

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор
Б.Е. Патон

Ученые ИЭС им. Е.О. Патона
д.т.н. С.И. Кучук-Яценко (зам. гл. ред.),
д.т.н. В.Н. Липодаев (зам. гл. ред.),
д.т.н. Ю.С. Борисов,
д.т.н. Г.М. Григоренко,
к.ф.-м.н. А.Т. Зельниченко,
д.т.н. В.В. Кныш,
д.т.н. И.В. Кривцун, д.т.н. Ю.Н. Ланкин,
д.т.н. Л.М. Лобанов,
д.т.н. В.Д. Позняков,
д.т.н. И.А. Рябцев, д.т.н. К.А. Ющенко
Т.В. Юштина (отв. секр.)

Ученые университетов Украины
д.т.н. В.В. Дмитрик, НТУ «ХПИ», Харьков,
д.т.н. В.В. Квасницкий,
НТУУ «КПИ им. Игоря Сикорского», Киев,
к.т.н. Е.П. Чвертко,
НТУУ «КПИ им. Игоря Сикорского», Киев,
д.т.н. М.М. Студент, Физ.-механ. ин-т
им. Г.В. Карпенко НАНУ, Львов

Зарубежные ученые
д.т.н. Н.П. Алешин
МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, РФ
д.т.н. Гуань Цяо
Ин-т авиационных технологий, Пекин, Китай
д.х.н. М. Зиниград
Ун-т Ариэля, Израиль
д.т.н. В.И. Лысак
Волгоградский гос. техн. ун-т, РФ
д-р инж. У. Райсген
Ин-т сварки и соединений, Аахен, Германия
д.т.н. Я. Пилярчик
Ин-т сварки, Гливице, Польша
д.т.н. Г.А. Туричин
С.-Петербургский гос. политехн. ун-т, РФ

Адрес редакции
ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ
03150, Украина, Киев-150,
ул. Казимира Малевича, 11
Тел.: (38044) 200 6302, 200 8277
Факс: (38044) 200 5484, 200 8277
E-mail: journal@paton.kiev.ua
www.patonpublishinghouse.com

Учредители
Национальная академия наук Украины,
ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ,
МА «Сварка» (издатель)

Свидетельство о государственной
регистрации КВ 4788 от 09.01.2001
ISSN 0005-111X
DOI: <http://dx.doi.org/10.15407/as>

Рекомендовано к печати
редакционной коллегией журнала

Журнал входит в перечень утвержденных
Министерством образования и науки
Украины изданий для публикации трудов
соискателей ученых степеней

За содержание рекламных материалов
редакция журнала ответственности не несет

Цена договорная
Подписной индекс 70031

Издается ежемесячно

СОДЕРЖАНИЕ

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

Лобанов Л.М., Пащин Н.А., Тимошенко А.Н., Миходуй О.Л., Гончаров П.В., Черкашин А.В. Влияние параметров электродинамической обработки на остаточные напряжения сварных соединений сплава АМгб 3

Молтасов А.В., Ткач П.Н., Ткач И.Г., Верушкин В.В. Концентрация напряжений в стыковых сварных соединениях с односторонним усилением (Обзор) 7

Кулинич М.В., Запорожец Т.В., Гусак А.М., Устинов А.И. Расчет тепловых полей в процессе соединения алюминиевых пластин через промежуточные прослойки при локальном нагреве зоны соединения 15

Люшинский А.В. Применение ультрадисперсного порошка никеля для диффузионного соединения титана с нержавеющей сталью 25

Размышляев А.Д., Агеева М.В. Расчет характеристик знакопеременного поперечного магнитного поля, влияющего на перенос капель при дуговой сварке и наплавке 30

ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ РАЗДЕЛ

Сом А.И. Восстановление шнеков экструдеров и термопластавтоматов плазменно-порошковой наплавкой 35

Кусков Ю.М., Грищенко Т.И. Формирование металлической ванны при электрошлаковом процессе в токоподводящем кристаллизаторе 42

СВАРКА ЗА РУБЕЖОМ

Сварка дуплексных нержавеющей сталей 46

Инновационное оборудование для сварки полиэтиленовых труб большого диаметра 51

ХРОНИКА

Международная выставка «Сварка и резка – 2019» 54

К 100-летию со дня рождения Ю.А. Стеренбогена 56

ИНФОРМАЦИЯ

Создание первого отечественного способа автоматической дуговой сварки под флюсом 57

К 60-летию разработки ИЭС им. Е.О. Патона первой самозащитной порошковой проволоки для дуговой сварки ПП-АН1 61

Автоматичне Зварювання

Avtomaticheskaya Svarka (Automatic Welding)

Видається 12 разів на рік з 1948 р.

Published 12 times per year since 1948

Головний редактор **Б.Є. Патон**

Editor-in-Chief **B.E. Paton**

ЗМІСТ

CONTENTS

НАУКОВО-ТЕХНІЧНИЙ РОЗДІЛ

SCIENTIFIC AND TECHNICAL

Лобанов Л.М., Пащин М.О., Тимошенко О.М., Міходуй О.Л., Гончаров П.В., Черкашин О.В. Вплив параметрів електродинамічної обробки на залишкові напруги зварних з'єднань сплаву АМГ63

Молтасов А.В., Ткач П.М., Ткач І.Г., Верушкін В.В. Концентрація напружень у стикових зварних з'єднаннях з одностороннім підсиленням (Огляд)7

Кулініч М.В., Запорожець Т.В., Гусак А.М., Устінов А.І. Розрахунок теплових полів у процесі з'єднання алюмінієвих пластин через проміжні прошарки при локальному розігріві зони з'єднання15

Льшинський А.В. Застосування ультрадисперсного порошку нікелю для дифузійного з'єднання титану з нержавіючою сталлю25

Размишляев О.Д., Агеева М.В. Розрахунок характеристик знакозмінного поперечного магнітного поля, впливаючого на перенесення крапель при дуговому зварюванні та наплавленні30

Lobanov L.M., Pashchin N.A., Tymoshenko A.N., Mikhoduy O.L., Goncharov P.V., Cherkashin A.V. Influence of parameters of electrodynamic treatment on residual stresses of welded joints of AMG6 alloy3

Moltasov A.V., Tkach P.M., Tkach I.G., Verushkin V.V. Stress concentration in the butt welded joints with a one-sided reinforcement (Review).....7

Kulinich M.V., Zaporozhets T.V., Gusak A.M. and Ustinov A.I. Calculation of thermal fields in process of joining of aluminum plates through intermediate layers at local heating of joint zone15

Lyushinskii A.V. Application of ultrafine nickel powder for diffusion joining of titanium to stainless steel25

Razmyshlayev A.D., Ageeva M.V. Calculation of the characteristics of alternating transverse magnetic field affecting drop transition in arc welding and surfacing30

ВИРОБНИЧИЙ РОЗДІЛ

INDUSTRIAL

Сом О.І. Відновлення шнеків екструдерів та термопластавтоматів плазмово-порошковим наплавленням35

Кусков Ю.М., Грищенко Т.І. Формування металевої ванни при електрошлаковому процесі в струмопідвідному кристалізаторі42

Som A.I. Repair of screws of extruders and automatic molding machines by plasma-arc surfacing35

Kuskov Yu. M. and Grishchenko T. I. Formation of metal pool in current-supplying mould at electroslog process42

ЗВАРЮВАННЯ ЗА КОРДОНОМ

WELDING ABROAD

Зварювання дуплексних нержавіючих сталей46

Інноваційне обладнання для зварювання поліетиленових труб великого діаметру51

Welding of duplex stainless steels46

Innovative equipment for welding of large diameter polyethylene pipes51

ХРОНІКА

NEWS

Міжнародна виставка «Зварювання та різання-2019»54

До 100-річчя від дня народження Ю.О. Стеренбогена56

International Exhibition «Welding and Cutting – 2019»54

To the 100th birthday anniversary of Yu. A. Sterenbogen56

ІНФОРМАЦІЯ

INFORMATION

Створення першого вітчизняного способу автоматичного дугового зварювання під флюсом57

До 60-річчя розробки ІЕЗ ім. Є.О. Патона першого самозахисного порошкового дроту для дугового зварювання ПП-АН161

Development of the first domestic method of automatic submerged-arc welding57

To the 60th anniversary of PWI developing self-shielded flux-cored wire PP-AN1 for arc welding61

Журнал «Автоматичне зварювання» видається англійською мовою під назвою «The Paton Welding Journal»

«Avtomaticheskaya Svarka» (Automatic Welding) journal is republished in English under the title «The Paton Welding Journal»

Адреса редакції

Address

03150, Україна, м. Київ-150, вул.Казимира Малевича, 11
ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України
Тел./факс: (38044) 200-82-77, 200-63-02
E-mail: journal@paton.kiev.ua
www.patonpublishinghouse.com

The E. O. Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine,
11 Kazimir Malevich Str., 03150, Kyiv, Ukraine
Tel./Fax: (38044) 200-82-77, 200-63-02
E-mail: journal@paton.kiev.ua
www.patonpublishinghouse.com

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ СПЛАВА АМГ6

Л.М. Лобанов, Н.А. Пашин, А.Н. Тимошенко, О.Л. Миходуй, П.В. Гончаров, А.В. Черкашин
ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины. 03150, г. Киев, ул. Казимира Малевича, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Исследовали влияние параметров, определяющих различную длительность электродинамического воздействия, на снижение уровня остаточных напряжений в сварных швах стыковых соединений алюминиевого сплава АМГ6 в результате электродинамической обработки. Показано, что возрастание длительности электродинамического воздействия, достигаемое увеличением индуктивности разрядного контура при постоянстве амплитудных значений импульсного электрического тока, характеризуется большим увеличением времени затухания тока по сравнению с периодом его нарастания. При этом возрастание длительности электродинамического воздействия приводит к повышению эффективности метода для снижения уровня остаточных напряжений в сварных соединениях сплава АМГ6. Отмечено, что при длительности $t \geq 0,7$ мс снижение напряжений определяется интенсивностью электродинамического воздействия и джоулевым нагревом поверхности пластины. Библиогр. 5, табл. 1, рис. 4.

Ключевые слова: электродинамическая обработка, алюминиевые сплавы, импульс электрического тока, остаточные сварочные напряжения, длительность электродинамического воздействия

Методы обработки металлических материалов и сварных соединений воздействием импульсных электромагнитных полей с начала 2000-х годов получили распространение при регулировании напряженного состояния элементов конструкций [1].

Одним из таких методов является электродинамическая обработка (ЭДО), основанная на совместном воздействии импульсного электрического тока и динамического давления на сварное соединение. Электродинамическое воздействие на металл при ЭДО реализуется посредством контакта рабочего электрода с поверхностью металла в момент разряда емкостного накопителя энергии. В результате совместного воздействия динамической нагрузки и импульсного электрического тока (ИЭТ) в обрабатываемом металле инициируются электроимпульсные процессы, связанные с электропластическим эффектом (ЭПЭ) [1], а также динамические процессы, определяемые формированием в материале упругих волн деформаций. Результатом совместного протекания электропластических и динамических процессов является изменение напряженного состояния сварных соединений. Проводили исследования по оценке влияния на эффективность обработки таких параметров электродинамического воздействия, как зарядное напряжение и емкость накопителя, амплитудные значения импульсного тока и динамического давления [2]. При этом системные исследования влияния длительности электродинамических воздействий на эффективность ЭДО до настоящего времени не проводились. Хотя, согласно данным работ [3, 4], длительность электро-

импульсного и динамического воздействий, совместно определяющих управляющий механизм ЭДО, влияет на уровень напряженного состояния в конструкционных материалах. Исходя из сказанного выше, изучение влияния длительности электродинамических воздействий на напряженное состояние сварных соединений представляется достаточно актуальным.

Целью настоящей работы являлось исследование влияния длительности электродинамического воздействия при ЭДО, а также параметров, ее определяющих, на напряженное состояние сварных соединений алюминиевого сплава АМГ6.

Методика проводимых экспериментов. Исследовали влияние длительности воздействия при ЭДО на напряженное состояние образцов сварных стыковых соединений сплава АМГ6 размерами $400 \times 100 \times 2$ мм, выполненных автоматической сваркой ТИГ (Аг) при значениях напряжения дуги, сварочного тока и скорости процесса соответственно: $U_{св} = 20$ В, $I_{св} = 170$ А и $v_{св} = 5,5$ мм/с.

Для генерирования электродинамических воздействий использовали источник импульсного электрического тока (ИИЭТ) с переменной индуктивностью L , конструкция которого создана на базе разрядно-конденсаторных систем. Ступенчатое регулирование индуктивности позволяет изменять длительность ИЭТ t и, как следствие, интенсивность электродинамических воздействий [2].

Для реализации ЭДО использовали электродное устройство (ЭУ), внешний вид которого показан на рис.1. Рабочим органом ЭУ является

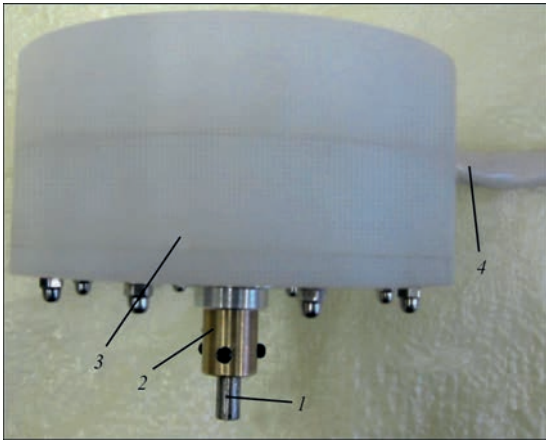


Рис. 1. Электродное устройство для ЭДО (обозначения см. в тексте)

электрод 1, торец которого в процессе ЭДО контактирует с обрабатываемой поверхностью сварного соединения. Электрод закреплен в цанге 2, установленной в защитном корпусе 3, содержащем устройство, обеспечивающее воздействия электроимпульсной и динамической составляющих ЭДО на сварное соединение. Силовой кабель 4 обеспечивал подключение ЭУ к ИИЭТ.

Проводили ЭДО (рис. 2) наружной поверхности и корня сварного шва исследуемых образцов. Обработку выполняли в условиях «жесткого закрепления», для реализации которого перед ЭДО поверхность пластины 2 фиксировали распределенной нагрузкой q на сборочной плите 3, исключая возможные угловые деформации образца. Данная схема фиксации, согласно [5], обеспечивает максимальную эффективность электродинамического воздействия, при прочих равных параметрах режима ЭДО. Для реализации ЭДО на поверхность сварного шва устанавливали ЭУ 1 и обеспечивали его гарантированный электрический контакт при замыкании разрядного контура.

Посредством включения силового ключа К инициировали разряд емкостного накопителя энергии C через ЭУ в обрабатываемый материал. Временные распределения импульсного тока I ре-

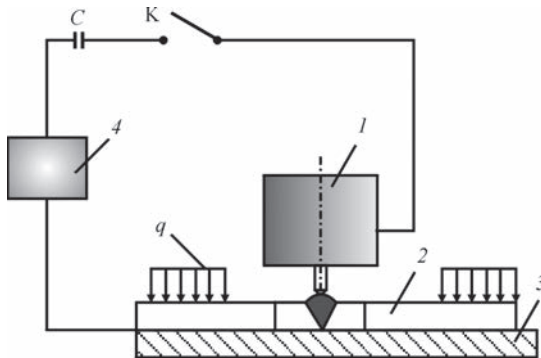


Рис. 2. ЭДО образцов сварных соединений сплава АМгб при «жестком» закреплении: C — емкостной накопитель энергии; K — силовой ключ; q — фиксирующая нагрузка; 1 — ЭУ; 2 — образец; 3 — сборочная плита; 4 — датчик Холла

гистрировали с использованием датчика Холла 4, встроенного в разрядный контур, как показано на рис. 3. В процессе выполнения ЭДО ЭУ перемещали по обрабатываемой поверхности сварного шва с шагом 3 мм. Количество электродинамических воздействий обеспечивало электропластическое деформирование обрабатываемого участка.

Исследовали влияние параметров ЭДО на изменение продольной (вдоль линии шва) компоненты σ_x остаточного напряженного состояния сварных пластин сплава АМгб при равных амплитудных значениях импульсного тока I и вариациях t . Равенство значений I при различной длительности воздействия t , задаваемой изменением L , обеспечивали нарастанием значений напряжения заряда U_3 . В качестве базового амплитудного значения импульсного тока I выбирали $I = 1,0$ кА. Следствием возрастания U_3 явилось увеличение запасенной энергии заряда E_3 .

Методом электронной спекл-интерферометрии определяли значения σ_x в центре шва сварных пластин в исходном состоянии и после ЭДО [2].

Результаты экспериментов и их обсуждение.

Режимы ЭДО пластин при нарастании значений L и U_3 , обеспечивающих $I = 1,0$ кА при сопутствующем увеличении длительности воздействия t и запасенной энергии E_3 , представлены в таблице.

Временные распределения импульсного тока I равной амплитуды, соответствующие различной длительности воздействия t , представлены на рис. 3. Анализируя данные таблицы и рис. 3, можно видеть, что увеличение L приводит к нарастанию t . При этом нарастание L в большей степени влияет на время затухания и продолжительность t ИЭТ, чем на время его нарастания, что особенно заметно при сравнении кривых 2 и 3. В то же время, согласно [4], именно в фазе нарастания динамическое воздействие наиболее заметно влияет на напряженно-деформированное состояние металлических материалов.

