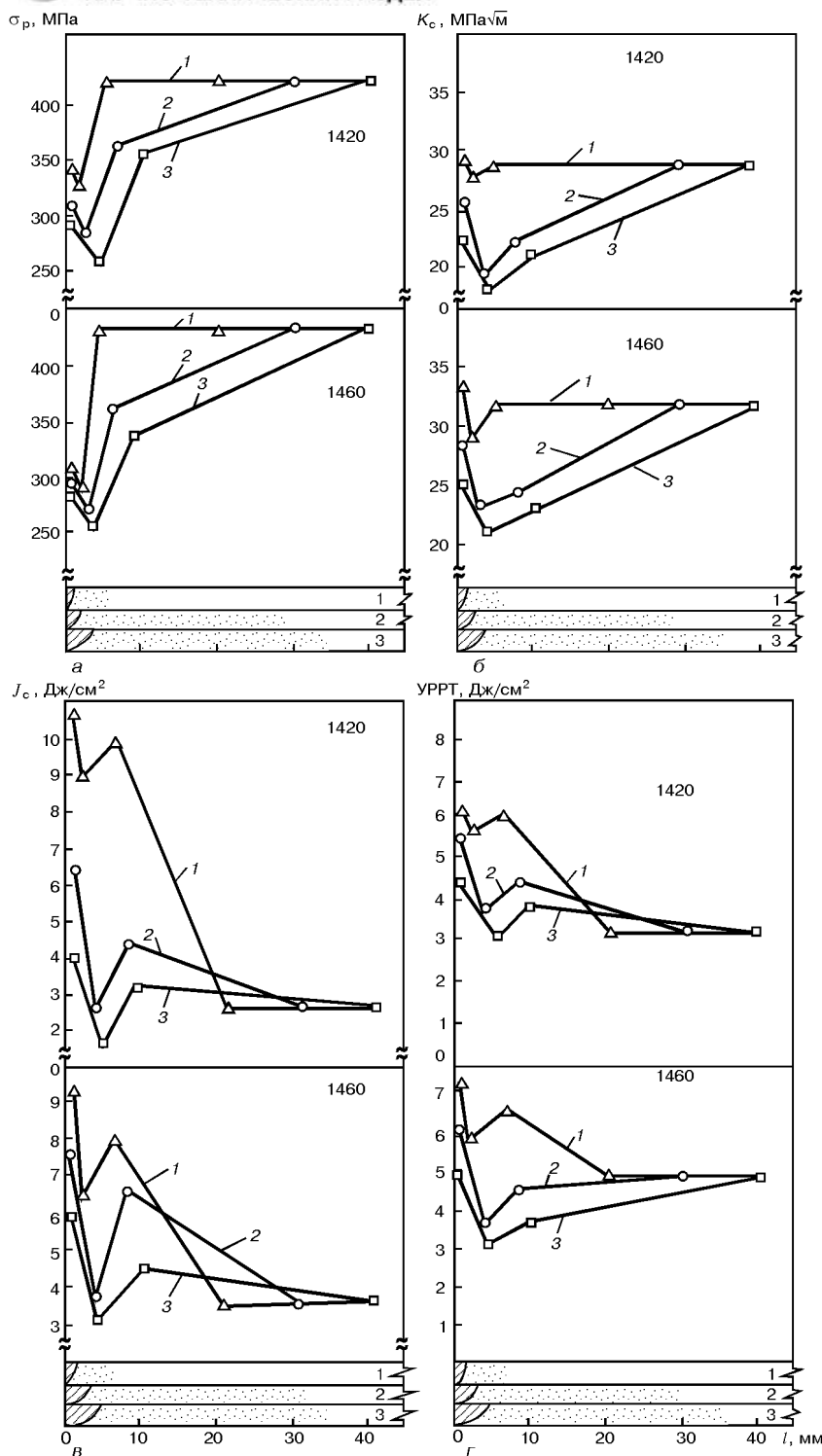


Рис. 1. Влияние способа сварки на σ_p (а), K_c (б), J -интеграл (в) и УРРТ (г) в различных зонах алюминий-литиевых сплавов 1420 и 1460: 1 — ЭЛС; 2 — СПЭ; 3 — СНЭ; l — расстояние от оси шва

сварки, при которых рост частиц упрочняющей фазы δ (Al_3Li) не успевает развиваться вследствие малой скорости распада твердого раствора [1]. Сокращение продолжительности температурного воздействия в условиях выполнения СПЭ приводит к повышению значений σ_p и K_c на 3...5 % по сравнению со швом, полученным СНЭ.

Использование высококонцентрированного источника тепла при ЭЛС обеспечивает более высокие

значения σ_p (рис. 1), которые у сплава 1420 возрастают на 60, а у сплава 1460 — на 30 МПа по сравнению с таковыми при дуговых способах сварки. Коэффициент трещиностойкости K_c швов у сплава 1420 составляет 29,8, а у сплава 1460 — 34,6 МПа $\sqrt{м}$, что на 30...35 % выше, чем у швов, полученных дуговыми способами. В других зонах сварных соединений значения K_c изменяются соответственно на 7 и 10 МПа $\sqrt{м}$ в зависимости от погонной энергии сварки. При использовании ЭЛС швы сплава 1420 характеризуются значениями J -интеграла, составляющими 11,4 Дж/см 2 , что примерно в 2...3 раза выше, чем швы, полученные дуговыми способами. Причем швы сплава 1460 в этом случае отличаются от аналогичных сплава 1420 на 2,0...2,5 Дж/см 2 меньшими значениями J -интеграла. Такая же зависимость имеет место и для значений УРРТ (рис. 1, г). Швы обоих исследуемых сплавов характеризуются наибольшим ее уровнем (соответственно 5,9 и 6,0 Дж/см 2). Этому способствуют термические условия сварки электронным лучом, когда кратковременные процессы нагрева и охлаждения ограничивают развитие фазовых превращений, которые могут привести к охрупчиванию интерметаллидных включений на границах зерен. Соединения, полученные с помощью СПЭ, имеют сопротивление разрушению меньшее на 5...15, а с использованием СНЭ — на 25...30 %, что, однако, выше по сравнению с таковыми основного металла (2,9 Дж/см 2). Этому способствует образование мелкокристаллитной структуры металла шва. Анализ макроструктуры сварных соединений свидетельствует о том, что толщина слоя кристаллов и межзеренных промежутков соответственно в 2,0 и 1,5 раза меньше в металле швов, полученных способом ЭЛС, чем в металле швов, выполненных СНЭ.

Следует отметить, что независимо от тепловложения во время сварки зона сплавления соединений сплавов 1420 и 1460 характеризуется минимальными значениями σ_p , K_c , J -интеграла и УРРТ в отличие от других структурных зон (рис. 1). Большая погонная энергия при СНЭ приводит к более низким значениям σ_p и K_c по сравнению с другими исследуемыми способами сварки (рис. 1). Значения

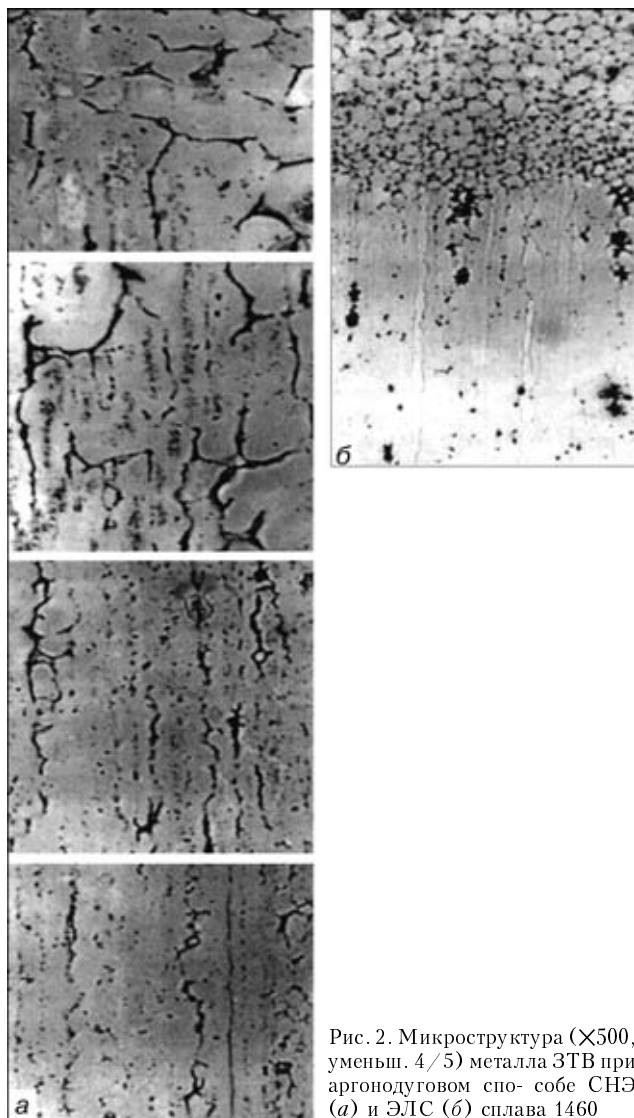


Рис. 2. Микроструктура ($\times 500$, уменьш. 4/5) металла ЗТВ при аргонодуговом спос- собе СНЭ (а) и ЭЛС (б) сплава 1460

упомянутых характеристик соединений сплава 1420 в среднем составляют соответственно 265 МПа и 21,2 МПа $\sqrt{м}$.

О повышенной склонности к квазихрупкому разрушению соединений сплава 1460 свидетельствуют меньшие (на 55 МПа и 1,4 МПа $\sqrt{м}$) значения σ_p и K_{IC} . Отмеченное можно объяснить не только неоднородностью структуры металла данной зоны, что является следствием разупрочнения сплава под действием термического цикла сварки, но и коагуляцией, а также охрупчиванием фаз, расположенных вдоль границ зерен. К этому же приводит наличие растягивающих напряжений, возникающих вследствие фазовых превращений и коагуляции включений на участках вдоль границ зерен в зоне сплавления. Появлению напряжений способствуют высокая погонная энергия и медленная скорость охлаждения, сопровождающие процесс сварки алюминиевых сплавов плавлением [2].

В ходе исследования различных способов соединения алюминиево-литиевых сплавов была установлена зависимость энергетического показателя J -интеграла от погонной энергии процесса сварки. Меньшие значения присущи соединениям, полученным с использованием СНЭ, более высокие —

ЭЛС. Диапазон изменения J -интеграла для сплава 1420 составляет 1,9...9,2, а для сплава 1460 — 3,2...6,4 Дж/см². Склонность к УРРТ в зонах сплавления обоих исследуемых сплавов имеет близкие значения — соответственно 2,5 и 2,1 Дж/см² (рис. 1, з). Значения J -интеграла и УРРТ в соединении сплава 1420 близки таковым основного металла, а у сплава 1460 они ниже на 10...15 %. Обнаруженная зависимость может быть связана с образованием на границах зерен сплава 1460 большей объемной доли грубых частиц стабильных фаз $T_1(Al_6CuLi)$ и $S(Al_2CuLi)$ по сравнению со сплавом 1420, а также их повышенной хрупкостью в условиях действия неоднородной пластической деформации, обусловленной их природой и возникновением в ходе сварки значительных растягивающих напряжений. Наличие указанных включений при испытании сварных соединений приводит к зарождению трещины вблизи хрупких структурных фрагментов на межзеренных участках. Большая жесткость включений упрочняющих фаз (δ' , T_1 и S), чем у матрицы, вызывает зарождение микротрещин по плоскости их контакта, что зафиксировано на изломах разрушенных образцов. Предположение о снижении в процессе сварки прочности когезии границ зерен в результате фазовых превращений и коагуляции включений фаз подтверждает анализ изломов.

У соединений, выполненных СПЭ, показатели сопротивления разрушению металла на границе сплавления шва с основным металлом также меньше, чем в других структурных зонах. Кратковременность действия сварочного нагрева при СПЭ по сравнению со СНЭ обеспечивает в зоне сплавления увеличение всех показателей сопротивления разрушению сплава 1420 на 25...30 %, а сплава 1460 — в 1,5 раза.

Аналогичная тенденция изменения исследуемых показателей разрушения отмечается у соединений обоих сплавов после выполнения ЭЛС, но характер их изменения неодинаковый. По сравнению с соединениями, полученными дугowymi способами сварки, показатель σ_p возрастает на 5...15 %. Значение K_{IC} в зоне сплавления сплава 1420 повышается на 50, а сплава 1460 — на 35 %. Показатель УРРТ у обоих сплавов увеличивается примерно вдвое, а значение J -интеграла возрастает у сплава 1420 в 4 раза, у сплава 1460 — в 2,5 раза (рис. 1, в). Это обусловлено меньшей степенью разупрочнения металла в результате действия малой погонной энергии при ЭЛС и, как следствие, меньшей вероятностью появления в зоне сплавления грубых включений интерметаллидных фаз вдоль границ зерен.

Металлографические исследования соединений вблизи границы со швом показали, что в данной зоне во время сварки происходит перегрев основного металла под влиянием температуры неравновесного солидуса. На это указывает характерное оплавление структурных составляющих с образованием в массе твердого металла жидких включений (рис. 2). При выполнении дугowych способов сварки в структуре зоны сплавления отмечаются более утолщенные границы зерен, наличие их тройных стыков и значительное количество оплавленных



фаз. При сварке электронным лучом обнаружена преимущественно полиэдрическая структура с небольшими включениями оплавленных фаз.

Таким образом, для обеспечения благоприятных условий сочетания силовых и энергетических характеристик сопротивления разрушению желательно осуществлять сварку с меньшей погонной энергией, что способствует предотвращению появления или ограничению степени охрупчивания включений интерметаллидных фаз по границам зерен и в значительной степени позитивно влияет на повышение работоспособности сварных соединений из высокопрочных алюминий-литиевых сплавов.

1. Рабкин Д. М., Лозовская А. В., Склабинская И. Е. Металловедение сварки алюминия и его сплавов. — Киев: Наук. думка, 1982. — 157 с.

2. Ищенко А. Я. Сварка легких сплавов и металлических композиционных материалов // Автомат. сварка. — 1991. — № 6. — С. 26–31.
3. Бондарев А. А., Бондарев Андр. А. Исследование физико-металлургических процессов и технологических особенностей электроннолучевой сварки алюминиевых сплавов // Повышение эффективности сварочного производства: Сб. науч. тр. — Липецк, 1996. — С. 56–60.
4. Технология электроннолучевой сварки стрингерных панелей из высокопрочных алюминиевых сплавов / А. Я. Ищенко, А. А. Бондарев, С. В. Назаренко, Андр. А. Бондарев // Автомат. сварка. — 2000. — № 6. — С. 29–32.
5. Кишкина С. И. Сопротивление разрушению алюминиевых сплавов. — М.: Металлургия, 1981. — 280 с.
6. Хериберг Р. В. Деформация и механика разрушения конструкционных материалов. — М.: Металлургия, 1989. — 575 с.
7. Статическая прочность и механика разрушения сталей / Под ред. В. Даля, В. Антона: пер. с нем. — М.: Металлургия, 1986. — 565 с.

The relationship between the fracture resistance of welded joints, made from aluminium-lithium alloys 1420 and 1460, and the method of welding (with consumable and non-consumable electrode, electron beam) was established. It is shown that the different thermal conditions of welding lead to a different degree of metal weakening in the heat-affected zone (HAZ). The use of a highly-concentrated heat source in electron beam welding provides the higher resistance to initiation and propagation of cracks. Coming from all the examined zones of the welded joints the metal of weld and parent metal fusion line has the lowest fracture resistance, not depending on the method of joining.

Поступила в редакцию 10.11.2000,
в окончательном варианте 03.01.2001



СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ КОРРОЗИОННОЙ СТОЙКОСТИ ХРОМОНИКЕЛЕВОГО НАПЛАВЛЕННОГО МЕТАЛЛА В ЩЕЛОЧНЫХ РАСТВОРАХ

П. П. ЛАЗЕБНОВ, канд. техн. наук (Запорож. гос. техн. ун-т)

Приведены результаты сравнительных коррозионных испытаний хромоникелевого наплавленного металла в щелочных растворах. Выполнены корреляционный и регрессионный анализы, позволяющие исследовать связь между входными (δ -феррит в сварных швах) и выходными (скорость коррозии металла) параметрами.

Ключевые слова: регрессионный и корреляционный анализы, наплавленный металл, скорость коррозии, гидроксид натрия, варочный щелок, корреляция

Оборудование химической промышленности подвержено процессам коррозии. В одних случаях эти процессы приводят к равномерному разрушению сталей и сплавов, в других — к коррозионному растрескиванию и иным видам коррозии конструкций, которые эксплуатируются в контакте с агрессивными средами. Так, в 1980 г. на целлюлозно-бумажном комбинате «Мак-Миллан Блодел» (США) взорвался варочный котел «Камюр» производительностью 1100 т/сут вследствие коррозионного разрушения стыкового сварного соединения верхней конической части с цилиндром сосуда [1]. После трехлетнего обследования работы котлов непрерывной варки сульфат-целлюлозных заводов США на международном конгрессе в Торонто (Канада) были обобщены полученные результаты [2, 3] и сделаны следующие выводы.

Из 107 аппаратов более чем у 40 в пропиточной зоне, расположенной в металле корпусов в сварных соединениях, были обнаружены трещины. Они имели место преимущественно в сварных соединениях сосудов, изготовленных из углеродистых и би-

металлических сталей, а также плакированных сплавом Инконель.

Появление трещин наблюдается в конструкциях, прошедших термическую обработку и без нее. Котлы с полной обработкой менее склонны к коррозионному растрескиванию, чем аппараты с локальной «нормализацией» сварных соединений.

У всех котлов коррозионные процессы провоцирует основной компонент варочного щелока — NaOH.

Промышленные растворы, в которых ведется варка сульфатной целлюлозы, являются сложными системами. В табл. 1 приведена характеристика используемых щелоков.

При конструктивном оснащении технологических комплексов целлюлозно-бумажной промышленности (ЦБП) многие десятилетия успешно применяли хромоникелевые стали (варочные котлы фирм «Камюр», «Пандия», КМВ, пропарочные башни и т. д.). Исходя из технико-экономических задач сосуда изготавливают из биметаллического листового проката. Биметалл имеет основной слой (котельные стали типа 17Mn4 и аналоги сталей 20K, 22K), плакированный коррозионностойкими сталями типов 10X18H10T, 08X17H15M2T. Анализ состояния парка котлов показал, что в результате дли-

Таблица 1. Состав белых щелоков

Сульфатные заводы	Концентрация веществ в растворе C , г/л						
	NaOH	Na ₂ S	Na ₂ CO ₃	Na ₂ SO ₄	NaCl	Na ₂ S ₂ O ₃	Na ₂ SO ₃
СНГ	75,0...90,0	11,0...35,0	10,0...11,0	0,9...2,8	0,2	2,0...5,0	0,20
Канада [4]	≤ 95,2	39,2	26,6	6,5	6,5	5,2	0,99

Таблица 2. Однофакторное влияние анионов белого сульфатного щелока на скорость коррозии K стали 10X18H10T [5]

NaCl		Na ₂ SO ₄		Na ₂ S ₂ O ₃		Na ₂ SO ₃	
C , г/л	K , мм/год	C , г/л	K , мм/год	C , г/л	K , мм/год	C , г/л	K , мм/год
—	0,063	2,7	0,064	2,0	0,067	0,1	0,065
0,2	0,084	4,0	0,046	3,0	0,069	0,5	0,066
0,5	0,122	5,0	0,045	4,0	0,068	1,0	0,066
1,0	0,176	6,0	0,043	5,0	0,067	2,0	0,068
1,5	0,192	7,0	0,040	7,0	0,232	3,0	0,069
2,0	0,209	8,0	0,039	8,0	0,235	4,0	0,070

Примечание. Образцы испытывали при температуре 100 °C в модельном растворе щелока, г/л: NaOH — 86,40; Na₂S — 30,40; Na₂SO₄ — 2,70; Na₂S₂O₃ — 2,00; Na₂CO₃ — 1,00; Na₂SO₃ — 0,09.



Таблица 3. Коррозионная стойкость хромоникелевого наплавленного металла

Номер образца	Марка сварочного электрода	Тип наплавленного металла	Массовое содержание δ -феррита, %	Скорость коррозии при испытаниях, г/(м ² ·ч), +	
				натурных K_1	лабораторных K_2
			x	y_1	y_2
1–3	ОЗЛ-8	07X20H9	6,9; 7,0; 7,2	0,0209; 0,0212; 0,0220	0,0589; 0,0611; 0,0623
4–6	ЦЛ-11	08X20H10Г2	6,2; 6,4; 6,4	0,0106; 0,0108; 0,0113	0,0544; 0,0560; 0,0570
7–9	ЗИО-3	07X19H10Г2Б	5,8; 6,0; 6,1	0,0170; 0,0173; 0,0182	0,0485; 0,0492; 0,0499
10–12	НИАТ-1	08X19H11M2Г2	5,7; 5,8; 6,0	0,0124; 0,0128; 0,0135	0,0836; 0,0864; 0,0884
13–15	НЖ-13	08X19H10M2Б	5,3; 5,4; 5,6	0,0112; 0,0119; 0,0124	0,0800; 0,0814; 0,0824
16–18	ЭА-400/10у	07X19H11M3Г2Ф	4,8; 5,0; 5,1	0,0115; 0,0119; 0,0123	0,0642; 0,0669; 0,0681
19–21	ОЗЛ-6	10X25H13Г2	3,9; 4,0; 4,2	0,0092; 0,0094; 0,0096	0,0549; 0,0575; 0,0589
22–24	ЭА-395/9	11X15H25M6Г2	—	0,0050; 0,0051; 0,0055	0,0110; 0,0115; 0,0120
25–27	ЭА-981/15	09X15H25M6Г2Ф	—	0,0052; 0,0057; 0,0059	0,0117; 0,0125; 0,0129
28–30	Опытный	09X20H10 (0,01 % Y)	2,9; 3,0; 3,1	0,0096; 0,0103; 0,0107	0,0357; 0,0347; 0,0332
31–33	»	07X20H10 (0,02 % Y)	1,5; 1,6; 1,7	0,0052; 0,0053; 0,0057	0,0133; 0,0135; 0,0146
34–35	»	08X20H10 (0,027 % Y)	1,8; 1,9; 2,3	0,0067; 0,0073; 0,0076	0,0236; 0,0243; 0,0246
36–38	ОКР.6 (Швеция)	06X19H9M3	2,8; 2,9; 3,3	0,0108; 0,0111; 0,0117	0,0552; 0,0566; 0,0592
39–42	832MVR (Швеция)	04X21H10Г2	1,9; 1,9; 2,2	0,0092; 0,0098; 0,0101	0,0517; 0,0520; 0,0542

Примечания. 1. Натурные испытания котла «Камюр» проводили при 120...170 °С и давлении 1,2 МПа в варочном щелоке в течение 15100 ч. 2. Лабораторные испытания автоклава проводили при 130 °С и давлении 0,2 МПа в 30%-ном растворе NaOH в течение 240 ч.

тельной эксплуатации защитный слой аппаратов претерпел значительное коррозионное воздействие.

Большую роль в борьбе с коррозией играет изучение коррозионноактивных и ингибирующих ингредиентов сульфатного щелока. Установлено, что карбонат- и силикат-ионы оказывают ингибирующее, а хлорид, сульфит- и сульфат-ионы активирующее воздействие на процессы коррозии. Как следует из работы [5], хлорид натрия NaCl и тиосульфат натрия Na₂S₂O₃ способствуют зарождению питтинговой коррозии в нержавеющей сталях, сульфат натрия Na₂SO₄ заметно ее тормозит, а сульфит натрия Na₂SO₃ является нейтральным (табл. 2).

Коррозионное воздействие сульфатного щелока на стали 10X18H10T и 10X17H13M2T возрастает с повышением температуры (достигая максимума при 130...160 °С), в зависимости от концентрации активной щелочи и уменьшается в результате разбавления черным щелоком (согласно технологическим регламентам сульфат-целлюлозных заводов).

При изучении стойкости хромоникелевых металлов различных систем легирования против общей коррозии в гидроксиде натрия и промышленном белом щелоке (NaOH — 35...60; Na₂S — 15; Na₂CO₃ — 11; Na₂S₂O₃ и Na₂SO₄ — 0,2 г/л) котла «Камюр» на Архангельском целлюлозно-бумажном комбинате прослеживается идентичная закономерность скорости коррозии от температуры, отличающаяся лишь количественными показателями. С целью подтверждения правомерности использования NaOH для ускорения испытаний растворов при разработке сварочных материалов, применяемых в щелочных средах ЦБП проведена статистическая обработка данных коррозионной стойкости образцов в лабораторных и натурных условиях (табл. 3). Методы корреляционного и регрессионного анализов позволяют исследовать связь между входными и выходными параметрами. Зачастую характеристиками тесноты связи между двумя случайными ве-

личинами является коэффициент корреляции r_{yx} (в случае линейной связи) [6, 7]. При достаточной близости распределения исследуемых переменных x , y к нормальному закону r_{yx} является характеристикой степени тесноты взаимосвязи. Данной ситуации присуща линейная связь (вероятность построения в корреляционном поле гипотетической линии регрессии).

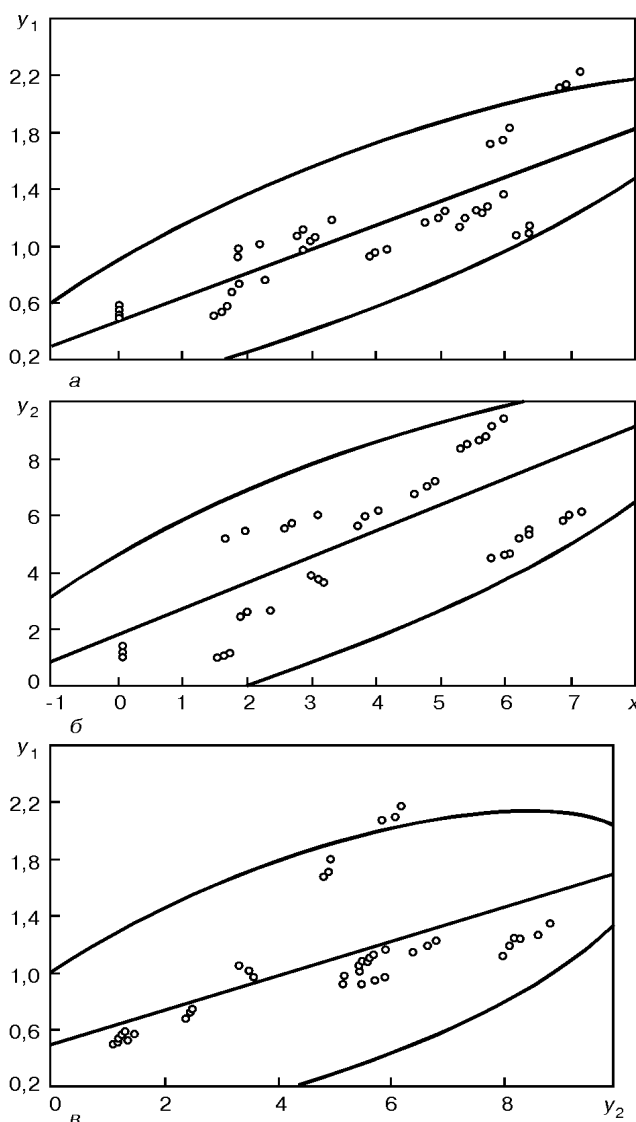
Был выполнен регрессионный анализ серии экспериментов (табл. 3) при входном параметре x (массовая доля δ -феррита, %) и выходных параметрах y_1 , y_2 (скорость коррозии при натурных K_1 и лабораторных K_2 испытаниях). На основе данных таблицы произведена статистическая обработка результатов. Предварительно была выполнена графическая парная корреляция двух случаев $y_1:x$ и $y_2:x$, позволившая установить наличие корреляционных связей между y_1 , y_2 и x , а также ее форму. Согласно данным табл. 3, по координатам $y_1:x$ и $y_2:x$ строятся точки, совокупность которых образует корреляционное поле (рисунок, а, б). На основании этого высказана гипотеза о том, что между исследуемыми параметрами существует линейная связь, а значит, линии регрессии прямые.

Исходные данные для регрессионного анализа приведены ниже (суммирование по результатам 42 опытов):

$$\sum x = 155,0; \sum y_1 = 47,83; \sum y_2 = 204,44; \sum xy_1 = 211,20; \sum x^2 = 784,50; \sum y_1^2 = 64,58; \sum xy_2 = 933,70; \sum y_2^2 = 1225,50.$$

С помощью этих данных определяются коэффициенты корреляции между параметрами $y_1:x$ и $y_2:x$ по формулам [7]

$$r_1 = \frac{n \sum xy_1 - \sum x \sum y_1}{\sqrt{n \sum x^2 - (\sum x)^2} \sqrt{n \sum y_1^2 - (\sum y_1)^2}} = 0,84; \quad (1)$$



Регрессионный и корреляционный анализы результатов экспериментов: *a* — натурные испытания образцов наплавленного металла в варочном щелоче и гидроксиде натрия ($y_1 = 0,165x + 0,462$); *б* — то же лабораторные ($y_2 = 0,852x + 1,617$); *в* — корреляционная зависимость $y_1 = f(y_2)$ ($y_1 = 0,119y_2 + 0,509$)

$$r_2 = \frac{n \sum xy_2 - \sum x \sum y_2}{\sqrt{n \sum x^2 - (\sum x)^2} \sqrt{n \sum y_2^2 - (\sum y_2)^2}} = 0,79. \quad (2)$$

Значения r_1 и r_2 находятся в интервале $0,7 \leq r \leq 0,9$, что характеризует условие сильной взаимосвязи между двумя случайными параметрами. Зависимость $y_1 = f(x)$ представлена уравнением

$$y_1 = a_1 x + b_1, \quad (3)$$

коэффициент которого определялся методом наименьших квадратов [7]. Подставив численные значения переменных из данных для регрессионного анализа, получим систему нормальных уравнений. После ее решения найдем коэффициенты a_1 и b_1 :

$$\begin{cases} (\sum x) a_1 + n b_1 = \sum y_1, & a_1 = 0,165; \\ (\sum x^2) a_1 + (\sum x) b_1 = \sum xy_1, & b_1 = 0,462 \end{cases} \quad (4)$$

Уравнение линии регрессии (3) примет вид

Таблица 4. Результаты корреляционного и регрессионного анализов параметров $y_1:x$; $y_2:x$; $y_1:y_2$ *

Показатель	Численные значения		
	x	y_1	y_2
Доверительная вероятность P	0,95	0,95	0,95
Коэффициент корреляции:			
r_1	—	0,84	—
r_2	—	—	0,79
Интервал для сильной связи:			
табличный		[0,7; 0,9]	
расчетный		[0,79; 0,84]	
Математическое ожидание M (среднеарифметическое)	3,66	1,07	4,73
Граница интервала:			
нижняя (−0,95)	2,95	0,94	3,99
верхняя (+0,95)	4,37	1,21	5,48
Значение параметра на границе доверительного интервала:			
максимальное	7,20	2,20	8,84
минимальное	0	0,50	1,10
Размах	7,20	1,70	7,74
Дисперсия S	5,21	0,20	5,74
Стандартное отклонение $\sigma_{y/x}$ (среднеквадратичное)	2,28	0,44	2,40
Уравнения регрессии:			
$y_1 = f(x)$	$y_1 = 0,165x + 0,462$		
$y_2 = f(x)$	$y_2 = 0,852x + 1,617$		
$y_1 = f(y_2)$	$y_1 = 0,119y_2 + 0,509$		
Доверительные зоны линейной регрессии $\Delta_{y/x}$	$y_1 = 0,165x + 0,462 \pm \Delta_{y/x}$		
	$y_2 = 0,852x + 1,617 \pm \Delta_{y/x}$		
	$y_1 = 0,119y_2 + 0,509 \pm \Delta_{y/x}$		
*Количество опытов (выборка) составляло 42.			

*Количество опытов (выборка) составляло 42.

$$y_1 = 0,165x + 0,462. \quad (5)$$

Аналогично вычисляем коэффициент линии регрессии $y_2 = f(x)$:

$$y_2 = a_2 x + b_2; \quad (6)$$

$$\begin{cases} (\sum x) a_2 + n b_2 = \sum y_2, & a_2 = 0,852; \\ (\sum x^2) a_2 + (\sum x) b_2 = \sum xy_2, & b_2 = 1,617. \end{cases} \quad (7)$$

Уравнение (6) примет вид

$$y_2 = 0,852x + 1,617. \quad (8)$$

В соответствии с (5) и (8) строятся расчетные линии регрессии (рисунок, *a*, *б*). Решив эти уравнения, найдем корреляционную зависимость функции $y_1 = f(y_2)$:

$$\begin{cases} y_1 = 0,165x + 0,462, \\ y_2 = 0,852x + 1,617; \\ y_1 = 0,119y_2 + 0,509 \end{cases} \quad (9)$$

Расчетная линия регрессии показана на рисунке, *в*. Из графиков следует, что параметры y_1 и y_2 (результаты соответственно натурных и лабораторных испытаний) взаимно коррелируются.

С целью определения доверительной зоны линейной регрессии используем формулу из [8]

$$\Delta_{y/x} = t \sigma_{y/x}, \quad (10)$$

где $\Delta_{y/x}$ — линейное отклонение экспериментальной точки $\tilde{y}_i$ от соответствующей точки y_i на линии рег-



рессии; t — номинальное отклонение;

$\sigma_{y/x} = \sqrt{\frac{\sum (y_i - \tilde{y})^2}{n - 2}}$ — стандартное отклонение.

Обработка результатов экспериментов (см. табл. 3) согласно изложенной методике реализована на ЭВМ с помощью специальных программ. Из приведенных графиков, построенных на основании уравнений (5), (8) и (9), вытекает взаимная корреляция параметров y_1 и y_2 . Доверительные зоны отражают границы — эллипсы корреляционных полей. Основные описательные статистики приведены в табл. 4.

Изложенные результаты позволяют утверждать, что комплекс экспериментов с использованием растворов NaOH может быть определяющим и для промышленных щелоков. Этот фактор подчеркивает правомерность применения гидроксида натрия в качестве модельной среды при исследовании коррозии

сварочных материалов, работающих в щелочных средах, применяемых в ЦБП.

1. *Смит К.* Взрыв варочного котла непрерывного действия // Pulp and Paper. — 1981. — № 10. — P. 66–69.
2. *Singbeil D., Garner A.* Stress corrosion cracking of Kraft continuous digesters // Intern. congr. met. corros. (Toronto, June 3–7, 1984). — Ottawa, 1984. — 1. — P. 437–443.
3. *Chakrapani D. G., Czyzewski.* Pulp digester cracking afflicts a variety of alloys // Ibid. — 2.1.
4. *Mueller D. A.* Corrosion studies of garbon steel in alkaline pulping liguors by potentialtime an polarization — gurvo retds // TAPPI. — 1967. — 40, № 3. — P. 139–140.
5. *Школьников Е. В., Апаньева Г. Ф., Смирнов В. Д.* Как снизить коррозию варочных котлов // Бум. пром-сть. — 1988. — № 12. — С. 32–34.
6. *Колемаев В. А., Староверов О. В., Турундаевский В. Б.* Теория вероятностей и математическая статистика. — М.: Высш. шк., 1997. — 400 с.
7. *Румшинский Л. З.* Математическая обработка результатов экспериментов. — М.: Наука, 1971. — 192 с.
8. *Лакин Г. Ф.* Биометрия. — М.: Высш. шк., 1983. — 343 с.

The paper gives the results of comparative corrosion testing of chromium-nickel deposited metal in alkali solutions. Correlation and regression analyses have been performed, that allow studying the connection between the input (δ -ferrite in welds) and output (metal corrosion rate) parameters.

Поступила в редакцию 27.11.2000



ВЛИЯНИЕ ВОДОРОДА В НИЗКОЛЕГИРОВАННОМ МЕТАЛЛЕ ШВА НА ПОРООБРАЗОВАНИЕ ПРИ СВАРКЕ ПОД ФЛЮСОМ

И. А. ГОНЧАРОВ, инж., А. П. ПАЛЬЦЕВИЧ, канд. техн. наук, В. С. ТОКАРЕВ, инж.
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Определено содержание диффузионного и остаточного водорода в наплавленном металле и металле шва методом газовой хроматографии при сварке под плавящимися марганцево-силикатными флюсами марок АН-348А, АН-60 и АН-60СМ. Установлено, что критическое содержание водорода в шве при сварке под флюсом, при котором образуются поры для всех трех флюсов составляет $12...14 \text{ см}^3 \text{ H}_2/100 \text{ г}$ металла шва, что равно растворимости водорода в δ -железе при температуре плавления и давлении 10^5 Па .

Ключевые слова: плавящийся флюс, наплавленный металл, металл шва, поры, диффузионный водород, остаточный водород

Обеспечение плотных швов — одно из главных требований, предъявляемых к сварочным флюсам. Для оценки устойчивости швов к порообразованию К. В. Любавским была предложена методика, заключающаяся в наплавке валика на пластину с V-образной канавкой, в которую предварительно засыпали порцию ржавчины [1]. Критерием оценки является минимальное количество ржавчины (в граммах на 100 мм шва), при котором образуются наружные поры.

Благодаря своей простоте методика Любавского получила распространение при испытаниях сварочных флюсов. Однако, как отмечал ее автор, состав ржавчины изменяется в зависимости от условий ее получения и хранения. Естественно, при этом изменяется критическое количество ржавчины, вызывающее образование пор в швах. Кроме того, в зависимости от размеров пластин, канавки, марки стали, диаметра проволоки и режима сварки существенно изменяется устойчивость к образованию пор при сварке [2, 3]. Из табл. 1 видно, что результаты испытаний флюсов по методике Любавского, проведенных нами при разных режимах наплавки, носят сравнительный характер и пригодны для оценки в пределах одной серии опытов с едиными режимами сварки, размерами образцов и составом ржавчины. Фактически по этой методике оцениваются свойства флюса и особенности технологии сварки с точки зрения предотвращения пористости, вызываемой водородом.

Из литературы известно [3, 4], что основной причиной пористости швов при сварке под флюсом является повышенное содержание водорода и резкое падение его растворимости при кристаллизации металла. Наиболее достоверные данные о растворимости водорода в области температуры плавления $T_{\text{пл}}$ железа приведены в работах [5, 6] и для твердого железа составляют $12...14$, для жидкого железа — $27...28 \text{ см}^3/100 \text{ г}$.

Данные о содержании водорода и образовании пор в швах при сварке под флюсом немногочисленны и противоречивы. Авторы работы [3] показали, что плотными являлись швы при содержании водорода до $6,5$, пористыми — при $7,6 \text{ см}^3/100 \text{ г}$. По данным работы [7], образцы для анализа водорода при сварке под флюсом АН-30 содержали $[\text{H}]_{\text{диф}} + [\text{H}]_{\text{ост}} > 17,3 \text{ см}^3/100 \text{ г}$. Следует отметить, что флюс перед сваркой прокаливали при температуре 300°C в течение 3 ч и о дефектах в образцах не было упоминания. Противоречивость данных обусловлена несовершенством методов отбора проб и анализа. Кроме того, низкие значения диффузионного водорода в наплавленном металле при сварке под флюсом ($0,8...2,8 \text{ см}^3/100 \text{ г}$), приведенные в работах [8, 9], объясняются несовершенством метода анализа и неточной терминологией, поскольку по сути речь идет о металле шва, когда авторы получают «карандашную» пробу сливом металла сварочной ванны в медный кокиль.

Для получения объективных данных о содержании водорода в наплавленном металле и металле шва при сварке под флюсом и сопоставления их с растворимостью водорода в железе при температуре плавления нами использован хроматографический метод анализа $[\text{H}]_{\text{диф}}$ по ГОСТу 23338–91 с применением газоанализатора ОБ-2178. Образцы для анализа были изготовлены из стали типа Х-70. Сварочную проволоку марки Св-10ГН диаметром 4 мм зачищали от омеднения и обезжиривали перед сваркой. Наплавку выполняли на режиме: $I_{\text{св}} = 550...600 \text{ А}$, $U_{\text{д}} = 32...34 \text{ В}$, $v_{\text{св}} = 36 \text{ м/ч}$. Содержание водорода в швах изменяли путем введения различного количества ржавчины в канавки на образцах размерами $2,5 \times 2,5 \text{ мм}$.

После измерения содержания $[\text{H}]_{\text{диф}}$ в наплавленном металле и металле шва из сварных швов вырезали образцы диаметром $4...5 \text{ мм}$ длиной 15 мм для определения содержания $[\text{H}]_{\text{ост}}$ методом газовой хроматографии с использованием установки, описанной в работе [10]. Дегазацию образцов проводили при температуре 800°C до прекращения выделения остаточного водорода.



Таблица 1. Результаты испытаний сварочных флюсов по методике Любавского

Режим наплавки (ток постоянный, обратной полярности)	Количество вводимой ржавчины, г/100 мм шва	Наличие пор в швах при наплавке под флюсом		
		АН-348А	АН-60СМ	АН-60
Сталь 09Г2, проволока Св-08ГА, Ø 3 мм, $v_{св} = 70$ м/ч, $U_d = 34$ В, $I_{св} = 450$ А	0,1	Нет	—	—
	0,15	Цепочка	—	—
	0,2	»	Нет	Нет
	0,3	—	Цепочка	Единичные
	0,4	—	—	Цепочка
Сталь 10Г2, проволока Св-08А, Ø 4 мм, $v_{св} = 36$ м/ч, $U_d = 32$ В, $I_{св} = 600$ А	0,2	Нет	—	—
	0,3	Единичные	—	—
	0,4	Цепочка	Нет	—
	0,5	Сплошные	Единичные	—
	0,6	—	Цепочка	—
	0,7	—	—	Нет
	0,8	—	—	Единичные
	0,9	—	—	Цепочка
Ст3, проволока Св-08А, Ø 4 мм, $v_{св} = 24$ м/ч, $U_d = 38$ В, $I_{св} = 650$ А	0,7	Нет	—	—
	0,8	Цепочка	—	—
	1,3	—	Нет	—
	1,4	—	Цепочка	—
	1,8	—	—	Нет
	2,0	—	—	Единичные

Для исследований использовали флюсы АН-60, АН-348А и АН-60СМ, которые близки по химическому составу и относятся к одной шлаковой системе $MnO-SiO_2-CaF_2$, но при этом отличаются механизмом предотвращения поглощения водорода сварочной ванной. При сварке под пемзовидным флюсом АН-60 выделяется значительное количество тетрафторида кремния, связывающего водород в зоне сварки в нерастворимый в стали HF. При сварке под стекловидным флюсом АН-348А поверхность зерен меньше развита и выделение SiF_4 менее интенсивно. В результате водород в зоне сварки связывается гораздо слабее. Флюс АН-60СМ, имеющий стек-

локристаллическое строение зерен, при нагреве в процессе сварки выделяет меньшее количество SiF_4 по сравнению с флюсом АН-348А. При одинаковых условиях отбора проб воздуха из зоны сварки выделение тетрафторида кремния у флюса АН-60СМ составляло 0,51, у флюса АН-348А — 0,73 мг/м³. В работе [11] нами установлено, что флюс АН-60СМ отличается от флюсов АН-348А и АН-60 меньшим содержанием потенциального водорода и более низкой температурой его десорбции в процессе нагрева.

В табл. 2 приведены результаты измерений содержания диффузионного водорода в наплавленном металле и металле шва, а также остаточного водорода при сварке под флюсами АН-60, АН-348А и АН-60СМ. Из приведенных данных видно, что критическое содержание водорода в сварном шве, при котором начинают образовываться поры для всех трех флюсов, приблизительно одинаково и составляет 12... 14 см³/100 г

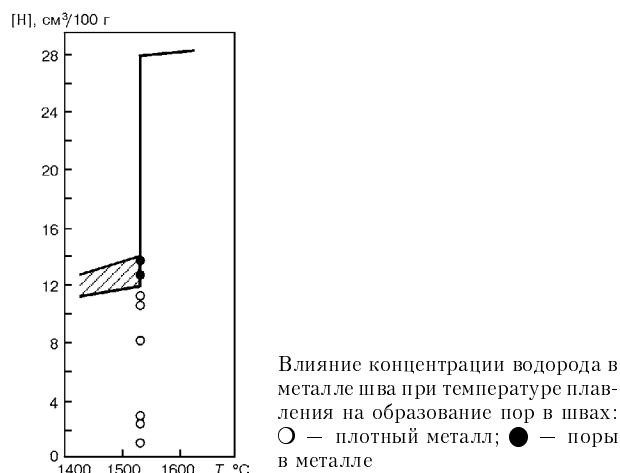
металла шва.

Полученные результаты хорошо согласуются с экспериментальными данными работы [12], в которой установлено, что критическая концентрация водорода для образования пор в чистом железе составляет 13 см³/100 г железа, а также работы [13], где отмечено, что при сварке покрытыми электродами фтористокальциевого типа поры в сварных швах появляются при 12... 14 см³/100 г металла шва.

Для наглядности на рисунке совмещены полученные нами данные с фрагментом диаграммы рас-

Таблица 2. Содержание водорода при сварке под флюсом

Флюс	Количество вводимой ржавчины, г/100 мм шва	Наличие пор в шве	Содержание [H] _{диф} в наплавленном металле, см ³ /100 г	Содержание водорода в металле шва, см ³ /100 г		
				[H] _{диф}	[H] _{ост}	[H] _{сум}
АН-348А	0	Нет	9,3; 11,0; 9,1 9,8	2,8; 3,3; 2,6 2,9	0,2	3,1
	0,2	»»	37,2; 41,0; 37,3 38,5	9,7; 11,3; 10,3 10,4	0,2	10,6
	0,3	Много	50,9; 40,5; 28,3 39,9	16,6; 14,6; 10,0 13,7	0,3	14,0
АН-60СМ	0	Нет	2,4; 2,3; 3,2 2,6	1,0; 0,8; 1,0 0,9	0,1	1,0
	0,3	»»	34,8; 35,7; 31,9 34,1	9,4; 12,8; 10,8 11,0	0,2	11,2
	0,4	Единичные	38,4; 35,9; 43,4 38,0	11,6; 12,4; 13,8 12,6	0,3	12,9
АН-60	0	Нет	6,1; 6,2; 5,6 6,0	2,1; 2,1; 2,0 2,1	0,3	2,4
	0,4	»»	19,6; 19,2; 16,8 18,5	9,3; 7,7; 7,0 8,0	0,2	8,2
	0,5	Много	43,5; 35,1; 30,4 36,3	15,4; 13,2; 12,6 13,7	0,3	14,0



творимости Fe-H₂ в области температуры плавления твердого железа. Как видим, при сварке под флюсом поры образуются в металле, если в момент кристаллизации содержание водорода в нем равно пределу растворимости.

Знание этого факта позволяет в качестве критерия устойчивости швов к образованию пор при сварке под флюсом использовать разность между критическим содержанием водорода в шве, вызывающим образование пор (12 см³/100 г), и содержанием водорода в шве при сварке под данным флюсом. По данным табл. 2 при сварке под флюсом АН-60СМ запас устойчивости швов к образованию пор наибольший (12,0 - 1,0 = 11,0 см³/100 г). Швы, сваренные под флюсом АН-60 (12,0 - 2,4 = 9,6 см³/100 г), занимают промежуточное положение. Наименее устойчивы к порообразованию швы, сваренные под флюсом АН-348А (12,0 - 3,1 = 8,9 см³/100 г).

Кроме возможности оценки по содержанию водорода в сварном шве стойкости последнего к образованию пор, полученные данные о содержании диффузионного водорода в наплавленном металле позволяют применить к сварочным флюсам стандартную классификацию МИСа по уровням водорода в сварных швах, разработанную применительно к сварке электродами [14]. Флюс АН-60СМ обеспечивает достаточно низкий уровень водорода (до 5 см³/100 г наплавленного металла), а флюсы АН-60 и АН-348А относятся к материалам, дающим низкий уровень водорода (5... 10 см³/100 г наплавленного металла).

Выводы

1. Критическое содержание водорода в шве при сварке под флюсом, при котором образуются поры, для марганцево-силикатных флюсов составляет 12... 14 см³ H₂/100 г металла шва, что равно раст-

воримости водорода в δ-железе при температуре плавления и давлении 10⁵ Па.

2. Предложено в качестве критерия устойчивости швов при сварке под флюсом использовать разность между критическим содержанием водорода в шве, вызывающим образование пор (12 см³/100 г), и содержанием водорода в шве при сварке под исследуемым флюсом. При сварке под флюсом АН-60СМ запас устойчивости швов к образованию пор наибольший. Швы, сваренные под флюсом АН-60, занимают промежуточное положение. Наименее устойчивы к порообразованию швы, сваренные под флюсом АН-348А.

1. Любавский К. В. Металлургия автоматической сварки малоуглеродистой стали под флюсом // Вопр. теории сварочных процессов. — М.: ЦНИИТМАШ, 1948. — С. 86-214.
2. Фрумин И. И. Предупреждение пор при сварке и наплавке под флюсом // Автомат. сварка. — 1956. — № 6. — С. 1-30.
3. Фрумин И. И., Курдо И. В., Подгаецкий В. В. Образование пор в сварных швах и влияние состава флюса на склонность к порам // Автоген. дело. — 1949. — № 10. — С. 1-11.
4. Підгаєцький В. В. Пори, включення і тріщини в зварних швах. — К.: Техніка, 1970. — 236 с.
5. Шаповалов В. И., Трофименко В. В. Растворимость водорода в дельта-железе // Изв. вузов. Черн. металлург. — 1979. — № 8. — С. 89-91.
6. Галактионова Н. А. Водород в металлах. — М.: Металлургия, 1967. — 303 с.
7. Потапов Н. Н., Любавский К. В. Водород в наплавленном металле при сварке под флюсом // Свароч. пр-во. — 1970. — № 7. — С. 4-5.
8. Ковач Я., Петров Г. Л. Исследование гидратации и дегидратации кислых флюсов для автоматической дуговой сварки сталей // Сварочные флюсы и шлаки. — Киев: Наук. думка, 1974. — С. 47-55.
9. Влияние общего содержания водорода во флюсе АН-17М на концентрацию диффузионного водорода в наплавленном металле / Б. С. Касаткин, Ю. Н. Вахнин, А. К. Царюк, Н. Н. Калинюк // Автомат. сварка. — 1988. — № 2. — С. 14-16.
10. Пальцевич А. П. Хроматографический способ определения содержания водорода в компонентах электродных покрытий // Автомат. сварка. — 1999. — № 6. — С. 45-48.
11. Гончаров И. А., Токарев В. С., Пальцевич А. П. О влиянии способа производства сварочных флюсов на их качество // Тез. докл. междунар. науч.-техн. семинара «Сварка под флюсом сегодня и завтра», Запорожье, 3-6 сент. 1998 г., Киев: ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины, 1998. — С. 21-23.
12. Uda, Dan, Ohno. Effect of hydrogen on blowhole formation in pure iron during solidification // J. of the Iron and Steel of Japan. — 1976. — 1, № 1, Jan. — P. 62-71.
13. Пальцевич А. П. Экспериментальное исследование образования пористости швов, вызванных водородом, при сварке электродами с покрытием основного вида // Тез. докл. Всесоюз. конф. по сварочным материалам, Череповец, 1-14 окт. 1983 г., Киев: ИЭС им. Е. О. Патона АН УССР, 1983. — С. 19-20.
14. Weld metal hydrogen levels and the definition of hydrogen-controlled electrodes. S. 1., [1973]. — 8 p. — (Intern. Inst. of Welding; Doc. 11-682-73).

The content of diffusive and residual hydrogen in the deposited and weld metal was determined using the method of a gas chromatography in welding with fused fluxes of АН-348А, АН-60 and АН-60СМ grades. It was established that the critical content of hydrogen in weld during submerged arc welding, at which the pores are formed, does not depend on the flux grade and amounts to 12...14 cm³ H₂/100 g of weld metal, that is equal to the hydrogen solubility in δ-iron at melting temperature and 10⁵ Pa pressure.

Поступила в редакцию 09.02.2001



ДУГОВАЯ ТОЧЕЧНАЯ СВАРКА ТОНКОЛИСТОВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ С КАПЕЛЬНЫМ ДОЗИРОВАНИЕМ ЭЛЕКТРОДНОГО МЕТАЛЛА

Н. М. ТАРАСОВ, д-р техн. наук, С. С. КАПУСТИН, инж. (Нац. аэрокосмический ун-т, г. Харьков)

Описана разработанная технология соединения тонких элементов (0,8...2,0 мм) из алюминиевых сплавов аргонодуговой сваркой с использованием капельного дозирования. Представлен процесс дуговой сварки, приведены его основные параметры, исследована прочность полученных соединений. Даны рекомендации по выбору режимов сварки при выполнении стыковых соединений.

Ключевые слова: аргонодуговая сварка, алюминиевые сплавы, тонколистовые элементы, капельное дозирование, формирование капли, соединение, прочность, стабильность

В ряде отраслей техники (авиационной, приборостроении и др.) широкое применение получили тонколистовые конструкции из алюминия и его сплавов. Из тонких (0,8... 2,0 мм) листов алюминиевых сплавов изготавливаются кожухи, шасси, крышки различных приборов, трубопроводы, баки. Особые сложности сварки тонколистовых конструкций из алюминия обусловлена наличием тугоплавкой оксидной пленки на поверхности деталей, малой жесткости свариваемых кромок и склонности их к деформации в процессе нагрева дугой, что также в большем соотношении сил поверхностного натяжения к массовым [1, 2]. Неточность сборки и коробление кромок при сварке вызывают местное увеличение зазоров в стыке и изменяют характер теплоотвода, что повышает вероятность образования прожогов [3], усложняет технологию сварки, увеличивает затраты на изготовление деталей.