Значение σ_x в центре шва в исходном состоянии (без ЭДО) определяется столбцом 4 на рис. 4,

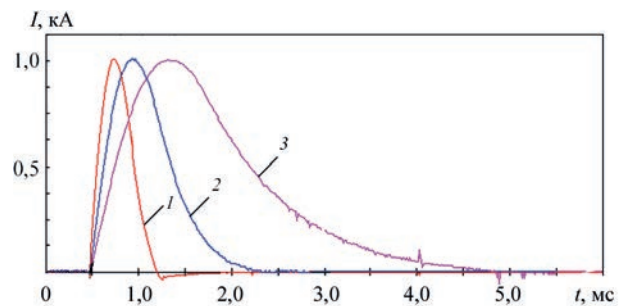


Рис. 3. Временные распределения импульсного тока I равной амплитуды при ЭДО сварных пластин из сплава АМгб размерами $400 \times 100 \times 2$ мм, где номера кривых соответствуют номерам строк таблицы

Параметры ЭДО сварных пластин из сплава АМг6 размерами 400×100×2 мм

Но-мер п/п	Индук-тивность L , мкГн	Напряже-ние ИЭТ U_3 , В	Ампли-туда ИЭТ I , кА	Длитель-ность ИЭТ t , мс	Энергия ИЭТ E_3 , Дж
1	5,3	185	1,0	0,7	94
2	20	388	1,0	1,75	413
3	71,5	726	1,0	4,5	1449

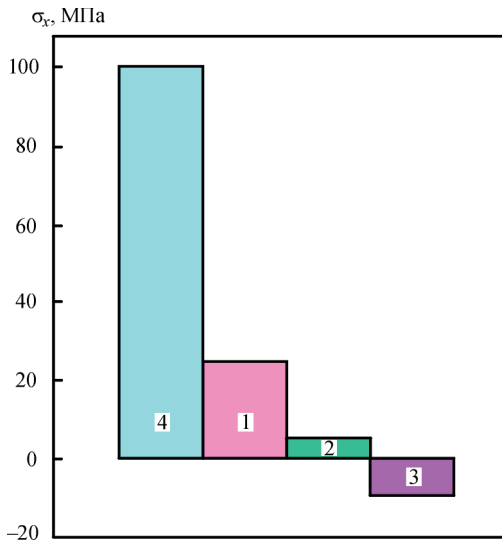


Рис. 4. Пиковые значения напряжений σ_x в центре шва сварной пластины из сплава АМг6 размерами 400×100×2 мм, где номера столбцов 1–3 значений σ_x соответствуют номерам кривых на рис. 3 (столбец 4 — σ_x без ЭДО)

из которого можно видеть, что начальный уровень остаточных сварочных напряжений достигал 100 МПа. Низкий уровень σ_x до обработки объясняется малой шириной используемых пластин.

При ЭДО на режиме, соответствующему минимальной индуктивности (рис. 3, кривая 1) имеет место снижение напряжений в зоне обработки до 22 МПа (столбец 1). При увеличении L (кривая 2) σ_x в зоне обработки понижается практически до нулевых значений (столбец 2). При дальнейшем увеличении L (кривая 3) напряжения переходят в область сжатия, а значения σ_x близки к -10 МПа (столбец 3). Анализируя данные таблицы и рис. 3, 4, можно заключить, что с нарастанием L эффективность воздействия увеличивается.

Следует отметить, что возрастание эффективности ЭДО определяется нарастанием значений E_3 , необходимых для соблюдения условия $I = 1$ кА при больших значениях L , и соответственно, более длительном периоде t . Кроме того, при ЭДО на режимах, соответствующих строкам 2 и 3 таблицы, имело место локальное оплавление металла в зоне контактного взаимодействия электрода с обрабатываемой поверхностью пластины вследствие джоулевого нагрева [1]. Таким образом, можно заключить, что при ЭДО длительностью

$t > 0,7$ мс, снижение уровня остаточных сварочных напряжений определяется электродинамическим воздействием в условиях локального джоулевого нагрева поверхности пластины.

Следует отметить, что позитивное воздействие ЭДО на напряженное состояние сварных пластин в условиях высоких уровней энергии ИЭТ сопровождается не только нагревом, но и локальным повреждением обрабатываемой поверхности, которое негативно влияет на циклическую прочность сплава АМг6 [5]. Таким образом, можно сделать вывод, что повышение температуры в зоне воздействия ИЭТ при исключении его негативного влияния на качество поверхности может увеличить эффективность ЭДО. Поэтому представляется перспективным применение ЭДО непосредственно в процессе сварки, что будет являться направлением наших дальнейших исследований.

Выводы

1. На базе разработанной методики исследовано влияние параметров электродинамического воздействия на снижение уровня остаточных напряжений сварных соединений алюминиевого сплава АМг6 в результате ЭДО.

2. Установлено, что повышение уровня энергии электродинамического воздействия приводит к возрастанию эффективности ЭДО для регулирования уровня остаточных напряжений в сварных швах стыковых соединений сплава АМг6. Показано, что при длительности токового импульса более 0,7 мс уровень напряжений определяется интенсивностью обработки в условиях джоулевого нагрева.

3. Целесообразно проведение дальнейших исследований по определению эффективности применения ЭДО непосредственно в процессе сварки.

Список литературы

1. Баранов Ю.В., Троицкий О.А., Аврамов Ю.С., Шляпин А.Д. (2001) *Физические основы электроимпульсной и электропластической обработок и новые материалы*. Москва, МГИУ.
2. Лобанов Л.М., Кондратенко И.П., Пашин Н.А. и др. (2012) Эффективность электродинамической обработки алюминиевого сплава АМг6 и его сварных соединений. *Автоматическая сварка*, **1**, 3–7.
3. Стрижало В.А., Новогрудский Л.С., Воробьев Е.В. (2008) *Прочность материалов при криогенных температурах с учетом воздействия электромагнитных полей*. Киев, ИПШ.
4. Белова М.М., Проценко С.С., Иванов А.В. (1987) Динамика деформирования упругопластического слоя при импульсном энерговыделении. *Проблемы прочности*, **1**, 87–91.
5. Лобанов Л.М., Пашин Н.А., Ящук В.А., Миходуй О.Л. (2015) Влияние электродинамической обработки на сопротивление разрушению алюминиевого сплава АМг6 при циклическом нагружении. *Там же*, **3**, 91–98.

References

1. Baranov, Yu.V., Troitsky, O.A., Avramov, Yu.S., Shlyapin, A.D. (2001) *Physical principles of electropulse and electroplastic treatments*. Moscow, MGU [in Russian].
2. Lobanov, L.M., Pashchin, N.A., Cherkashin, A.V. et al. (2012) Efficiency of electrodynamic treatment of aluminium alloy AMg6 and its welded joints. *The Paton Welding J.*, **1**, 2-6.
3. Strizhalo, V.A., Novogrudsky, L.S., Vorobiov, E.V. (2008) *Strength of materials at cryogenic temperatures taking into account electromagnetic fields*. Kiev, IPS [in Russian].
4. Belova, M.M., Protsenko, S.S., Ivanov, A.V. (1987) Dynamics of deformation of elastic-plastic layer in impulse energy release. *Problemy Prochnosti*, **2**, 87-91 [in Russian].
5. Lobanov, L.M., Pashchin, N.A., Yashchuk, V.A., Mikhoduj, O.L. (2015) Effect of electrodynamic treatment on fracture resistance of aluminium alloy AMg6 under cyclic loading. *Ibid.*, **3**, 91-98 [in Russian].

ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ ОБРОБКИ НА ЗАЛИШКОВІ НАПРУГИ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ СПЛАВУ АМГ6

Л.М. Лобанов, М.О. Пашчин, О.М. Тимошенко, О.Л. Міходуй, П.В. Гончаров, О.В. Черкашин

ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Досліджували вплив параметрів, що визначають різну тривалість електродинамічного впливу на зниження рівня залишкових напружень в зварних швах стикових з'єднань алюмінієвого сплаву АМГ6 внаслідок електродинамічної обробки. Показано, що зростання тривалості електродинамічного впливу, що досягається збільшенням індуктивності розрядного контуру при сталості амплітудних значень імпульсного електричного струму, характеризується великим збільшенням часу загасання струму в порівнянні з періодом його наростання. При цьому зростання тривалості електродинамічного впливу призводить до підвищення ефективності методу для зниження рівня залишкових напружень в зварних з'єднаннях сплаву АМГ6. Відзначено, що при тривалості $t \geq 0,7$ мс зниження напружень визначається інтенсивністю електродинамічного впливу і Джоулевім нагріванням поверхні пластини. Бібліогр. 5, табл. 1, рис. 4.

Ключові слова: електродинамічна обробка, алюмінієві сплави, імпульс електричного струму, залишкові зварювальні напруження, тривалість електродинамічного впливу

INFLUENCE OF PARAMETERS OF ELECTRODYNAMIC TREATMENT ON RESIDUAL STRESSES OF WELDED JOINTS OF AMG6 ALLOY

L.M. Lobanov, N.A. Pashchin, A.N. Tymoshenko, O.L. Mikhoduy, P.V. Goncharov, A.V. Cherkashin

E.O. Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine, 11 Kazimir Malevich Str., 03150, Kyiv, Ukraine. E-mail: office@paton.kiev.ua

The influence of the parameters determining different duration of electrodynamic effect on reduction of the level of residual stresses in the welds of butt joints of the aluminum AMg6 alloy as a result of electrodynamic treatment was investigated. It is shown that an increase in the duration of electrodynamic effect, achieved by growing in the inductance of the discharge circuit at constant amplitude values of a pulsed electric current, is characterized by a greater increase in the period of current decay as compared to the period of its increment. At the same time, the increase in the duration of electrodynamic effect leads to an increase in the efficiency of the method for reducing the level of residual stresses in the welded joints of the AMg6 alloy. It is noted that at a duration $t \geq 0.7$ ms, the decrease in stresses is determined by the intensity of electrodynamic effect and the Joule heating of the plate surface. 5 Ref., 1 Tabl., 4 Fig.

Keywords: electrodynamic treatment, aluminum alloys, electric current pulse, residual welding stresses, duration of electrodynamic effect

Поступила в редакцію 24.01.2019



Інститут електросварки ім. Є.О. Патона НАН України
НТУУ «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сикорського»
Міжнародна Асоціація «Сварка»

Дев'ята міжнародна конференція

ЛУЧЕВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В СВАРКЕ И ОБРАБОТКЕ МАТЕРИАЛОВ

9 – 13 сентября 2019 г., Одесса

Председатель программного комитета академик И.В. Кривцун

Тематика конференции

- Лазерная и электронно-лучевая сварка, резка, наплавка, термообработка, нанесение покрытий
- Электронно-лучевая плавка и рафинирование
- Гибридные процессы
- 3D технологии
- Моделирование лучевых технологий
- Материаловедческие проблемы лазерных и электронно-лучевых технологий

Оргкомитет

ІЗС ім. Є.О. Патона, г. Київ, ул. Казимира Малевича, 11
Тел./факс: (38044) 200-82-77, 200-81-45
E-mail: journal@paton.kiev.ua | http://pwi-scientists.com/rus/ltwmp2019

КОНЦЕНТРАЦІЯ НАПРУЖЕНЬ У СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ З ОДНОСТОРОННІМ ПІДСИЛЕННЯМ (Огляд)*

А.В. Молтасов, П.М. Ткач, І.Г. Ткач, В.В. Верушкін

ІЕЗ ім. С.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Міцність деталей та елементів конструкцій за наявності зварних швів в значній мірі залежить від конструктивного оформлення їх з'єднань та вузлів. Різка зміна геометричної форми в їх околі обумовлює появу додаткових місцевих напружень або їх концентрацію. Величина цих напружень залежить від конструктивної форми спряження окремих елементів, тому вони по-різному можуть впливати на міцність зварних конструкцій. Концентрація напружень в зоні переходу від шва до основного металу чинить суттєвий вплив на опір втомі зварних з'єднань. При пружному деформуванні кількісною мірою концентрації напружень служить теоретичний коефіцієнт концентрації напружень, який не залежить від властивостей матеріалу, а при заданому виді деформації на його величину впливають лише геометричні параметри концентратора напружень, такі як його форма та відносні розміри. На практиці теоретичний коефіцієнт концентрації напружень визначається за наближеними залежностями, а також за допомогою аналітичних, експериментальних та чисельних методів дослідження напруженого стану. Опис і аналіз зазначених методів є метою представленого огляду. Бібліогр. 37, рис. 2.

Ключові слова: стикове зварне з'єднання, одностороннє підсилення, осьове навантаження, напружений стан, розтягування, згинання, концентрація напружень

При статичних навантаженнях ефект концентрації є незначним, оскільки руйнування відбувається під дією напружень, що перевищують межу текучості матеріалу деталі, і йому передують значні пластичні деформації, внаслідок яких нерівномірність розподілу напружень зменшується як по контуру, так і по перерізу деталі. Однак значна кількість деталей машин та елементів конструкцій загального та спеціального призначення в процесі експлуатації сприймають велику кількість змін тимчасових навантажень, наприклад, рухомих вантажів, транспорту, хвиль, вітру тощо. Змінні навантаження, що виникають при цьому, можуть викликати втомне руйнування цих конструктивних елементів.

Втомне руйнування відрізняється від статичного тим, що воно може бути наслідком прикладення невисоких напружень, іноді значно менших за межу текучості (багатоциклова втома), тому зазвичай воно відбувається без помітної попередньої макропластичної деформації. Таким чином, ефект вирівнювання напружень після досягнення межі текучості відсутній, тому циклічні навантаження чутливі до концентрації напружень, а різного роду виточки, галтелі, отвори, надрізи, переходи зварних швів на основний метал тощо є потенціальними місцями передчасного зародження втомних тріщин.

Для стикових зварних з'єднань формування зон підвищеної навантаженості обумовлено під-

силенням шва, а технологія та режим зварювання визначають його основні параметри. Так, при дуговому зварюванні зовнішній вигляд і розміри шва залежать від способу зварювання, зварювальних матеріалів, виду розділки кромок тощо. Наприклад, згідно з ГОСТ 14771-76 з'єднання С7, С25, С26 та С27 мають однакові розміри підсилення на лицьовій та кореневій сторонах, а з'єднання С2, С4, С9, С17, С18 та С22 допустимо виконувати без підсилення на кореневій стороні, тобто вони можуть мати одностороннє підсилення.

До основних геометричних параметрів стикових швів відносять ширину g та висоту h підсилення шва, фланговий кут θ та радіус переходу від шва до основного металу r (рис. 1). Ширина і висота підсилення визначають загальний обрис стикового шва, тоді як фланговий кут і радіус переходу від шва до основного металу характеризують гостроту концентратора в локальних зонах [1]. Тому у випадку ідеального стикового зварного з'єднання, у якого відсутні такі дефекти, як лінійні та кутові деформації в процесі зварювання, теоретичний коефіцієнт концентрації напружень (ККН) визначається двома незалежними складовими, перша з яких (конструктивний ККН) $\alpha_{ог}$ обумовлена загальною геометрією зварного вузла та товщиною з'єднуваних елементів, а друга (локальний ККН) $\alpha_{отв}$ — геометрією зони переходу

*Публікація містить результати досліджень, проведених за грантом Президента України, за конкурсним проектом Ф75 Державного фонду фундаментальних досліджень

© А.В. Молтасов, П.М. Ткач, І.Г. Ткач, В.В. Верушкін, 2019

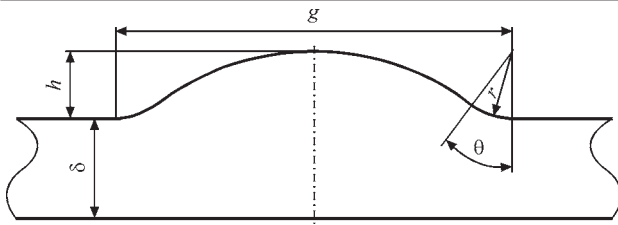


Рис. 1. Основні геометричні параметри стикового зварного з'єднання з одностороннім підсиленням

від шва до основного металу [2]. Тоді максимальне напруження σ_{\max} буде визначатися формулою

$$\sigma_{\max} = \alpha_{\sigma g} \alpha_{\sigma w} \sigma_{\text{ном}}, \quad (1)$$

де $\sigma_{\text{ном}}$ — номінальні напруження, що діють на достатній відстані від концентратора.

На практиці такий підхід реалізовано в методі напруження в гарячій точці, який був розвинутий науковцями Британського інституту зварювання, зокрема С.Дж. Медоксом та Е. Ніємі [3, 4], та німецьким вченим А.Ф. Хобахером [5] для вирішення задач втомної міцності зварних вузлів. Вплив загальної геометрії з'єднання та геометрії зони спряження шва зі з'єднуваними пластинами на витривалість конструктивного елемента для заданого змінного навантаження у вказаному методі розглядаються при розрахунках окремо.

Оскільки градієнт напружень в зоні переходу від шва до основного металу дуже високий, напруження, розраховані за допомогою методу скінченних елементів (МСЕ) в цій зоні, дуже чутливі до розміру сітки скінченних елементів [6]. Тому конструктивна складова напружень, зумовлена загальною геометрією з'єднання, визначається за допомогою комп'ютерної моделі досліджуваного зварного вузла, що не включає шов, шляхом екстраполяції напружень, розрахованих в контрольних точках на деякій відстані від шва. Зокрема, при лінійній екстраполяції контрольні точки знаходяться на відстані $0,5\delta$ та $1,5\delta$ від лінії сплавлення металу шва з основним металом на поверхні з'єднання.

Кількість циклів до руйнування вузла при заданій величині змінного навантаження можна отримати, відмітивши на кривій втоми для стикового зварного з'єднання з каталогу FAT (File Allocation Table) знайдене значення розмаху конструктивних напружень, тобто таких, що визначаються конструктивним ККН $\alpha_{\sigma g}$. Використання цих каталогів при розрахунках дозволяє врахувати вплив зварного шва, оскільки ці каталоги включають ряд кривих втоми, отриманих за результатами випробувань на витривалість реальних зварних елементів і виражених у величинах розмаху номінальних напружень незалежно від коефіцієнта асиметрії циклу прикладення навантажень [7].

Очевидно, що криві втоми реальних зварних з'єднань враховують вплив на опір втоми залишкових зварювальних напружень та механічної неоднорідності ділянок зони термічного впливу, але даний підхід не дає змоги визначити локальний напружений стан в деякому околі концентратора напружень. Тому при розрахунках на втому використовуються методи, що базуються на визначенні ефективного локального ККН $K_{\sigma w}$, який залежить не тільки від геометричної форми зони переходу від шва до основного металу, а й від деяких констант матеріалу, таких як коефіцієнт чутливості до концентрації напружень [1], критична відстань [8] або розмір структурного елемента [9].

Найбільш широкого використання набув спосіб визначення ефективного локального ККН у форматі методу фіктивного закруглення концентратора напружень, запропонованого німецьким вченим Д. Радаєм [10]. Цей метод базується на припущенні про те, що при розрахунках теоретичного локального ККН $\alpha_{\sigma w}$ береться значення дійсного радіусу кривизни концентратора, а при розрахунках ефективного локального ККН $K_{\sigma w}$ береться значення фіктивного радіусу, який визначається мінімальними розмірами структурного елемента та жорсткістю напруженого стану [11].

За результатами випробувань на втому понад 1000 зразків зварних з'єднань різної форми та розмірів встановлено, що спільний радіус ефективного концентратора для сталей становить 1 мм [12]. Оцінки ефективного локального ККН, як правило, виконуються на базі відомого теоретичного локального ККН, а його реальна величина визначається експериментально як відношення межі витривалості гладкого зразка до межі витривалості зразка з концентратором напружень [1], тому використання універсального фіктивного радіуса для цілого класу матеріалів може дати відмінні від експерименту результати.