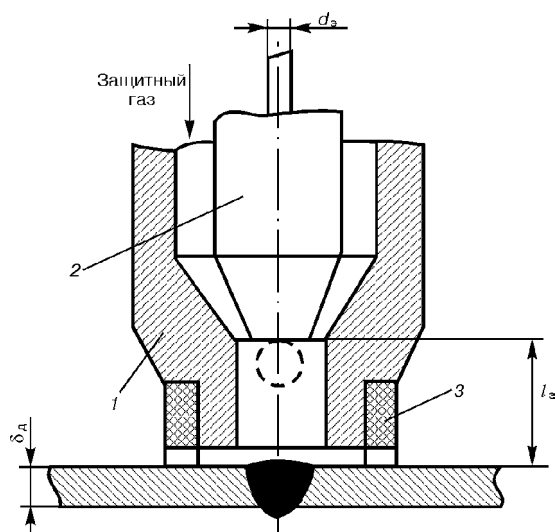


Рис. 1. Схема процесса дуговой точечной сварки: 1 — сопло; 2 — теплоотводящий мундштук; 3 — опорная втулка

© Н. М. Тарасов, С. С. Капустин, 2001

Улучшить процесс образования соединений можно с помощью кратковременного локального нагрева изделия и капельного дозирования присадочного металла [4].

Особенностью указанного процесса (рис. 1) является то, что точечную сварку осуществляют одной каплей расплавленного металла заданных массы и температуры. Нагрев свариваемых элементов ведется дугой на токе при обратной полярности в аргоне. С целью локализации нагрева и снижения расхода газа диаметр выходного отверстия сопла 1 выбирается близким к диаметру сварной точки, а торец сопла располагается на небольшом расстоянии от поверхности детали. Для этого опорная втулка 3 подводится вплотную к этой поверхности. Масса капли выбирается исходя из толщин свариваемых элементов. Каждую каплю формируют из отрезка электрода (вылет) длиной $l_э$, расположенного у торца массивного теплоотводящего мундштука 2. При формировании капли и разогреве детали электрод и мундштук находятся в неподвижном состоянии. С помощью теплоотводящего мундштука обеспечивается более гибкое регулирование нагрева детали. После формирования капли дальнейшее горение дуги используется для нагрева детали. Масса капли при этом не изменяется. Она зависит от диаметра

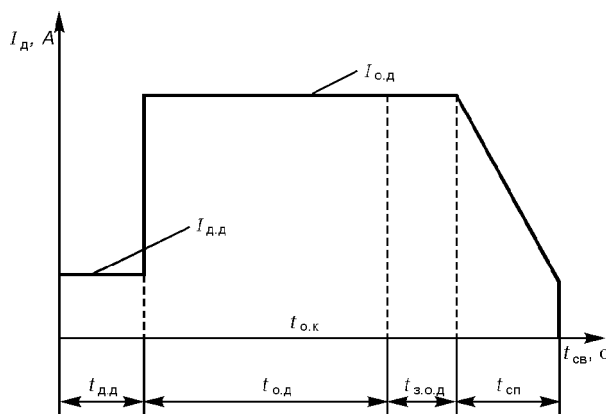


Рис. 2. Циклограмма сварочного тока при формировании и нанесении капли: $I_{д.д}$ — ток дежурной дуги; $I_{д.о}$ — ток основной дуги; $t_{д.д}$ — время горения дежурной дуги; $t_{о.д}$ — момент отрыва капли; $t_{о.д}$ — время горения основной дуги; $t_{з.о.д}$ — время задержки основной дуги; $t_{сп}$ — время спада тока

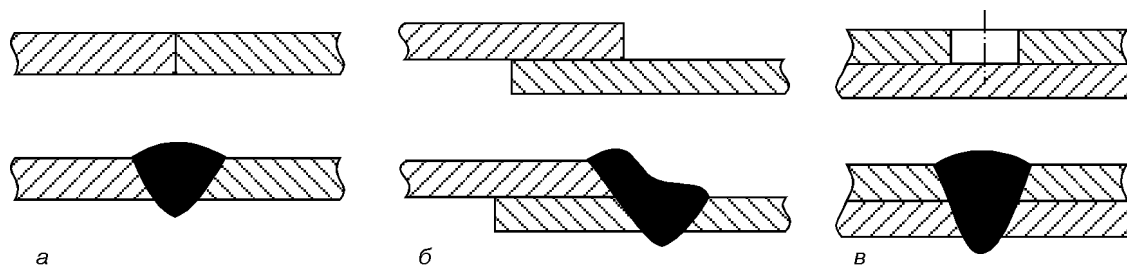


Рис. 3. Подготовка кромок и типы соединений: а — стыковое, б — нахлесточное; в — с отверстием в одном листе

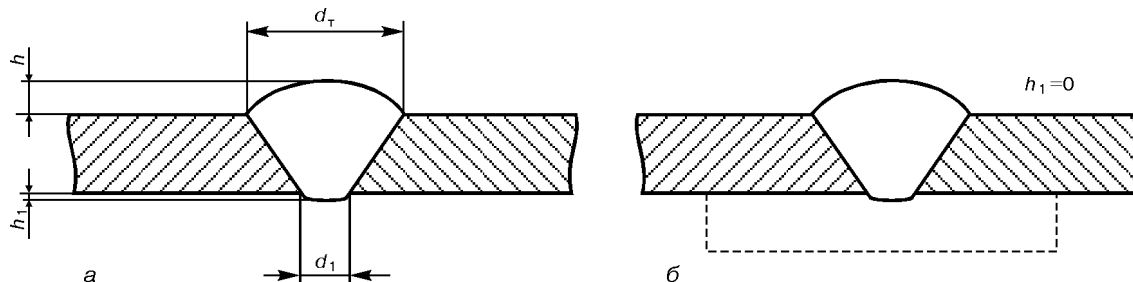


Рис. 4. Основные параметры сварной точки при сварке на весу (а) и на съемной подкладке (б)

электроды $d_э$, а также от его вылета $l_э$ и в случае алюминиевых сплавов может регулироваться в пределах 0,03...0,12 г. Диаметр электрода выбирают исходя из толщины детали δ_d . Так, при $\delta_d = 0,8...1,2$ мм $d_э = 1,6$ мм, при $\delta_d = 1,2...2,0$ мм $d_э = 2,0$ мм. Отрыв расплавленной капли и нанесение ее на детали осуществляются принудительно газодинамическим способом [4].

Для обеспечения стабильности процесса сварки применяется программируемое изменение тока дуги (рис. 2). В начале цикла при возбуждении дуги коротким замыканием ток дежурной дуги $I_{д.д}$ задается небольшим, а затем увеличивается до рабочего значения тока основной дуги $I_{о.д}$. Средняя температура капли регулируется в пределах 800...1700 °С изменением диаметра электрода и тока дуги. С целью улучшения процесса кристаллизации и заварки кратера после отрыва капли применена задержка силового тока дуги с постепенным его снижением. Для повышения пространственной устойчивости дуги и увеличения степени ее контрагирования используются импульсы однополярного тока частотой 150 Гц [5].

Основными параметрами процесса сварки являются диаметр $d_э$ и вылет $l_э$ электрода, ток дежурной $I_{д.д}$ и основной $I_{о.д}$ дуги, время горения дежурной $t_{д.д}$ и основной $t_{о.д}$ дуги, время задержки силового тока основной дуги после отрыва капли $t_{з.о.д}$, расход аргона.

Была разработана технология дуговой точечной сварки тонколистовых элементов, использующая перечисленные выше приемы. Экспериментальные исследования показали, что в этом случае сварные точки получаются одинаковыми по внешнему виду, основным размерам и прочности. Нанесенный электродный металл надежно соединяется со свариваемыми деталями. Разработанная технология позволяет осуществлять сварку деталей из алюминиевых сплавов АМц, АМг, АК и др. Сварку можно выполнять как на весу, так и на съемной подкладке, используя различные типы соединений — стыко-

вое, нахлесточное, в том числе с отверстием в одном листе (рис. 3). Соединение типа 3, б предпочтительнее при небольшой нахлестке.

Исследовали механизм образования соединений и их характеристики при изменении различных параметров и факторов процесса сварки. В частности, изучали влияние тока дуги I_d ($I_{о.д}$) и времени сварки $t_{св}$ ($t_{о.д}$) на прочность стыковых соединений и размеры его основных конструктивных элементов.

Стандартные образцы шириной 20 мм и толщиной 1,2 мм из сплава АМц сваривали встык одной точкой на установке, которая обеспечивала локальный разогрев и бесступенчатое регулирование тока дуги I_d и времени сварки $t_{св}$ в широких пределах. Сварку производили специальным сварочным пистолетом, с помощью которого происходит дозированное нанесение расплавленного металла. В качестве присадочного материала использовали проволоку СВАМц диаметром 2 мм. Масса наносимой капли оставалась неизменной — $m_k = 90$ мг.

Выполняли два варианта сварки — на съемной подкладке и на весу. Одноточечные соединения испытывали на разрывной машине (по три образца на каждом режиме) и определяли разрушающее усилие точки P_p . Измеряли также основные параметры сварной точки (рис. 4): диаметр точки d_τ , высоту верхнего усиления h , диаметр зоны расплавления с обратной стороны d_1 и высоту провисания h_1 .

При сварке на съемной подкладке значения P_p главным образом зависят от размеров и формы литого ядра точки, которые определяются $t_{св}$ и I_d . С увеличением $t_{св}$ и I_d усилие разрушения возрастает, достигая максимального значения, которое зависит от массы наносимых капель, толщины и материала соединяемых элементов. Дальнейшее увеличение I_d и $t_{св}$ при сохранении высокой прочности соединения, выполненного дуговой точечной сваркой (рис. 5, а), приводит к ухудшению внешнего вида точек из-за перегрева жидкого металла.

При сварке на весу формирование провисания обеспечивается поверхностным натяжением оксид-

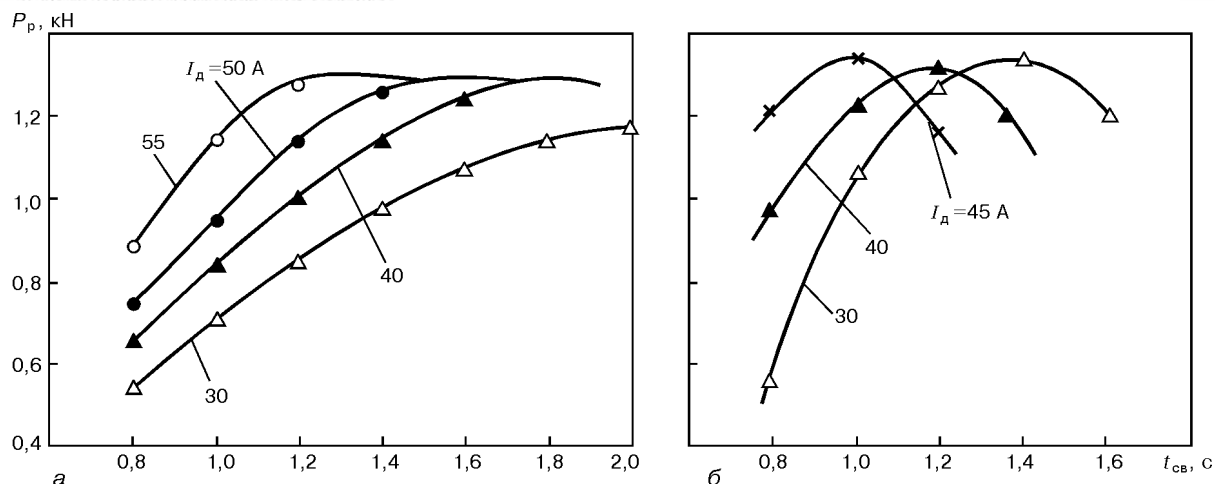


Рис. 5. Зависимость усилия разрушения P_p от t_{sv} при различных значениях I_d : а — сварка на съемной подкладке; б — то же на весу

ной пленки на нижней поверхности свариваемых элементов. В этом случае изменения значений I_d и t_{sv} в большей степени оказывают влияние на прочность сварных точечных соединений. При малых значениях I_d и t_{sv} имеет место несплавление элементов. В случае чрезмерного нагрева с нижней стороны листов наблюдается значительное (до 5 мм) провисание. При этом точки получаются без верхнего усиления и имеют вогнутую поверхность. Прочность таких соединений невелика. Удовлетворительные по внешнему виду сварные точки имеют небольшое провисание с нижней стороны листа, по форме напоминающее головку заклепки. При этом максимальное значение P_p составляет 1,2...1,3 кН (рис. 5, б).

Разрушение сварных образцов происходит с вырывом металла в одном из листов. Отклонение значений t_{sv} более чем на 0,2 с способствует получению некачественного соединения, в то время при сварке на съемной подкладке такое же возрастание t_{sv} приводит лишь к увеличению размеров литой зоны при сохранении высокой прочности точек. Следовательно, при сварке на весу необходимо более точно устанавливать и поддерживать постоянными значения I_d и t_{sv} .

Существенное значение имеет стабильность характеристик получаемых соединений и в первую очередь прочности. Прочность соединений изучали при растяжении образцов из сплава АМц толщиной 1,2 мм и шириной 20 мм, сваренных одной точкой на весу, на следующем оптимальном режиме: $I_d = 40$ А; $t_{sv} = 1,2$ с; $d_{э} = 2,0$ мм; $m_k = 90$ мг. Материалом электрода служил сплав АМц. Количество испытываемых образцов составляло 100 шт. в партии. Во избежание влияния свойств основного металла на прочность соединений все образцы для сварки вырезали из одного листа. Поверхность образцов

предварительно обезжиривали ацетоном и зачищали металлической щеткой. Обработку результатов испытаний производили с помощью методов математической статистики.

Полученные результаты испытаний показали, что среднее значение разрушающего усилия (математическое ожидание) для сварной точки диаметром 7 мм составляло 1,2 кН, отклонения разрушающего усилия от среднего не превышали $\pm 10\%$. При этом наблюдается отрыв одного из листов вокруг точки. Полученные результаты свидетельствуют о достаточно высоком уровне отладки процесса дуговой точечной сварки с дозированием электродного металла. При этом качество сварки мало зависит от квалификации сварщика, поскольку процесс выполняется по автоматическому циклу.

Выполненные исследования позволили дать обоснованные рекомендации по выбору режимов сварки, обеспечивающие получение качественных сварных точечных соединений со стабильной прочностью.

1. Сварка в самолетостроении / Под ред. Б. Е. Патона. — Киев: МИИВЦ, 1998. — 696 с.
2. Лозовский В. П., Тимошенко А. Н. Дуговая точечная сварка тонколистовых нахлесточных соединений алюминиевых сплавов // Автомат. сварка. — 1987. — № 7. — С. 49–51.
3. Автоматическая сварка неплавящимся электродом тонколистовых алюминиевых сплавов импульсной дугой / Г. А. Славин, А. В. Петров, С. В. Смирнова, Г. М. Короткова // Свароч. пр-во. — 1965. — № 12. — С. 18–20.
4. Тарасов Н. М., Тулин В. М. Управление переносом электродного металла кратковременным повышением скорости истечения защитного газа // Там же. — 1982. — № 8. — С. 23–25.
5. Тарасов Н. М., Рогачев Е. П., Гребенников А. В. Источник однополярных импульсов частотой 150 Гц и особенности дуговой сварки с его применением // Автомат. сварка. — 1997. — № 6. — С. 37–40.

The technology for joining thin elements with thickness of 0,8...2,0 mm made from aluminium alloys by argon-arc welding using droplet feeding is described, its basic parameters are given and strength of the produced joints is investigated. Recommendations for selection of butt welding parameters are presented.

Поступила в редакцию 20.12.2000

ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ВЕРТИКАЛЬНЫХ МОНТАЖНЫХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ СТЕНКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ РЕЗЕРВУАРОВ, ПОСТРОЕННЫХ ИЗ РУЛОНИРОВАННЫХ ЗАГОТОВОК

Ю. П. БАРВИНКО, В. М. ГОЛИНЬКО, кандидаты техн. наук, **А. Ю. БАРВИНКО**, инж.

(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины),

А. В. ПЕРЕЛЬМУТЕР, д-р техн. наук (Укр. ин-т исследований окружающей среды и ресурсов, г. Киев),

Г. В. КУЛЕБА, инж. (ГАО «Приднепров. магистральные нефтепроводы», г. Кременчуг)

Приведен анализ различных способов выполнения вертикальных монтажных стыков стенки резервуаров, сооружаемых из рулонированных заготовок. Предложено при ремонте монтажных стыков существующих резервуаров и строительстве новых стык выполнять путем варки специальных листов-вставок. Дана теоретическая оценка локальных напряжений в стенке резервуара после варки вставок с учетом фактических радиальных деформаций стенки.

Ключевые слова: стальные резервуары, рулонированные заготовки, вертикальные монтажные стыки стенки, угловые деформации, концевые участки стенки, вставки, кольцевые напряжения

Качество и работоспособность вертикальных монтажных сварных соединений стенки резервуаров, сооруженных из рулонированных заготовок, неразрывно связаны с развитием и совершенствованием собственно способа строительства. Способ рулонирования, предложенный в 1944 г. доктором технических наук Г. В. Раевским в ИЭС им. Е. О. Патона [1], с 1950 г. успешно применялся при строительстве резервуаров вместимостью 100...5000 м³ с толщиной стенки до 10 мм включительно. Стенки изготавливали на заводе в виде одного полотнища, сваренного из отдельных листов двусторонней автоматической сваркой. При монтаже стенки выполняли только работы по разворачиванию рулона, подгонке и сварке одного вертикального монтажного стыка. Этот способ строительства резервуаров стал шагом вперед в повышении качества сварных соединений, сокращении сроков их строительства, уменьшении их стоимости и хорошо отвечал потребностям послевоенного времени [2]. Эта технология прошла испытание временем и в настоящее время широко применяется в Украине и России.

Последующее освоение технологии сооружения резервуаров вместимостью 10, 20, 30 и 50 тыс. м³ из рулонированных заготовок потребовало создания производственных мощностей, способных изготавливать рулоны из сталей повышенной и высокой прочности (толщина листов до 17 мм), и разработки специальных технологий по сборке и сварке монтажных стыков. Получение качественных монтажных стыков стало определяющей технологической операцией при строительстве таких резервуаров [3].

Формообразование концевых участков стенки, их сборка и сварка в стык на площадке совмещенного в одну линию вертикального стыка резервуаров вместимостью до 5 тыс. м³ включительно были

успешно освоены специализированными монтажными организациями. Это позволило в кратчайшие сроки перейти к применению только стыковых соединений.

При монтаже резервуаров большей вместимости с толщиной нижнего пояса стенки 12...17 мм из стали марок 09Г2С и 16Г2АФ все актуальнее становится проблема соответствия надежности вертикальных монтажных стыков стенки аналогичным заводским стыкам. Результаты технического диагностирования вертикальных монтажных стыковых швов стенки в резервуарах вместимостью 20 тыс. м³, построенных из рулонированных заготовок с толщиной нижнего пояса стенки 16 мм из стали 09Г2С, показали их низкое качество. Это проявилось в наличии недопустимо больших угловых деформаций и значительном смещении кромок, что в условиях малоциклового нагружения стенки резко снижало работоспособность резервуаров [4]. При этом действующая нормативная документация [5] на строительство резервуаров не содержала непосредственного нормирования угловых деформаций. Косвенно угловые деформации ограничивались допусками на отклонения стенки резервуара от вертикали. В определенном смысле это явилось следствием монопольного положения рулонного способа изготовления резервуаров при отсутствии альтернативы в виде сооружения стенки из отдельных листов. При наличии специализированных заводов, оборудованных высокопроизводительными станами для изготовления рулонированных заготовок [2], одновременное введение более жестких требований к монтажным стыкам стенки резервуаров вместимостью 10 тыс. м³ и более означало бы приостановление на определенное время всей индустрии резервуаростроения. Поэтому процесс повышения качества монтажных стыков принял затяжной поэтапный характер, вследствие чего часть построенных емкостей имела стыки весьма низкого качества. Со временем это стало причиной аварийного состояния резервуаров, работавших в режиме ин-



тенсивного (регулярный 1...2 раза в сутки слив-налив) малоциклового нагружения [6].

Анализ существующих конструкций вертикальных монтажных стыков. Практика показала, что разработка технологии, которая позволяла бы получать геометрическую форму стенки толщиной более 12 мм на участке совмещенного в одну линию монтажного стыка, соответствующую требованиям зарубежных стандартов [7], является сложной задачей, поиски оптимального решения которой ведут многие организации [8] уже более 20 лет. В качестве временного решения была разработана специальная инструкция по усилению стыков стенок резервуаров РВС-20 с дефектами, допускавшая эксплуатацию емкостей с угловыми деформациями [4]. В зависимости от значений угловых деформаций, определяемых отклонением стенки резервуара от проектной формы на базе 500 мм, предлагалось устанавливать на части длины стыка специальные горизонтальные ребра жесткости, уменьшающие напряженное состояние сварных соединений.

Другое решение вопроса безопасной эксплуатации резервуаров со значительными угловыми деформациями в монтажных стыках может быть связан с дифференцированным подходом к количеству циклов их нагружения, т. е. основываться на увязке «угловатости» с допускаемым количеством циклов слив-налив резервуара в процессе последующей его эксплуатации. Такая работа была выполнена в ИЭС им. Е. О. Патона с использованием специальных образцов [9, 10]. Результатом ее стало введение в нормативные документы [11] таблицы, где указывается количество допускаемых циклов нагружения стенки в зависимости от угловой деформации сварного соединения, марки стали и толщины листов. Приведенная в таблице зависимость позволяет дать оценку долговечности рассматриваемых стыков вновь строящихся резервуаров и определить остаточный ресурс резервуаров, находившихся определенное время в эксплуатации. Испытания также подтвердили, что при соблюдении требований к угловым деформациям в сварном соединении и смещении кромок, допускаемым нормами [7], появления в них усталостной трещины при малоцикловом нагружении происходит при количестве циклов не менее $5 \cdot 10^4$, т. е. фактически обеспечивается работоспособность стыков в течение всего технического срока службы резервуаров. Вопрос о том, как исправлять дефекты вертикальных стыков стенки после отработки ими допускаемого количества циклов нагружения не рассматривался.

Между тем, интенсивное появление трещин в вертикальных монтажных стыках стенок рассматриваемых резервуаров после 15...20 лет эксплуатации [12] потребовало поиска новых технологий как для повышения качества стыков на вновь строящихся резервуарах, так и для восстановления работоспособности стыков с образовавшимися трещинами.

Для улучшения качества монтажных стыков на вновь строящихся резервуарах была разработана специальная технология их выполнения [13]. В соответствии с ней перед сваркой концевым участкам соединяемых рулонов с помощью специальных фор-

мообразователей придается геометрическая форма, близкая к проектной. Формообразователи крепятся к шахтной лестнице, на которую было намотано полотнище. После закрепления к ним по всей высоте кромок стенки с помощью последующего вращения шахтной лестницы концевым участкам придается требуемая кривизна. Практика показывает, что применение разработанной технологии не гарантирует получение стабильных результатов по обеспечению концевыми участками требуемой формы. Это обусловлено различием толщины стенки по поясам и большой податливостью полотнища.

С учетом отмеченных недостатков была предложена технология с жесткой системой пуансон-матрица [14], согласно которой формообразование выполнялось по очереди на каждом поясе стенки. Пуансон имел гидравлический привод от специальной маслостанции. Во время работы все устройство перемещалось краном на заданный пояс. Технология была рассчитана на многократное применение устройства. Учитывая, что резервуары являются единичными объектами, работы с системой пуансон-матрица ограничились экспериментами на нескольких резервуарах.

Другим направлением поисков улучшения геометрической формы вертикального монтажного стыка является изменение конструкции концевых участков полотнища. Как один из вариантов предлагается делать стык не совмещенным, а «вразбежку» по поясам. Изготовление концевых участков полотнищ в виде «гребенок» (с противоположно расположенными выступами и впадинами) и последующее их соединение на монтаже [14] должно было полностью исключить все недостатки, присущие типовому решению стыка, который совмещен в поясах по одной вертикали. При использовании указанного способа в каждом стыке приходится соединять начало одного и конец другого рулона. Если масса рулона составляет до 60 т, то на месте его установки на днище для последующего разворачивания всегда будет наблюдаться определенная просадка основания. Это обстоятельство в сочетании с наличием деформаций в сварных полотнищах высотой до 18 м создает трудности для точной подгонки под сварку листов «гребенки» и вынуждает уменьшить разбежку стыков до 200...300 мм. В настоящее время в России способ «гребенка» нашел применение при сооружении резервуаров большой емкости.

В ИЭС им. Е. О. Патона разрабатывается более универсальный, на наш взгляд, способ выполнения вертикальных монтажных стыков путем сварки специальных листов-вставок (рис. 1), обеспечивающий требуемое качество. Предполагается, что такое решение монтажного стыка будет приемлемо прежде всего для ремонта эксплуатируемых, а впоследствии и для вновь строящихся резервуаров из рулонированных заготовок. Высота вставок должна быть равной высоте пояса (за исключением первой снизу). Чередование вставок различной высоты позволяет получать вертикальный шов «вразбежку» по поясам по всей высоте стенки. При необходимости вставки нескольких поясов могут укрупняться в одну карту.



Рис. 1. Общий вид участка стенки резервуара вместимостью 20 тыс. м³ со специальными вставками вместо монтажного стыка в одну линию

Особенности технологии ремонта стыков, разработанной в ИЭС им. Е. О. Патона. Вварка вставок является сложной технологической задачей. Так, в резервуарах, построенных листовым способом, каждому листу с помощью вальцовки придают проектную кривизну стенки. Стенка же резервуара, полученная путем принудительного разворачивания полотна рулона на проектный радиус с последующим его закреплением внизу и сверху к жестким дискам, в процессе эксплуатации постоянно находится в состоянии предварительного напряжения (рис. 2) в связи с действием внутренних уравновешенных изгибающих моментов. Если в такой стенке вырезать проем для вставки, то образовавшиеся свободные кромки под действием моментов начнут перемещаться внутрь резервуара. Следовательно, перед вваркой каждой вставки сначала необходимо по всей длине вырезанного проема придать кромке проектное положение, а затем подогнать к ней вставку.

При вварке вставок следует учитывать предварительное напряжение стенки моментами M_1 , M_2 , а также применять специальную технологию сварки вставок в «жесткий» контур. Как видно из рис. 1, при монтаже каждой вставки выполняется два вертикальных шва и один горизонтальный. При проектных толщинах поясов стенки поперечная усадка каждого шва в процессе сварки (по данным замеров) составляет 1,5... 2,0 мм. Если не предпринимать специальных мер, то компенсация поперечной усадки произойдет за счет увеличения кривизны прилегающих участков стенки с образованием недопустимых впадин (вмятин). Следовательно, длину вставки следует назначать с учетом поперечной усадки (деформации) вертикальных швов. Направление продольной усадки вертикальных швов лежит в плоскости максимальной жесткости стенки и не вызывает заметных ее деформаций. Появление

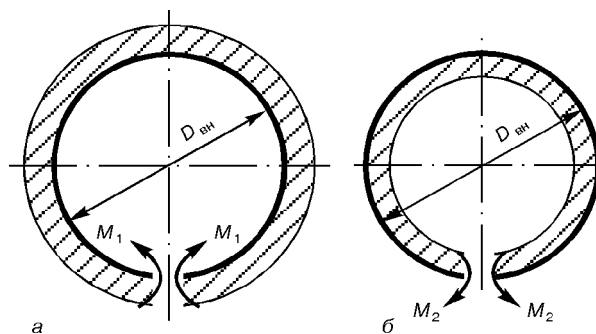


Рис. 2. Схема предварительного напряжения стенки резервуара при $R_{ост} > R_{пр}$ (а) и $R_{ост} < R_{пр}$ (б); $R_{ост}$ — остаточный радиус кривизны рулонированной заготовки; $R_{пр}$ — проектный радиус стенки резервуара; $D_{вн}$ — внутренний диаметр резервуара

на стенке вогнутости является следствием поперечных и продольных деформаций горизонтальных сварных соединений при остывании металла шва. Для уменьшения сварочных деформаций от горизонтальных швов применяются специальные технологии сварки и конструктивные решения.

Все приведенные выше факты были учтены при разработке в ИЭС им. Е. О. Патона новой технологии ремонта вертикальных стыков стенки. Предполагается, что после ремонта монтажный стык в одну линию будет заменен на рядовое стыковое соединение стенки с расположением вертикального стыка «вразбежку» по всей высоте поясов. При этом местные отклонения стенки в области стыка будут удовлетворять требованиям нормативных документов, действующих в Украине [15].

С использованием разработанной технологии в 1999 г. был выполнен ремонт трех монтажных стыков стенки резервуара № 4 вместимостью 20 тыс. м³ в НПС «Снигиревка» (рис. 1). Анализ деформаций стенки в процессе ремонта и после его окончания показал, что при фактическом отсутствии угловых деформаций и смещений кромок стыка цилиндрическая поверхность вваренных вставок не всегда вписывается в проектную форму стенки в пределах допусков действующих нормативных документов. Выявили, что и требования действующих норм не учитывают полностью особенности технологии ремонта и не позволяют в достаточной степени контролировать их геометрическую форму. Замеры показали, что местные деформации стенки в области вставок надо оценивать не только по размерам зазора между горизонтальным шаблоном или вертикальной рейкой и стенкой, но и по отклонению Δf (на уровне горизонтальных швов и посередине листа) фактического значения стрелки кривизны f от расчетного, с учетом проектного радиуса резервуара, определяемого значением Δf (рис. 3). Если найти для рассматриваемых участков стенки зависимость Δf от кольцевых напряжений $\sigma_{к.м}$, то можно ввести допускаемые значения Δf , при которых будет удовлетворяться условие $\sigma_{к.м} < \sigma_T$ ($\sigma_{к.м}$ — значения кольцевых напряжения с учетом местных отклонений геометрической формы стенки от проектной; σ_T — нормативный предел текучести листового проката стенки рассматриваемого пояса).

Критерий $\sigma_{к.м} < \sigma_T$ можно принять с учетом того, что в процессе налива продукта для хранения в ре-

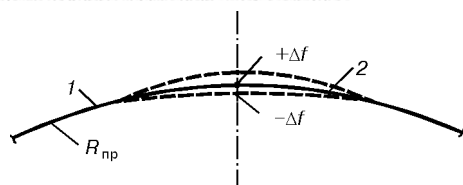


Рис. 3. Возможные положения листов-вставок после сварки: 1 — проектное положение стенки резервуара; 2 — лист-вставка

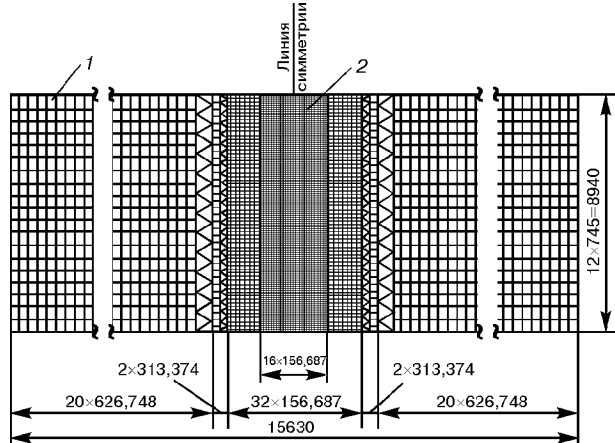


Рис. 4. Схема конечных элементов участков стенки 1 и 2 (область усиления выделена)

резервуаре его стенка постепенно приобретает проектную форму и значения Δf стремятся к нулю.

Такие допуски при монтаже вставок будут давать определенные гарантии работоспособности резервуара в процессе эксплуатации. Естественно, что с накоплением опыта эксплуатации резервуаров вместимостью 20 тыс. м³ после ремонта и усовершенствованием технологии их ремонта значения Δf будут еще уточняться.

Теоретическая оценка локальных напряжений в стенке резервуара после сварки вставок. Искомая зависимость Δf была получена путем привлечения универсального программно-вычислительного комплекса SCAD, дополненного процедурой учета начальных геометрических несовершенств модели. Необходимые исходные данные взяты из замеров, выполненных в процессе ремонта трех вертикальных монтажных стыков упомянутого выше резервуара № 4 в НПС «Снигиревка». Диаметр этого резервуара составлял 39,9 м, высота стенки — 18 м. Расчетная схема резервуара определялась конечно-элементной моделью стенки и способом задания ее геометрической формы.

В силу симметрии конструкции расчет выполнен для четверти резервуара, при этом рассматривались

Таблица 1. Толщина листов-вставок для различных поясов стенки

Номер пояса	Стенка, мм	Усиление (вставка), мм
I	16	16
II	15	16
III	14	16
IV	12	14
V	11	12
VI	10	12

Таблица 2. Отклонение стрелки кривизны f от проектной формы по высоте h стенки, мм

h , мм	Участок 1	Участок 2
0	- 5	- 9
1490	- 41	- 22
2980	- 40	- 31
4470	- 35	- 23
5960	- 27	18
7450	- 10	14
8940	- 20	- 4
10430	- 23	- 10
11920	- 31	22
13410	- 33	- 5
14900	- 18	- 9
16390	12	- 15
17880	2	- 4

первые шесть поясов (снизу), поскольку они являются самыми активными участками стенки. По нижней границе стенки приняты условия жесткого заземления в соединении стенки с днищем, что идет в некоторый запас надежности. По верхней кромке обеспечивается свобода линейных перемещений при ограничении угла поворота направляющей, что примерно соответствует условиям в середине стенки. По вертикальным кромкам рассматриваемого фрагмента поставлены граничные условия, вытекающие из симметрии задачи.

Расчет выполнялся по конечно-элементной модели, включающей прямоугольные и треугольные оболочечные элементы. Размер этих элементов не превышал 627 мм по горизонтали и 745 мм по вертикали для участка стенки, удаленного от места ремонта, с последующим четырехкратным уменьшением в участке вставок. Схема дробления стенки на конечные элементы представлена на рис. 4. Ширина вставок в кольцевом направлении принята средней между фактической (2000 и 3000 мм) их длиной и составляет 2500 мм. Толщина листов-вставок и элементов стенки принята в соответствии с табл. 1.

Расчет выполнялся с учетом работы материала стенки в упругой области нагружения, имеющего следующие характеристики: модуль упругости $E = 2,06 \cdot 10^5$ МПа; коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$.

Стенка рассматриваемого эталонного резервуара с принятыми искажениями фактически соответствует реальной конструкции стенки резервуара № 4 после ремонта. В ней выбраны характерные участки на двух вертикалях, в которые вваривали специальные вставки.

Искаженная форма резервуара определена замерами максимальных отклонений от проектной формы, выполненными на уровне горизонтальных швов в точках, которые расположены посередине листов-вставок. Результаты замеров представлены в табл. 2.

Учитывая, что измерения выполнены с определенной погрешностью, их результаты были «сглажены» путем решения задачи о наилучшем среднеквадратичном приближении. Получены следующие зависимости соответственно для участков стенки 1 и 2:

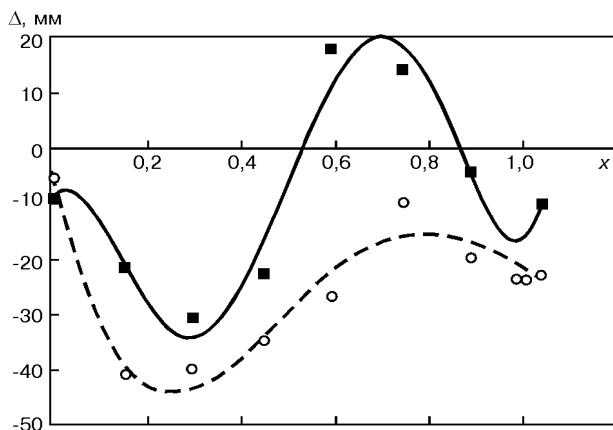


Рис. 5. Кривые сглаживания замеренных отклонений Δ стенки: штриховая линия — участок стенки 1; сплошная — участок стенки 2

$$\Delta(x) = 4185,36x^5 - 10507,9x^4 + 8657,32x^3 - 2471,16x^2 + 128,509x - 9,11538;$$

$$\Delta(x) = 916502x^5 + 124,144x^4 - 895,411x^3 + 1019,66x^2 - 356,115x - 5,465035,$$

где x — координата ($\text{мм} \cdot 10^4$).

На рис. 5 показаны кривые, построенные по этим уравнениям. Предполагалось, что фактическая поверхность, отклонившаяся от идеальной цилиндрической оболочки, выражается следующим уравнением в цилиндрической системе координат:

$$\rho = 19950 + \Delta(x) \sin^2 [\pi S / L],$$

где ρ — координата точки на поверхности стенки; S — координата вдоль дуги; L — длина дуги зоны возмущения (с усреднением принято $L = 2500$ мм).

Значительно искаженная по радиальной координате схема этой поверхности (участок стенки 2) показана на рис. 6.

Все расчеты выполняли при условии нагружения оболочки наливом воды высотой 17 м, что соответствует максимальному проектному наливу

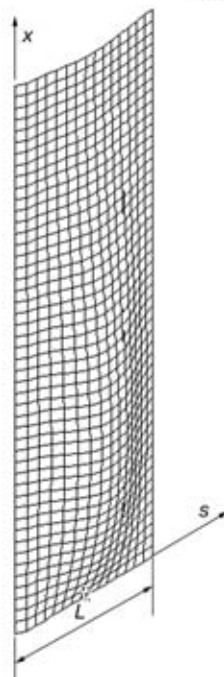


Рис. 6. Схематическое изображение (развертка) поверхности отклонения стенки (участок стенки 2)

при эксплуатации резервуара. Вначале были проведены расчеты с геометрическими параметрами участков стенки 1 и 2 в линейной постановке, т. е. без учета величин второго порядка. Оказалось, что полученные при этом радиальные перемещения весьма значительны (до 500 мм). Большие значения перемещений свидетельствовали о необходимости проведения расчетов в геометрически нелинейной постановке. При этом получили значения перемещения примерно на порядок меньше, чем при линейном расчете. Полученные значения хорошо коррелируют с реальными замерах. Напряженное состояние стенки изменилось при этом на 5...40 %. На рис. 7 представлена качественная картина распределения кольцевых напряжений в участках стенки 1 и 2. Из расчетов следует, что максимальные напряжения на участке стенки 1 составляют 202,4, а на

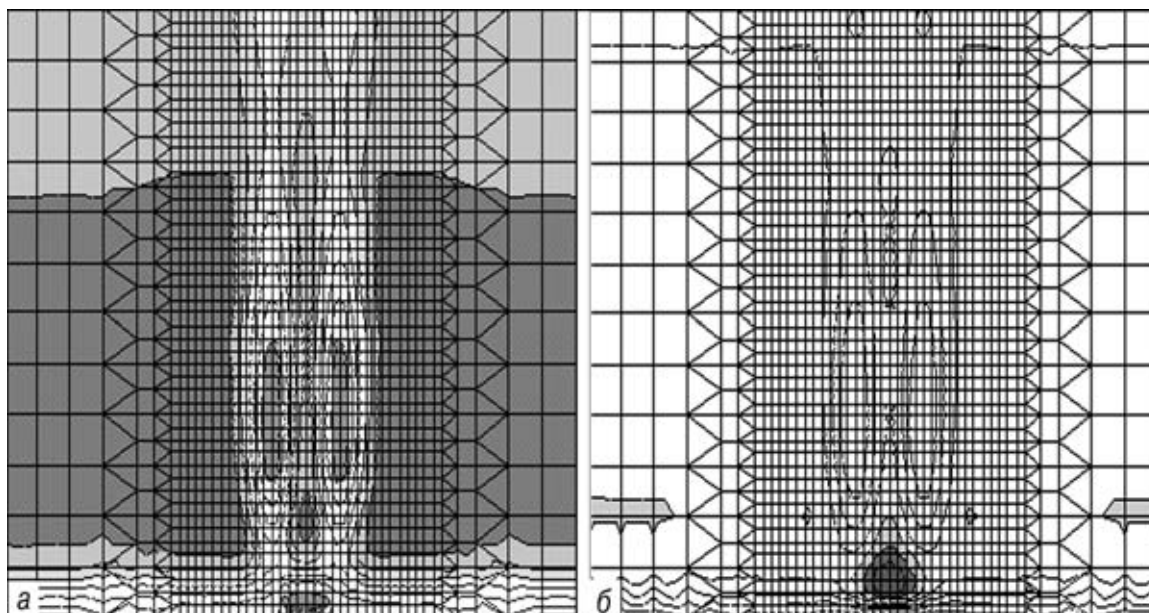


Рис. 7. Распределение кольцевых напряжений при нелинейном расчете в участках стенки 1 (а) и 2 (б)



участке стенки 2 — 329,6 МПа, т. е. не превышают нормативных значений σ_T материала стенки толщиной 16 мм (сталь 09Г2С). Эквивалентные напряжения (по 4-й теории прочности) достигают значений σ_v . Однако следует учитывать, что значения σ_v получены исходя из предположения, что заданные отклонения присутствуют и при расчетном наливе высотой 17 м. Как показали наблюдения, уже при наливе на 3...4 м выше уровня расположения заданных отклонений форма стенки приближается к проектной, а значения отклонений уменьшаются в 2...3 раза. Это дает возможность ограничиваться только выполнением предлагаемого условия $\sigma_{к.м} < \sigma_T$.

Результаты проведенных исследований позволили реально оценить влияние местных отклонений от проектной формы на напряженное состояние стенки резервуара и назначить на них допуски при разработке рабочего проекта ремонта стыков.

1. Раевский Г. В. Изготовление стальных вертикальных цилиндрических резервуаров методом сворачивания. — М.: Л.: Гостоптехиздат, 1952. — 116 с.
2. Билецкий С. М., Голинько В. М. Индустриальное изготовление негабаритных сварных листовых конструкций. — Киев: Наук. думка, 1983. — 272 с.
3. Проблемы сооружения резервуарных парков / С. М. Билецкий, В. Б. Чаплин, В. М. Голинько, Ю. П. Барвинко // Буд-во України. — 1997. — № 3. — С. 29–31.
4. РД 39-30-1331-85. Инструкция по усилению вертикальных монтажных стыков стенок резервуаров РВС-20000. — Введ. с 01.01.86 по 01.01.91. — М., 1985. — 6 с.
5. ВСН 311-81. Инструкция по изготовлению и монтажу вертикальных цилиндрических резервуаров. — М., 1982. — 99 с.

6. Билецкий С. М., Голинько В. М., Барвинко Ю. П. Пути повышения эксплуатационной надежности сварных цилиндрических резервуаров, изготовляемых из рулонированных заготовок // Автомат. сварка. — 1990. — № 3. — С. 50–52.
7. API-650. Welded steel tanks for oil storage. — Washington, 1980. — 137 p.
8. Поповский Б. В., Джур Ю. Ф. Этапы решения задачи сборки вертикальных стыков стенок резервуаров // Монтажные и специальные работы в строительстве. — 2000. — № 10. — С. 4–7.
9. О допусках на угловые деформации вертикальных сварных стыков в резервуарах вместимостью 10...50 тыс. м³ для хранения нефти и нефтепродуктов / Ю. П. Барвинко, С. М. Билецкий, В. М. Голинько, В. В. Якубовский // Автомат. сварка. — 1991. — № 4. — С. 20–23.
10. О допусках на угловые деформации вертикальных стыков стенок нефтерезервуаров / Б. В. Поповский, Г. А. Ритчик, Ю. П. Барвинко, С. М. Билецкий, В. М. Голинько // Монтажные и специальные работы в строительстве. — 1991. — № 5. — С. 11–12.
11. ВСН 311-89. Монтаж стальных вертикальных цилиндрических резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов вместимостью от 100 до 50000 м³. — М.: Минмонтажспецстрой СССР, 1990. — 60 с.
12. О работоспособности вертикальных цилиндрических резервуаров вместимостью 50 тыс. м³ из стали 16Г2АФ / А. Ю. Барвинко, Ю. П. Барвинко, В. М. Голинько, В. Г. Тулин // Трубопровод. трансп. нефти. — 1999. — № 9. — С. 24–27.
13. ТП 704-1-171-84. Альбом VI: Проект производства монтажных работ. Монтаж резервуара. — Введ. 23.05.83. — М., 1983. — 33 с.
14. Лялин К. В. Некоторые аспекты совершенствования конструкции и технологии сборки и сварки цилиндрических резервуаров // Монтажные и специальные работы в строительстве. — 1997. — № 7. — С. 10–13.
15. ВБН В.2.2-58.2-94. Резервуари вертикальні сталеві для зберігання нафти і нафтопродуктів з тиском насичених парів не вище 93,3 кПа. — К.: Держкомнафтогаз, 1994. — 98 с.

Analysis of different methods for making erection vertical welded joints in walls of tanks manufactured from coiled billets is given. It is suggested that in repair of welded joints and in construction of new tanks the joints should be made by welding-in of special plate inserts. Theoretical estimation of local stresses in the tank wall after welding-in of the inserts, allowing for actual radial distortions of the wall, is presented.

Поступила в редакцию 18.10.2000,
в окончательном варианте 20.02.2001

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ АСИММЕТРИЧНОГО И МОДУЛИРОВАННОГО ТОКОВ НА КАЧЕСТВО СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

А. Г. ПОКЛЯЦКИЙ, А. А. ГРИНЮК, инженеры (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрено влияние параметров асимметричного и модулированного токов на протяженность включений оксидной пленки в швах и пористость соединений сплавов АМгб, 1420 и 1460, полученных при сварке неплавящимся электродом пульсирующей дугой. Применение асимметричного тока позволяет уменьшить в 3 раза относительную протяженность включений оксидной пленки в швах сплава АМгб и вероятность образования протяженных нитевидных включений в швах сплавов 1420 и 1460. Эффективная дегазация расплавленного металла сварочной ванны достигается при использовании модулированного тока с частотой модуляции 5 Гц.

Ключевые слова: пульсирующая дуга, асимметричный ток, модулированный ток, неплавящийся электрод, алюминиевые сплавы, включения оксидной пленки, поры

При сварке алюминиевых сплавов неплавящимся электродом в швах часто встречаются включения оксидной пленки [1–3]. Кроме того, литийсодержащие сплавы отличаются повышенной склонностью к порообразованию [4, 5].

Методы сварки, основанные на интенсификации перемешивания металла, способствуют его дегазации, измельчению оксидных включений в донной части сварочной ванны и выносу их на поверхность под непосредственное воздействие дуги [6–10]. Эффективное перемешивание расплавленного металла по всему объему сварочной ванны обеспечивается при сварке неплавящимся электродом пульсирующей дугой. При этом пульсирующее силовое воздействие дуги возникает в результате изменения амплитудных значений тока прямой и обратной полярности (асимметричный ток) или больших перепадов амплитуды в период импульса и паузы (модулированный ток) [11]. Поскольку давление дуги пропорционально квадрату амплитудного значения тока и практически мгновенно «реагирует» на его изменения, то периодическое повышение тока способствует увеличению глубины погружения дуги в расплавленный металл и его перемешиванию, обеспечивая разрушение оксидных плен и всплытие пузырьков газа [12].

Целью настоящей работы является экспериментальное определение параметров асимметричного и модулированного токов, при которых достигается наиболее эффективное разрушение оксидной пленки и удаление пузырьков газа из расплавленного металла сварочной ванны. Автоматическую однопроходную сварку неплавящимся электродом стыковых соединений осуществляли в аргоне стационарной и пульсирующей дугой асимметричным и модулированным токами от источников питания ИСВУ-315 (Россия), И-126 (Украина), MW-450 (Австрия). Проплавы швов формировались на основе из нержавеющей стали с канавкой полусферической формы. В качестве присадок при сварке лис-

тов сплава АМгб использовали стандартную проволоку СвАМгб, для сплава 1420 — СвАМгб3, а для сплава 1460 — Св1201. Свариваемые листы и присадочные материалы подвергали химическому травлению по общепринятой технологии. Для оценки влияния параметров тока на образование включений оксидной пленки в швах сплава АМгб стыковые соединения листов толщиной 6 мм собирали с гарантированным зазором $b = 1,2$ мм [13]. Стыки листов сплавов 1420 и 1460 толщиной 6 мм собирали без зазора, поскольку характерные для литийсодержащих сплавов протяженные нитевидные оксидные включения образуются в швах и при обычных условиях сборки. Непосредственно перед сваркой кромки свариваемых листов зачищали механическим способом с трех сторон на глубину не менее 0,1 мм. Протяженность дефектов измеряли на продольных изломах швов. Относительную протяженность включений оксидной пленки в швах $l_{o,п}$ определяли как суммарную длину дефектов в расчете на 1 пог. м шва. Поскольку в конструкциях ответственного назначения длина отдельных дефектов ограничивается, то в каждом варианте измеряли и максимальную протяженность отдельных оксидных включений в швах l_{max} .

Для оценки пористости швов при сварке сплавов 1420 и 1460 зачищали только лицевые и боковые поверхности свариваемых кромок. С нижних поверхностей слой не снимали, чтобы исследовать поведение пузырьков газа, образующихся в нижней части сварочной ванны. Пористость сварных соединений оценивали по рентгеновским снимкам: подсчитывали количество пор различного диаметра в расчете на 100 мм шва, а затем вычисляли их общий объем, считая поры сферическими.

Проведенный анализ продольных изломов швов сплава АМгб показал, что относительная протяженность включений зависит от амплитудных значений и времени протекания тока при прямой $\tau_{пр}$ и обратной $\tau_{об}$ полярностях (табл. 1). Увеличение $\tau_{об}$ и уменьшение $\tau_{пр}$ способствуют активизации процессов катодного разрушения оксидной пленки во время сварки и сокращению протяженности дефектов в швах. Амплитудная асимметрия сварочного тока



Таблица 1. Влияние параметров асимметрии разнополярного тока прямоугольной формы на относительную протяженность включений оксидной пленки в швах сплава АМг6

$I_{пр}, А$	$I_{об}, А$	$\tau_{пр}, мс$	$\tau_{об}, мс$	$f, Гц$	$l_{оп}, мм/пог.м$	$l_{max}, мм$
290	290	4,6	4,6	109	78	9
		8,0	8,0	63	86	10
		10,4	10,4	48	102	12
		8,0	12,8	48	73	9
		4,6	8,0	79	65	9
		6,1	12,8	53	64	8
		4,6	10,4	67	59	8
		4,6	4,6	109	58	7
		8,0	8,0	63	67	9
		10,4	10,4	48	79	9
440	220	8,0	12,8	48	47	6
		4,6	8,0	79	40	6
		6,1	12,8	53	38	5
		4,6	10,4	67	31	5
		10,0	10,0	50	125	21
300*	300	10,0	10,0	50	125	21

* Сварка стационарной дугой.

вызывает интенсивные колебания расплавленного металла при изменении полярности за счет резких перепадов давления дуги. В период прохождения тока прямой полярности силовое воздействие дуги обеспечивает увеличение крутизны фронта проплавления и глубины погружения дуги в кратер сварочной ванны. В результате этого происходит дробление оксидной пленки в донной части, а ее отдельные неразрушенные частицы выносятся потоками расплавленного металла на поверхность и попадают под непосредственное воздействие дуги. Поэтому применение асимметричного тока с $I_{пр} = 2I_{об}$ и $2\tau_{пр} = \tau_{об}$ позволяет уменьшить в 3 раза протяженность включений оксидной пленки шва и в 3...4 раза максимальную длину отдельных дефектов в швах сплава АМг6.

Таблица 3. Влияние параметров модуляции разнополярного тока прямоугольной формы на относительную протяженность включений оксидной пленки в швах сплава АМг6

$I_{пр}, А$	$I_{об}, А$	$\tau_{пр}, мс$	$\tau_{об}, мс$	$\frac{\tau_{пр}}{\tau_{пр} + \tau_{об}}, \%$	$f, Гц$	$l_{оп}, мм/пог.м$	$l_{max}, мм$
445	135	62,5	62,5	50	8	126	20
365	110	87,5	37,5	70	8	116	18
445	135	125,0	125,0	50	4	119	16
365	110	175,0	75,0	70	4	103	12
340	100	200,0	50,0	80	4	85	8
445	135	250,0	250,0	50	2	137	9
365	110	350,0	150,0	70	2	107	8
340	100	400,0	100,0	80	2	82	7
445	135	500,0	500,0	50	1	194	11
365	110	700,0	300,0	70	1	95	8
340	100	800,0	200,0	80	1	90	8

Кроме того, применение тока с преобладанием $\tau_{об}$ улучшает катодную очистку поступающей в сварочную ванну присадочной проволоки. А поскольку именно недостаточное разрушение оксидной пленки на поверхности присадки является одной из основных причин образования протяженных нитевидных оксидных включений в швах при сварке неплавящимся электродом литийсодержащих алюминиевых сплавов, то интенсивная катодная очистка присадочной проволоки способствует повышению качества швов. Так, при сварке пульсирующей дугой асимметричным током ($I_{пр} = 2I_{об}$; $2\tau_{пр} = \tau_{об}$) по сравнению со сваркой обычным синусоидальным током вероятность получения бездефектных швов сплавов 1420 и 1460 повышается в 3 раза.