Слід пам'ятати, що розглянуті методи можуть бути застосовані лише для визначення характеристик опору втоми, хоча досвід показує, що з концентрацією напружень необхідно рахуватися не тільки при дії вібраційного навантаження, а й статичного навантаження та удару, якщо можливе крихке руйнування конструкції. Так, при роботі зварних з'єднань в умовах низьких температур перехід металу в крихкий стан залежить не тільки від температури експлуатації, а й від інших факторів, особливо від концентрації напружень, яка для конструкцій криогенної техніки являється одним з головних факторів, що визначають їх міцність та ресурс [13]. Тому оцінка саме теоретичного локального ККН є одним з основних за-

побіжників передчасного руйнування зварних вузлів та елементів конструкцій.

Аналітичні розрахунки на міцність зварних з'єднань, що засновані на методах опору матеріалів, не враховують особливостей умов розподілу напружень в місцях зміни форми елементів конструкцій, а тому не можуть бути використані для розв'язання задач щодо визначення концентрації напружень.

Теорія пружності, будучи вільною від багатьох припущень, прийнятих для спрощення в опорі матеріалів, дозволяє вирішувати питання, які виходять за рамки обмежень, накладених цими припущеннями, і являється більш загальною теорією, але водночас і більш складною, а її використання в багатьох випадках супроводжується складними викладками.

Значного спрощення задачі в ряді випадків можна досягти, застосовуючи метод перерізів, який полягає в розділенні складного зварного з'єднання на ряд простих елементів із заміною підсилення шва еквівалентною дією відповідних зусиль, що дозволяє використати відомі заздалегідь розв'язки теорії пружності.

За рахунок підсилення шва в районі збільшення поперечних перерізів виступаючі частини обмежують деформації основних елементів з'єднання, спричиняючи місцеве викривлення перерізів і зміну умов розподілу силового потоку. Обмежувальну дію виступів можна вважати рівноцінною дії деяких поверхневих горизонтальних зусиль, якими являються дотичні напруження, прикладені в місці підсилення [14].

Застосовуючи метод перерізів, можна відкинути місцеве підсилення і замінити їх вплив дією еквівалентних зусиль, тоді розрахункову схему зварного з'єднання можна зобразити у вигляді основного елементу постійного поперечного перерізу без змін форми, на який крім зовнішнього навантаження діють ще деякі зусилля, прикладені в місцях уявного відділення виступаючих частин (рис. 2).

Знаючи закон розподілу еквівалентних зусиль, можна використати вже відомі в теорії пружності розв'язки щодо смуги навантаженої на кромках чи торцях розподіленими нормальними або дотичними зусиллями [15] та визначити нормальні напруження в місцях геометричної неоднорідності стикового зварного з'єднання.

Використовуючи метод перерізів, в роботі [14] був отриманий розв'язок задачі у замкненій формі щодо спрощеної моделі стикового з'єднання з прямокутним підсиленням.

Врахування криволінійної форми виступів реальних стикових швів значно ускладнює диферен-

ціальне рівняння для визначення еквівалентних дотичних напружень, прикладених на місці умовного відділення виступу. Навіть при використанні спрощеної моделі виступу у вигляді симетричних відносно осі шва нахилених прямих [14] це рівняння являє собою лінійне неоднорідне диференціальне рівняння другого порядку зі змінними коефіцієнтами.

Задоволення умов на границі з подібним по формі до підсилення стикового зварного шва виступом можливе у криволінійних координатах, але тоді виникає проблема із задоволенням умов на прямолінійній границі, тому вперше німецьким вченим Г. Нейбером було знайдено аналітичний розв'язок плоскої задачі теорії пружності щодо розтягу напівнескінченної пластини з виступом [9]. Ним була підібрана така система ортогональних криволінійних координат, що одна з координатних ліній утворює виступ, і визначена функція напружень, яка задовольняє граничні умови задачі. Максимальне напруження на контурі з'єднання та геометричні розміри виступу визначалися через параметр контурної лінії, однак зворотній зв'язок між цим параметром та розмірами виступу встановити неможливо, тому залежність максимального напруження від відношення g/r представлена у вигляді графіку. Слід мати на увазі, що цей графік може бути використаний тільки для виступів з відношенням $g/2r \geq 4\sqrt{3}$. Це пов'язано з тим, що за півширину виступу прийнято відстань від його осі симетрії до точки, в якій контур паралельний до цієї осі. У виступів, розміри яких не задовольняють цій умові, така точка взагалі відсутня, а параметр контуру є комплексним числом, тому в цьому діапазоні максимальне напруження визначити неможливо [16].

Крім того, залежність максимального напруження від відношення g/r передбачає збільшення максимального напруження не тільки зі зменшенням радіусу переходу шва на основний метал, а й зі збільшенням ширини виступу, що не підтверджується експериментальними даними. Зокрема в роботі [17] поляризаційно-оптичним методом для спрощених моделей зварного з'єднання з $r = 0,5$ мм та $h = 5$ мм було встановлено, що величина локального ККН при осьовому розтягу

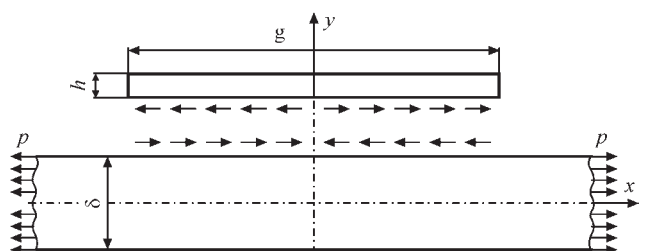


Рис. 2. Схема навантаження окремих частин моделі стикового зварного з'єднання з прямокутним виступом

зі збільшенням ширини шва з 5 до 25 мм зменшується з 1,60 до 1,59, а максимальне його значення 1,61 було зафіксовано при $g = 8$ мм. Такі незначні відхилення величини локального ККН як в бік збільшення, так і в бік зменшення, скоріше за все, пов'язані з похибкою вимірювання або відхиленнями інших геометричних розмірів моделей, на підставі чого можна зробити висновок, що він не залежить від ширини виступу.

Єдиний параметр контурної лінії, яким в роботі [9] задаються розміри та форма виступу, не дозволяє задавати основні геометричні характеристики підсилення зварного шва незалежно одна від іншої, тому в роботі [18] за допомогою методу конформного відображення була вирішена більш загальна задача теорії пружності. Функцію відображення було задано у вигляді ряду, утримуючи більшу кількість членів якого, можна зменшувати радіус спряження виступу з пластиною, а варіюючи коефіцієнти при його членах змінювати відношення h/g .

Недоліком такого підходу є те, що розміри і форма виступу, як і в [9], визначаються параметрами контурної лінії, що задаються функцією відображення, тому наближену формулу для визначення локального ККН в стиковому зварному з'єднанні достатньо великої товщини можна встановити тільки шляхом статистичної обробки.

Оскільки при конформному відображенні окресленої одиничним колом області або області, що знаходиться поза цим колом, на замкнений багатокутник отримання області із заданими відносними розмірами є досить складною задачею, тому для того щоб врахувати вплив всіх параметрів, що визначають форму реальних зварних з'єднань, на напружений стан, необхідно аналізувати функції з достатньо великою кількістю членів ряду.

Завдяки використанню чисельного алгоритму конформного відображення заданих однозв'язних симетричних областей методом спільної інтеполяції координат вузлових точок і побудові відображуючих функцій на великій кількості цих точок в роботі [19] шляхом апроксимації аналітичних розв'язків була отримана формула для визначення теоретичного локального ККН. Однак, згідно з отриманою формулою, цей ККН зменшується із збільшенням товщини з'єднуваних пластин, що не підтверджується результатами розрахунків МСЕ [20], які показали, що зі збільшенням товщини місцеві напруження зростають.

Недостовірність результатів, отриманих з використанням такого підходу щодо скінченних областей типу пластини змінної товщини, пояснюється тим, що при представленні функції ві-

дображення у вигляді ряду можливе виникнення варіацій контурних напружень внаслідок недостатньої гладкості отриманого контуру. Тому врахування впливу товщини пластин досягалося шляхом обробки додаткових експериментальних даних, що дозволило отримати формулу [21]

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + \frac{1}{\sqrt{r \left(\frac{14}{g} + \frac{1,7}{h} + \frac{5}{\delta} \right)}} \quad (2)$$

Розвиток обчислювальної техніки і чисельних методів розв'язування задач теорії пружності, зокрема МСЕ, призвів до того, що традиційні експерименти по визначенню напруженого стану в зонах концентрації на натурних зразках були замінені чисельними експериментами на скінченно-елементних моделях. Статистична обробка результатів аналітичних або чисельних розв'язків задач теорії пружності або експериментальних даних дає змогу отримати емпіричні залежності для визначення локального ККН, які мають загальний вигляд

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + Ar^{-n}, \quad (3)$$

де A — параметр, що враховує макрогеометрію з'єднання і умови його навантаження.

Велика кількість запропонованих залежностей типу (3) викликає певні ускладнення при вирішенні питання, якою з них слід скористатися в кожному конкретному випадку. Так, за даними огляду [22], показник ступеню n у цих залежностях змінюється в межах 0,3...0,67.

Авторами роботи [23] шляхом відповідної статистичної обробки результатів розрахунків за найбільш вживаними формулами теоретичного локального ККН при заданих значеннях числових параметрів, що характеризують форму зварного шва, було встановлено, що найбільш універсальною при зміні в широкому діапазоні геометричних параметрів і рекомендованою для практичного застосування є формула Березовського–Бакші

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + \left(\frac{r}{h \tan(\theta/2)} + 4 \frac{r}{\delta} + 5 \frac{r}{r+g} \right)^{-\frac{2}{3}}, \quad (4)$$

яка для стикових зварних з'єднань з одностороннім підсиленням дає достовірний результат при відношеннях $r/\delta = 0,01...0,1$ та $h/\delta = 0,1...0,2$.

Проблема полягає в тому, що тонколистові з'єднання не відповідають областям достовірності цієї та інших формул, проаналізованих в роботі [23]. Так, для стикового з'єднання типу С7 згідно ГОСТ 8713-79 при товщині зварюваних пластин $\delta = 2...3$ мм висота підсилення h може змінюватись в межах 0,5...2,5 мм, відповідно відношення h/δ лежить в межах 0,17...1,25.

Невідповідність розрахункових даних, отриманих за емпіричними формулами з роботи [23], зоні «достовірних рекомендацій» при розтягу зварних з'єднань малої товщини, асиметричних відносно осі прикладення зовнішнього навантаження, можна пояснити додатковим згином, викликаним цією асиметрією.

На ці обставини вказав білоруський вчений Ю.О. Цумарев в роботі [24], де зазначив, що наявність згинальних напружень в тонколистових зварних з'єднаннях з одностороннім підсиленням призводить до значного підвищення сумарної напруженості в кореневій частині та її зниження в лицьовій частині зварного шва. За даними цієї роботи при осьовому розтягу навантаженням 200 МПа стикового зварного з'єднання з відношенням $h/\delta = 0,5$ максимальне напруження в зоні переходу від шва до основного металу склало 240 МПа, а в кореневій частині на ділянці з підсиленням — 260 МПа. Очевидно, що максимальні напруження в зоні переходу від шва до основного металу можна визначити використовуючи локальний ККН α_{σ_w} , розрахований за будь-якою з формул, наведених в [23]. Однак максимальні напруження діють на кореневій стороні, де локальний концентратор напружень відсутній ($\alpha_{\sigma_w} = 1$), а додаткові напруження згину враховуються за допомогою конструктивного ККН $\alpha_{\sigma_{sg}}$, який згідно з [25] визначається формулою

$$\alpha_{\sigma_{sg}} = \frac{\delta(\delta + 4h)}{(\delta + h)^2}. \quad (5)$$

Результати розрахунків Ю.О. Цумарева підтверджуються експериментальними даними, накопиченими протягом багатьох років у відділі міцності зварних конструкцій ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України в результаті випробувань на багатоциклову втому стикових зварних з'єднань алюмінієвих сплавів, які показали, що в тонколистових стикових з'єднаннях з одностороннім підсиленням зародження втомного руйнування іноді починається саме з кореневої сторони зварного шва.

В роботі [25] для визначення напруження на кореневій стороні зварного шва σ_r було запропоновано формулу

$$\sigma_r = P \frac{\delta + 8e}{(\delta + 2e)^2}, \quad (6)$$

де P — осьове навантаження, що діє на одиницю ширини зварного з'єднання; e — ексцентриситет прикладення осьового навантаження.

Згідно з викладками роботи [25] напруження на лицьовій стороні шва (σ_f) можна визначити за формулою

$$\sigma_f = P \frac{\delta - 4e}{(\delta + 2e)^2}. \quad (7)$$

Аналіз цієї формули показує, що вона дійсно не враховує геометричні параметри зони переходу від шва до основного металу та підвищення напружень на лицьовій стороні з'єднання, яке, як відомо, для задоволення умов рівноваги у відповідних перерізах має бути компенсоване деяким зниженням напружень на кореневій стороні. Тому реальну картину полів напружень часто визначають за допомогою комп'ютерного моделювання МСЕ. Однак суттєвим недоліком такого підходу є те, що при моделюванні варіюються висота та ширина підсилення [26], а плавний перехід по радіусу від металу шва до основного металу не моделюється, хоча відомо, що домінуючий вплив на величину максимального напруження має цей радіус [27, 28].

Якщо розраховувати локальний ККН без урахування радіуса спряження, то він скоріше характеризуватиме не напружений стан зварного з'єднання, а сітку скінчених елементів [29]. Крім того, за наявності гострих концентраторів використання локального ККН не видається перспективним у зв'язку із сингулярністю напружень в їх околі [30]. В такому випадку зону переходу від шва до основного металу можна представити з точки зору механіки руйнування як кутовий виріз з відомим розподілом напружень поблизу його вершини [31].

При малих відносних радіусах переходу від шва до основного металу кількість скінчених елементів, необхідна для отримання достовірних результатів, дуже велика (сторона елемента не більше 10 % радіуса) [32]. Проводити розрахунки з такою детальною апроксимацією елементів досить складно. Такі розрахунки потребують використання потужної обчислювальної техніки і виконуються лише у виняткових випадках [33]. Тому для того, щоб скоротити об'єм обчислень при розрахунку зварного з'єднання, доцільно використовувати математичні формули для визначення коефіцієнта α_{σ_w} , а коефіцієнт $\alpha_{\sigma_{sg}}$ розраховувати за допомогою МСЕ та доступної системи інженерного аналізу [34].

У випадку, коли діють не тільки напруження розтягу, а й напруження згину, не можна скористатися формулою (1), оскільки сучасні методики [35, 36] полягають у визначенні конструктивних напружень розтягу та згину з подальшим множенням кожного з них на відповідний ККН. Так, в роботі [36] було запропоновано розкласти напруження, розподілені по товщині, на напруження розтягу-стиску (мембранні напруження) σ_m та на-

пруження згину σ_b і визначати максимальні напруження за формулою

$$\sigma_{\max} = \alpha_{\sigma_w}^m \sigma_m + \alpha_{\sigma_w}^b \sigma_b, \quad (8)$$

де $\alpha_{\sigma_w}^m$, $\alpha_{\sigma_w}^b$ — ККН при розтягу та згині, відповідно.

Очевидно, що в цьому випадку немає необхідності застосовувати конструктивний ККН $\alpha_{\sigma_{sg}}$, оскільки згинальні напруження враховуються окремо.

На базі гіпотези ламаних перерізів в роботі [37] було розроблено аналітичний метод дослідження локального напруженого стану в зонах концентрації напружень стикових зварних з'єднань з одностороннім підсиленням, який враховує ексцентриситет прикладання осьового навантаження та локальну геометрію зони переходу від шва до основного металу. За допомогою цього методу були отримані математичні вирази для визначення напружень на поверхні зони переходу від шва до основного металу та на кореневій стороні шва.

Висновки

1. Теоретичний ККН в стикових зварних з'єднаннях визначається двома незалежними складовими, перша з яких (конструктивний ККН) обумовлена загальними обрисами зварного вузла та товщиною з'єднуваних елементів, а друга (локальний ККН) — геометрією зони переходу від шва до основного металу.

2. В якості конструктивної складової напружень при розтягу стикових зварних з'єднань з одностороннім підсиленням виступають напруження згину, які враховуються за допомогою конструктивного ККН. Якщо висота підсилення сумірна із товщиною з'єднуваних пластин, що характерно для тонколистових з'єднань, сумарні напруження від розтягу та згину на кореневій стороні шва, не дивлячись на відсутність локального концентратора, можуть бути вищими ніж в зоні переходу від шва до основного металу.

3. Конструктивний ККН для умовної форми підсилення може бути визначений аналітично методами опору матеріалів або за допомогою МСЕ. Обмеження області застосування МСЕ пов'язано з високою трудомісткістю при побудові точної, навіть двовимірної моделі зі щільною локальною сіткою. Тому для визначення локального ККН використовують емпіричні залежності, отримані шляхом статистичної обробки результатів аналітичних та чисельних розв'язків задач теорії пружності або експериментальних даних.

4. Область достовірності наявних на сьогоднішній день розрахункових залежностей для визначення локального ККН виключає мож-

ливість їх застосування щодо тонколистових стикових зварних з'єднань. Крім того, числове значення локального ККН не дає інформації про перерозподіл напружень по товщині з'єднання, зокрема і на кореневій стороні шва, внаслідок їх концентрації в зоні переходу від шва до основного металу. Тому при розрахунках з'єднань з одностороннім підсиленням не можна обмежуватись лише оцінкою ККН, а необхідно визначати напруження на лицевій та кореневій сторонах шва.

5. Найбільш ефективними для визначення напруженого стану в околі підсилення зварного шва є комбіновані методики, згідно з якими напруження в локальних зонах переходу від шва до основного металу визначаються за математичними формулами, отриманими аналітичними шляхом, а напруження на достатній відстані від гострих концентраторів за допомогою комп'ютерного моделювання МСЕ.

Список литературы

1. Труфяков В.И., Дворецкий В.И., Михеев П.П. и др. (1990) *Прочность сварных соединений при переменных нагрузках*. В.И. Труфяков (ред.). Киев, Наукова думка.
2. Gafner E., Haibach E. (1968) Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung. *Fachbuchreihe Schweißtechnik*, Bd. 53. Tragfähigkeitsermittlung bei Schweißverbindungen, Düsseldorf, Verlag Schweißtechnik, ss. 47–73.
3. Мэддокс С.Дж. (2003) Совершенствование правил расчёта на усталость сварных соединений. *Автоматическая сварка*, № 11, 97–104.
4. Niemi E., Fricke W., Maddox S.J. (2006) *Fatigue Analysis of Welded Components: Designer's Guide to the Structural Hot-spot Stress Approach*. Cambridge, Woodhead Publishing Limited.
5. Hobbacher A. (2008) *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. Paris, International Institute of Welding.
6. Yong Bai and Wei-Liang Jin (2015) *Marine Structural Design*. Oxford, Elsevier Publishing.
7. Maddox S.J. (1991) *Fatigue strength of welded structures*. Cambridge, Abington Publishing.
8. Herasymchuk Oleh, Herasymchuk Olena (2017) Theoretical estimation of fatigue life under regular cyclic loading. *Mechanics and Advanced Technologies*, 1 (9), 49–56.
9. Neuber H. (2001) *Kerbspannungslehre: Theorie der Spannungskonzentration Genaue Berechnung der Festigkeit*. Berlin, Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
10. Radaj D., Sonsino C.M., Fricke W. (2006) *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. Cambridge, Woodhead Publishing Ltd.
11. Коростылев Л.И., Литвиненко Д.Ю. (2016) Анализ и классификация методов оценки усталостной прочности сварных тонкостенных конструкций корпуса судна. *Вестник ГУМРФ им. адмирала С.О. Макарова*, 3, 104–118.
12. Хоббахер А.Ф. (2003) Расчет на усталость сварных конструкций по напряжениям в зоне концентратора. *Автоматическая сварка*, № 11, 122–126.
13. Воробьев Е.В., Стрижало В.А., Анпилогова Т.В. (2017) Упрочнение сталей при охлаждении до 4,2 К в условиях концентрации напряжений. *Проблемы прочности*, 5, 5–10.
14. Навроцкий Д.И. (1968) *Расчет сварных конструкций с учетом концентрации напряжений*. Ленинград, Машиностроение.

15. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. (1975) *Теория упругости*. Пер. с англ. Г.С. Шапиро (ред.). Москва, Наука.
16. Копельман Л.А. (1978) *Сопротивляемость сварных узлов хрупкому разрушению*. Ленинград, Машиностроение.
17. Труфяков В.И. (1973) *Усталость сварных соединений*. Киев, Наукова думка.
18. Кархин В.А. (1985) Влияние формы сварного шва на распределение напряжений при растяжении стыковых соединений большой толщины. *Автоматическая сварка*, **9**, 25–28.
19. Турмов Г.П. (1976) Определение коэффициента концентрации напряжений в сварных соединениях. *Там же*, **0**, 14–16.
20. Стаканов В.И., Костылев В.И., Рыбин Ю.И. (1987) О расчете коэффициента концентрации напряжений в стыковых сварных соединениях. *Там же*, **11**, 19–23.
21. Кархин В.А., Копельман Л.А. (1976) Концентрация напряжений в стыковых соединениях. *Сварочное производство*, **2**, 6–7.
22. Tkacz P., Moltasov A. (2017) Rozwój metod oceny stanu naprężenia w elementach konstrukcji spawanych. Część 1. Metody tradycyjne. *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*, **4**, 52–56.
23. Махненко В.И., Мосенкис Р.Ю. (1985) Расчет коэффициентов концентрации напряжений в сварных соединениях со стыковыми и угловыми швами. *Автоматическая сварка*, **8**, 7–18.
24. Цумарев Ю.А. (2010) Влияние асимметрии односторонних стыковых швов на распределение напряжений в сварном соединении. *Сварка и диагностика*, **5**, 24–27.
25. Цумарев Ю.А. (2010) Влияние внецентренного растяжения на напряженное состояние стыкового сварного соединения. *Сварочное производство*, **6**, 6–10.
26. Ермолаев Г.В., Мартыненко В.А., Марунич И.В. (2014) Влияние размеров выпуклости шва на напряженное состояние стыкового соединения при растяжении. *Автоматическая сварка*, **8**, 28–34.
27. Gurney T.R. (1979) *Fatigue of welded structures*. Second edition, London, New York. Melbourne, Cambridge University Press.
28. Аснис А.Е., Иващенко Г.А., Андерсон Я.Е. (1982) Влияние радиуса сопряжения шва с основным металлом на сопротивление усталости сварных соединений. *Автоматическая сварка*, **4**, 48–51.
29. Кархин В.А., Костылев В.И., Стаканов В.И. (1988) Влияние геометрических параметров стыковых, тавровых и крестовых соединений на коэффициент концентрации напряжений. *Там же*, **3**, 6–11.
30. Лукьянов В.Ф., Пархоменко А.А., Рогозин Д.В. (2010) Оценка усталостной прочности сварных соединений с угловыми швами на основе анализа локального напряженного состояния. *Сварка и диагностика*, **6**, 17–20.
31. Партон В.З., Перлин П.И. (1981) *Методы математической теории упругости*. Москва, Наука.
32. Рыбин Ю.И., Стаканов В.И., Костылев В.И. и др. (1982) Исследование методом конечных элементов влияния геометрических параметров швов тавровых и крестообразных сварных соединений на концентрацию напряжений. *Автоматическая сварка*, **5**, 16–20.
33. Кирьян В.И., Дворецкий В.И., Мальгин М.Г. (2012) Расчет локальных напряжений в зонах сварных соединений крупногабаритных пространственных конструкций. *Там же*, **4**, 3–7.
34. Коростылев Л.И., Литвиненко Д.Ю. (2015) Оценка коэффициента концентрации напряжений в сварных узлах тонкостенных конструкций расчетом макро- и микроконцентрации. *Науковий вісник ХДМА*, **2** (13), 184–194.
35. Молтасов А.В., Ключков И.Н., Кныш В.В. (2013) Инженерный метод расчета коэффициента концентрации напряжений в нахлсточном сварном соединении при растяжении и изгибе. *Вісник НТУУ «КПІ». Серія машинобудування*, **3** (69), 150–157.
36. Goyal R., El-Zein M., Glinka G. (2016) A robust stress analysis method for fatigue life prediction of welded structures. *Welding in the World*, **60**, **2**, 299–314.
37. Moltasov A., Motrunich S. (2017) Badania lokalnego stanu naprężen w obszarze niejednorodności geometrycznej doczołowych złączy spawanych z jednostronnym nadlewem. *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*, **4**, 64–71.

References

1. Trufyakov, V.I., Dvoretzky, V.I., Mikheev, P.P. et al. (1990) *Strength of welded joints under alternating loads*. Ed. by V.I. Trufyakov. Kiev, Naukova Dumka [in Russian].
2. Gassner, E., Haibach, E. (1968) Die Schwingfestigkeit von Schweissverbindungen aus der Sicht einer oerlichen Beanspruchungsmessung. *Fachbuchreihe Schweisstechnik*, Bd 53. Tragfaehigkeitsermittlung bei Schweissverbindungen, Dusseldorf, Verlag Schweisstechnik, 47-73 [in German].
3. Maddox, S.J. (2003) Review of fatigue design rules for welded structures. *The Paton Welding J.*, **0** **11**, 94-99.
4. Niemi, E., Fricke, W., Maddox, S.J. (2006) *Fatigue analysis of welded components: Designer's guide to the structural hot-spot stress approach*. Cambridge, Woodhead Publishing Ltd.
5. Hobbacher, A. (2008) *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. Paris, IIF.
6. Yong Bai, Wei-Liang Jin (2015) *Marine structural design*. Oxford, Elsevier Publishing.
7. Maddox, S.J (1991) *Fatigue strength of welded structures*. Cambridge, Abington Publishing.
8. Herasymchuk, Oleg, Herasymchuk, Olena (2017) Theoretical estimation of fatigue life under regular cyclic loading. *Mechanics and Advanced Technologies*, **1**(**9**), 49-56.
9. Neuber, H. (2001) *Kerbspannungslehre: Theorie der Spannungskonzentration Genaue Berechnung der Festigkeit*. Berlin, Springer-Verlag Berlin Heidelberg [in German].
10. Radaï, D., Sonsino, S.M., Fricke, W. (2006) *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. Cambridge, Woodhead Publishing Ltd.
11. Korostylyov, L.I., Litvinenko, D.Yu. (2016) Analysis and classification of methods for estimation of strength of welded thin-walled structures of hulls. *Vestnik GUMRF Adm. S.O. Makarov*, **3**, 104-118 [in Russian].
12. Hobbacher, A.F. (2003) Effective notch stress method in comparison with other methods in fatigue design of welded structures. *The Paton Welding J.*, **0** **11**, 117-121.
13. Vorobiov, E.V., Strizhalo, V.A., Anpilogova, T.V. (2017) Strength of steels at cooling up to 4,2 K under conditions of stress concentration. *Problemy Prochnosti*, **5**, 5-10 [in Russian].
14. Navrotsky, D.I. (1968) *Design of welded structures taking into account stress concentration*. Leningrad, Mashinostroenie [in Russian].
15. Timoshenko, S.P., Goudier, J. (1975) *Theory of elasticity*. Ed. by G.S. Shapiro. Moscow, Nauka [in Russian].
16. Kopelman, L.A. (1978) *Resistivity of welded assemblies to brittle fracture*. Leningrad, Mashinostroenie [in Russian].
17. Trufyakov, V.I. (1973) *Fatigue of welded joints*. Kiev, Naukova Dumka [in Russian].
18. Karkhin, V.A. (1985) Influence of weld shape on stress distribution at tension of large-thickness butt joints. *Avtomatich. Svarka*, **9**, 25-28 [in Russian].
19. Turmov, G.P. (1976) Determination of stress concentration factor in welded joints. *Ibid.*, **0** , 14-16 [in Russian].
20. Stakanov, V.I., Kostylyov, V.I., Rybin, Yu.I. (1987) About calculation of stress concentration factor in welded joints with butt and fillet welds. *Ibid.*, **8**, 7-18 [in Russian].
21. Karkhin, V.A., Kopelman, L.A. (1976) Stress concentration in butt joints. *Svarochn. Proizvodstvo*, **2**, 6-7 [in Russian].
22. Tkacz, P., Moltasov, A. (2017) Rozwoj metod oceny stanu naprężenia w elementach konstrukcji spawanych. Czesc 1: Metody tradycyjne. *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*, **4**, 52-56 [in Polish].
23. Makhnenko, V.I., Mosenkis, R.Yu. (1985) Calculation of stress concentration factors in welded joints with butt and fillet welds. *Avtomatich. Svarka*, **8**, 7-18 [in Russian].
24. Tsumarev, Yu.A. (2010) Influence of asymmetry of one-side butt welds on distribution of stresses in welded joint. *Svarka i Diagnostika*, **5**, 24-27 [in Russian].

25. Tsumarev, Yu.A. (2010) Influence of eccentric tension on stress state of butt welded joint. *Svarochn. Proizvodstvo*, **6**, 6-10 [in Russian].
26. Ermolaev, G.V., Martynenko, V.A., Marunich, I.V. (2014) Effect of weld convexity sizes on stress state of butt joint during tension. *The Paton Welding J.*, **8**, 26-32.
27. Gurney, T.R. (1979) *Fatigue of welded structures*. 2nd Ed. London, New York, Melbourne, Cambridge University Press.
28. Asnis, A.E., Ivashchenko, G.A., Anderson, Ya.E. (1982) Effect of weld to base metal transition radius on fatigue resistance of welded joints. *Avtomatich. Svarka*, **4**, 48-51 [in Russian].
29. Karkhin, V.A., Kostylyov, V.I., Stakanov, V.I. (1988) Effect of geometric parameters of butt, tee and cruciform joints on stress concentration factor. *Ibid.*, **3**, 6-11 [in Russian].
30. Lukianov, V.F., Parkhomenko, A.A., Rogozin, D.V. (2010) Evaluation of fatigue strength of welded joints with fillet welds on the base of analysis of local stress state. *Svarka i Diagnostika*, **6**, 17-20 [in Russian].
31. Parton, V.Z., Perlin, P.I. (1981) *Methods of mathematical theory of elasticity*. Moscow, Nauka [in Russian].
32. Rybin, Yu.I., Stakanov, V.I., Kostylyov, V.I. et al. (1982) Study by finite element method of effect of geometric parameters of tee and cruciform welded joints on stress concentration. *Avtomatich. Svarka*, **5**, 16-20 [in Russian].
33. Kirian, V.I., Dvoretzky, V.I., Malgin, M.G. (2012) Calculation of local stresses in zones of welded joints of large-sized space structures. *The Paton Welding J.*, **4**, 2-5.
34. Korostylyov, L.I., Litvinenko, D.Yu. (2015) Evaluation of stress concentration factor in welded assemblies of thin-walled structures by calculation of macro- and microconcentration. *Naukovyj Visnyk KhDMA*, **2(3)**, 184-194 [in Russian].
35. Moltasov, A.V., Klochkov, I.N., Knysh, V.V. (2013) Engineering approach of calculation of stress concentration factor in overlap welded joint at tension and bending. *Visnyk NTUU KPI. Seriya Mashynobuduvannya*, **3(9)**, 150-157 [in Russian].
36. Goyal, R., El-Zein, M., Glinka, G. (2016) A robust stress analysis method for fatigue life prediction of welded structures. *Welding in the World*, **60(2)**, 299-314.
37. Moltasov, A., Motrunich, S. (2017) Badania lokalnego stanu w obszarze niejednorodnosci geometrycznej doczolowych zlaczy spawanych z jednostronnym nadlewem. *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*, **4**, 64-71 [in Polish].

КОНЦЕНТРАЦИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В СТЫКОВЫХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ С ОДНОСТОРОННИМ УСИЛЕНИЕМ (Обзор)

А.В. Молтасов, П.Н. Ткач, И.Г. Ткач, В.В. Верушкин

ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины. 03150, м. Киев, ул. Казимира Малевича, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Прочность деталей и элементов конструкций при наличии сварных швов в значительной мере зависит от конструктивного оформления их соединений и узлов, резкое изменение геометрической формы в их окрестности обуславливает появление дополнительных местных напряжений или их концентрацию. Величина этих напряжений зависит от конструктивной формы сопряжения отдельных элементов, поэтому они по-разному могут влиять на прочность сварных конструкций. Концентрация напряжений в зоне перехода от шва к основному металлу существенно влияет на сопротивление усталости сварных соединений. При упругом деформировании количественной мерой концентрации напряжений служит теоретический коэффициент концентрации напряжений, который не зависит от свойств материала, а при заданном виде деформации на его величину влияют только геометрические параметры концентратора напряжений, такие как его форма и относительные размеры. На практике теоретический коэффициент концентрации напряжений определяется по приближенным зависимостям, а также при помощи аналитических, экспериментальных и численных методов исследования напряженного состояния. Описание и анализ указанных методов является целью представленного обзора. Библиогр. 37, рис. 2.

Ключевые слова: стыковое сварное соединение, одностороннее усиление, осевая нагрузка, напряжённое состояние, растяжение, изгиб, концентрация напряжений

STRESS CONCENTRATION IN THE BUTT WELDED JOINTS WITH A ONE-SIDED REINFORCEMENT (Review)

A.V. Moltasov, P.M. Tkach, I.G. Tkach, V.V. Verushkin

E.O. Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine. 11 Kazimir Malevich Str., 03150, Kyiv, Ukraine.
E-mail: office@paton.kiev.ua

The strength of parts and structural elements in the presence of welds largely depends on the design of their joints and assemblies. A sharp change in the geometric shape in their vicinity causes the appearance of additional local stresses or their concentration. The value of these stresses depends on the structural shape of mating of separate elements. That is why they can affect the strength of welded structures in a different way. Stress concentration of in the zone of transition from the weld to the base metal has a significant effect on the resistance of fatigue welds. At the elastic deformation, as a quantitative level of stress concentration, the theoretical stress concentration factor serves, which does not depend on properties of the material, and at a preset type of deformation its value is influenced only by geometric parameters of the stress concentrator, such as its shape and relative dimensions. In practice, the theoretical stress concentration factor is determined by approximate dependencies, as well as by analytical, experimental and numerical methods for investigation of stressed state. The description and analysis of these methods are the aim of the presented review. 37 Ref., 2 Fig.

Keywords: butt welded joint, one-sided reinforcement, axial load, stressed state, tension, bending, stress concentration

Поступила в редакцию 22.01.2019

РАСЧЕТ ТЕПЛОВЫХ ПОЛЕЙ В ПРОЦЕССЕ СОЕДИНЕНИЯ АЛЮМИНИЕВЫХ ПЛАСТИН ЧЕРЕЗ ПРОМЕЖУТОЧНЫЕ ПРОСЛОЙКИ ПРИ ЛОКАЛЬНОМ НАГРЕВЕ ЗОНЫ СОЕДИНЕНИЯ

М.В. Кулинич¹, Т.В. Запорожец², А.М. Гусак², А.И. Устинов¹

¹ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины. 03150, г. Киев, ул. Казимира Малевича, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

²Черкасский национальный университет им. Богдана Хмельницкого. 18000, г. Черкассы, бульвар Шевченко, 81.

В работе представлены результаты численного моделирования тепловых полей в зоне соединения алюминиевых пластин через промежуточные прослойки в процессе локального нагрева зоны соединения плоским нагревателем, контактирующим с одной из пластин. В качестве промежуточной прослойки рассмотрены слои, состоящие из припоя, многослойной реакционной фольги или слоев обоих типов. Расчет выполнен с учетом теплофизических характеристик материала пластин, промежуточной прослойки и нагревателя, состоящего из многослойных реакционных фольг, в которых реакция самораспространяющегося высокотемпературного синтеза сопровождается интенсивным выделением тепла. Изучены условия локального нагрева алюминиевых пластин, необходимые для получения неразъемных соединений в процессе их пайки или сварки через промежуточную прослойку. Библиогр. 14, табл. 1, рис. 11.

Ключевые слова: пайка, сварка, алюминиевые сплавы, припой, многослойная фольга, тепловые поля, локальный разогрев, неразъемное соединение

Поиск новых подходов для устранения повреждений конструкций оболочкового типа из алюминиевых сплавов в условиях ограниченного доступа к мощным источникам тепла является актуальной задачей, решение которой позволит повысить их надежность и долговечность эксплуатации [1-3]. С этой точки зрения перспективной представляется идея присоединения к месту повреждения поверхности оболочки алюминиевой накладкой за счет локального нагрева зоны соединения источником тепла, обеспечивающим нагрев зоны соединения до температур, при которых создаются условия, необходимые для формирования соединения, например, плавление слоя припоя, размещенного в зоне соединения, или оплавление соединяемых поверхностей.

Известно, что в качестве источника тепла, который в автономном режиме может обеспечить необходимые условия для сварки или пайки материалов, могут быть использованы реакционные материалы, которые способны генерировать тепло в процессе прохождения в них реакции самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВС) [4-6]. При локальном разогреве зоны соединения тепло может рассеиваться в окружающую среду и распространяться по элементам конструкции. Для обеспечения разогрева зоны соединения предпочтительно использовать материалы с высокой интенсивностью теплообразования.