Использование асимметричного по амплитуде тока улучшает условия дегазации расплавленного металла за счет его колебаний, возникающих вследствие резких изменений силового воздействия дуги при смене полярности. В результате в сварных соединениях литийсодержащих сплавов 1420 и 1460

Таблица 2. Пористость сварных соединений сплава 1420, полученных при сварке симметричным и асимметричным током

$I_{пр}, А$	$I_{об}, А$	$\tau_{пр}, мс$	$\tau_{об}, мс$	Количество пор на 100 мм шва, шт., диаметром, мм			Суммарное количество пор, шт.	Объем пор на 100 мм шва, мм ³	Месторасположение пор
				0,1...0,3	0,4...0,6	0,7...1,0			
Симметричный ток									
260	260	10,4	10,4	255	38	27	320	12,2	Шов и зона сплавления
Асимметричный по амплитуде									
360	180	10,4	10,4	212	26	19	257	8,7	Зона сплавления
170	340	10,4	10,4	219	19	15	253	7,0	»
Асимметричный по длительности									
260	260	11,4	6,0	221	29	21	271	9,6	Шов и зона сплавления
250	250	7,0	14,0	208	17	18	243	7,8	»

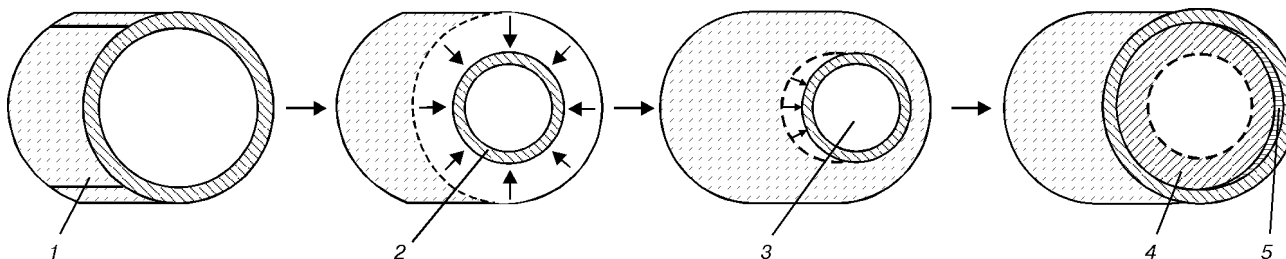
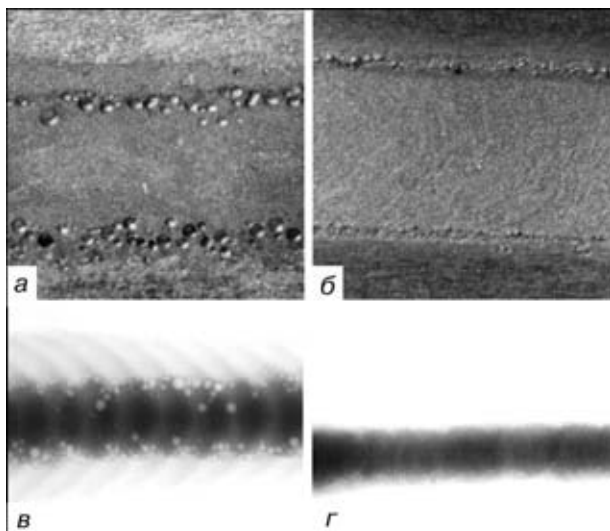


Рис. 1. Схема катодного разрушения оксидной пленки при сварке модулированным током: 1 — оксидная поверхность переплавленного металла шва; 2 — зона катодной очистки; 3 — поверхность расплавленного металла шва; 4, 5 — оксидная поверхность, расплавляемая в момент воздействия импульса (4 — шов; 5 — стык впереди сварочной ванны)

Таблица 4. Пористость сварных соединений сплава 1420, полученных при сварке модулированным током

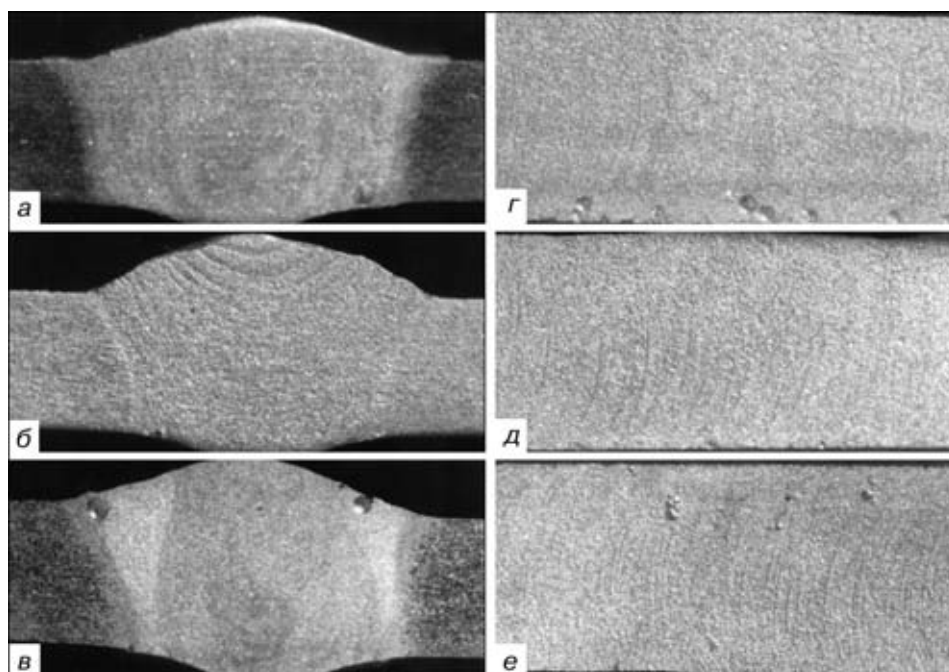
f_m , Гц	$\tau_n / (\tau_n + \tau_{\text{п}})$, %	I_n , А	$I_{\text{п}}$, А	Количество пор на 100 мм шва, шт., диаметром, мм			Суммарное количество пор, шт.	Объем пор на 100 мм шва, мм ³	Месторасположение пор
				0,1...0,3	0,4...0,6	0,7...1,0			
1	50	400	120	268	46	36	350	15,7	Шов и зона сплавления
	80	305	90	255	52	38	345	16,7	
2	50	400	120	241	35	29	305	12,6	»
	80	305	90	231	30	24	285	10,6	
5	50	400	120	206	9	0	215	1,5	Зона сплавления
	80	305	90	215	5	0	220	1,3	
10	50	400	120	215	27	8	250	5,2	»
	80	305	90	206	29	5	240	4,4	

Рис. 2. Макрошлифы корня шва со снятым проплавом (а, б, $\times 2$) и рентгенограммы швов сплава 1420 (в, г); сварка пульсирующей дугой с $f_m = 1$ (а, в) и 5 (б, г) Гц

поры остаются только в зонах сплавления швов с основным металлом. При этом по сравнению с симметричным током объем пустот снижается на 60...70 % (табл. 2).

Интенсифицировать колебания расплавленного металла и его перемешивание по всему объему сва-

рочной ванны удается при сварке пульсирующей дугой модулированным током. При частоте модуляции $f_m = 1...4$ Гц вследствие резких колебаний жидкого металла происходит механическое разрушение протяженных включений оксидной пленки, что приводит к уменьшению $l_{\text{мах}}$. При этом относительная протяженность оксидной пленки в швах $l_{\text{о.п}}$ существенно зависит от соотношения длительности импульсов τ_n и пауз $\tau_{\text{п}}$ сварочного тока (табл. 3). Это обусловлено различными условиями окисления расплавленного металла и катодного разрушения им оксидной пленки в моменты импульсов и пауз сварочного тока. Во время паузы эффективность катодной очистки существенно снижается вследствие уменьшения уровня тока, а процесс окисления металла, расплавленного предыдущим импульсом тока, активизируется. Поэтому следующий импульс тока с низкой частотой модуляции и большой длительностью паузы не обеспечивает полного катодного разрушения образовавшейся оксидной пленки (рис. 1). Увеличение τ_n и уменьшение $\tau_{\text{п}}$ модулированного тока при одной и той же частоте модуляции способствуют улучшению катодной очистки и снижению интенсивности окисления расплавленного дугой металла. Относительная протяженность включений оксидной пленки в швах сплава АМг6, полученных при сварке модулированным током с

Рис. 3. Поры на поперечных (а-в, $\times 3$) и продольных (г-е, $\times 4$) макрошлифах сварных соединений сплава 1420; сварка стационарной (а, г) и пульсирующей дугой с $f_m = 5$ (б, д) и 10 (в, е) Гц (уменьш. 2/3)



$f_m = 1 \dots 4$ Гц и длительности импульсов тока, равной 70...80 % длительности цикла, на 20...25 % меньше, чем при сварке симметричным синусоидальным током. При $f_m > 4$ Гц эффективность динамического воздействия дуги на расплавленный металл снижается.

Частота модуляции тока существенно влияет и на процессы дегазации расплавляемого дугой металла (табл. 4). При значительной длительности импульсов и пауз модулированного тока ($f_m = 1 \dots 2$ Гц) в корневой части швов и зонах его сплавления с основным металлом наблюдается большое количество пор диаметром до 1 мм — их суммарный объем составляет 10,6...16,7 мм³ (см. рис. 2, а, в). Повышение частоты модуляции до 5 Гц создает благоприятные условия для интенсивного всплытия пузырьков газа на поверхность сварочной ванны. В результате в металле шва поры полностью отсутствуют, а в зоне сплавления их диаметр не превышает 0,3 мм при суммарном объеме пустот 1,2...1,5 мм³ (рис. 2, б, г).

При дальнейшем повышении частоты модуляции количество и диаметр пор в зоне сплавления увеличиваются. Пытающиеся всплыть пузырьки газа не успевают достигнуть поверхности сварочной ванны и остаются в кристаллизующемся металле (рис. 3).

Выводы

1. При сварке неплавящимся электродом пульсирующей дугой алюминиевых сплавов по сравнению со стационарной дугой сокращается протяженность оксидной пленки в швах и пористость сварных соединений.

2. Применение асимметричного тока (с $I_{пр} = 2I_{об}$ и $2\tau_{пр} = \tau_{об}$) способствует интенсификации перемешивания расплавленного металла и активизации процессов катодного разрушения оксидной пленки. Это позволяет в 3 раза уменьшить относительную протяженность включений оксидной пленки в швах сплава АМг6 и вероятность образования протяженных нитевидных включений в швах литийсодержащих сплавов 1420 и 1460.

3. Резкие изменения силового воздействия дуги во время импульсов и пауз модулированного тока

The effect of parameters of the asymmetrical and modulated currents on the length of oxide film inclusions in the welds and porosity of the joints in alloys AMg6, 1420 and 1460 produced by pulsed-arc TIG welding is considered. The use of the asymmetrical current allows a decrease of 3 times in the relative length of the oxide film inclusions in the AMg6 alloy welds and reduces the probability of formation of whisker inclusions in the welds. Efficient degassing of the molten pool metal is achieved in the case of using the modulated current with a modulation frequency of 5 Hz.

с $f_m = 5$ Гц обеспечивают также наиболее благоприятные условия для удаления газовых пузырьков из расплава сварочной ванны. При этом по сравнению со сваркой стационарной дугой обычным синусоидальным током суммарный объем пустот в сварных соединениях сплавов 1420 и 1460 (лист толщиной 6 мм) уменьшается в 7...10 раз.

1. Моисеенко И. Г., Столбов В. И., Турченко М. А. Окисные включения при сварке сплава АМг6 // Свароч. пр-во. — 1968. — № 5. — С. 23–24.
2. Моисеенко И. Г., Лукашин Н. В. К вопросу о повышении герметичности сварных емкостей из сплава АМг6 // Там же. — 1969. — № 8. — С. 31–32.
3. Влияние окисных включений на прочность сварных соединений сосудов давления из сплава АМг6 // В. Ф. Лукьянов, В. Н. Фомин, В. П. Моисеенко и др. // Там же. — 1970. — № 6. — С. 24.
4. Особенности сварки плавлением высокопрочного алюминиевого сплава 01420 / А. Я. Ищенко, А. Г. Чаюн, В. М. Белецкий и др. // Автомат. сварка. — 1977. — № 3. — С. 38–41.
5. Технологические особенности сварки высокопрочного алюминиевого сплава 1460 / Н. С. Барабохин, Ю. Г. Бушуев, Е. В. Шульгина и др. // Свароч. пр-во. — 1999. — № 11. — С. 12–14.
6. Щиряева Н. В., Овчинников В. В., Габидуллин Р. М. Образование пор при сварке сплава системы алюминий — магний — литий // Автомат. сварка. — 1987. — № 3. — С. 16–18.
7. Оботуров В. И., Толкачев Ю. Н. Некоторые особенности образования и разрушения оксидных плен при аргонодуговой сварке алюминиевых сплавов // Свароч. пр-во. — 1973. — № 11. — С. 22–24.
8. Склонность легких сплавов к образованию оксидных включений при сварке / В. Н. Сущков, Ю. Н. Скачков, О. М. Новиков и др. // Там же. — 1975. — № 5. — С. 23–24.
9. Чаюн А. Г., Сыроватка В. В., Матяш В. И. Дуговая сварка алюминиевого сплава 01420 с применением ЭМП // Автомат. сварка. — 1981. — № 6. — С. 19–21.
10. Ищенко А. Я., Чаюн А. Г., Илюшенко Р. В. Свариваемость и технология дуговой сварки сплава системы алюминий — магний — литий // Там же. — 1985. — № 10. — С. 47–49.
11. Предотвращение образования включений оксидной пленки в швах при сварке алюминиевых сплавов пульсирующей дугой / А. Г. Покляцкий, А. Я. Ищенко, А. С. Бессонов и др. // Там же. — 1991. — № 7. — С. 43–47.
12. Maruo H., Hirata Yo., Makino H. Rectangular wave AC TIG arc welding of aluminum alloy // Quarterly J. of JWS. — 1989. — 7, № 1. — С. 63–69.
13. Ищенко А. Я., Покляцкий А. Г., Яворская М. Р. Предотвращение включений оксидной пленки в швах при аргонодуговой сварке алюминиевых сплавов // Автомат. сварка. — 1989. — № 6. — С. 38–41.

Поступила в редакцию 29.05.2000,
в окончательном варианте 13.07.2000

ПРИМЕНЕНИЕ АКТИВАТОРОВ ПРИ ДУГОВОЙ СВАРКЕ ВОЛЬФРАМОВЫМ ЭЛЕКТРОДОМ В ИНЕРТНЫХ ГАЗАХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

Чл.-кор. НАН Украины **К. А. ЮЩЕНКО, Д. В. КОВАЛЕНКО, И. В. КОВАЛЕНКО**, инженеры
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

В ИЭС им. Е. О. Патона разработано новое поколение активирующих флюсов. Приведены данные по использованию аэрозольных активирующих флюсов (активаторов) серии ПАТИГ для сварки нержавеющей стали серий 300 (301, 304, 316, 320 и др.), 400 (401, 416 и др.); дуплекс-сталей; никелевых сплавов типа Нимоник, Хастеллой, Инконель; жаропрочных и теплоустойчивых сталей. Показаны технологические и экономические преимущества ручной и механизированной сварки тонкого и толстого металла при выполнении стыковых, угловых, нахлесточных, тавровых соединений в виде различных конструкций.

Ключевые слова: дуговая сварка вольфрамовым электродом, проплавление, активирующий флюс, стали, никелевые сплавы

В 1965 г. группа сотрудников ИЭС им. Е. О. Патона опубликовала первые данные о результатах исследования влияния активирующих флюсов при сварке титана вольфрамовым электродом в аргоне [1]. В течение последующих лет в ИЭС им. Е. О. Патона и в других организациях разных стран изучали влияние активирующих флюсов на процессы, происходящие в столбе дуги, поведение расплавленного металла в ванне, проплавление и формирование металла шва [2–10].

Новым импульсом к развитию исследований в этом направлении послужили презентация-конференция ИЭС им. Е. О. Патона (с 6 по 14 октября 1993 г. в TWI, г. Абингтон, Великобритания) [11, 12] и результаты совместного проекта, выполненного в 1994–1996 гг. ИЭС им. Е. О. Патона в сотрудничестве с TWI [13]. При этом было подтверждено, что активирующие флюсы значительно увеличивают проплавление и производительность при сварке низколегированных (50D и 43A) и нержавеющей (304L и 316L) сталей независимо от степени их чистоты по сере и кислороду, а также от способа производства. Основными направлениями в исследованиях последних лет стали следующие:

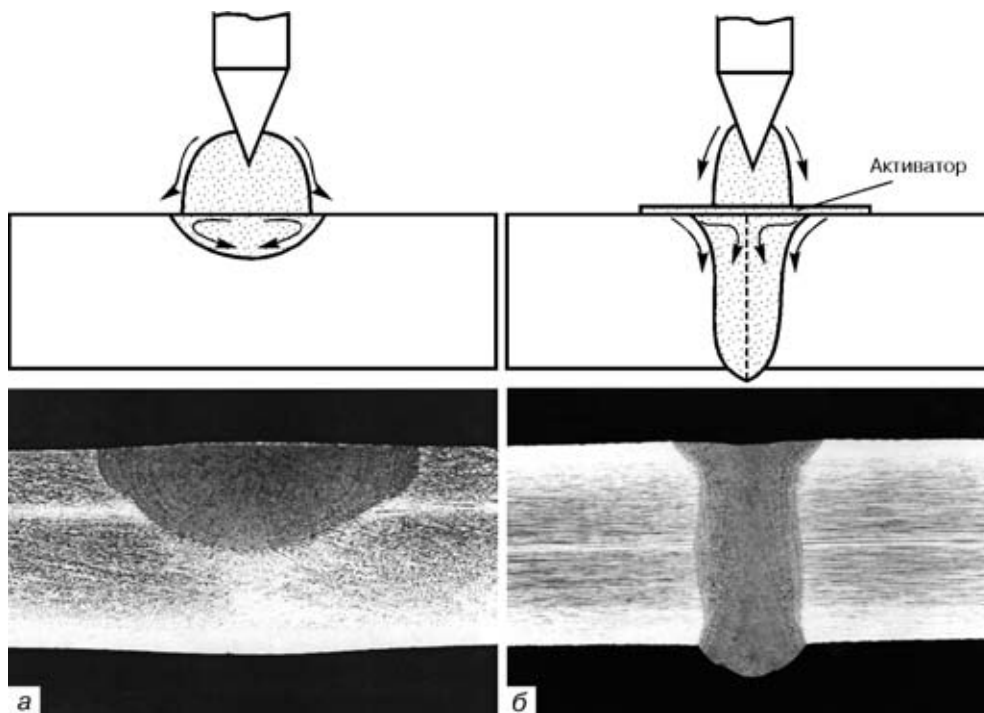


Рис. 1. Принципиальная схема процессов дуговой сварки и макрошлифы сварного соединения стали 304L толщиной 6 мм, выполненные способами сварки ТИГ (а) и А-ТИГ (б)

© К. А. Ющенко, Д. В. Коваленко, И. В. Коваленко, 2001



Таблица 1. Примеры соединений, которые могут быть выполнены способом сварки А-ТИГ

Вид соединения	Характер выполнения шва	Форма поперечного сечения шва	Пределы значений толщины S и притуплений t , мм
Стыковое	Односторонний		$S_1 = 1...8$ $S_2 = 8...12$ $S_3 = 9...25$ и выше $t = 5...8$
	Двусторонний		$S_1 = 8...16$ $S_2 = 16...25$ $t_1 = 5...8$ $S_3 = 16...25$ и выше $t_2 = 8...12$
Угловое	Односторонний		$S_1 = 1...8$ $S_2 = 3...20$ и выше
	Двусторонний		$S_1 = 5...20$ и выше $S_2 = 5...60$ $t = 3...6$
Тавровое	—		$S_1 = 3...6$ и выше $S_2 = 3...6$ и выше $S_3 = 4$ $S_4 = 5$ $S_5 = 6$
Внахлестку	—		$S_1 = 1,5...3,0$ $S_2 = 1,5...3,0$

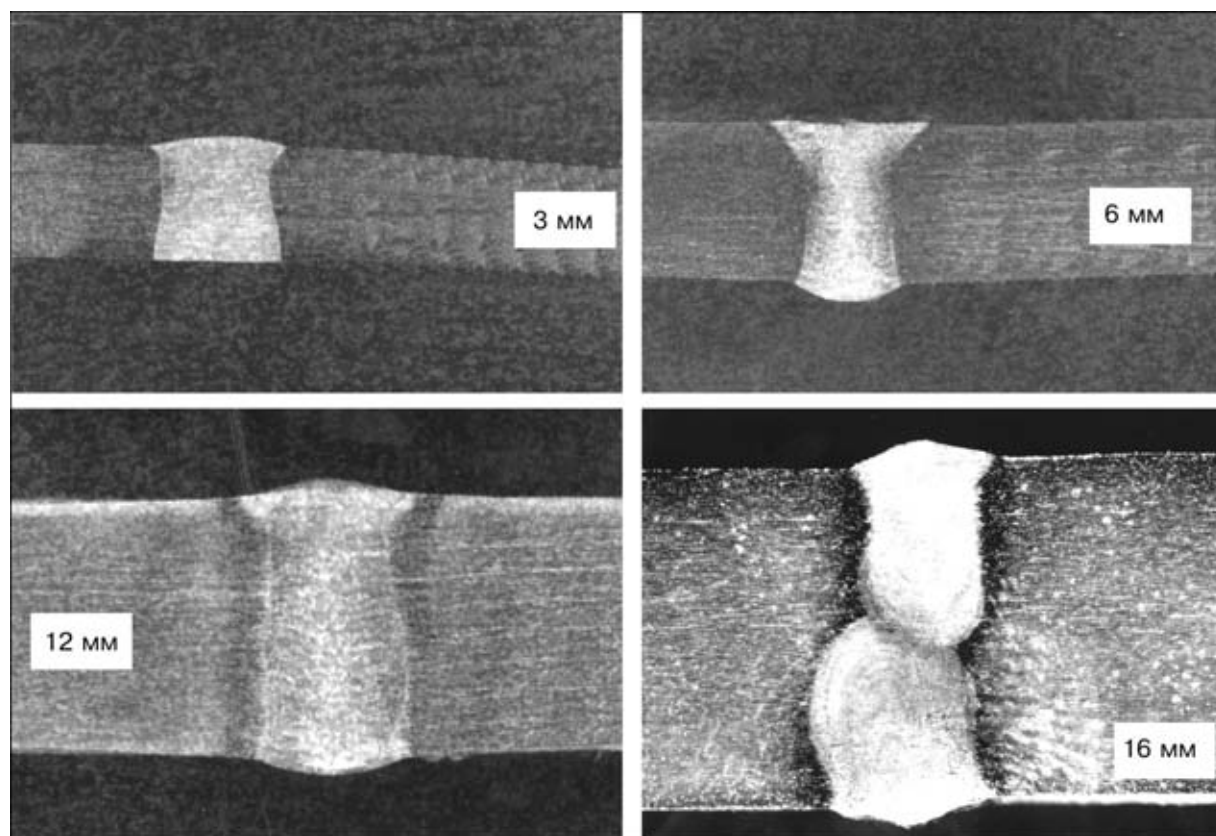


Рис. 2. Макрошлифы сварных соединений стали марки 304L различных толщин, выполненных способом сварки А-ТИГ

создание новых типов активирующих флюсов как по составу, так и по способу нанесения;

расширение номенклатуры конструкционных материалов, которые могут свариваться с помощью активирующих флюсов, и видов соединений;

накопление опыта промышленного применения активирующих флюсов при производстве реальных сварных конструкций;

изучение процессов, происходящих в дуге и ванне под воздействием активирующих флюсов, разработка теоретических положений процесса;

определение новых областей применения активирующих флюсов для различных способов сварки.

Материалы и результаты исследований. Традиционно активирующие флюсы состоят из дисперсных порошков оксидов или галогенидов металла. Для их равномерного нанесения на свариваемую поверхность используют так называемый способ кисточки, или влажного тампона, когда смесь, состоящую из порошкообразного флюса и растворителя, наносят тонким слоем на поверхность. Хороших результатов достигают при распылении суспензии, состоящей из тех же основных компонентов.

Находят применение активирующие флюсы, представляющие собой пластифицированный карандаш. Каждый из способов нанесения, а также материалы имеют свои достоинства и недостатки.

Основным достоинством аэрозольных активирующих флюсов (активаторов) является равномерное покрытие по длине шва и по толщине наносимого слоя, повышение технологичности и удобства в применении, а также длительный срок хранения в готовом к употреблению виде [14, 15].

На рис. 1 показана принципиальная схема процесса дуговой сварки ТИГ стали 304L (FeCr-18Ni-10) толщиной 6 мм и макрошлифы, выполненные без активатора и с ним. В последнем случае появляется характерная для данного процесса форма шва и увеличивается проплавление.

В ИЭС им. Е. О. Патона разработаны активирующие флюсы серии ПАТИГ для сварки легированных и нержавеющей сталей разного класса — флюсы типа ПАТИГ С, и некоторых сплавов на никелевой основе — ПАТИГ Н. Ниже приводятся исследования технологических возможностей и свойств сварных соединений, выполненных с применением аэрозольных (А) активаторов ПАТИГ С-А и ПАТИГ Н-А. Во всех случаях использовали оборудование, применяемое для дуговой сварки ТИГ.

Исследовали возможность соединения металла толщиной 1... 25 мм. Производили анализ макро- и микроструктур металла швов. В ряде случаев определяли его химический состав и механические свойства. В зависимости от системы легирования основного металла выбирали состав активатора. Сварку производили на постоянном токе при прямой полярности без подачи присадочной проволоки. Использовали головки для автоматической сварки и защитный газ аргон. Наряду с автоматической выполняли и ручную сварку. При этом особое внимание уделяли получению максимального проплавления и шва заданной геометрии при сварке за один проход.

Виды соединений. В табл. 1 показаны примеры выполнения соединений, которые могут быть реализованы на практике. Как следует из таблицы, применение активаторов не имеет ограничений в зависимости от типа соединения и положения шва в пространственном положении. При этом предъявляются следующие дополнительные требования:

равномерное нанесение активатора на свариваемые поверхности;

удержание большего объема расплавленного металла от вытекания при свободном формировании шва.

Такие требования возникают, когда поверхностного натяжения жидкого металла недостаточно для удержания ванны, что обычно присуще низколегированным и нержавеющей сталям при сварке на весу (без подкладки или поддува) металла толщиной свыше 6... 7 мм. При наличии подкладки толщина свариваемого за один проход металла достигает 10... 12 мм, а при выполнении двухпроходной двусторонней сварки можно получать стыковые соединения толщиной до 25 мм (рис. 2). Естественно, что этого можно достичь также при выполнении угловых и тавровых швов. Как и в случае обычной аргодуговой сварки ТИГ, сварку способом А-ТИГ можно выполнять в разделку, в том числе с подачей присадочной проволоки.

Активаторы ПАТИГ С-А дают хорошие результаты при сварке А-ТИГ сталей на основе железа с нормальным содержанием углерода (0,08... 0,25 С), дополнительно легированных марганцем, кремнием, хромом, никелем, молибденом, ванадием, ниобием, азотом, вольфрамом в умеренных количествах. При их сварке на качество швов влияет углеродный эквивалент. Зафиксирована подкалка металла шва и зоны термического влияния. Необходимые свойства металла достигаются за счет соответствующей термообработки. При сварке сталей, содержащих малое количество раскислителей, в швах обнаруживаются поры. Использование присадочной проволоки с повышенным содержанием марганца и кремния позволяет устранить этот недостаток.

Химические составы типичных представителей малоуглеродистых и низколегированных сталей, а также нержавеющей сталей, на которых получены качественные швы при сварке с использованием активаторов серии ПАТИГ С-А, приведены в табл. 2.

Анализ механических свойств металла швов, выполненных на хромоникелевых сталях аустенитного класса типа $\text{FeCr-18... 20Ni-9... 13}$ показывает, что они полностью равноценны таковым швов, полученных без активатора. Массовые доли основных легирующих элементов (хром, никель, марганец, кремний и др.) в металле обоих швов не изменяются, включая газы.

Стали хромоникелевые аустенитно-мартенситного класса типа FeCr-16Ni-4 проявляют те же особенности. Швы хорошо формируются в исследованном (до 20... 25 мм) диапазоне толщин. После сварки для сталей такого типа необходим стандартный отпуск. При этом достигается равнопрочность сварного соединения с хорошей пластичностью и вязкостью металла шва.



Таблица 2. Химический состав материалов, свариваемых способом сварки А-ТИГ

Класс стали (сплава)	Марка	Массовая доля элементов, %							
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Ti	Al
Нержавеющие	304L	0,07	0,6	1,7	19,5	9,0	0,45	<0,10	—
	316L	0,017	0,75	1,9	18,5	13,0	2,75	<0,12	—
	321	0,17	0,62	1,63	17,4	9,67	0,27	0,15	—
Дуплексные	23Cr/6Ni	0,03	0,3	1,5	23,0	6,0	—	—	—
	Avesta SAF2205	0,020	0,41	1,65	22,3	5,7	3,09	—	—
Аустенитно-мартенситные	16Cr/6Ni	0,043	0,14	0,60	16,06	6,0	—	—	—
Мартенситные	16Cr/4Ni	0,04	0,33	0,50	15,33	4,65	0,14	—	—
Ферритно-мартенситные	12Cr/Mo	0,10	0,28...0,32	0,47...0,57	11,5...11,9	0,44	0,42	<0,01	0,012...0,030
Хромо-молибденовые	2,25Cr/1,0Mo	—	—	—	2,25	—	1,0	—	—
Углеродисто-марганцовистые	50D	0,13	0,63	1,07	0,01	0,01	<0,005	<0,002	0,052
	43A	0,10	0,19	0,52	0,01	0,01	<0,005	<0,002	0,07
Никелевые сплавы	Инконель 600	0,032	0,29	0,27	16,0	74,45	—	—	—
	Инконель 690	—	—	—	29,0	61,5	—	—	—
	Инконель 718	0,01...0,05	0,75	0,5	17...21	50...55	2,8...3,3	0,3...1,3	0,2...1,0
	Инконель 738LC	—	—	—	16,0	54,0	1,75	3,45	3,45
	Инконель 939	0,15	—	—	22,4	47,0	—	3,7	1,9
	Нимоник-75	0,14	0,14	0,39	21,0	74,6	—	0,28	—
	Хастеллой X	0,10	—	—	22,0	46,5	9,0	—	—
	Хэйнес 230	0,05	0,5	0,65	23,0	59,1	2,0	—	0,35

Продолжение табл. 2

Класс стали (сплава)	Марка	Массовая доля элементов, %						
		Fe	Co	P	S	W	O	Других
Нержавеющие	304L	—	0,062...0,21	0,009...0,031	0,002...0,1	—	0,005	0,07...0,16Cu 0,02...0,08V 0,032...0,056N
	316L	—	—	0,017...0,032	0,001...0,004	—	0,0045...0,0085	0,08...0,35Cu 0,04...0,07V 0,02...0,073N
	321	—	0,11	0,002	0,002	—	—	0,41Cu 0,011N
Дуплексные	23Cr/6Ni	—	—	—	—	—	—	N (не опр.)
	Avesta SAF2205	—	0,08	0,021	0,000	—	—	0,18N 0,14Cu
Аустенитно-мартенситные	16Cr/6Ni	—	—	—	0,001	—	—	0,22Cu
Мартенситные	16Cr/4Ni	—	—	0,02	0,01	—	—	—
Ферритно-мартенситные	12Cr/Mo	—	—	0,013...0,019	0,001...0,014	—	0,002...0,003	0,00005...0,0023Ca 0,016...0,036N
Хромо-молибденовые	2,25Cr/1,0Mo	Ост.	—	—	—	—	—	—
Углеродисто-марганцовистые	50D	»»	<0,005	0,014	0,011	—	0,0018	0,025Nb 0,01Cu
	43A	»»	—	0,011	0,012	—	0,0015	0,04Cu
Никелевые сплавы	Инконель 600	8,3	—	—	0,004	—	—	0,09Cu
	Инконель 690	9,0	—	—	—	—	—	—
	Инконель 718	Ост.	—	—	0,03*	—	—	0,75Cu 1,75Ta
	Инконель 738LC	»»	8,5	—	—	2,6	—	0,85Nb 1,4Ta 1,0Nb
	Инконель 939	—	19,0	—	—	2,0	—	—
	Нимоник-75	3,4	—	0,008	0,001	—	0,0175	—
	Хастеллой X	18,5	1,5	—	—	0,6	—	—
	Хэйнес 230	—	—	—	—	—	—	0,028La

Дуплексные хромоникельмолибденовые стали системы FeCr–18...30Ni–4...8MoTi также хорошо свариваются с применением активаторов. Поскольку при этом изменяются условия охлаждения шва (более интенсивный теплоотвод в основной металл по сечению шва при меньшей погонной энергии сварки), то в шве может происходить перераспределение соотношений аустенитной и ферритной фа-

зы. Оптимизация фазового состава металла шва достигается при сварке в смеси аргона с небольшими добавками азота ($\approx 2...4\%$), которые не влияют на стабильность процесса и форму шва.

Аналогичные результаты с применением активаторов получают и на других сталях на основе железа различных систем легирования. Особенности их структурного состояния могут оказывать влияние



Рис. 3. Микроструктуры металла швов различных сталей, выполненных способом сварки А-ТИГ: *а* — Fe-19Cr-9Ni (304L); *б* — Fe-18Cr-13Ni (316L); *в* — Fe-16Cr-4Ni; *г* — Fe-23Cr-6Ni-MoTi



Рис. 4. Микроструктуры металла швов различных никелевых сплавов, выполненных способом сварки А-ТИГ: *а* — Нимоник-75; *б* — Инконель 600; *в* — Хастеллой X

на механические свойства шва (особенно в случае сварки без присадки). Как уже упоминалось, соответствующая термическая обработка дает возможность получить равноценные с основным металлом механические свойства металла шва и соединения в целом. Это подтвердилось при сварке хромистых ферритных сталей типа Fe17...28Cr, мартенситно-ферритных сталей типа Fe9...14Cr, а также низколегированных сталей бейнитного и мартенситного классов.

Микроструктуры металла швов, полученных сваркой А-ТИГ для некоторых сталей, показаны на рис. 3. Они являются типичными для материалов этого типа.

Никелевые сплавы несколько отличаются по своему поведению при сварке А-ТИГ, что связано с их низкой теплопроводностью, в ряде случаев повышенным содержанием специальных легирующих (титана, алюминия). Сплавы системы Cu-Ni, наоборот, имеют очень высокую теплопроводность, что сказывается на проплавлении и формировании швов.

В табл. 2 приведены химические составы ряда никелевых сплавов, для которых разработана серия активаторов типа ПАТИГ Н-А. На рис. 4 показаны

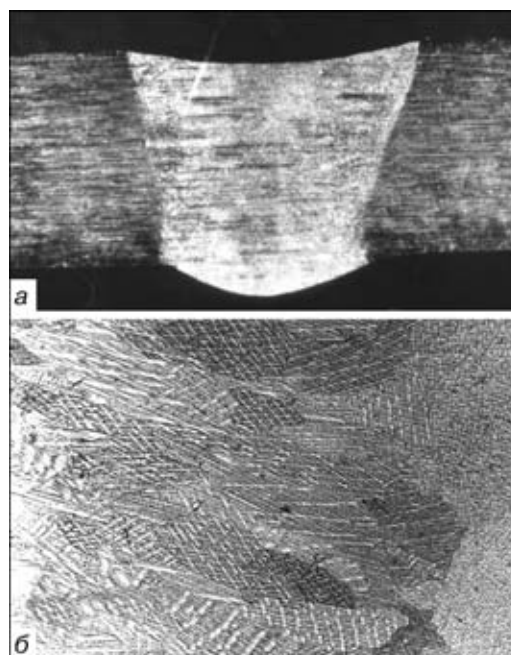


Рис. 5. Макрошлиф (*а*) и микроструктура (*б*) металла шва медно-никелевого сплава Cu-70Ni-30 толщиной 5 мм, выполненного способом сварки А-ТИГ

типичные микроструктуры металла швов ряда никелевых сплавов. Во всех случаях удастся достичь основных преимуществ от использования активирующего флюса: увеличения проплавления (а значит, и производительности), уменьшения количества проходов и снижения тепловложения.

Особые затруднения для сварки представляют материалы с высокой теплопроводностью (алюминий, медь и сплавы на их основе). В последнее время удалось разработать активирующие флюсы для этого класса материалов. Пока получен не столь значительный эффект, как в случае сварки сплавов на основе железа или никеля. Однако достигнуто увеличение проплавления примерно в два раза. На рис. 5 приведены макро- и микроструктура металла шва сварного соединения сплава Cu-70Ni-30.

На основании экспериментов можно прийти к заключению о возможности создания активирующих флюсов, пригодных для увеличения проплавления (или снижения погонной энергии), для многих способов сварки и видов материалов в случае, если достичь соответствующего сжатия дуги, а также обеспечить концентрацию выделения энергии на аноде и конвективных потоков в жидкой ванне.

Особенностью сварки с использованием активаторов является то, что этот процесс обеспечивает практически одинаковую форму шва для однотипных сталей независимо от условий их производства, т. е. металл, полученный от разных производителей по всевозможным технологическим схемам (вып-

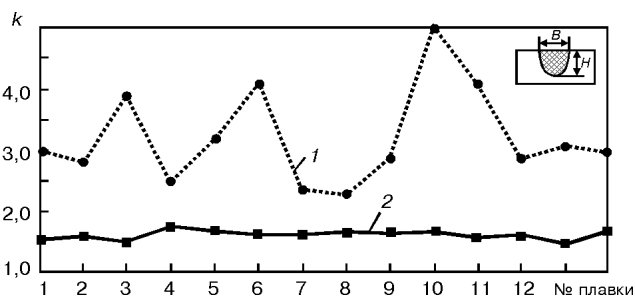


Рис. 6. Изменение коэффициента формы шва ($k = B/H$, где B — ширина шва, H — глубина проплавления) при аргонодуговой сварке 14 различных плавки нержавеющей стали 304L: 1 — ТИГ; 2 — А-ТИГ

лавка в дуговых или индуктивных печах, в вакууме электрошлакового вакуумно-дугового или электронно-лучевого переплава), ведет себя одинаково с точки зрения проплавления и формирования шва.

На рис. 6 приведены данные, показывающие изменение формы шва при способах сварки ТИГ и А-ТИГ для разных плавки нержавеющей стали марки 304L (FeCr-18Ni-10). Очевидно, что активатор нивелирует влияние способа изготовления металла, что особенно важно при создании ответственных конструкций с точки зрения гарантированной воспроизводимости технологии сварки и качества шва.

Экономическая эффективность применения активаторов весьма высока и обеспечивается за счет следующих факторов:

снижения количества проходов;

Таблица 3. Сравнительная экономическая эффективность процессов сварки А-ТИГ и обычной ТИГ

Способ сварки	Технология	Скорость сварки, мм/мин	Затраты, дол. США/м				
			Газ	Проволока	Заработная плата	Производственные затраты	Электронная энергия
ТИГ	4 прохода (1-й — корневой шов ТИГ, 2...4-й — заполняющие швы ТИГ+проволока)	55	3,53	3,02	79,25	0,79	0,13
А-ТИГ	1 проход (шов А-ТИГ без проволоки)	80	0,90	—	13,61	0,13	0,01

Примечания. 1. Расчет приведен для сварки труб из нержавеющей стали марки 316L диаметром 100 мм и толщиной стенки 5,7 мм. 2. Все расчеты были проведены с помощью программы WELDCOST, разработанной в TWI (Англия), в которой заработная плата принята равной 40 дол.США в час. 3. Применение одного баллончика аэрозольного активатора ПАТИГ С-А, рассчитанного на погонную длину шва 10...15 м, дает экономию приблизительно 700...1000 дол. США.

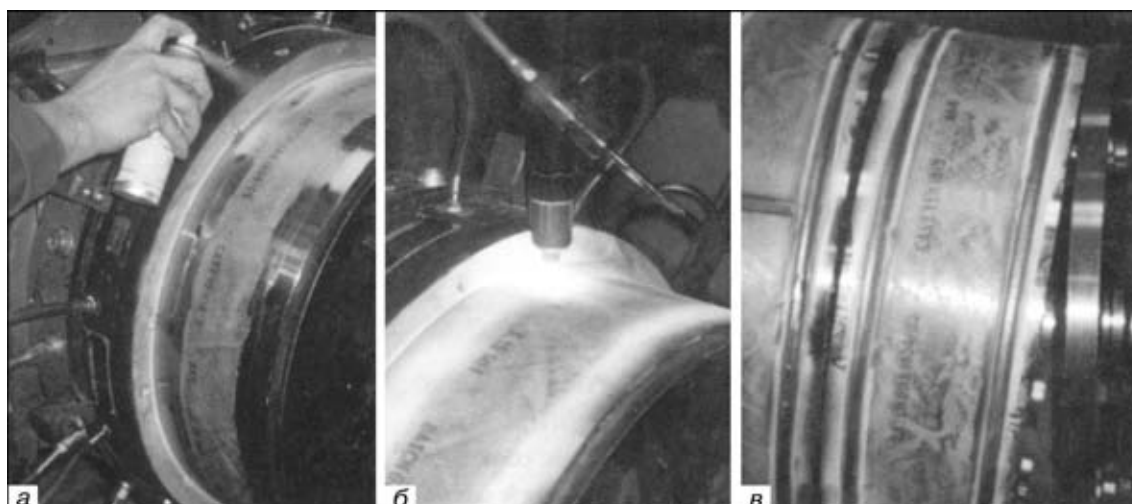


Рис. 7. Сварка элемента цилиндрического корпуса газотурбинного двигателя из никелевого сплава Нимоник-75 толщиной 3,25 мм [16] способом А-ТИГ: а — нанесение аэрозольного активатора на стык перед сваркой вручную; б — механизированный способ сварки А-ТИГ; в — сварной шов

уменьшения объема наплавленного металла путем исключения разделки;

исключения необходимости использования прищадочной проволоки;

сокращения затрат труда на выполнение, выборку и повторную заварку корневого шва;

уменьшения общих расходов энергии и труда.

В табл. 3 приведен сравнительный анализ экономической эффективности применения способов сварки ТИГ и А-ТИГ кольцевых швов труб, данные которого убедительно подчеркивают эффективность применения активаторов.

Необходимо отметить значительный промышленный опыт использования аэрозольных активаторов ПАТИГ в Великобритании фирмой «ABB Alstom Power UK, Ltd.» [16]. Там совместно с ИЭС им. Е. О. Патона проведены работы по созданию и использованию активаторов для английских углеродистых сталей и никелевых сплавов [17]. На рис. 7 показан пример сварки способом А-ТИГ кольцевых швов цилиндрического корпуса элемента газотурбинного энергетического оборудования из никелевого сплава Нимоник-75 толщиной 3,25 мм [16].

Многолетний опыт подтверждает значительные преимущества использования активаторов при изготовлении конструкций в тепловой и атомной энергетике, химическом и нефтяном машиностроении, авиакосмической технике, судостроении, пищевом машиностроении, котлостроении и других отраслях промышленности, а также в производстве труб и изделий из них.

Выводы

1. В ИЭС им. Е. О. Патона разработаны новые типы активирующих флюсов серии ПАТИГ для сварки разного класса сталей и некоторых сплавов на никелевой основе. Создан и прошел промышленную проверку аэрозольный активатор при производстве реальных сварных конструкций.

2. Расширена номенклатура конструкционных материалов и видов соединений, которые могут свариваться с помощью аэрозольных активаторов.

3. Применение активаторов позволяет увеличивать глубину проплавления в 2...4 раза; уменьшать или исключать влияние на проплавление способа производства стали (сплава); выполнять однопроводную сварку стыковых соединений толщиной до 10...12 мм без разделки кромок; устранять дефекты различных типов (поры, трещины, непровары и т. д.) путем переплава металла на глубину до 12 мм без проведения механической выборки дефектов;

The E. O. Paton Electric Welding Institute has developed a new generation of the activating fluxes. Data are given on the application of the activating fluxes (activators) of the PATIG series for welding stainless steels of grades 300 (301, 304, 316, 320, etc.) and 400 (401, 416, etc.), duplex steels, nickel alloys of the types of Nimonic, Hastelloy and Inconel, heat-resistant and high-temperature steels. Technological and economical advantages of manual and mechanized welding of thin and thick metal in making butt, fillet, overlap and T-joints are presented.

уменьшать сварочные деформации; увеличивать производительность сварочных работ в 2...7 раз; сокращать расход материалов и трудозатрат в 3...6 раз.

1. Гуревич С. М., Замков В. Н., Кушнirenко Н. А. Повышение эффективности проплавления титановых сплавов при аргонодуговой сварке // Автомат. сварка. — 1965. — № 9. — С. 1-4.
2. Симоник А. Г., Петриашвили В. И., Иванов А. А. Эффект контракции дугового разряда при введении электроотрицательных элементов // Свароч. пр-во. — 1976. — № 3. — С. 49-51.
3. Влияние активирующих флюсов на проплавляющую способность сварочной дуги и концентрацию энергии в анодном пятне / О. Е. Островский, В. Н. Крюковский, Б. Б. Бук и др. // Там же. — 1977. — № 3. — С. 3-4.
4. Свариваемость конструкционных сталей, подвергшихся рафинированному переплаву / Б. Е. Патон, А. М. Макара, Б. И. Медовар и др. // Автомат. сварка. — 1974. — № 6. — С. 1-4.
5. Савицкий М. М., Лесков Г. И. Механизм влияния электроотрицательных элементов на проплавляющую способность дуги с вольфрамовым электродом // Там же. — 1980. — № 9. — С. 17-22.
6. Контракция дуги флюсом при сварке вольфрамовым электродом в аргоне / Б. Е. Патон, В. Н. Замков, В. Л. Прилуцкий и др. // Там же. — 2000. — № 1. — С. 1-8.
7. Савицкий М. М., Кушнirenко Б. Н., Олейник О. И. Особенности сварки вольфрамовым электродом с активирующим флюсом (ATIG-процесс) // Там же. — 1999. — № 12. — С. 20-29.
8. Welding tests on stainless steel with the Paton A-TIG method / J. Eriksson, H. Limu, N. Hannerz et al. // Proc. of the 5th world conf. «Duplex stainless steel 97» (Maastricht, Oct. 21-23, 1997). — Maastricht, 1997. — P. 369-375.
9. Paskell T., Lundin C., Castner H. GTAW flux increases weld joint penetration // Welding J. — 1997. — № 4. — P. 57-62.
10. Perry N., Morya S., Soutif E. Study and deformation of flux enhanced GTA penetration in a commercial grade titanium // Proc. of the 5-th Intern. conf. on trends in welding research ASM/AWS (Pipe Mountain, Georgia, June 1-5, 1998). — Georgia, 1998. — P. 13-23.
11. Ющенко К. А., Коваленко Д. В. О сотрудничестве Британского института сварки и Института электросварки им. Е. О. Патона // Автомат. сварка. — 1994. — № 1. — С. 54-55.
12. Yushchenko K. A., Savitskiy M. M., Kovalenko D. V. A-TIG welding of carbon-manganese and stainless steel // Proc. conf. welding technology Paton Institute (Abington, Oct., 1993). — Abington, 1993. — P. 254.
13. Lucas W., Howse D. Activating flux — increasing the performance and productivity of the TIG and plasma processes // Welding and Metal Fabrication. — 1996. — № 1. — P. 11-17.
14. Применение активирующего флюса при автоматической сварке трубопроводов АЭС / И. Я. Станкевич, В. И. Дмитриев, В. Л. Кариди и др. // Энерг. стр-во. — 1982. — № 10. — С. 19-20.
15. Ющенко К. А., Коваленко Д. В., Коваленко И. В. Аэрозольный активатор ПАТИГ С-А для А-ТИГ сварки сталей // Сварщик. — 1998. — № 3. — С. 21-22.
16. Lucas W. Activating flux — improving the performance of the TIG process // Welding and Metal Fabrication. — 2000. — № 2. — P. 7-10.
17. А-ТИГ сварка никелевого сплава Нимоник-75 / К. А. Ющенко, И. В. Коваленко и др. // Сварщик. — 2000. — № 4. — С. 26-27.

Поступила в редакцию 16.01.2001



ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНАЯ АВТОВАКУУМНАЯ ПАЙКА СТАЛЬНЫХ РАБОЧИХ КОЛЕС ЦЕНТРОБЕЖНЫХ КОМПРЕССОРОВ

В. Н. РАДЗИЕВСКИЙ, д-р техн. наук, Г. Г. ТКАЧЕНКО, Ю. Ф. ГАРЦУНОВ, инженеры
(ВНИИкомпрессормаш, г. Сумы)

Показано, что с помощью комбинации аргонодуговой сварки и высокотемпературной автовакуумной пайки с формированием большой галтели из металлического порошка можно создать надежное тавровое соединение в труднодоступных каналах рабочего колеса центробежного компрессора. Простой в осуществлении автовакуумный нагрев, примененный для пайки, позволяет очистить поверхности перед плавлением припоя, способствует формированию каркаса из порошка в большой галтели и создает условия для образования композиционной структуры металла с требуемыми механическими свойствами.

Ключевые слова: аргонодуговая сварка, высокотемпературная пайка, автовакуумный нагрев, очистка поверхности, структурообразование, формирование галтели, образование каркаса, рабочее колесо, тавровое соединение, металлический порошок, припой

Надежность и долговечность центробежного компрессора во многом зависят от усталостной прочности наиболее нагруженной детали — рабочего колеса. В компрессорах большой мощности применяются закрытые рабочие колеса (рис. 1), состоящие из двух дисков (основного и покрывающего), которые соединены между собой лопатками. Лопатки фрезеруются в теле одного из дисков или штампуются отдельно из листа и соединяются с дисками посредством сварки или пайки. Наружный диаметр колеса составляет 200...1200 мм, а ширина канала на наружном диаметре — 5...60 мм. Для изготовления колес применяют прочные стали с пределом текучести свыше 800 МПа. При достаточной ширине канала тавровое соединение диска с лопаткой выполняют посредством двусторонней сварки с требуемым размером катета углового шва. В узких каналах сварка затруднена и соединение осуществляют через прорезанные в диске пазы. При этом процесс сварки усложняется из-за необходимости гарантированного провара с формированием в тавровом соединении галтелей из расплавленного или близкого к плавлению металла.

В работе [1] показано, что для гарантированного формирования качественных галтелей целесообразно применять одновременно электронно-лучевую сварку и пайку. Для этого в зазор между деталями помещают ленту высокотемпературного припоя, а электронным лучом проплавляют диск и частично лопатку. При электронно-лучевой сварке лента припоя расплавляется и под действием капиллярных сил формирует галтели.

Прочное и надежное соединение диска с лопатками обеспечивается в процессе высокотемпературной пайки в вакууме с помощью высокопрочного припоя на основе палладия [2–5]. Однако в тавровых соединениях, в которых галтель формируется

расплавленным припоем под действием капиллярных сил, радиус галтели не превышает 1 мм. Известно, что галтель не создает концентрацию напряжений при условии $R = 2S$ (R — радиус галтели, S — толщина стенки тавра). Обычно толщина лопаток и дисков составляет не менее 4 мм. Поэтому галтель радиусом 1 мм является существенным концентратором напряжений и способствует усталостному разрушению дисков. При этом усталостная прочность таврового соединения почти вдвое ниже усталостной прочности основного металла.

В статье [6] показано, что усталостную прочность таврового паяного соединения можно повысить до уровня основного металла путем формирования галтели требуемого размера из металлического порошка, пропитанного расплавом высокотемпературного припоя при нагреве в вакууме. Наряду с преимуществами технология пайки посредством формирования галтелей большого радиуса имеет существенный недостаток. Галтель формируют из пасты, которая состоит из металлического порошка, связанного раствором сополимера. После испарения растворителя и затвердевания пасты колесо нагревают в печи до температуры пайки, при которой расплавленный припой пропитывает галтель и соединяет ее с основным металлом. При неравномерном нагреве деталей колеса, связанном с их разной толщиной, а также при фазовых превращениях структуры металла происходит деформация, изменяющая размер зазора, что приводит к разрушению



Рис. 1. Рабочее колесо центробежного компрессора

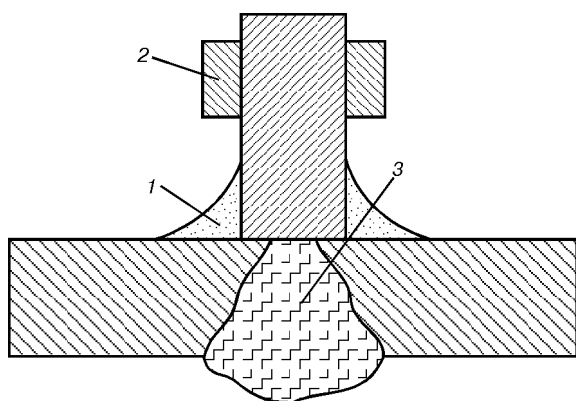


Рис. 2. Схема сварно-паяного таврового соединения: 1 — галтель паяного шва; 2 — припой; 3 — сварной шов

галтелей, сформированных из металлического порошка. В них образуются трещины или отслоения от основного металла. Трещины при пайке не заполняются расплавленным припоем, так как расплав не перемещается из микрокапиллярных каналов между частицами порошка в более широкие каналы, образованные трещинами.

Представляет интерес закрепление деталей колеса с помощью сварки плавлением перед формированием галтелей большого радиуса из металлического порошка (рис. 2). При этом перспективным является применение аргонодуговой сварки через пазы в покрывающем диске в сочетании с последующей высокотемпературной пайкой с использованием автовакуумного нагрева (рис. 3) [7]. В герметизированной с помощью приварки технологических заглушек и банджа полости колеса сорбент из порошков активных металлов создает вакуум с низким парциальным давлением кислорода. В таких условиях происходит качественная (сравнимая с пайкой в вакуумных печах) пропитка расплавленным припоем галтелей паяных швов, сформированных из металлического порошка. Сварные швы, составляющие 0,5... 0,7 длины лопатки, надежно устраняют опасность разрушения галтелей из порошка при нагреве до температуры пайки.

Для формирования бездефектного комбинированного таврового соединения лопатка проваривается по всей ее толщине к диску. При этом возможные наплывы и деформация поверхности в углу тавра не являются браком, поскольку при последующем формировании галтели из порошка устраняются дефекты формы.

При выполнении сварных швов с проваром по всей толщине лопатки в зоне термического влияния происходит окисление поверхности металла. Эта зона располагается в местах формирования галтелей паяного шва. Поэтому удаление оксидной пленки с поверхности является непременным условием качественной пайки. Применение абразивной зачистки или травления недопустимо, так как при этом загрязняются паяльные зазоры. Эффективной является «самоочистка» от оксидной пленки поверхности металла при автовакуумном нагреве [8]. В публикации [9] показано, что при автовакуумном нагреве до 900 °С оксидная пленка синевато-фиолетового цвета толщиной 60... 70 мкм на углеродистой стали (такая пленка образуется в зоне сварных швов

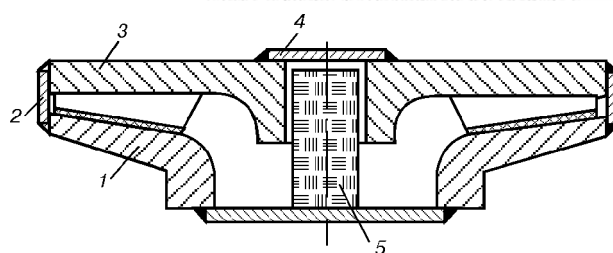


Рис. 3. Схема процесса автовакуумной пайки рабочего колеса: 1 — диск; 2 — бандж; 3 — диск с лопатками; 4 — технологическая заглушка; 5 — патрон с сорбентом и активатором

в колесе) восстанавливается до чистого железа с образованием рельефной поверхности, способствующей смачиванию и растеканию расплавленного припоя. Поэтому затруднений с очисткой поверхности при автовакуумной пайке сварных тавровых соединений в колесах из углеродистых конструкционных сталей не возникает. Однако рабочие колеса в основном изготавливаются из легированных сталей (07X16H6, 13XГМРБ, 14X2ГМР, 20XH3ФА). «Самоочистка» от оксидной пленки на указанных сталях имеет несколько иной характер и завершается в зависимости от состава стали при температуре свыше 1000... 1100 °С, что может привести к образованию дефектного паяного соединения, так как температура пайки по ряду причин выбрана в пределах 900... 1050 °С. В этом случае расплавленный припой пропитывает галтели из порошка при неочищенном от оксидной пленки основном металле. Такое соединение разрушается хрупко по спаю. Для гарантированной очистки окисленной поверхности необходимо вводить в состав сорбента галоидосодержащую соль, пары которой активируют процесс раскисления [10].