Поскольку интенсивность теплообразования в таких материалах существенно зависит от скорости протекания в них реакции СВС, то использование для этих целей термитных смесей представляется менее эффективным по сравнению с многослойными фольгами (МФ), состоящими из высокорекционных материалов. В термитных смесях скорость распространения реакции СВС низкая из-за малой площади контакта между порошковыми компонентами и наличия на их поверхности оксидных пленок [7]. В случае МФ реакционные слои контактируют друг с другом по всей поверхности фольги, что обеспечивает скорость распространения фронта реакции СВС на 1-2 порядка выше по сравнению с порошковыми термитными смесями [8-10]. Такие свойства реакционных МФ позволяют использовать их как в качестве промежуточной прослойки для разогрева соединяемых поверхностей алюминиевых пластин, так и в качестве нагревателя, контактирующего с одной из пластин (накладкой), для локального разогрева зоны соединения.

Вместе с тем для применения такого подхода к получению неразъемных соединений необходимо учитывать, что поток тепла, непрерывно поступающий из нагревателя через пластину-накладку в зону соединения, отводится из нее во вторую пластину (оболочку). Если в зоне соединения находится, например, прослойка припоя, то важно установить не только нижний предел мощности

нагревателя, при котором можно расплавить припой, но и не превысить верхний предел, при котором возможно оплавление материала накладки, контактирующей с нагревателем.

Ясно, что на распространение тепла в таких системах влияют как теплофизические свойства материала элементов системы, так и теплопередача (тепловые сопротивления) на границах между ними. При этом теплофизические параметры, как правило, известны, тогда как параметры теплопередачи между элементами системы существенно зависят от ряда факторов (шероховатости поверхностей, усилия их прижатия друг к другу и т. п.), которые могут изменяться в широких пределах. Поэтому провести расчет тепловых полей в таких системах в общем случае затруднительно. Ранее проведенные исследования температурных полей в условиях неидеальных контактов между элементами системы показали [11], что время перераспределения тепла в таких условиях существенно увеличивается. Однако общие закономерности изменения температурных полей подобны.

В связи с этим, в работе для выяснения влияния теплофизических характеристик материалов исследуемой системы на тепловые поля в процессе соединения алюминиевых пластин через промежуточные прослойки на основе слоев припоя или многослойной высокорекреакционной фольги предположили, что контакты между элементами системы идеальные. Это позволило выяснить предельно допустимые значения параметров нагревателя с высокой интенсивностью тепловыделения, обеспечивающего тепловые условия для получения неразъемных соединений алюминиевых пластин.

Метод расчета тепловых полей. Схема соединения пластин через промежуточную прослойку, путем локального разогрева зоны соединения за счет контакта нагревателя с одной из пластин (далее накладка), представлена на рис. 1. Если нагреватель *1* с размером, например, $0,05 \times 0,05 \text{ м}^2$, состоит из пакета МФ на основе слоев Ni и Al с эквипотенциальным соотношением элементов, для которых характерна высокая скорость протекания реакции синтеза, порядка $1 \dots 3 \text{ м/с}$ [8], обеспечивающая его разогрев до определенной (адиабатической) температуры, свойственной химическому составу и структуре МФ за короткое время, порядка $0,005 \dots 0,015 \text{ с}$, то временем разогрева нагревателя до максимальной температуры можно пренебречь.

При анализе тепловых полей исходили из того, что в зоне соединения разогрев соединяемых поверхностей должен достигать температуры, при которой становится возможным протекание про-

цессов, необходимых для формирования неразъемного соединения между этими поверхностями. Так, для соединения пластин путем пайки, температура в зоне контакта должна быть выше температуры плавления припоя, а в случае сварки — выше температуры плавления материала пластин.

Анализ тепловых полей выполнен на примере соединения алюминиевых пластин из сплава АМгб. В качестве источника тепла рассмотрен пакет, состоящий из МФ на основе слоев Ni и Al с эквипотенциальным соотношением элементов. Такие же МФ были рассмотрены в качестве промежуточных прослоек для локального разогрева зоны соединения. В качестве припоя использовали модельный сплав эвтектического состава с температурой плавления 850 К. Теплофизические характеристики материалов в системе «нагреватель–накладка (1-я пластина)–промежуточный слой–2-я пластина (оболочка)» представлены в таблице.

При моделировании тепловых полей в зоне соединения алюминиевых пластин в качестве промежуточной прослойки рассматривали слои из припоя, МФ и наличие слоев обоих типов. Если предположить, что все элементы системы имеют неограниченный размер по двум координатам, параллельным плоскости соединения и ограниченный размер в перпендикулярном направлении, то это позволяет анализировать перераспределение тепла только в одном направлении — перпендикулярном к плоскости контакта.

Все элементы системы разделили на ячейки конечной толщины Δx , за исключением промежуточной прослойки, которую рассматривали как одну ячейку толщиной L , в случае прослойки на основе припоя или толщиной H — для реакционной МФ, и двух ячеек толщиной $L+H$, если промежуточная прослойка состоит из слоя припоя и МФ. Все расчеты были выполнены при разделении системы

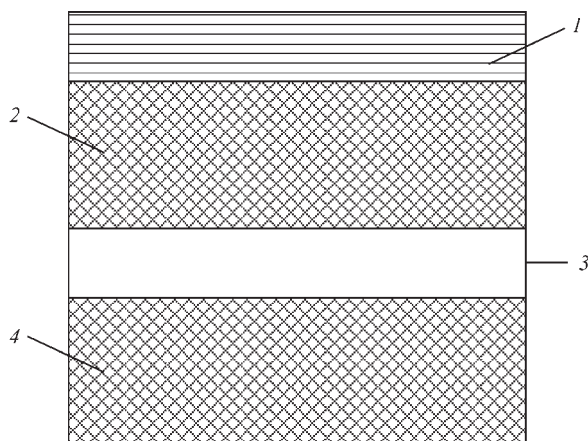


Рис. 1. Схема соединения пластин при их нагреве в результате контакта накладки с нагревателем: 1 — нагреватель; 2 — накладка; 3 — промежуточная прослойка; 4 — оболочка в виде пластины

Характеристики материалов системы «нагреватель–накладка–промежуточный слой–оболочка»

Параметры. Свойства	Материал			
	Многослойная фольга Ni/Al (нагреватель)	Алюминиевый сплав АМг6 (накладка и 2-я пластина (оболочка))	Модельный припой (промежуточная прослойка)	Многослойная фольга Ni/Al (промежуточная прослойка)
Толщина, мм	1...16	5...17	0,1	0,05...0,35
Удельный вес, кг/м ³	5164	2650	2650	5164
Теплопроводность, Вт/м·К	51	126	155	51
Адиабатическая температура СВС реакции, К	1912	–	–	1912
Температура плавления припоя, К	–	–	850	–
Скрытая теплота плавления, кДж/кг	–	400	555	–
Теплота образования интерметаллида, эВ	0,46	–	–	0,46
Период модуляции слоев в многослойной фольге, нм	100	–	–	100
Толщина многослойной фольги, мкм	200	–	–	50...350
Энергия активации взаимной диффузии между слоями Al и Ni, эВ	1,69	–	–	1,69

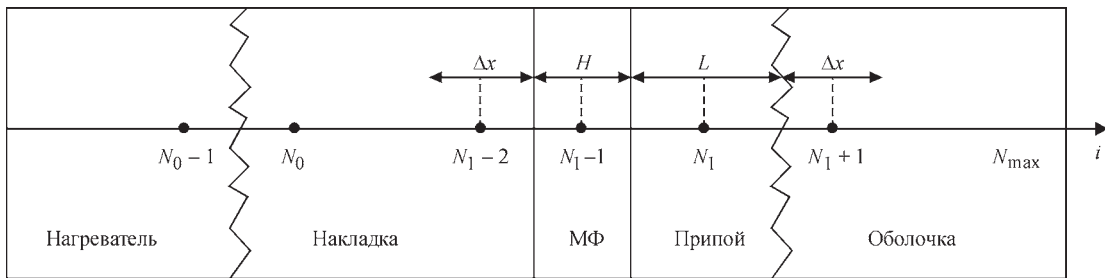


Рис. 2. Схема разделения системы «нагреватель–накладка–промежуточная прослойка–оболочка» на ячейки

на ячейки толщиной 200 мкм. Нумерация ячеек представлена на рис. 2.

Если предположить, что излучение тепловой энергии за пределы системы отсутствует, то для крайних ячеек системы будут выполняться граничные условия второго рода:

$$T_0 = T_1, T_{N_{\max}} = T_{N_{\max}-1},$$

где N_{\max} — максимальный номер ячейки:

$$N_{\max} = L_0/\Delta x + L_1/\Delta x + L_2/\Delta x + 2,$$

где L_0 — толщина нагревателя; L_1 — толщина накладки; L_2 — толщина оболочки.

Для определения температуры в каждой ячейке необходимо решить уравнение теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (1)$$

с учетом теплофизических свойств материалов ячеек, где a — температуропроводность материала ячейки.

Уравнение теплопроводности (1) имеет решение для всех ячеек системы шириной Δx :

$$T_i = T_i^{old} + a \frac{T_{i+1}^{old} - 2T_i^{old} + T_{i-1}^{old}}{\Delta x^2} dt, \quad (2)$$

где T_i — температура i -й ячейки, которую она достигает в течение dt секунд по сравнению с исходной температурой T_i^{old} . Это соотношение справедливо для всех ячеек, за исключением $N_0 - 1$, N_0 , $N_1 - 2$, $N_1 - 1$, N_1 и $N_1 + 1$, которые относятся к разным элементам системы. Для определения температуры в ячейках на границе контактов полагали, что тепловой поток пропорционален разности температур в пограничных ячейках i и $i+1$, перенос тепла между которыми характеризуется эффективным «коэффициентом переноса тепла» $\mu_{i,i+1}$, в соответствии с соотношением

$$J_{i,i+1} = -\mu_{i,i+1} (T_{i+1} - T_i).$$

В случае идеального теплового контакта между ячейками i и $i+1$, относящимися к различным элементам системы с коэффициентами теплопроводности их материала k_i и k_{i+1} , толщиной h_i и h_{i+1} , соответственно, коэффициент переноса тепла определяется как

$$\mu_{i,i+1} = \frac{2k_i k_{i+1}}{k_i h_{i+1} + k_{i+1} h_i}. \quad (3)$$

Тогда уравнение (2) для определения температуры в пограничных ячейках можно определить исходя из системы уравнений, которые учитывают тепловые потоки между граничными и соседними к ним ячейками

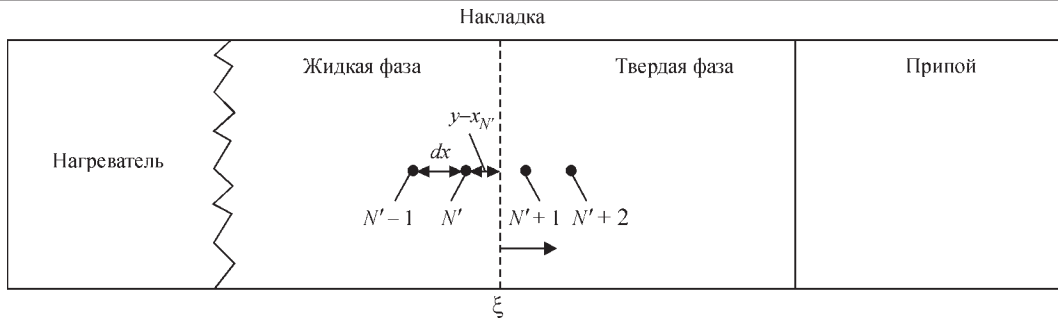


Рис. 3. Схематическое изображение границы раздела между жидкой и твердой частями пластины в процессе ее плавления

$$\frac{dT_i}{dt} = \frac{1}{c_i \rho_i} (J_{i-1,i} - J_{i,i+1}),$$

$$\frac{dT_{i+1}}{dt} = \frac{1}{c_{i+1} \rho_{i+1}} (J_{i,i+1} - J_{i+1,i+2}),$$

$$\frac{T_{N'+1}^{new} - T_{N'+1}^{old}}{dt} = a \frac{l}{\rho_{pl}} \frac{\frac{T_{N'+2}' - T_{N'+1}'}{dx} - \frac{T_{N'+1}' - T^{melt}}{x_{N'+1}' - \xi}}{\frac{(x_{N'+2}' - \xi)}{2}}. \quad (4)$$

где c_i и ρ_i — теплоемкость и удельный вес материала i -й ячейки.

Так как источник тепла может иметь температуру, которая превышает температуру плавления материала (T^{melt}) пластины-накладки, то необходимо учесть возможность частичного или полного ее плавления. Пусть при частичном расплавлении пластины граница между жидкой и твердой фазой будет расположена в точке $\xi (x_N < \xi < x_{N+1})$ (рис. 3). Тогда распределение температуры слева и справа от границы можно рассчитать из баланса тепловых потоков с учетом того, что за время dt граница сместится на величину dy .

$$J_l^Q S dt - J_s^Q S dt = \lambda \rho_{pl} S dy, \quad (5)$$

где $\lambda_{pl1}, \lambda_{pl2}, \rho_{pl1}, \rho_{pl2}$ — удельная теплота плавления и плотность материала пластин; S — площадь поперечного сечения; dy — изменение положения границы.

С учетом коэффициентов переноса тепла в жидкой (l) и твердой (s) фазах уравнение (5) можно представить как

$$\frac{dy}{dt} = \frac{J_l^Q - J_s^Q}{\lambda \rho_{pl}} = \frac{\kappa_1^l \frac{\partial T^l}{\partial x} + \kappa_1^s \frac{\partial T^s}{\partial x}}{\lambda \rho_{pl}}. \quad (6)$$

Тогда изменение температуры ячеек N' и $N'+1$ за время dt можно рассчитать, исходя из уравнений

$$\frac{T_{N'}^{new} - T_{N'}^{old}}{dt} = a \frac{l}{\rho_{pl}} \frac{\frac{T^{melt} - T_{N'}'}{\xi - x_{N'}'} - \frac{T_{N'}' - T_{N-1}'}{dx}}{\frac{(\xi - x_{N-1}')}{2}}, \quad (7)$$

Такие вычисления необходимо проводить на каждом шаге по времени, и одновременно следить за положением границы. Новое положение границы жидкой и твердой фаз будем рассчитывать из формулы

$$\xi^{new} = \xi + \frac{dt}{\lambda \rho_{pl}} \times \left(\kappa_1^s \frac{T_{N'+1}' - T^{melt}}{x_{N'+1}' - \xi} - \kappa_1^l \frac{T^{melt} - T_{N'}'}{\xi - x_{N'}'} \right). \quad (9)$$

Температура ячеек пластины, которые находятся слева и справа от границы раздела фаз (за исключением приграничных слоев) рассчитываются по формуле (4), но с разными коэффициентами теплопроводности: κ_1^l для расплавленной части и κ_1^s для твердой части пластины.

В случае, когда припой, находящийся в промежутке между пластинами, частично расплавляется, уравнения для расчета температуры в соседних ячейках будут аналогичны (5)–(9), только коэффициент теплопроводности, свойственный твердой фазе κ_1^s припоя, необходимо изменить на коэффициент теплопроводности жидкой фазы κ_1^l .

При частичном расплавлении припоя положение границы жидкая–твердая фаза можно описать параметром η ($0 < \eta < 1$), как показано на рис. 4.

Учесть тепловые потери/поступления при плавлении/кристаллизации можно из разницы потоков тепла. Изменение тепла может быть пересчитано на долю расплава в соседстве с ячейкой пластины

$$(J_{in}^Q - J_{out}^Q) dt = S \rho_{п} \lambda_{п} L d\eta, \quad (10)$$

где $\lambda_{п}$ — удельная теплота плавления припоя; $\rho_{п}$ — плотность припоя; S — площадь поперечно-

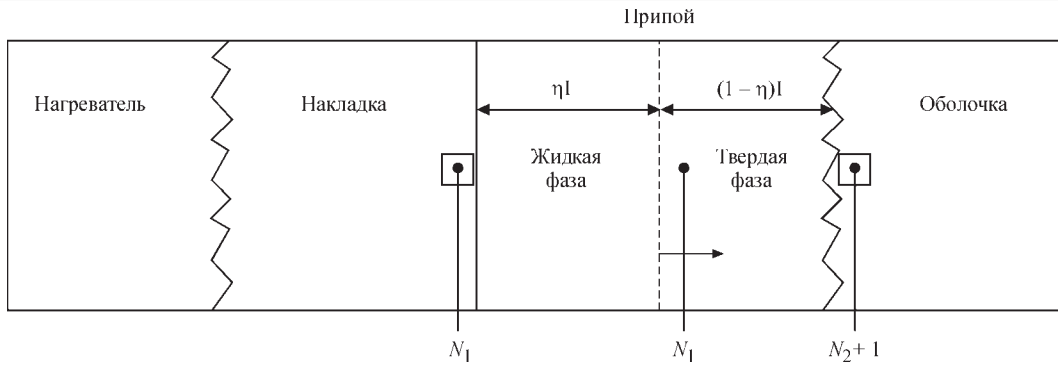


Рис. 4. Схематическое изображение положения границы раздела между жидкой и твердой фазой припоя при его частичном расплавлении η

го сечения; L — толщина слоя припоя; $d\eta$ — изменение доли расплавленного припоя; J_{in}^Q, J_{out}^Q — тепловые потоки, входящие и выходящие из расплавленного припоя, соответственно.

Величину тепловых потоков на границах между ячейкой, контактирующей с расплавленным припоем и припоем, и между припоем в твердой фазе и соседней ячейкой оболочки можно представить как

$$J_{in}^Q = -S\kappa_1^s \frac{T_x - T_{N_1}}{dx/2}, \quad (11)$$

$$J_{out}^Q = -S\mu_1 (T_{N_{2+1}} - T_{evt}). \quad (12)$$

где T_{evt} — температура плавления припоя.

Значение температуры на границе между пластиной и расплавом можно определить из равенства тепловых потоков из пластины в расплав припоя и из расплава в твердую фазу припоя

$$-\kappa_1^s \frac{(T_x - T_{N_1})}{dx/2} = -\kappa_1^l \frac{(T_{evt} - T_x)}{\eta L}. \quad (13)$$

Изменение положения границы расплава припоя за время dt можно рассчитать из уравнения

$$\eta_i^{new} = \eta_i + \frac{dt}{\rho_{\Pi} \lambda_{\Pi} L} \times \left(\frac{2\kappa_1^s \kappa_1^l}{2\kappa_1^s \eta L + \kappa_1^l dx} (T_{N_1} - T_{evt}) + \mu_1 (T_{N_{2+1}} - T_{evt}) \right). \quad (14)$$

Изменение температуры на границах с пластинами с учетом частичного плавления или кристаллизации припоя можно рассчитать из выражений:

$$T_{N_1}^{new} = T_{N_1} + \frac{dt}{dx \rho_{pl1} c_{pl1}} \times \left(-\frac{\kappa_1^s}{dx} (T_{N_1} - T_{N_{1-1}}) + \frac{2\kappa_1^s \kappa_1^l}{\kappa_1^s \eta L + \kappa_1^l dx} (T_{N_{1+1}} - T_{N_1}) \right), \quad (15)$$

$$T_{N_{2+1}}^{new} = T_{N_{2+1}} + \frac{dt}{dx \rho_{pl2} c_{pl2}} \times \left(\mu_1 (T_{evt} - T_{N_{2+1}}) + \frac{\kappa_1^l}{dx} (T_{N_{2+2}} - T_{N_{2+1}}) \right). \quad (16)$$

Если в состав промежуточной прослойки входит МФ на основе реакционных элементов, то в процессе нагрева в фольге будут инициированы диффузионные процессы между слоями реакционных элементов, приводящие к образованию интерметаллических соединений. Поскольку этот процесс будет сопровождаться выделением тепла, контактирующие с фольгой ячейки будут нагреваться не только потоком тепла от нагревателя, но и от МФ.

Используя Вагнеровский коэффициент диффузии [12] и закон роста фаз при реакционной диффузии [13], можно определить толщину прослойки интерметаллидной фазы, которая образуется на границе слоев реакционных элементов, $d\Delta y$ в течение интервала времени dt , как

$$d\Delta y = \frac{D_0 \Delta g}{k_B T_{N_1} c(1-c)} \exp\left(-\frac{Q}{k_B T_{N_1}}\right) dt,$$

где T_{N_1} — температура промежуточной прослойки с многослойной структурой в начальный момент времени.

Изменение температуры в ячейке фольги в результате такого фазового превращения определяется как

$$T_{N_1} = T_{N_1} + \frac{d\Delta y \Delta g}{2l 3k_B},$$

где Δg — теплота образования интерметаллидной фазы в процессе реакции синтеза в многослойной структуре с периодом модуляции $2l$. При этом необходимо учитывать, что процесс тепловыделения начинается при толщине прослойки новой фазы $\Delta y = \Delta y_0$ и продолжается до полного превращения МФ в интерметаллид.

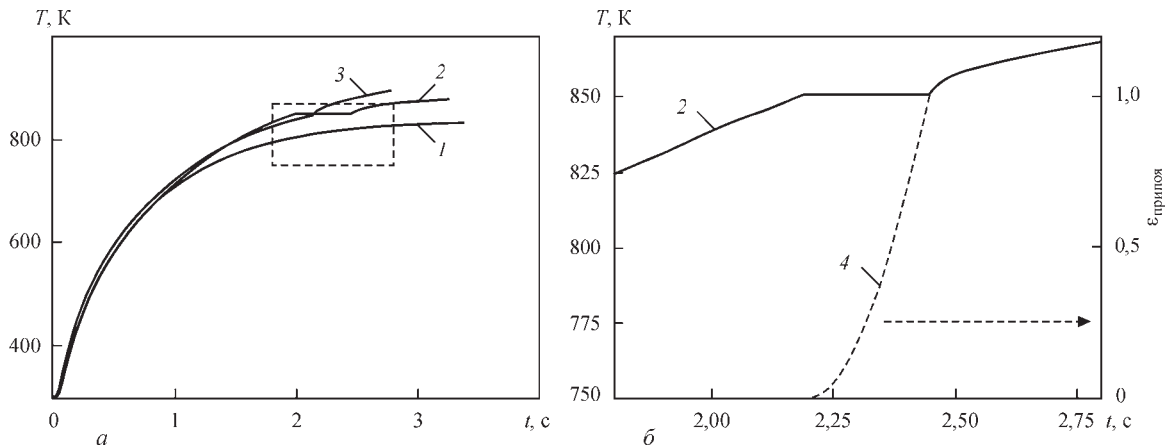


Рис. 5. Изменения температуры в промежуточной прослойке толщиной 100 мкм на основе «эвтектического сплава» (температура плавления 850 К) в зависимости от толщины нагревателя с адиабатической температурой СВС реакции 1600 К: 1 — $d = 5$ мм; 2 — 6; 3 — 7 (а); на вставке представлена зависимость объемной доли расплава $\epsilon_{\text{припоя}}$ в прослойке припоя (кривая 4) в процессе локального разогрева зоны соединения для кривой 2 (б)

Если в состав промежуточной прослойки входит слой припоя, то в расчете учитывалось поглощение тепловой энергии в этом слое, которое расходуется на его нагрев и плавление.

На основе такой схемы расчета теплового поля в системе можно определить как пространственное распределение температуры, так и ее изменение в заданной точке в зависимости от времени процесса локального разогрева.

В рамках этой схемы были исследованы распределения температуры в процессе получения неразъемных соединений алюминиевых пластин путем пайки или сварки при условии, что в зоне контактов нагревателя с накладкой и накладки с оболочкой существуют контакты, коэффициенты переноса тепла между ними описываются соотношением (3).

Результаты расчета. Изменение температуры в промежуточной прослойке, состоящей из слоя припоя в процессе локального разогрева зоны соединения представлено на рис. 5.

Видно, что толщина нагревателя оказывает влияние на особенности изменения температуры промежуточной прослойки: при толщине нагревателя меньше некоторой критической величины (при выбранных параметрах системы это соответствует толщине нагревателя 5 мм) температура в промежуточной прослойке монотонно повышается, однако не достигает температуры плавления припоя, а при толщине больше критической (6 мм) — на температурной зависимости наблюдается участок замедленного роста температуры. На рис. 5 можно видеть, что эта «площадка» на температурной зависимости соответствует плавлению припоя. В процессе выдержки при этой температуре объемная доля расплавленного припоя увеличивается. Дальнейшее повышение тем-

пературы в промежуточной прослойке наблюдается только после полного расплавления припоя.

На этом основании можно предположить, что для обеспечения температурного режима пайки толщина нагревателя должна превышать некоторый нижний предел. Однако если использовать нагреватель большей толщины, например, 9 мм, то температура в зоне контакта после полного расплавления припоя будет продолжать повышаться вплоть до температуры плавления алюминиевого сплава (рис. 6). В результате этого происходит частичное оплавление пластины-накладки, контактирующей с нагревателем.

Таким образом, для обеспечения условий, необходимых для пайки, толщина нагревателя должна находиться между нижним и верхним пределами, что позволяет расплавить припой, но не приведет к оплавлению пластины-накладки.

Поскольку интенсивность теплового потока, распространяющегося от нагревателя к пластине-накладке зависит не только от толщины нагревателя, но и от адиабатической температуры, которой он достигает в результате прохождения в нем реакции СВС, в работе были определены значения нижнего и верхнего пределов толщины нагревателя в зависимости от его температуры в диапазоне 1300...1600 К. При этом нижний предел соответствует условию, при котором происходит плавление припоя без оплавления слоев накладки, контактирующих с нагревателем, верхний предел — при условии частичного (до 10 %) оплавления накладки.

Из рис. 7 видно, что по мере повышения адиабатической температуры нагревателя значения нижнего и верхнего пределов его толщины уменьшаются, как и разница между этими пределами. При температуре нагревателя более 1600 К ча-

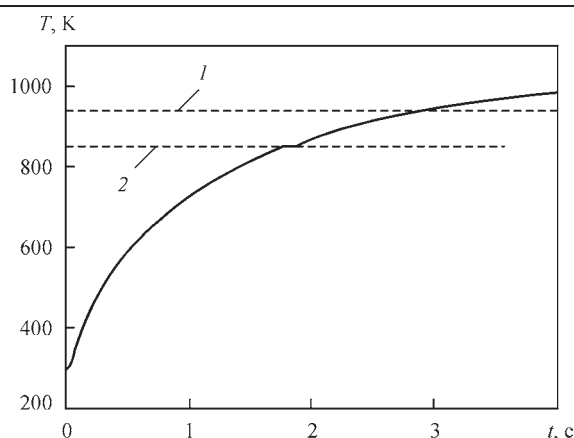


Рис. 6. Изменение температуры в промежуточной прослойке толщиной 100 мкм на основе «эвтектического сплава» (температура плавления 850 К) при локальном нагреве пластин нагревателем толщиной 9 мм (адиабатическая температура нагревателя 1600 К): 1 — температура плавления алюминиевых пластин, 2 — температура плавления припоя

стичное оплавление пластины-накладки наблюдается уже при толщинах менее нижнего предела.

Основываясь на этом, можно заключить, что существуют определенные ограничения не только на выбор толщины нагревателя, но и адиабатическую температуру, которой он достигает в результате протекания в нем реакции СВС.

Распределение температуры по толщине поперечного сечения сборки на различных стадиях ее разогрева представлено на рис. 8 для случая использования нагревателя, удовлетворяющего указанным выше требованиям. Видно, что для таких нагревателей на всех стадиях процесса локального нагрева зоны соединения температура в зоне контакта нагревателя и пластины-накладки остается практически неизменной, и ее величина меньше температуры плавления материала пластины (сплава АМгб).

Качественно иной вид изменений температуры наблюдается в случае, когда промежуточная

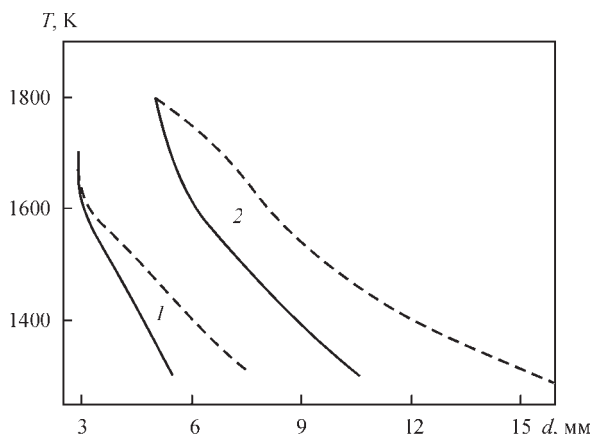


Рис. 7. Зависимость нижнего (сплошная линия) и верхнего (пунктирная) значения пределов толщины нагревателя от его адиабатической температуры: 1 — оптимальная толщина нагревателя для соединения алюминиевых пластин толщиной 5 мм; 2 — 10 мм

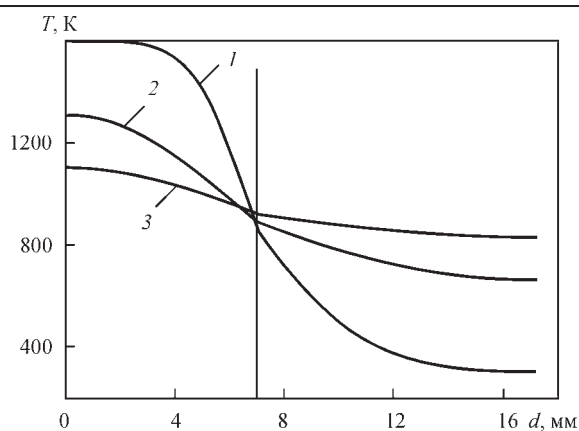


Рис. 8. Распределение температуры в поперечном сечении сборки, состоящей из нагревателя толщиной 7 мм, пластины-накладки — 5 мм, промежуточной прослойки — 100 мкм и второй пластины — 5 мм, на различных стадиях процесса пайки: 1 — 0,1 с процесса; 2 — 1; 3 — 1,9

прослойка состоит из МФ на основе реакционных элементов. Как видно из рис. 9, при нагреве такой промежуточной прослойки характер изменения ее температуры зависит от толщины нагревателя. При толщине нагревателя порядка 1 мм нагрев промежуточной прослойки происходит монотонно. При увеличении толщины нагревателя — на температурной зависимости наблюдается резкое увеличение температуры, которое после достижения некоторого пикового значения снижается до уровня монотонной зависимости, подобной той, которая характерна для локального разогрева пластин в случае использования промежуточных прослоек на основе припоя.

Согласно работе [14] такое резкое повышение температуры в промежуточной прослойке с многослойной структурой на основе реакционных элементов может быть связано с инициированием в фольге реакции теплового взрыва (ТВ), при которой процесс высокотемпературного синтеза протекает во всем ее объеме без дополнительного

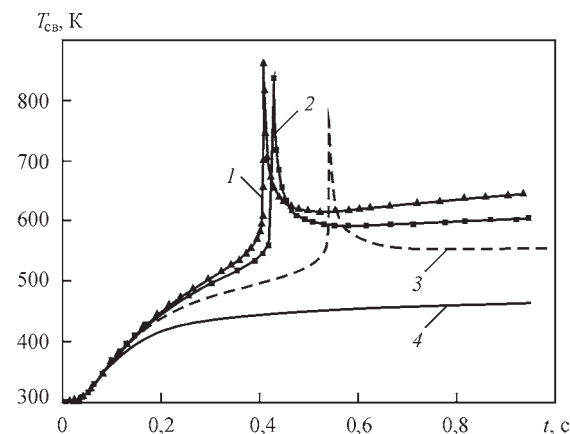


Рис. 9. Изменения температуры в промежуточной прослойке на основе МФ на основе Ni/Al (толщиной 200 мкм с периодом 100 нм) в зависимости от времени прохождения реакции с разной толщиной нагревателя: 1 — $d = 2.5$ мм; 2 — 2; 3 — 1,5; 4 — 1, разогретого до температуры 1600 К

подвода тепла. Для инициирования ТВ существует пороговое значение скорости нагрева МФ: при скоростях нагрева МФ меньше порогового реакция синтеза развивается в режиме твердофазной реакции, требующей постоянного подвода тепла, а при больших скоростях нагрева образующееся в результате высокотемпературного синтеза тепло обеспечивает протекание этой реакции без внешнего подвода тепла. Поэтому при малых скоростях нагрева, которые реализуются в случае применения нагревателя толщиной 1 мм, ТВ не иницируется, тогда как при увеличении скорости нагрева за счет нагревателя толщиной 1,5 мм иницируется ТВ, сопровождаемый резким повышением температуры в зоне соединения. При дальнейшем повышении скорости нагрева МФ за счет увеличения толщины нагревателя величина температурного пика возрастает, а время его инициирования смещается ближе к началу процесса разогрева.

Возможность разогрева зоны соединения алюминиевых пластин за счет тепла, выделяемого при ТВ в МФ, была исследована с точки зрения создания тепловых условий для оплавления алюминиевых слоев, контактирующих с МФ, что является необходимым условием для сварки плавлением. На рис. 10 представлены распределения температуры в поперечном сечении сборки в момент инициирования в МФ реакции синтеза в режиме ТВ. Видно, что с увеличением толщины МФ температура в зоне соединения при инициировании ТВ возрастает. При этом наблюдается значительное повышение температуры в промежуточной прослойке и участках соединяемых пластин, контактирующих с МФ. При толщине промежуточной прослойки более 200 мкм температура слоев алюминиевого сплава, контактирующих с МФ, становится выше температуры его плавления. Можно

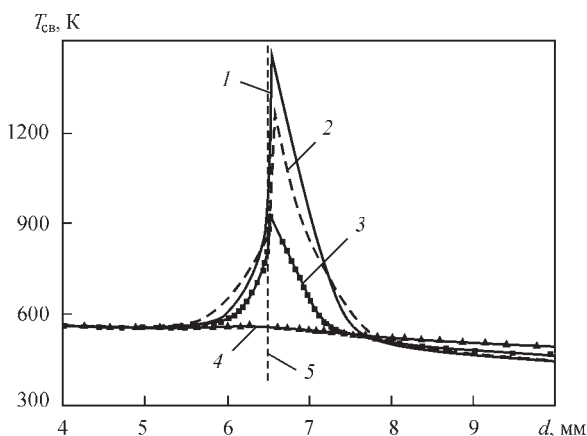


Рис. 10. Распределение температуры в поперечном сечении сборки, состоящей из нагревателя, накладки, промежуточной прослойки на основе МФ и оболочки, в момент инициирования в ней ТВ (толщина нагревателя 1,5 мм) с разной толщиной МФ: 1 — $df = 350$ мкм; 2 — 300; 3 — 200; 4 — 100; 5 — зона между пластиной-накладкой и МФ

предположить, что такие температурные условия на границе между МФ и алюминиевой пластиной могут способствовать оплавлению ее поверхностных слоев.

Следовательно, при использовании в качестве промежуточной прослойки МФ в результате инициирования в ней реакции синтеза в режиме ТВ можно обеспечить дополнительный разогрев слоев алюминиевых пластин, контактирующих с МФ. За счет увеличения толщины МФ количество тепла, образующегося при этом, может обеспечить оплавление алюминиевых пластин, необходимых для их сварки.

Обращает внимание то, что для режима сварки толщина нагревателя может быть существенно меньше, чем в случае соединения пластин в режиме пайки. Основываясь на этом, была рассмотрена возможность использования ТВ для обеспечения тепловых условий, необходимых для пайки в случае, когда в качестве промежуточной прослойки использовали слои из припоя и МФ.

На рис. 11 представлено распределение температуры в поперечном сечении сборки, состоящей из слоя МФ и слоя на основе припоя, в момент времени инициирования ТВ. Видно, что в результате ТВ в промежуточной прослойке температура резко увеличивается до величин, превышающих температуру плавления припоя. Исходя из этого, можно предположить, что такая структура промежуточной прослойки позволяет уменьшить толщину нагревателя по сравнению с процессом пайки через промежуточную прослойку на основе припоя и, как следствие этого, снизить температуру, до которой будет нагреваться сборка в целом.