Для формирования паяного соединения необходимы специальные порошки, отвечающие ряду требований. Во-первых, они должны образовывать с раствором сополимера пластичную пасту, позволяющую формировать в тавре гладкую, с плавным переходом к основному металлу, галтель. Эта характеристика зависит как от грануляции, так и от формы частиц. Во-вторых, при нагреве порошок должен способствовать сохранности формы галтели и ее связи с основным металлом. В-третьих, грануляция и форма частиц порошка должны обеспечивать образование микрокапиллярных каналов для их надежного заполнения расплавом припоя. В-четвертых, состав порошка следует выбирать таким образом, чтобы в процессе взаимодействия припоя с расплавом происходила активная взаимная диффузия компонентов, обуславливающая изотермическую кристаллизацию металла шва и повышение его механических свойств. Указанным требованиям отвечают порошки из железоникелевых сплавов (пермаллоев).

При выборе состава порошка следует учитывать особенность автовакуумного нагрева. На первой стадии нагрева до 500... 600 °С наряду с окислением сорбента окисляются основной металл и порошок в галтелях. При температуре свыше 600 °С резко снижается парциальное давление кислорода, и поверхности начинают очищаться от оксидной пленки. При этом на поверхности частиц порошка образу-

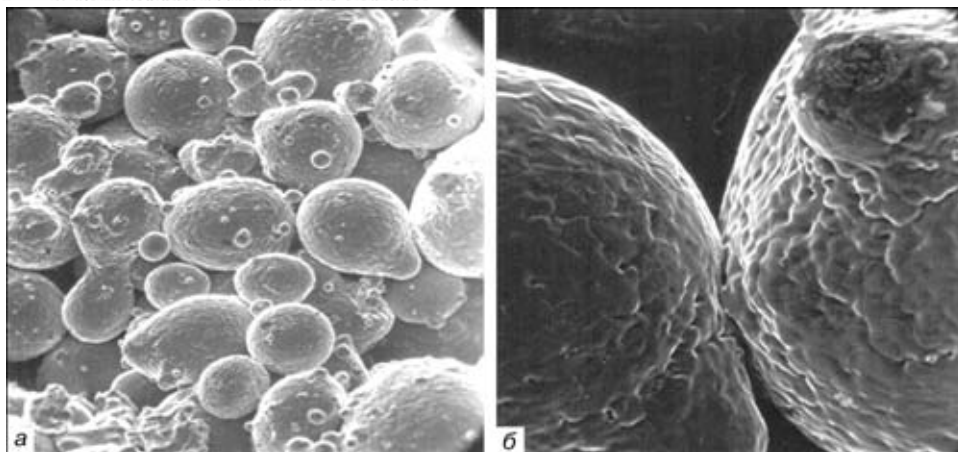


Рис. 4. Фрактограмма излома каркаса галтели, сформированной из порошка пермаллоя (а — $\times 1500$; б — $\times 3000$, уменьш. 4/5)

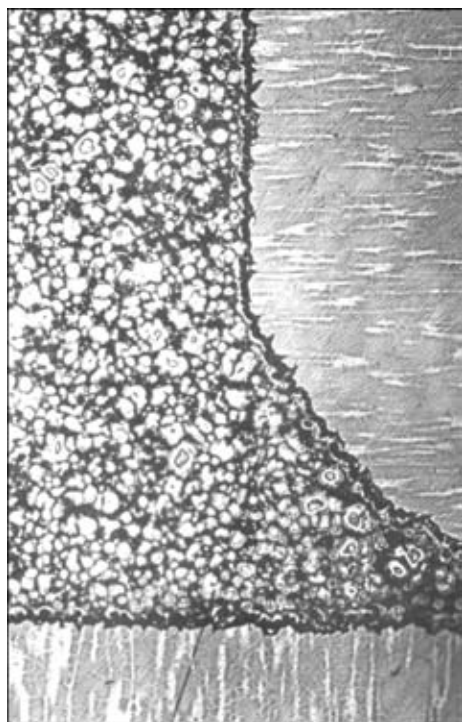


Рис. 5. Микроструктура ($\times 50$, уменьш. 4/5) композиционного металла шва, образованного легированным медно-марганцевым припоем и порошком из пермаллоя

ется рельефная пленка из восстановленного металла, способствующая образованию в местах контакта диффузионного соединения (рис. 4). Образующийся каркас из соединенных частиц удерживает форму галтели при ее пропитке расплавленным припоем. Активностью этого процесса можно управлять посредством выбора соответствующего состава порошка.

Автовакуумную пайку колеса предпочтительно выполнять при минимально возможной температуре, при которой обеспечиваются требуемые механические свойства паяного соединения. Повышение температуры при автовакуумном нагреве требует увеличения технологических припусков на наружной поверхности дисков для предупреждения их деформации под действием атмосферного давления, а увеличение толщины дисков нежелательно, так как при этом усложняется сварка в глубоких пазах. Кроме того, повышение температуры способствует росту зерна в металле и окислению границ зерен со стороны наружной поверхности дисков. Оптималь-

ной представляется температура в пределах $900 \dots 1050^\circ\text{C}$, при которой происходят нормализация, закалка или аустенизация сталей, применяемых для изготовления колес. Поскольку стальные рабочие колеса не предназначены для сжатия агрессивных газов, то для рассматриваемого технологического процесса пригодны припои на медно-марганцевой основе. Применяя легирование медно-марганцевой основы никелем и элементами-диспергаторами, можно выбрать припой с необходимой температурой плавления, обеспечивающей при диффузионном взаимодействии с порошком требуемые механические свойства соединения [11].

По технологическим условиям размеры частиц порошка должны составлять $50 \dots 150$ мкм. Металл шва, образованный пропиткой порошка данной granulации расплавом медно-марганцевого припоя, при кратковременной выдержке в условиях температуры пайки имеет низкие пластические свойства. При длительной изотермической выдержке в контакте частиц происходит кристаллизация жидкой фазы, а в полостях между частицами жидкий припой диспергирует частицы порошка [12]. При выдержке $40 \dots 60$ мин формируется однородный металл паяного шва, состоящий из легированной медно-марганцево-никелевой матрицы, армированной сфероидальными частицами размером $5 \dots 20$ мкм, образованными из порошка (рис. 5). Металл с такой однородной равновесной мелкодисперсной структурой характеризуется следующими механическими свойствами: $\sigma_T = 340$ МПа, $\sigma_B = 640$ МПа, $\delta = 30\%$, $\psi = 60\%$, $KCU = 120$ Дж/см², $HB 160$. Указанные свойства обеспечивают металлу таврового соединения в колесе равнопрочность с основным металлом при соответствующем выборе величины галтели. Следует отметить преимущество автовакуумного нагрева в процессе формирования структуры металла паяного шва. Для высокотемпературной пайки характерна кратковременная выдержка, при которой, как правило, образуется структурно-неоднородный шов. Увеличение выдержки для диффузионных процессов при пайке в атмосфере нежелательно из-за опасности окисления, а при пайке в вакууме с непрерывной откачкой газов недопустимо из-за опасности испарения элементов с высокой упругостью пара. При этом значительно изменяются свойства припоя и условия формирования соединения. При автовакуумном нагреве создается нейт-

ральная атмосфера низкого разрежения, в которой устанавливается равновесное давление паров металлов и активных химических соединений. Это позволяет вводить в состав припоев легкоиспаряющиеся металлы, а в сорбент — активные соли для создания оптимальных условий формирования соединения.

Технология автовакуумной пайки комбинированных тавровых соединений испытана при изготовлении рабочих колес с шириной каналов от 8 до 60 мм. Натурные испытания сварно-паяных колес подтвердили надежность соединений.

Результаты разработки позволяют считать новую технологию изготовления рабочих колес перспективной, поскольку для ее осуществления не требуются дорогостоящие материалы и специальное оборудование. Она может быть реализована с привлечением незначительных капитальных затрат в серийном и единичном производстве при изготовлении, ремонте и модернизации центробежных компрессоров.

Выводы

1. Применение аргонодуговой сварки с полным проваром лопатки через паз в диске в сочетании с высокотемпературной пайкой с формированием галтелей большого радиуса из металлического порошка способствует устранению недостатков, свойственных каждому из способов таврового соединения деталей колеса.

2. Автовакуумный нагрев при выполнении пайки создает оптимальные условия для формирования соединения на всех его этапах: при подготовке поверхности, создании каркаса из частиц и образовании структуры металла шва. Путем выбора необходимого состава технологических материалов можно активно управлять физико-химическими и

металлургическими процессами на всех стадиях формирования соединения.

1. Myers L. W., LaFlamme G. Electron beam braze welding of compressor impellers. — S. I., [1998]. — Intern. Inst. of Welding; Doc. IV-732-98.
2. Радзиевский В. Н., Бондарев А. А., Рымарь В. И. Пайка рабочих колес центробежных машин // Свароч. пр-во. — 1971. — № 3. — С. 40–41.
3. Радзиевский В. Н., Лоцманов С. Н., Рымарь В. И. Паяные рабочие колеса центробежных компрессоров из низколегированных сталей // Хим. и нефт. машиностроение. — 1974. — № 8. — С. 3–8.
4. Радзиевский В. Н., Рымарь В. И., Чернов В. Ю. Технология изготовления цельнопаяных рабочих колес центробежных компрессоров // Там же. — 1976. — № 12. — С. 10–12.
5. Радзиевский В. Н., Рымарь В. И. Высокотемпературная вакуумная пайка колес центробежных компрессоров из стали 07X16H6 // Там же. — 1978. — № 5. — С. 9–11.
6. Радзиевский В. Н., Рымарь В. И., Беспалов В. К. Высокотемпературная пайка в вакууме тавровых соединений с большой галтелью из порошка // Свароч. пр-во. — 1991. — № 8. — С. 5–6.
7. Взаимодействие марганца, хрома и титана с воздухом в условиях автовакуумного нагрева при пайке / В. И. Рымарь, С. Н. Лоцманов, В. Н. Радзиевский, В. Ю. Чернов // Там же. — 1973. — № 11. — С. 6–8.
8. Самоочистка от оксидов стыкуемых поверхностей при сварке в твердой фазе с нагревом / С. И. Кучук-Яценко, Г. К. Харченко, Ю. В. Фальченко и др. // Автомат. сварка. — 1998. — № 2. — С. 16–23.
9. Радзиевский В. Н., Гарицнов Ю. Ф. Очистка поверхности углеродистой стали от оксидной пленки при автовакуумном нагреве // Свароч. пр-во. — 1990. — № 5. — С. 31–33.
10. А. с. 803962 СССР, МПК В01J 1/22, В23K 35/22. Сорбент для автовакуумной пайки труднопаяемых материалов / В. И. Рымарь, В. Н. Радзиевский. — Оpubл. 15.02.81, Бюл. № 6.
11. Радзиевский В. Н., Гарицнов Ю. Ф., Ткаченко Г. Г. Высокотемпературная пайка стали медно-марганцевым припоем с наполнителем при широком зазоре // Автомат. сварка. — 1997. — № 11. — С. 18–21.
12. Радзиевский В. Н., Гарицнов Ю. Ф., Ткаченко Г. Г. Влияние диспергирования наполнителя из железного порошка медным припоем на свойства металла паяного шва // Там же. — 1997. — № 8. — С. 18–22.

It is shown that application of a combination of argon-arc welding and brazing with formation of a large fillet of metallic powder allows production of a reliable tee-joint in fabrication of a centrifugal compressor impeller. Autovacuum heating applied for brazing, allows cleaning the surfaces before the braze alloy melting, promotes formation of a powder frame in the large fillet and allows producing a composite structure of the metal with the required mechanical properties.

Поступила в редакцию 04.09.2000,
в окончательном варианте 04.04.2001



СОВРЕМЕННОЕ ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ СВАРКИ ТРЕНИЕМ

И. В. ЗЯХОР, инж. (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Проанализированы современные тенденции развития оборудования для сварки трением, а также особенности конструирования машин для различных ее модификаций — конвенционной, инерционной и комбинированной. Описаны работы, проводимые в ИЭС им. Е. О. Патона с целью создания оборудования для сварки трением. Представлено краткое описание особенностей конструкции установки СТ-120, которая может стать базовой моделью нового поколения машин.

Ключевые слова: конвенционная, инерционная, комбинированная сварка трением, технология, оборудование, разнородные соединения, параметры процесса, осевое усилие, скорость вращения, стадия торможения, качество соединения

Одним из эффективных способов соединения сталей различных классов, цветных металлов и их сплавов является сварка трением, при которой сварное соединение образуется в результате совместного пластического деформирования соединяемых деталей в твердой фазе. Генерирование тепла происходит благодаря непосредственному преобразованию механической энергии, выделяемой по поверхности контакта деталей, которые прижаты друг к другу с определенной силой и участвуют в относительном перемещении.

Сваркой трением удается успешно соединять материалы, резко отличающиеся по своим механическим и теплофизическим характеристикам, а также материалы, вступающие в процессе совместного нагрева в химическое взаимодействие и образующие хрупкие интерметаллидные соединения.

В настоящее время машины для сварки трением широко применяются во всем мире в различных отраслях промышленности (автомобиле-, тракторо-, авиа-, приборо- и станкостроении, а также в электротехнике) и дают огромный экономический эффект. Поэтому развитие этих машин идет не по пути упрощения и удешевления конструкции, а по пути ее совершенствования, направленного на расширение технологических возможностей, увеличение производительности, стабильности работы, точности и качества сварки.

Наиболее распространены машины, реализующие конвенционный и инерционный способы сварки трением [1–3]. Основные конструктивные схемы указанных машин подобны. Общими узлами и системами в них являются передняя бабка, несущая шпиндель с вращающимся зажимом, суппорт с невращающимся зажимом, приводы осевого усилия и вращения шпинделя, система управления. Отличительная особенность конвенционных машин заключается в применении привода вращения прямого действия, наличии тормозного устройства. Для инерционных машин характерно наличие набора сменных маховиков, жестко связанных со шпинде-

лем, который для машин малой и средней мощности должен иметь минимальный собственный момент инерции. Специфика инерционного способа предопределяет более жесткие требования к приводу осевого усилия и механическим узлам, особенно к надежности зажимных патронов и шпиндельных подшипников.

В настоящее время в мире накоплен большой опыт по общей компоновке и конструированию отдельных узлов машин. Многие решения стали типичными и используются во всех машинах. Тем не менее в конструкциях оборудования различных фирм имеются и оригинальные решения, улучшающие качество машины.

Поскольку оборудование для сварки трением ориентировано на использование в массовом производстве, то к нему предъявляются жесткие технические требования, влияющие на конструктивное оформление, оснащение автоматикой и контрольно-измерительной аппаратурой. Так, например, ограничение допусков на линейные и угловые размеры сварных деталей обусловило увеличение жесткости станины и создание замкнутого силового пояса в системе осевого давления; кратковременность цикла сварки и большие осевые усилия предопределили применение гидросилового привода, отличающегося высокой скоростью срабатывания; большая частота включения шпинделя при значительных силовых нагрузках вызвала необходимость охлаждения фрикционных механизмов (муфта сцепления и тормоз), а также масла гидросистемы и подшипниковых узлов шпинделя при помощи циркуляционной системы смазки; высокие требования к стабильности качества сварки и точности линейных размеров обусловили применение высокоэффективных систем управления процессом с осуществлением пассивного или активного контроля основных параметров сварки.

Современные машины, как правило, максимально автоматизированы, т. е. имеют автоматический цикл сварки, включающий возможность снятия графика, автоматический контроль параметров сварки, блокировочный контроль многих параметров и т. д. В связи с этим машины оснащены автономной гидростанцией с элементами гидро- и электроавтоматики, шкафом электроавтоматики, пультом управления (как с ручным, так и автоматическим управ-

лением отдельными узлами машины). Универсальная машина для сварки трением должна обеспечивать регулируемые в широких пределах осевое усилие и частоту вращения шпинделя.

Стремление разработать технологию, совмещающую преимущества конвенционного и инерционного способов сварки, привело к идее создания комбинированной конвенционно-инерционной технологии. Для реализации комбинированного режима сварки необходимо сконструировать специальные установки с приводом вращения прямого действия и минимальным моментом инерции шпиндельного узла, снабдить их набором сменных маховиков. Требования к конструкции механических узлов при этом должны соответствовать таковым для инерционных машин.

Разновидностью машин, сочетающих возможности конвенционного и инерционного способов сварки, являются машины, работающие на максимальном моменте трения $M_{тр}$ в течение всего нагрева [4]. Постоянное и максимальное значения $M_{тр}$ обеспечиваются за счет снижения скорости и плавного увеличения давления нагрева. Этот способ реализован лишь в некоторых машинах фирмы «Sciaky» (Франция), снабженных гидроприводом с программным управлением параметрами режима сварки в зависимости от момента трения в стыке.

Несомненный практический интерес представляют попытки реализации комбинированного режима на стандартных конвенционных машинах. Так, на Минском тракторном заводе [5] использование технологии сварки заготовок различных диаметров без применения тормоза (торможение происходит только за счет момента трения в стыке) позволило повысить качество соединений. Аналогичные эксперименты проводили в ИЭС им. Е. О. Патона [6, 7], а также за рубежом [8–10]. На основании этих исследований можно сделать вывод, что серийную конвенционную машину целесообразно использовать для комбинированной сварки только в узком диапазоне сечений заготовок, когда суммарный момент инерции вращающихся частей является оптимальным. Рекомендовать применение сварки без искусственного торможения можно лишь для специальных машин, рассчитанных на сварку заготовок одного или нескольких близких по размеру сечений.

Работы в ИЭС им. Е. О. Патона в области оборудования проводятся в настоящее время в двух направлениях. Первое состоит в разработке схем модернизации серийных машин, выпускавшихся в бывшем СССР, с целью реализации технологии комбинированной сварки для широкого диапазона свариваемых сечений. Второе заключается в создании машин нового поколения с компьютеризованным управлением, позволяющим изменять в широком диапазоне параметры режима сварки (частоту вращения и осевое усилие) и обеспечивающим регулирование динамических характеристик исполнительных механизмов, в том числе на заключительной стадии процесса сварки. Такие машины позволяют реализовать режимы сварки, при которых обес­печатся как «мягкие», так и «жесткие» термомо­формационные условия образования соединения,

характерные для конвенционной и инерционной сварки трением.

Исследования, выполненные в ИЭС им. Е. О. Патона, показали возможность реализации технологии комбинированной сварки деталей с широким диапазоном диаметров на серийных конвенционных машинах [11, 12] за счет модернизации схемы управления и исполнительных механизмов. На модернизированных машинах обеспечивается возможность управления стадией торможения независимо от размера свариваемого сечения деталей, что расширяет технологические возможности машин при сварке многих металлов и сплавов в разнородном сочетании и тавровых соединений.

В настоящее время успешно эксплуатируется разработанная и изготовленная в ИЭС им. Е. О. Патона НАН Украины установка СТ-120, которая станет базовой моделью нового поколения машин, реализующих технологию сварки трением с регулируемым торможением. Основная задача проводимых работ — расширение технологических возможностей оборудования за счет программирования динамики изменения основных технологических параметров, в том числе на заключительной стадии процесса.

Установка СТ-120 предназначена для сварки трением сталей, цветных металлов и их сплавов в однородном и разнородном сочетаниях.

Технические характеристики установки СТ-120

Мощность привода вращения, кВт	30
Усилие осадки максимальное, кН	120
Диаметр свариваемых заготовок, мм:	
сплошное сечение	10... 30
трубы	до 40
Частота вращения максимальная, с ⁻¹	65
Производительность, сварок в час	до 120
Масса машины сварочной, кг	2100
Масса установки, кг	3200

В состав установки СТ-120 (рис. 1) входят сварочная машина 1, насосная установка 2, шкаф управления 3, станция смазки 4. Насосная установка 2 и станция смазки 4 представляют собой доработанные варианты гидростанций 2С 160.В2 и СВ-М1-40, которые снабжены электрогидравлической распределительной и контрольно-регулирующей аппаратурой, выполненной на базе унифицированных функциональных блоков. Аппаратура управления установкой, в том числе программируемый контроллер, блоки управления сваркой и приводом вращения, размещена в шкафу управления 3.

Сварочная машина (рис. 1, б) является стационарной с горизонтальным расположением шпинделя и неподвижной передней бабкой. На станине установлены шпиндель и подвижная стойка, соединенные двумя цилиндрическими штангами, образующими силовую раму, которая воспринимает поперечный крутящий момент, равный моменту трения в стыке свариваемых заготовок. Осевое сварочное усилие создается двумя гидроцилиндрами, установленными со стороны шпинделя. Таким образом, обеспечивается разгрузка станины машины от продольного изгибающего момента, что позволяет существенно снизить массу и габаритные размеры машины.

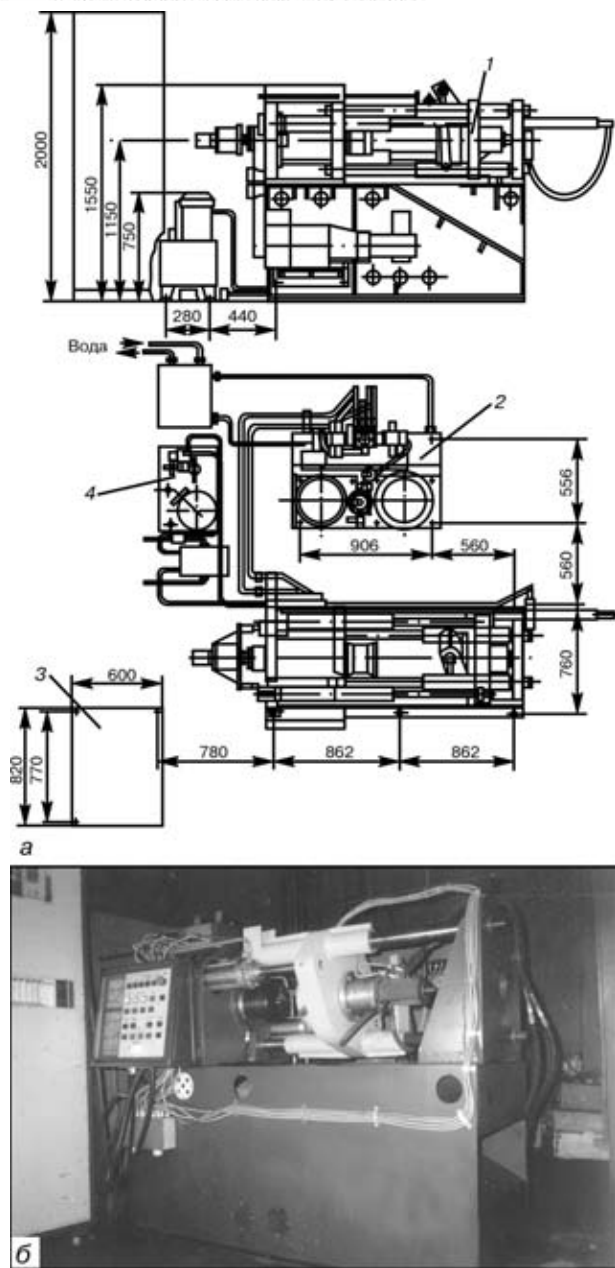


Рис. 1. Установка для сварки трением СТ-120: а — схема; б — общий вид

Силовой привод — гидравлический с двумя рабочими давлениями (высоким 18 МПа и низким 5 МПа). Гидросхемой предусмотрены раздельное включение и независимая регулировка давления в исполнительных цилиндрах зажатия, тормозной системы и осадки. Гидропривод обеспечивает трехступенчатую циклограмму приложения осевого усилия притирка–нагрев–проковка в диапазоне 5...120 кН, позволяет задавать требуемую по технологии сварки скорость нарастания усилия нагрева и проковки, а также осуществлять активный контроль процесса. Важным условием стабильности давления в исполнительных механизмах является стабильность температуры масла в гидросистеме во время работы машины. Для обеспечения этого условия гидросистема снабжена водоохлаждаемым охладителем масла.

Передняя бабка, служащая для приведения во вращение одной из заготовок, а также для воспри-

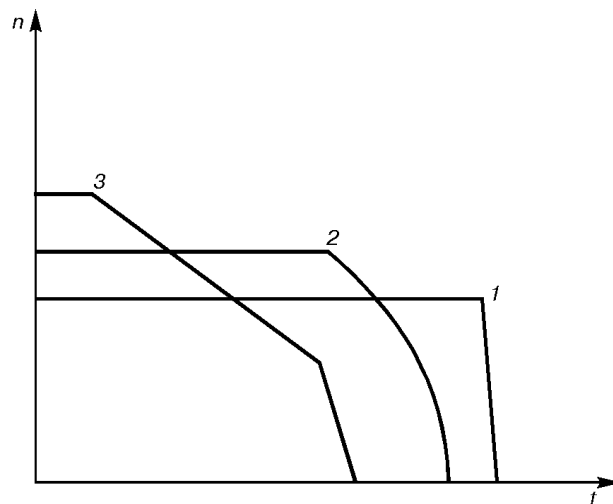


Рис. 2. Циклограмма изменения частоты вращения n при различных вариантах сварки трением с регулируемым торможением: 1 — конвенционный; 2 — комбинированный; 3 — квазиинерционный процесс; t — время

ятия осевого усилия, несет на себе шпиндель, свободно вращающийся в подшипниках, на одном конце которого закреплен зажимной патрон, на другом — шкив привода вращения. Отличительной особенностью шпинделя является незначительный ($0,265 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$) собственный момент инерции, способствующий быстрому торможению вращения заготовок на этапе проковки, что чрезвычайно важно при сварке заготовок малого диаметра.

Пятикулачковые зажимные патроны шпинделя и подвижной стойки имеют гидравлический привод, снабжены регулируемыми упорами и обеспечивают взаимное центрирование свариваемых заготовок с точностью до 0,2 мм. Усилие предварительного зажатия подбирается из условия предупреждения проворачивания заготовок в процессе притирки, отличающейся незначительным осевым усилием. При увеличении усилия в фазах нагрева и проковки усилие зажатия возрастает пропорционально осевому усилию, при этом обеспечивается надежное закрепление без проскальзывания и проворачивания заготовок сплошного и трубчатого сечения при минимальной деформации их поверхности. Патрон подвижной стойки снабжен водоохлаждаемой осадочной матрицей, предназначенной для принудительного формирования соединения преимущественно при сварке разнородных материалов.