Установленные выше параметры, характеризующие нагреватель, и их связь с параметрами про-

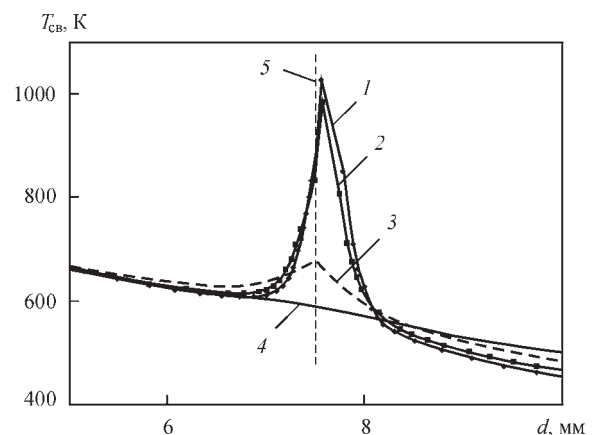


Рис. 11. Распределение температуры в поперечном сечении сборки, состоящей из нагревателя, накладки, промежуточной прослойки на основе слоя МФ, слоя припоя (толщина припоя 100 мкм) и оболочки в момент инициирования в МФ ТВ (толщина нагревателя 2,5 мм) с разной толщиной МФ: 1 — $df = 200$ мкм; 2 — 150; 3 — 100; 4 — 50; 5 — зона между пластиной-накладкой и МФ

межуточной прослойки и толщиной соединяемых пластин были получены для случая соединения пластин толщиной 5 мм. Для выяснения возможности применения этого подхода для соединения пластин большей толщины в работе рассчитаны температурные поля, необходимые для реализации такой схемы соединения. Оказалось, что основные закономерности локального разогрева зоны соединения с помощью нагревателя, контактирующего с пластиной-накладкой, сохраняются при условии увеличения толщины нагревателя пропорционально увеличению толщины соединяемых пластин, вплоть до 20 мм.

Выводы

1. Показано, что при локальном разогреве зоны соединения алюминиевых пластин из сплава АМгб толщиной до 20 мм нагревателем на основе МФ, контактирующим с одной из них (пластиной накладкой), можно обеспечить температурные условия, необходимые для плавления припоя, расположенного в зоне соединения без расплавления алюминиевой пластины.

2. Для обеспечения температурных условий, необходимых для процесса пайки алюминиевых пластин через промежуточную прослойку на основе припоя при локальном разогреве зоны соединения нагревателем, контактирующим с одной из пластин, его толщина должна быть больше некоторой критической величины, зависящей от адиабатической температуры нагревателя, характеристик промежуточного слоя на основе припоя и толщины пластины.

3. Показано, что существует верхняя граница адиабатической температуры нагревателя, выше которой оплавление материала пластины-накладки может наступать раньше, чем расплавится слой припоя, расположенный в зоне соединения.

4. Применение в качестве промежуточной прослойки многослойной фольги, например, Ni/Al, с высокой реакционной способностью может обеспечить температурные условия для протекания процесса сварки за счет локального оплавления контактирующих с прослойкой слоев алюминиевого сплава в результате инициирования в фольге реакции синтеза по схеме теплового взрыва (объемной реакции синтеза) при локальном разогреве зоны соединения нагревателем, контактирующим с пластиной накладкой.

5. Применение в качестве промежуточной прослойки многослойной фольги с высокой реакционной способностью, например, Ni/Al, в сочетании со слоем припоя, позволяет уменьшить толщину нагревателя, необходимую для обеспечения температурных условий для процесса пайки

за счет дополнительного тепловыделения в МФ при инициировании в ней высокотемпературного синтеза в режиме теплового взрыва.

Литература/References

- Ищенко А.Я. (2004) Особенности применения алюминиевых высокопрочных сплавов для сварных конструкций. *Автоматическая сварка*, **9**, 16–26.
Ishchenko, A.Ya. (2004) Specifics in application of aluminium high-strength alloys for welded structures. *The Paton Welding J.*, **9**, 15–25.
- Кривцун І.В., Квасницький В.В., Максимов С.Ю., Ермолаєв Г.В. (2017) *Спеціальні способи зварювання*. Патон Б.С. (ред.). Миколаїв, НУК.
Krivtsun, I.V., Kvasnytsky, V.V., Maksymov, S.Yu., Ermolaev, G.V. (2017) *Special methods of welding*. Ed. by B.E. Paton. Mykolaiv, NUK [in Ukrainian].
- Ищенко А.Я. (2002) Исследование и разработки технологии сварки легких сплавов в ИЭС им. Е.О. Патона. *Автоматическая сварка*, **1**, 30–31.
Ishchenko, A.Ya. (2002) Investigation and development of the technology of light alloy welding at the PWI. *The Paton Welding J.*, **1**, 25–26.
- Subramanian J.S., Rodgers P., Newson J. (2005) Room temperature soldering of microelectronic components for enhanced thermal performance. *6th. International Conferences on Thermal, Mechanical and Multiphysics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems «EuroSimE»*. Berlin, 681–686.
- Ramos A.S., Vieira M.T., Simões S. et al. (2010) Reaction-assisted diffusion bonding of advanced materials. *Defect and Diffusion Forum*. **297–301**, 972–977.
- Weihls T., Barmak K., Coffey K. (2014) Fabrication and characterization of reactive multilayer films and foils. *Metallic Films for Electronic, Optical and Magnetic Applications: Structure, Processing and Properties*, **0**, 160–243.
- Seshadri R. (2000) Centrifugal casting of metals and ceramics using thermite reactions. *Metals Materials And Processes*, **1**, 233–240.
- Кравчук М.В., Устинов А.И. (2015) Влияние термодинамических и структурных параметров многослойных фольг на характеристики процесса СВС. *Автоматическая сварка*, **8**, 10–15.
Kravtchuk, M.V., Ustinov, A.I. (2015) Influence of thermodynamic and structural parameters of multilayer foils on SHS process characteristics. *The Paton Welding J.*, **8**, 8–13.
- Knepper R., Snyder M., Fritz G. et al. (2009) Effect of varying bilayer spacing distribution on reaction heat and velocity in reactive Al/Ni multilayers. *Journal of Applied Physics*, **0**, 083504-1–083504-9.
- Запорожец Т.В., Гусак А.М., Устинов А.И. (2010) Моделирование стационарного режима реакции СВС в нанослойных материалах (феноменологическая модель). 1. Одностадийная реакция. *Современная электрометаллургия*, **1**, 40–46.
Zaporozhets, T.V., Gusak, A.M., Ustinov, A.I. (2010) Modeling of stationary mode of SHS reaction in nanolayer materials (phenomenological model). 1. Single-stage reaction. *Sovrem. Elektrometall.*, **1**, 40–46 [in Russian].
- Kulinich M.V., Bezpalchuk V.M., Kosintsev S.G. et al. (2018) Calculation-experimental investigation of thermal fields in the process of nonstationary soldering. *The Paton Welding J.*, **1**, 14–19.
- Запорожец Т.В., Король Я.Д. (2016) Подход обратной задачи для прогнозирования характеристик самораспространяющегося высокотемпературного синтеза в многослойных фольгах с учетом конкурентного фазообразования. *Металлофизика и новейшие технологии*, **38(11)**, 1541–1560.
Zaporozhets, T.V., Korol, Ya.D. (2016) Approach of inverse problem for prediction of characteristics of self-propagating high-temperature synthesis in multilayer foils taking into

- account competitive phase formation. *Metallofiz. Novejshie Tekhnologii*, 38(11), 1541-1560 [in Russian].
13. Уманский Я.С., Финкельштейн Б.Н., Блантер М.Е. и др. (1958) *Физическое металловедение*. Москва, Металлургиздат.
14. Umansky, Ya.S., Finkelshtejn, B.N. et al. (1958) *Physical metals science*. Moscow, Metallurgizdat [in Russian].
14. Ustinov A.I., Kuzmenko D.N., Kravchuk M.V., Korol Ya. D. (2015) Initiation of thermal explosion in Ti/Al nanofoils. *International Journal of SHS*, 24(2), 72–77.

РОЗРАХУНОК ТЕПЛОВИХ ПОЛІВ У ПРОЦЕСІ З'ЄДНАННЯ АЛЮМІНІЄВИХ ПЛАСТИН ЧЕРЕЗ ПРОМІЖНІ ПРОШАРКИ ПРИ ЛОКАЛЬНОМУ РОЗІГРІВІ ЗОНИ З'ЄДНАННЯ

М.В. Кулініч¹, Т.В. Запорожець², А.М. Гусак², А.І. Устїнов¹

¹ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

²Черкаський національний університет ім. Богдана Хмельницького. 18000, м. Черкаси, бульвар Шевченка, 18.

У роботі представлені результати чисельного моделювання теплових полів у зоні з'єднання алюмінієвих пластин через проміжні прошарки в процесі локального розігріву зони з'єднання плоским нагрівачем, що контактує з однією із пластин. В якості проміжного прошарку розглянуті шари, які складаються з припою, багатошарової реакційної фольги або шарів обох типів. Розрахунок виконаний з урахуванням теплофізичних характеристик матеріалу пластин, проміжного прошарку і нагрівача, що складається з багатошарових реакційних фольг, в яких реакція самопоширюваного високотемпературного синтезу супроводжується інтенсивним виділенням тепла. Досліджені умови локального нагрівання алюмінієвих пластин, необхідні для отримання нероз'ємних з'єднань у процесі їх паяння або зварювання через проміжний прошарок. Бібліогр. 14, табл. 1, рис. 11.

Ключові слова: паяння, зварювання, алюмінієві сплави, припій, багатошарова фольга, теплові поля, локальний розігрів, нероз'ємне з'єднання

CALCULATION OF THERMAL FIELDS IN PROCESS OF JOINING OF ALUMINUM PLATES THROUGH INTERMEDIATE LAYERS AT LOCAL HEATING OF JOINT ZONE

M.V. Kulinich¹, T.V. Zaporozhets², A.M. Gusak² and A.I. Ustinov¹

¹E. O. Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine, 11 Kazimir Malevich Str., 03150, Kyiv.

E-mail: office@paton.kiev.ua

²Bogdan Khmelnytsky National University of Cherkassy, 81 Shevchenko ave., 18000, Cherkassy.

The work presents the results of numerical modelling of thermal fields in zone of joining of aluminum plates through intermediate layers in process of local heating of joining zone by flat heater, contacting with one of the plates. The layers consisting of solder alloy, multilayer reactive foil or layers of both types were considered as an intermediate layer. The calculation was carried out considering thermal-physical characteristics of the plate material, intermediate layer and heater, consisting of the multilayer reaction foils, in which a reaction of self-propagating high-temperature synthesis is accompanied by intensive heat emission. There were studied the conditions of local heating of the aluminum plates necessary for obtaining the permanent joints in the process of their soldering or welding through intermediate layer. 14 Ref., 1 Tabl., 11 Fig.

Keywords: soldering, welding, aluminum alloys, solder alloy, multilayer foil, local heating, permanent joint

Поступила в редакцію 06.02.2019



Ассоциация «Электрод» совместно с ИЭС им. Е.О. Патона, ЧАО «ПлазмаТек» и ООО «Светлогорский завод сварочных электродов» проводит научно-практический семинар на тему

«Сварочные материалы: состояние и перспективы»

18–20 июня

г. Гомель, Беларусь

Контакты: тел. +38 044 200-63-02

E-mail: as_electrod@mail.ru

ПРИМЕНЕНИЕ УЛЬТРАДИСПЕРСНОГО ПОРОШКА НИКЕЛЯ ДЛЯ ДИФФУЗИОННОГО СОЕДИНЕНИЯ ТИТАНА С НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛЬЮ

А.В. Люшинский

АО «Раменское приборостроительное конструкторское бюро».
140103, г. Раменское, РФ, ул. Гурьева, 2. E-mail: nilsvarka@yandex.ru

Рассмотрены особенности соединения титанового сплава ПТ-3В со сталью 08X18N10T диффузионной сваркой с применением промежуточного слоя из ультрадисперсного порошка никеля, получаемого термическим разложением формиата никеля $Ni(COOH)_2 + 2H_2O$. Проведено сравнение структур сварных соединений данных материалов на наличие интерметаллидных фаз при сварке без промежуточных слоев и с никелевым промежуточным слоем при различных параметрах режима. Применение ультрадисперсного порошка никеля при температурах 965 и 890 °C приводит к образованию сплошного слоя твердых интерметаллидов. При температуре 790 °C диффузионная зона имеет многослойную структуру, отличающуюся от микроструктуры соединения сталь–титан, полученного без промежуточного никелевого слоя. Механические испытания сварных соединений на разрыв показали, что достаточные прочностные свойства достигаются при использовании промежуточного слоя из ультрадисперсного порошка никеля при пониженных температуре и давлении, исключающих интенсивный рост интерметаллидов. Наибольшие значения предела прочности достигнуты при температуре сварки 760...790 °C и составили в среднем 346 МПа. Библиогр. 13, табл. 3, рис. 4.

Ключевые слова: диффузионная сварка, промежуточный слой, ультрадисперсный порошок

В промышленности всегда актуальна задача соединения деталей и сборочных единиц, изготовленных из разнородных материалов, в работоспособные узлы, например, сочетания « α -титановый сплав + нержавеющая сталь 08X18N10T», методом диффузионной сварки. Известно [1–4], что соединение титановых сплавов со сплавами, содержащими никель, вызывает определенные трудности [5–7], вызванные образованием интерметаллидов между этими двумя элементами [8]. Понятно, что для получения требуемых эксплуатационных характеристик сварных соединений диффузионную сварку необходимо вести в условиях, ограничивающих образование интерметаллидных фаз в диффузионной зоне сварных швов. Другими словами, процесс сварки должен реализовываться при температурах ниже температур начала образования интерметаллидов [9–11]. Естественно, возникает необходимость применения промежуточных слоев, причем не только для исключения образования в зоне соединения интерметаллидов, но и для снижения температуры сварки и сварочного давления, тем самым, не стимулируя их рост. Решить такую неоднозначную задачу возможно с применением промежуточных слоев в виде высокоактивных энергонасыщенных порошковых материалов, обеспечивающих:

- значительное снижение термомеханического воздействия на свариваемые материалы;
- интенсификацию протекания диффузионных процессов при резко пониженных температурах;

– сохранение исходных свойств этих материалов;

– достаточную механическую прочность сварных соединений разнородных материалов [11–13].

При выполнении сварки разнородных металлов и сплавов материалом промежуточного слоя часто служит никель, что обусловлено его благоприятными физико-химическими свойствами и хорошей металлургической совместимостью с большинством металлов [3–7]. Исследования диффузионной сварки с применением промежуточных слоев из различных порошков никеля с разной дисперсностью d — электролитического (ПНЭ-1, $d = 39,75$ мкм), карбонильного (ПНКОТ-1, $d = 7,63$ мкм) и ультрадисперсного, полученного термическим разложением формиата никеля $Ni(COOH)_2 + 2H_2O$ ($d < 0,01$ мкм) — показало, что максимальная прочность достигается при сварке через ультрадисперсный порошок (УДП) [7, 11, 13]. Этот порошок имеет минимальный размер частиц, а величина удельной поверхности может регулироваться при пиролизе муравьинокислого никеля и достигать 20 м²/г. Можно достичь и большей величины, но УДП становится пирофорным и, естественно, с ним сложно работать. Кроме того, этот УДП отличается чистотой продукта и отсутствием примесей.

Применение УДП никеля позволяет снизить температуру сварки до температур, частично или полностью исключающих образование хрупких интерметаллидных включений или жидких эвтектик между соединяемыми материалами. Этот фактор обуславливает получение диффузионных сое-

Таблица 1. Химический состав сплава ПТ-3В, мас. %

Элементы	Ti	Fe	V	Al	Zr	Si	C	N	Ост.
Содержание	91,39...95,0	до 0,25	1,2...2,5	3,5...5,0	до 0,3	до 0,12	до 0,1	до 0,4	0,45

Таблица 2. Химический состав 08X18H10T, мас. %

Элементы	Ti	Fe	Cu	Cr	P	S	Ni	Mn	Si
Содержание	0,4...1,0	67	до 0,3	17...19	до 0,035	до 0,02	9...11	до 2	до 0,8

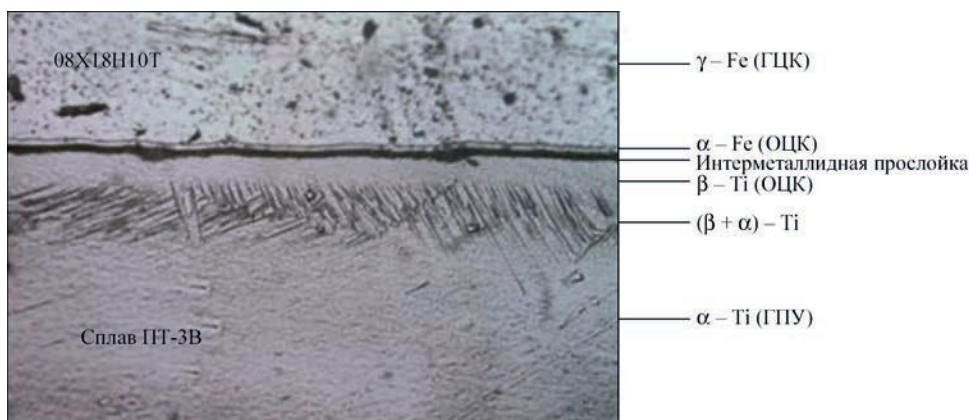


Рис. 1. Микроструктура ($\times 300$) сварного соединения сталь–титан, полученного диффузионной сваркой при режиме $T = 965^\circ\text{C}$, $t = 1$ мин без применения промежуточных слоев [2, 9]

динений с высокими механическими свойствами [3–5, 7, 11].

В статье приведены результаты экспериментальных исследований по отработке технологии диффузионной сварки аустенитной стали 08X18H10T со сплавом титана ПТ-3В через промежуточный слой из УДП никеля, представлены результаты металлографических исследований сварных соединений и механических испытаний на растяжение сварных образцов. В табл. 1, 2 приведен химический состав применяемых материалов.

Основной задачей работы являлось получение сварных диффузионных соединений с высокими стабильными механическими свойствами без недопустимых внутренних дефектов в сварных швах с обеспечением снижения температуры процесса соединения.

В качестве промежуточного слоя использовали УДП никеля, прокатанный в ленту толщиной 60 мкм и пористостью 55 %. Размер частиц исходного УДП никеля (основная фракция) — менее 0,01 мкм, удельная поверхность порошка около 17 м²/г. После прокатки УДП в ленту изменяется только величина удельной поверхности порошка, но не более, чем на 8 %. Но лента обеспечивает получение сварных швов, однородных по толщине и плотности, и в то же время позволяет реализовать чрезвычайно большой запас свободной энергии частиц порошка, из которых она состоит [7, 11–13].

Эксперименты проводили на цилиндрических образцах из титанового сплава ПТ-3В и стали 08X18H10T диаметром 20 мм и высотой 30 мм

каждый. Сварку осуществляли на установке диффузионной сварки СДВУ-50 с радиационным нагревом, обеспечивающей вакуум не хуже $5 \cdot 10^{-5}$ мм рт. ст.

Между соединяемыми материалами помещали ленту из УДП никеля.