В качестве привода вращения применен электропривод постоянного тока типа ЭПУ-1-1-4047 с исполнительным двигателем мощностью 30 кВт, соединенным со шпинделем посредством ременной передачи. Привод отличается высокой степенью поддержания угловой скорости и обеспечивает бесступенчатую регулировку частоты вращения шпинделя до 3900 об/мин. Важным преимуществом привода является возможность проведения стадии притирки при повышенной частоте вращения и поддержания оптимальной частоты вращения на стадии нагрева, а также быстрой остановки вращения шпинделя за счет электродинамического торможения привода на стадии проковки.

Благодаря использованию электропривода постоянного тока, выдерживающего частые пуски и остановки, в конструкции машины удалось отказаться от муфты сцепления, существенно увеличивающей момент инерции вращающихся масс.

Программирование автоматического цикла сварки и контроль процесса осуществляется программируемым контроллером «МикроДАТ» МБ5702 (ПК-64). Контроль и управление работой исполнительных механизмов выполняется посредством сигналов от бесконтактных торцевых переключателей, электроконтактных манометров, датчиков давления, реле расхода, измерительного преобразователя давления «Сапфир», подключенных к входным цепям модуля ПК-64. Для удобства визуального контроля соответствующих операций цикла сварки на входных и выходных модулях контроллера предусмотрена световая индикация включенного состояния датчиков и механизмов. Программирование цикла сварки может осуществляться как по времени с точностью до 0,1 с, так и по осадке нагрева с точностью до 0,1 мм при помощи фотоэлектрического преобразователя угловых перемещений ВЕ178А5.

На установке СТ-120 обеспечивается возможность программирования основных технологических параметров, динамики приложения усилия проковки, что позволяет в зависимости от диаметра, формы сечения и материала свариваемых заготовок реализовать режимы конвенционного или комбинированного процесса сварки трением в широком диапазоне свариваемых сечений.

В процессе выполнения исследовательских работ была проведена модернизация схемы управления приводом вращения и исполнительным гидрориводом торможения, направленная на расширение технологических возможностей установки СТ-120 посредством управления динамикой торможения на заключительной стадии процесса сварки.

Модернизированная схема управления в сочетании с использованием фрикционного многодискового тормоза с регулируемым гидравлическим приводом позволяет управлять процессом торможения вращения по заданной программе и реализовать новую технологию сварки трением с регулируемым торможением (рис. 2). При сварке по этой технологии можно обеспечить термодеструкционные условия формирования соединений, аналогичные таковым при конвенционном процессе (быстрое торможение — кривая 1), комбинированном процессе (постоянная скорость вращения при нагреве и инерционное завершение — кривая 2) и для определенного диапазона диаметров — квазиинерционном процессе (убывающая во времени частота вращения — кривая 3).

На рис. 3 представлены изделия, выполненные сваркой трением с регулируемым торможением на установке СТ-120. Наилучшие результаты по сварке рычага коробки передач автомобиля «Москвич» (сталь 12ХН2А) получены при сравнительно быстром торможении вращения (аналогично конвенционному процессу). Оптимальные условия формирования соединений роторов турбокомпрессоров дизельных двигателей (сплав ЖС-ЗДК + сталь 40Х) обеспечиваются при комбинированном про-

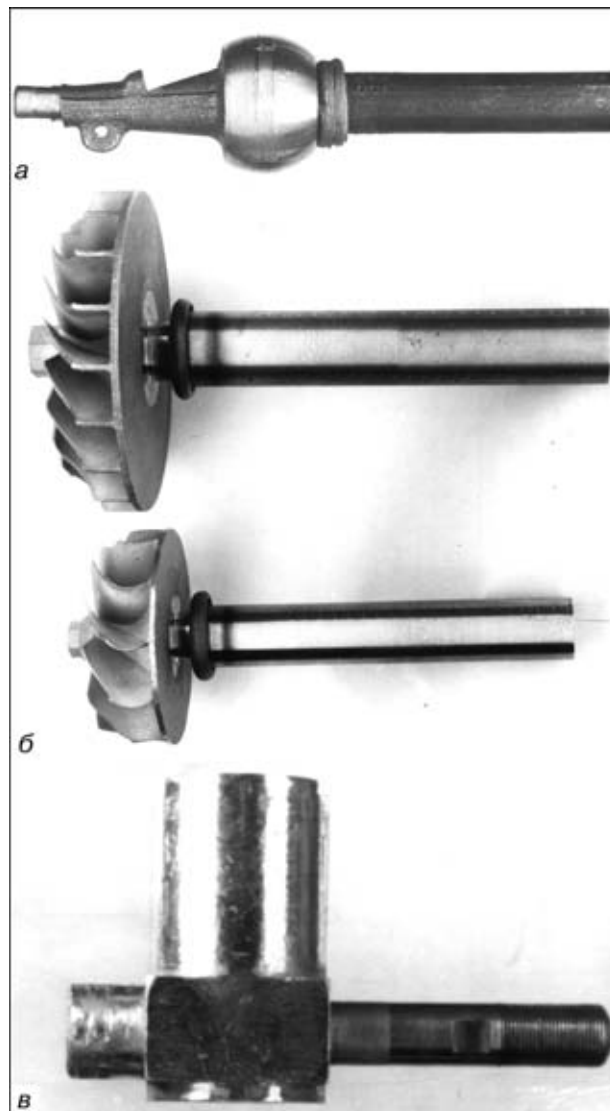


Рис. 3. Изделия, выполненные сваркой трением с регулируемым торможением на установке СТ-120: а — рычаг коробки передач автомобиля «Москвич»; б — роторы турбокомпрессоров дизельных двигателей; в — сталеалюминиевый переходник

цессе, а соединений биметаллических сталеалюминиевых переходников — при квазиинерционном.

Технологические и технические решения, заложенные в конструкции установки СТ-120, а также новые, реализованные при последующей ее модернизации, являются базой для разработки ряда универсальных и специализированных машин с различным осевым усилием и дальнейшего совершенствования оборудования для сварки трением.

Выводы

1. Основными тенденциями создания оборудования для сварки трением являются совершенствование конструкции, повышение уровня автоматизации процесса сварки и контроля качества соединений, направленные на расширение технологических возможностей, увеличение стабильности работы, производительности, точности и качества сварки.

2. Работы, проводимые в настоящее время в ИЭС им. Е. О. Патона в области совершенствования оборудования для сварки трением, направлены на разработку схем модернизации серийных конвенцион-



ных машин и создания машин нового поколения, обеспечивающих регулирование динамических характеристик исполнительных механизмов и реализующих различные разновидности процесса сварки трением.

3. Установка СТ-120, разработанная и изготовленная в ИЭС им. Е. О. Патона, благодаря своим конструктивным особенностям и техническим решениям, реализованным в процессе исследовательских работ, может стать базовой моделью нового поколения машин для сварки трением с программируемой динамикой изменения технологических параметров.

1. Вилль В. И. Сварка металлов трением. — Л.: Машиностроение, 1970. — 175 с.
2. Сварка трением. Справочник / В. К. Лебедев, И. А. Черненко, В. И. Вилль и др. — Л.: Машиностроение, 1987. — 236 с.
3. Lebedev V. K., Chernenko I. A. Friction welding // Sov. Tech. Rev. C. Weld. Surf. — 1992. — 4. — P. 59–168.
4. «Sciaky» // Bulletin d'information interieure. — 1977. — № 25. — S. 12.
5. Воинов В. П., Ведерников Н. М., Болдырев Р. Н. Особенности промышленной технологии сварки трением // Свароч. пр-во. — 1986. — № 10. — С. 9–10.
6. Лебедев В. К., Миргород Ю. А., Цуруль И. А. Сварка трением цилиндрических заготовок неравных сечений // Автомат. сварка. — 1989. — № 4. — С. 66–69.
7. Свойства соединений, выполненных сваркой трением из стальных заготовок неравных сечений / И. А. Черненко, А. В. Решетняк, В. Э. Филатов и др. // Там же. — 1989. — № 7. — С. 68–71.
8. Foister P. V. Heat under power (HUP) friction welding // Proc. Third intern. conf. on advances in welding proc. (Harrogate, 7–9 May, 1974). — Harrogate, 1974. — P. 243–248.
9. Duffin F. D., Bahrani A. S. The deceleration phase in the friction welding of mild steel // Welding Research Intern. — 1976. — 6, № 1. — P. 1–19.
10. Серегин С. А., Серегин А. С. Сварка металлов трением без искусственного торможения // Свароч. пр-во. — 1982. — № 9. — С. 11–13.
11. Кучук-Яценко С. И. Состояние и перспективы развития сварки давлением // Сварка и родственные технологии в XXI век: Сб. науч. тр. междунар. конф. — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона, 1998. — С. 110–119.
12. Kuchuk-Yatsenko S. I., Zyakhov I. V. Friction welding of dissimilar metals // Exploiting solid state joining Intern. conf. (Cambridge, 13–14 Sept., 1999). — Cambridge, 1999. — P. 141–149.

Current trends in development of equipment for friction welding and peculiarities of designing of machines for its modifications, such as conventional, inertia and combined friction welding, are analysed. The work performed at the E. O. Paton Electric Welding Institute in the area of development and manufacture of the friction welding equipment is described. Peculiarities of design of the ST-120 machine, which can be the basic model for a new generation of the friction welding machines, are presented.

Поступила в редакцию 16.01.2001



УДК 621.781.92

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ СТРУКТУРЫ ЗОНЫ СПЛАВЛЕНИЯ НА ОТЛИВКАХ ИЗ СЕРОГО ЧУГУНА

А. И. ЛЮБИЧ, канд. техн. наук (Сумский гос. ун-т)

Для учета влияния режимов заварки дефектов чугунного литья и температуры предварительного подогрева на структуру металла в зоне сплавления предложена номограмма. Показаны примеры ее практического применения.

Ключевые слова: заварка дефектов, серый чугун, литье, зона сплавления, прогнозирование свойств, номограмма

Производство отливок всегда сопровождается определенным количеством брака. Одним из способов повышения выхода годного литья в литейном производстве является восстановление выбракованных отливок. Для заварки дефектов на отливках из серого чугуна с толщиной стенки 5...12 мм нами ранее [1] была разработана порошковая проволока (ППСВ-7).

В настоящей работе выполняли эксперименты по полуавтоматической заварке дефектов на отливках и образцах из серого чугуна с применением предварительного подогрева. Режим заварки следующий: $I_{св} = 130...170$ А, $U_{д} = 26...30$ В, $v_{подпр} = 70...100$ м/ч, полярность прямая. Предварительный нагрев выполняли при температурах 673, 773, 873, 973 и 1073 К. Охлаждение наплавленного металла проводили в электрической печи НШ100В до температуры 327...373 К. Дальнейшее остывание до комнатной температуры осуществляли вне печного пространства. Размер дефектов составлял от 1 до 50 см².

Установлено, что наплавленный металл, как правило, имеет высокое качество и характеризуется ферритно-перлитной структурой, а металл в зоне сплавления в зависимости от значения предварительного подогрева может иметь существенные структурные изменения. Отличия в структуре наплавленного металла, зоны сплавления и основного металла существенно проявляются на качестве поверхности при механической обработке отливок. Поэтому управление формированием благоприятной структуры в зоне сплавления является важной задачей при заварке дефектов на отливках из серого чугуна.

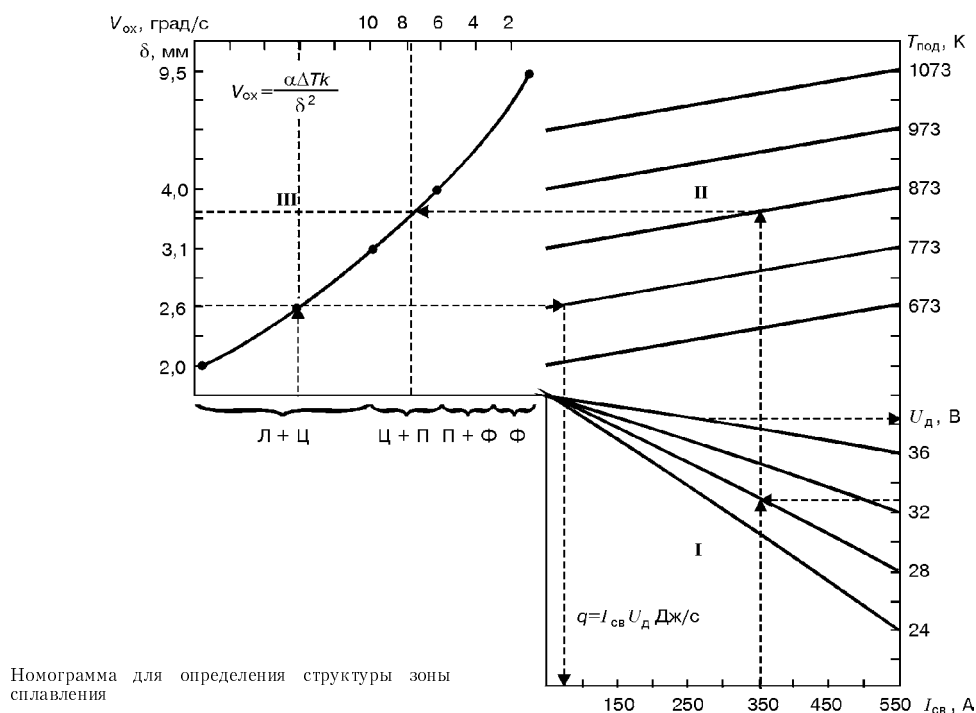
Наряду с проведенными исследованиями выполняли расчеты распределения тепла при заварке дефектов. Полученные расчетные данные имели хорошее совпадение с экспериментальными.

Влияние термической обработки в процессе заварки дефектов, а также режимов сварки на структуру и свойства наплавленного металла и прогнозирование свойств металла в зоне термического влияния (ЗТВ) достаточно хорошо описаны в литературе [2–5]. Прогнозирование же свойств металла в зоне сплавления, характерной при заварке дефектов, отличающейся значительными размерами и различной структурой, что существенно сказывается на механических свойствах, в литературных источниках практически не рассматривается.

Распределение температур в металле ЗТВ и наибольшее их значение в каждом участке в основном определяются теплофизическими свойствами свариваемого материала. Структурообразование в зоне сплавления зависит от скоростей теплопередачи от наплавленного металла к основному. Так как скорости охлаждения наплавленного металла и металла зоны сплавления различны, соответственно и структура их может существенно отличаться.

Для практического учета влияния режимов сварки (количества вводимого тепла в металл) температуры предварительного подогрева на структуру металла в зоне сплавления нами предложена номограмма.

Она состоит из трех квадрантов. В I квадранте строятся линии, отвечающие напряжению на дуге и количеству вводимого тепла электрической дугой в наплавленный металл. Для простоты пользования номограммой во II квадранте проводятся линии, отвечающие температуре предварительного нагрева от-



Номограмма для определения структуры зоны сплавления



ливки. В III квадранте строится линия, определяющая скорость охлаждения наплавленного металла, в зависимости от возможно образованной толщины зоны сплавления. Пользоваться номограммой необходимо следующим образом. В квадранте I, задавшись силой тока и напряжением (определяющими количество тепла, вводимого электрической дугой в наплавленный металл), проводим луч до пересечения с линией, отвечающей выбранной нами температуре предварительного подогрева отливки, во II квадранте. От этого луча под прямым углом горизонтально по направлению к III квадранту проводим луч до его пересечения с линией, определяющей установленную ширину зоны сплавления и скорости охлаждения наплавленного металла до температуры предварительного нагрева отливки в этом квадранте. От этой точки пересечения проводим луч и линии под прямым углом луч опускаем вертикально вниз до пересечения с обозначенной под номограммой скоростью охлаждения и соответствующей ей структурой зоны сплавления. Установленная структура наплавленного металла и будет соответствовать заданным параметрам. Разработанной номограммой можно пользоваться и в обратном порядке. От заранее предполагаемой необходимой структуры переходной зоны проводим луч в III квадрант до пересечения с линией, отвечающей ширине зоны сплавления и скорости охлаждения. От нее проводим луч в горизонтальном

направлении в сторону II квадранта до пересечения с линией, отвечающей необходимому предварительному подогреву отливки, в этом квадранте. От точки пересечения луча с этой линией опускаем луч вертикально вниз до пересечения в I квадранте с линией, отвечающей количеству тепла, вносимого в наплавленный металл порошковой проволокой. По силе тока и напряжению, которые располагаются по сторонам квадранта, определяем необходимый режим наплавки.

1. А. с. 356077 СССР, МПК, В 23К 35/368. Порошковая проволока / Н. М. Сытник, Г. М. Концевич, А. И. Любич и др. — № 1254556 / 25-27; Заявл. 29.04.68; Оpubл. 15.09.72, Бюл. № 32. — 3 с.
2. Стеренбоген Ю. А., Хорунгов В. Ф., Грецкий Ю. Я. Сварка и наплавка чугуна. — Киев: Наук. думка, 1966. — 216 с.
3. Грецкий Ю. Я., Хорунгов В. Ф. Механизированная сварка серого чугуна порошковой проволокой // Технология и организация пр-ва. — Киев, 1969. — № 2. — С. 18-20.
4. Журавицкий Ю. И., Ларин Г. Н. О получении чугуна в наплавленном металле при механизированной сварке // Свароч. пр-во. — 1975. — № 9. — С. 7-9.
5. Елистратов П. С. Сварочные свойства чугуна. — М.: Машгиз, 1959. — 148 с.

Suggested is a nomogram for taking into account the effect of parameters of welding of casting defects in cast iron and temperature of preheating on structure of the fusion zone metal. Examples of its practical application are given.

Поступила в редакцию 07.03.2001

ПО ЗАРУБЕЖНЫМ ЖУРНАЛАМ



(США). — 2000. — November / Desember (англ. яз.)

Anderson T. Алюминий продолжает свое вторжение в автомобильную промышленность, с. 11-12.

Barhorst S. Применение электродной проволоки с металлическим сердечником, с. 13-15.

Urevich D. Процессы термического напыления, области применения и преимущества, с. 16-18.



(Австралия). — 2000. — Vol. 45, Fourth Quarter (англ. яз.)

Guant Q. Применение технологий бездеформационной сварки с низкими напряжениями в производстве листового металла, с. 8-10.

Разработка недорогой машины для линейной сварки трени-ем, с. 15.

Сеть «OZWELD» расширяет сферу своих услуг, с. 16-19.

Аспекты сварки МИГ тонколистовых стальных материалов, с. 21.

Научные достижения в области соединения тонколистовой стали, с. 22-23.

Lawlor P. Технология, позволяющая снизить разбрызгивания и повысить производительность, с. 24-25.

Matsuyama K.-I. Компьютерное моделирование процесса формирования ядра сварной точки при контактной точечной сварке, с. 32-38.

Chen Y. W., Dunne D., Norrish J., Szalla J. Микроструктура и механические свойства стальных листов марки «ZINCA-LUME G550», сваренные способом МИГ, с. 39-47.



(Польша). — 2001. — № 1 (пол. яз.)

Matusiak J. Исследование вредных для здоровья факторов, выступающих в рабочей среде при сварке, с. 43, 46, 51.

Kaffanke S., Stachurski M. Влияние геометрии и микроструктуры аустенитного шва, соединяющего элементы из феррита

и стали на оценку его качества ультразвуковым методом, с. 52-54, 57-61.

Miko Z., Nowara A., Oliwa W. Устройство для измерения параметров точечной сварки постоянным током, с. 61-64.



(Румыния). — 2000. — № 4 (рум. яз.)

Dehelean D. 30-летие со дня основания государственного научно-исследовательского института по сварке и испытанию материалов в г. Тимишоара, с. 4.

Boarna C. Размышления о деятельности ISIM в течение 30 лет, с. 6-8.

Farbas N. Исследования и разработки ISIM, с. 9-10.

Grun G. Аттестация и сертификация в Румынии операторов по неразрушающему контролю в соответствии со стандартом SP EN 473:1993, с. 12-14.

Dehelean D., Dascau H. Участие ISIM в получении диплома европейских международных инженеров-сварщиков, с. 15.

Popescu M., Marta C., Caneparu A. Техническая документация в области сварки, разрушающих и неразрушающих испытаний, смежных отраслей в ISIM, с. 19-21.

Mateiu H., Voicu S., Murariu A. et al. Анализ характеристик ухудшения свойств с помощью неразрушающих и разрушающих методов исследования термостойких сталей, эксплуатирующихся при высоких температурах, с. 22-26.

Murari A. Деятельность ISIM в области механических испытаний, неразрушающих исследований и структурных анализов, с. 27-28.

JOURNAL OF THE JAPAN INSTITUTE OF LIGHT METALS (Япония). — 2000. — Vol. 50, № 9 (яп. яз.)

Nisancioglu K., Nordlien J. H. Наука и технологии XXI века. Понимание механизма коррозии промышленных алюминидов и магниевых сплавов, с. 417-429.

Arakawa S., Hatayama T., Matsugi K., Yanagisawa O. Влияние размера частиц на дисперсионное твердение композиционных материалов механического легирования с Al-4 % Si матрицей, упрочненной дисперсионными частицами Al₂O₃, с. 430-434.



Ikeda M., Komatsu S., Sugimoto T. Влияние количества добавки Al на удельное сопротивление закаленных Ti-Mo-Al бета-сплавов, с. 435-440.

Takagi Y. et al. Причины появления полосок на пресс-профилях из алюминиевого сплава 6063 после поверхностной обработки, с. 441-445.

Shigematsu I. et al. Лазерная резка тонких листов из магниевого сплава AZ31, с. 446-450.

Ohwue T. et al. Способность к глубокой вытяжке листов из алюминиевых сплавов серии 5000 при температуре подогрева до 250 °C, с. 451-455.

Aida S. et al. Способность к глубокой вытяжке листов из магниевого сплава AZ31, с. 456-461.

Tomota Y., Ohnuki T. Измерение остаточных тепловых напряжений в композиционных материалах с матрицей из алюминиевого сплава, с. 452-467.

Ozono T. Результаты достижений высокотемпературных технологий переработки алюминия, с. 468-474.

(Япония). — 2000. —
Vol. 50, № 10 (яп. яз.)

Lavernia E. J., Xu Q. Наука и технологии XXI века. Фундаментальные исследования и области применения формовки напылением, с. 479-485.

Fujino T., Miyamoto M., Noguchi H. Повышение стойкости алюминия к высокотемпературной коррозии с помощью покрытий, полученных химическим способом при вторичной обработке в ванне гидроксида магния, с. 486-490.

Minoda T., Hayakawa H., Yoshida H. Влияние содержания железа на качество поверхности пресс-профилей из алюминиевого сплава 6063, с. 491-494.

Seri O., Asahi T. Механизм коррозии алюминия в водном растворе, содержащем газообразные промышленные отходы, с. 495-498.

Takahashi T., Hirayama K., Minamino Y. et al. Диффузия четырехкомпонентной системы в алюминиевых сплавах 7000, с. 499-504.

Asahina T., Tokisue H. Свариваемость чистого магния и его сплава AZ31 при ЭЛС, с. 512-517.

Komatsu S., Muramatsu T. Методы оценки концентрации раствора в алюминиевых сплавах, с. 518-526.

Ninobe K. et al. Оптическая микроскопия TiAl интерметаллидов, с. 527-536.

J. OF THE JAP. INSTITUTE
OF METALS
(Япония). — 2000. —
Vol. 64, № 8 (яп. яз.)

Nishida T., Sueyoshi H. Соединение графита с никелем в твердом состоянии, с. 597-603.

Soki K. et al. Водородное охрупчивание пленок из сплава Nb-Mo, изготовленных способом ионно-дуговой металлизации, с. 604-608.

Seki M. et al. Пайка титаново-никелевого сплава с запоминанием формы с нержавеющей сталью, с. 632-640.

Matsubara M., Iwasaki T., Hanada S. Синтез функционально-градиентных покрытий из Nb-Al / Al2O3 с помощью плазменного напыления, с. 677-683.

Park Y. J., Enoki M., Suga T., Kishi T. Влияние термообработки и остаточного напряжения, вызванного контактным деформированием, на характеристики разрушения швов алюминий/сапфир, полученных методом поверхностно-активированного соединения при комнатной температуре, с. 691-697.

J. OF THE JWS
(Япония). — 2000. —
Vol. 69, № 8 (яп. яз.)

Сварка котлов. Сварка высоколегированных котельных труб, с. 3.

История сварочных технологий XX века.

1. Koga S. Судостроение, с. 4-9.

2. Matsui H. Автомобилестроение, с. 10-15.

3. Matsumoto M. Мостостроение, с. 16-20.

4. Katsatani T. Строительство трубопроводов, с. 21-24.

Ochiai M. Оценка степени потери свойств материалов с помощью широкополосных поверхностных волн, генерируемых лазером, с. 25-28.

Yamamoto S. Заводская гарантия на качество защитного газа, с. 29-32.

Sathoh T. Влияние защитного газа на качество и производительность сварки, с. 33-36.

Asada M. Неожиданное поведение систем многозвенных манипуляторов, оснащенных роботами с интенсивным обучением, с. 37-43.

praktiker

(Германия). — 2000. —
№ 12 (нем. яз.)

Kaulich G., Killing R. Разработка источников тока для дуговой сварки, с. 458, 460-461.

Aichele G. Затраты в сварочной технике снижаются, с. 466, 468-470.

Gartner A. DVS связующее звено между обществом и политикой, с. 472-476.

Исследования и практика, с. 478-480, 482-484, 486-493.

Killing R. Свариваемость различных материалов, с. 494-497.

Управление качеством и следствия, с. 497-500.

**rivista italiana
della
saldatura**

(Италия). — 2000. —
№ 6 (ит. яз.)

Di Kotecki D. J., Quintana M. A. Обзор развития присадочных материалов для сварки, с. 701-718.

Costa G., Scasso M. Аттестация и сертификация персонала, работающего в области роботизированной и лазерной сварки, с. 719-727.

Lanza M., Reale S., Servetto C. Метод оценки надежности координированных систем труб на нефтехимических предприятиях, с. 731-736.

Nimbach C., Nimbach J., Trillmich R. Описание процесса приварки шпилек и основные области применения, с. 739-744.

Dilthey U., Wieschemann A. Перспективы сочетания лазерного процесса сварки с двухдуговым процессом — гибридная сварка, с. 749-759.

Визуальное исследование, с. 761-765.

Weman K. Оборудование для сварки алюминия, с. 769-772.

**SOUDAGE ET
TECHNIQUES
CONNEXES**

(Франция). — 2000. —
№ 7/8 (фр. яз.)

Отчет о деятельности Института сварки Франции за 1999 г., с. 3-15.

Meester D. Развитие основных сварочных материалов, с. 17-27.

Huthier I., Bel G., Lieurade H. P. et al. Улучшение эксплуатационных характеристик механосварочных конструкций из сплавов алюминия, с. 28-38.

Dugrillon D. Тигрированные вольфрамовые электроды, с. 39-43.

Breat J.-L. Высшая школа по сварке и ее применению (ESSA). Отчет о 69-м выпуске (1999-2000 гг.), с. 44-45.

Breat J.-L. Техническая школа сварщиков (EAPS). Состав 15-го выпуска, с. 46-49.