В процессе экспериментов варьировали температуру сварки T и время выдержки t , а сварочное давление $P = \text{const} = 27,5$ МПа.

Из полученной заготовки вырезали образец для металлографических исследований, которые проводили на микроскопе «Neophot» при увеличениях $\times 250$. Затем из исследованных образцов точились детали для механических испытаний на растяжение по стандартной методике.

Авторы работ [2, 9] рассмотрели особенности образования фаз при соединении стали 08X18H10T со сплавом ПТ-3В диффузионной сваркой напрямую, без промежуточных слоев. На основе изучения микроструктуры этого соединения (рис. 1) показано, что зона соединения характеризуется наличием прослойки интерметаллидов, образовавшихся между титаном и железом при $T = 965^\circ\text{C}$ в течение 1 мин. Этот режим обеспечивает прочность соединения около 255 МПа, что почти на 100 МПа ниже требуемого значения при эксплуатации данного узла.

В данном исследовании проведен анализ влияния промежуточного слоя из УДП никеля на прочность сварного соединения через рост интерметаллидных фаз при различных температурах диффузионной сварки. В табл. 3 приведены номера образцов, режимы их соединения и результаты испытаний на разрыв. Температура сварки образ-

цов № 2 и № 3 соответствовала температуре сварки образца № 1, так как необходимо было оценить влияние слоя УДП никеля на прочность сварного соединения. Как видно, в этом случае прочность гораздо ниже, чем при сварке без промежуточного слоя. В работе [11] показано, что это связано с высокой диффузионной активностью УДП никеля. Остальные температуры экспериментов (890 и 790 °С) взяты из критических точек диаграммы состояния Ni-Ti, а температура 760 °С — это температура, при которой прочное соединение сплавов ПТ-3В и 08Х18Н10Т без промежуточного слоя не происходит, а со слоем соединение имеет $\sigma_b = 355$ МПа.

Металлографические исследования сварных соединений, полученных диффузионной сваркой аустенитной стали и титанового сплава через слой УДП никеля, выявили их многослойную структуру (рис. 2). Они отличаются от микроструктуры, приведенной на рис. 1.

Сварка при 890 °С, 1 мин и 965 °С, 1 мин приводит к образованию фазы, которая, согласно диаграмме состояния Ti-Ni, является интерметаллидной фазой Ti₂Ni (рис. 2, а, б). Толщина этой фазы достигала 14 и 22 мкм, соответственно. Увеличение времени выдержки до 3 мин приводит к появлению эвтектической фазы Ti₂Ni + α + β толщиной до 128 и 152 мкм, соответственно (рис. 2, в, г).

Микроструктура металла соединений, полученных сваркой при 760 и 790 °С с выдерж-

Таблица 3. Образцы, изготовленные диффузионной сваркой через слой УДП никеля и без него

Номер образцов	Наличие промежуточного слоя	Температура T, °С	Время сварки t, мин	σ _в , МПа
1	Без слоя	965	1	255
2	УДП	965	1	150
3	УДП	965	3	140
4	Без слоя	890	1	250
5	УДП	890	3	53
6	УДП	790	10	349
7	УДП	790	5	311
8	УДП	790	20	311
9	УДП	790	15	307
10	УДП	760	15	355

кой 5...20 мин (рис. 3, 4), имеют следующие особенности:

- со стороны стали наблюдается слой никеля толщиной в среднем 40 мкм, содержащий поры;
- отсутствуют фазы α-Fe и β-Ti, характерные для диффузионного соединения стали с титаном без промежуточного слоя УДП, что указывает на отсутствие взаимодиффузии элементов стали и титанового сплава через слой никеля, т. е. диффузионное соединение образовалось по слою никеля;
- между слоем никеля и титановым сплавом наблюдается диффузионная зона, включающая интерметаллидную фазу Ti₂Ni толщиной до 12 мкм, зону взаимной диффузии до 10 мкм и слой (α+β)-Ti толщиной до 30 мкм, образовавшийся за счет диффузии никеля в титан.

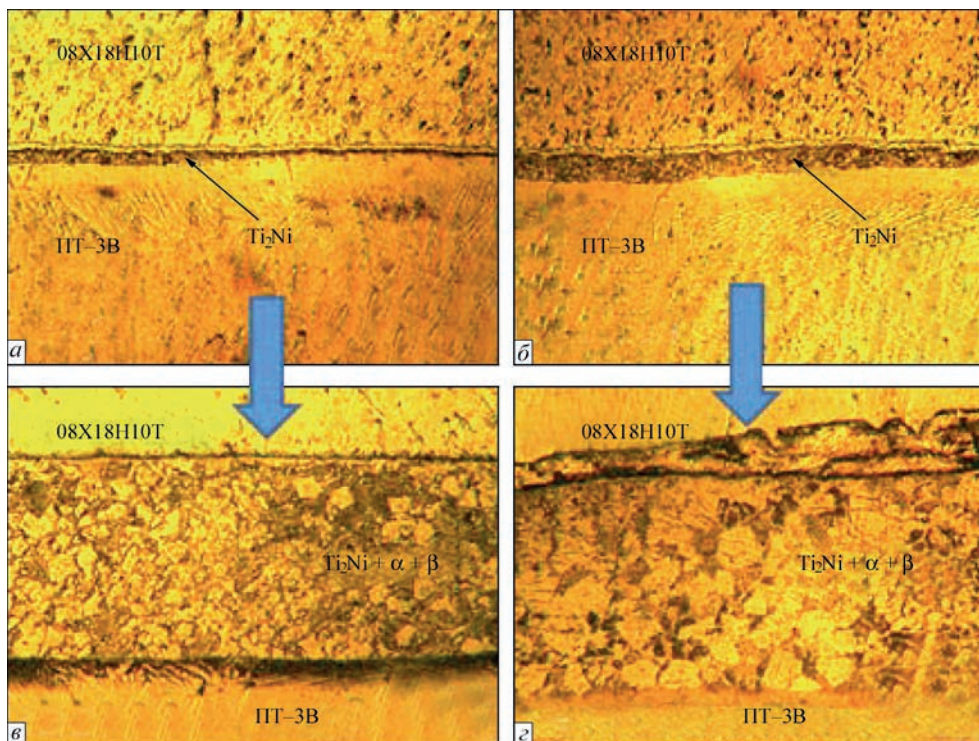


Рис. 2. Микроструктура металла (×250) сварных соединений, полученных диффузионной сваркой аустенитной стали с титановым сплавом через промежуточный слой из УДП никеля по режимам: а — 890 °С, 1 мин; б — 965 °С, 1 мин; в — 890 °С, 3 мин; г — 965 °С, 3 мин

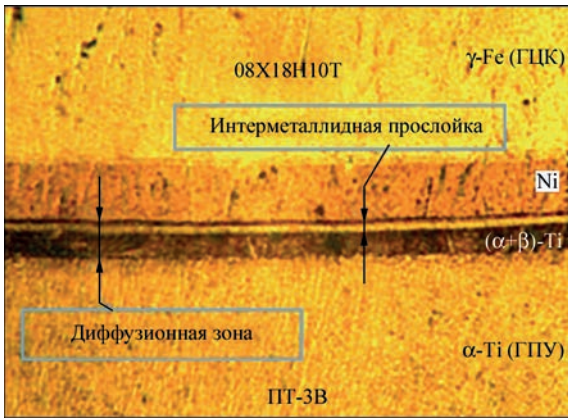


Рис. 3. Микроструктура металла ($\times 250$) сварного соединения аустенитной стали с титановым сплавом, полученного диффузионной сваркой при $790\text{ }^{\circ}\text{C}$, 10 мин через промежуточный слой из УДП никеля

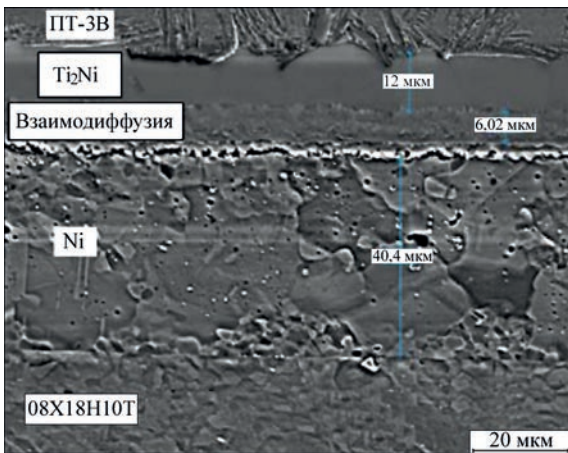


Рис. 4. Микроструктура металла сварного соединения аустенитной стали с титановым сплавом, полученного диффузионной сваркой при $760\text{ }^{\circ}\text{C}$, 15 мин через промежуточный слой из УДП никеля

Из табл. 1 видно, что применение промежуточных прослоек при температуре 965 и $890\text{ }^{\circ}\text{C}$ отрицательно сказалось на прочности сварного соединения по сравнению с результатами сварки без применения промежуточных слоев. Образцы, сваренные при температурах $760\text{...}790\text{ }^{\circ}\text{C}$, имеют предел прочности в среднем равный 346 МПа . Это можно объяснить минимальной зоной интерметаллидной прослойки в сварном соединении и долговременной взаимной диффузией соединяемых материалов.

Выводы

1. Применение УДП никеля при температурах 965 и $890\text{ }^{\circ}\text{C}$ приводит к образованию сплошного слоя твердых интерметаллидов. При температуре $790\text{ }^{\circ}\text{C}$ диффузионная зона имеет многослойную структуру, отличающуюся от микроструктуры соединения сталь–титан, полученного без промежуточного никелевого слоя. Со стороны стали наблюдается широкий слой никеля, а со стороны титана — слой $(\alpha+\beta)\text{-Ti}$.

2. Механические испытания сварных образцов на растяжение показали, что наибольшие значения предела прочности достигнуты при температуре сварки $760\text{...}790\text{ }^{\circ}\text{C}$ и составили в среднем 346 МПа .

3. Проведенная работа подтверждает положительный эффект от использования высокоактивных УДП никеля при сварке титана со сталью. Появляется возможность проводить сварку при температурах $760\text{...}790\text{ }^{\circ}\text{C}$, избегая образования хрупких интерметаллидных фаз непосредственно между сплавами ПТ-3В и 08X18Н10Т. Интерметаллидные слои, образующиеся между промежуточным слоем и титановым сплавом при температуре $760\text{ }^{\circ}\text{C}$, не оказывают решающего влияния на прочность сварного соединения.

Список литературы

1. Казаков Н.Ф. (1976) *Диффузионная сварка материалов*. Москва, Машиностроение.
2. Уваров А.А., Семенов А.Н., Крестников Н.С. и др. (2017) Исследование структуры сварных соединений сталь – титан, полученных диффузионной сваркой с применением ультрадисперсного порошка никеля. *Металловедение и термическая обработка металлов*, **8**, 57–61.
3. Киреев Л.С., Замков В.Н. (2002) Сварка титана со сталью в твердой фазе. *Автоматическая сварка*, **7**, 34–40.
4. Устинов А.И., Фальченко Ю.В., Мельниченко Т.В. и др. (2015) Диффузионная сварка в вакууме нержавеющей стали через пористые прослойки никеля. *Там же*, **7**, 5–11.
5. Бачин В.А., Квасницкий В.Ф., Котельников Д.И. и др. (1991) *Теория, технология и оборудование диффузионной сварки*. Москва, Машиностроение.
6. Каракозов Э.С. (1976) *Соединение металлов в твердой фазе*. Москва, Металлургия.
7. Люшинский А.В. (2006) *Диффузионная сварка разнородных материалов*. Москва, Академия.
8. Хансен М., Андерко К. (1962) *Структуры двойных сплавов*. Т. 1, 2. Москва, Металлургия.
9. Уваров А.А., Семенов А.Н., Новожилов С.Н. и др. (2014) Технология изготовления биметаллических переходников аустенитная сталь – сплав α -титана. *Сварочное производство*, **4**, 34–36.
10. Родин М.Е., Семенов А.Н., Плышевский М.И. и др. (2008) Исследование механических свойств сварных соединений коррозионностойкой стали со сплавами титана. *Там же*, **6**, 9–11.
11. Люшинский А.В., Мазанко В.Ф., Белякова М.Н., Ворона С.П. (1999) Массоперенос при сварке давлением с применением УДП никеля. *Там же*, **6**, 10–14.
12. Люшинский А.В. (2013) *Современные технологии сварки. Инженерно-физические основы*. Москва, ИД «Интеллект».
13. Люшинский А.В. (2001) Критерии выбора промежуточных слоев при диффузионной сварке разнородных материалов. *Сварочное производство*, **5**, 40–43.

References

1. Kazakov, N.F. (1976) *Diffusion welding of materials*. Moscow, Mashinostroenie [in Russian].
2. Uvarov, A.A. Semenov, A.N., Krestnikov, N.S. et al. (2017) Examination of structure of steel-titanium welded joints, produced by diffusion welding using ultrafine nickel powders. *Metallvedenie i Termich. Obrab. Metallov*, **8**, 57-61 [in Russian].
3. Kireev, L.S., Zamkov, V.N. (2002) Solid-state joining of titanium to steel (Review). *The Paton Welding J.*, **7**, 29-35.

4. Ustinov, A.I., Falchenko, Yu.V., Melnichenko, T.V. et al. (2015) Vacuum diffusion welding of stainless steel through porous nickel interlayers. *Ibid.*, 7, 3-9.
5. Bachin, V.A., Kvasnitsky, V.F., Kotelnikov, D.I. et al. (1991) *Theory, technology and equipment for diffusion welding*. Moscow, Mashinostroenie [in Russian].
6. Karakozov, E.S. (1976) *Solid-state joining of metals*. Moscow, Metallurgiya [in Russian].
7. Lyushinsky, A.V. (2006) *Diffusion welding of dissimilar materials*. Moscow, Akademiya [in Russian].
8. Khansen, M., Anderko, K. (1962) *Structures of binary alloys*. Vol. 1, 2. Moscow, Metallurgiya [in Russian].
9. Uvarov, A.A. Semenov, A.N., Novozhilov, S.N. et al. (2014) Technology of manufacture of bimetal transition pieces from austenitic steel- α -titanium alloy. *Svarochn. Proizvodstvo*, 4, 34-36 [in Russian].
10. Rodin, M.E., Semenov, A.N., Plyshevsky, M.I. et al. (2008) Investigation of mechanical properties of corrosion-resistant steel welded joints with titanium alloys. *Ibid.*, 6, 9-11 [in Russian].
11. Lyushinsky, A.V., Mazanko, V.F., Belyakova, M.N., Vorona, S.P. (1999) Mass transfer in pressure welding using ultrafine nickel powders. *Ibid.*, 6, 10-14.
12. Lyushinsky, A.V. (2013) *Modern welding technologies. Engineering-physical principles*. Moscow, ID Intellect [in Russian].
13. Lyushinsky, A.V. (2001) Criteria of selection of interlayers in diffusion welding of dissimilar materials. *Svarochn. Proizvodstvo*, 5, 40-43 [in Russian].

ЗАСТОСУВАННЯ УЛЬТРАДИСПЕРСНОГО ПОРОШКУ НІКЕЛЮ ДЛЯ ДИФУЗІЙНОГО З'ЄДНАННЯ ТИТАНУ З НЕРЖАВІЮЧОЇ СТАЛЛЮ

А.В. Люшинський

АТ «Раменське приладобудівне конструкторське бюро».

140103, м. Раменське, РФ, вул. Гур'єва, 2. E-mail: nilsvarka@yandex.ru

Розглянуто особливості з'єднання титанового сплаву ПТ-3В зі сталлю 08X18N10T дифузійним зварюванням із застосуванням проміжного шару з ультрадисперсного порошку нікелю, одержуваного термічним розкладанням формиату нікелю $\text{Ni}(\text{COOH})_2 + 2\text{H}_2\text{O}$. Проведено порівняння структур зварних з'єднань даних матеріалів на наявність інтерметалідних фаз при зварюванні без проміжних шарів та з нікелевим проміжним шаром при різних параметрах режиму. Застосування ультрадисперсного порошку нікелю за температур 965 і 890 °C призводить до утворення суцільного шару твердих інтерметалідів. За температури 790 °C дифузійна зона має багатшарову структуру, що відрізняється від мікроструктури з'єднання сталь-титан, отриманого без проміжного нікелевого шару. Механічні випробування зварних з'єднань на розрив показали, що достатні міцнісні властивості досягаються при використанні проміжного шару з ультрадисперсного порошку нікелю за знижених температури і тиску, що виключають інтенсивне зростання інтерметалідів. Найбільші значення межі міцності досягнуто за температур зварювання 760...790 °C і склали в середньому 346 МПа. Бібліогр. 13, табл. 3, рис. 4.

Ключові слова: дифузійне зварювання, проміжний шар, ультрадисперсний порошок

APPLICATION OF ULTRAFINE NICKEL POWDER FOR DIFFUSION JOINING OF TITANIUM TO STAINLESS STEEL

A.V. Lyushinskiy

JSC «Ramenskoje Instrument Design Bureau». 2 Gurjeva Str., 140103, RF. E-mail: nilsvarka@yandex.ru

The paper deals with the features of joining titanium alloy PT-3V to steel 08Kh18N10T by diffusion welding with application of an interlayer of ultrafine nickel powder, produced by thermal decomposition of nickel formate $\text{Ni}(\text{COOH})_2 + 2\text{H}_2\text{O}$. Comparison of the structures of welded joints of these materials for presence of intermetallic phases in welding without interlayers and with a nickel interlayer at different mode parameters was performed. Application of ultrafine nickel powder at temperatures of 965 and 890 °C leads to formation of a continuous layer of solid intermetallics. At the temperature of 790 °C the diffusion zone has a multilayer structure, differing from the microstructure of steel-titanium joint, produced without the nickel interlayer. Mechanical rupture testing of the welded joints showed that sufficient strength properties are achieved at application of an interlayer of ultrafine nickel powder at lower temperature and pressure, preventing intensive growth of intermetallics. The highest values of ultimate strength were achieved at welding temperature of 760 – 790 °C and were equal to 346 MPa on average. 13 Ref., 3 Tabl., 4 Fig.

Keywords: diffusion welding, interlayer, ultrafine powder

Поступила в редакцію 31.01.2019



ООО «Фрониус Украина»

проводит семинары:

15 мая 2019 г. — «Автоматизация сварочных процессов»

20 июня 2019 г. — «Роботизация сварочных процессов»

Контакты: тел.: +38 044 277-21-41;

факс: +38 044 277-21-44

E-mail: sales.ukraine@fronius.com

www.fronius.ua

РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК ЗНАКОПЕРЕМЕННОГО ПОПЕРЕЧНОГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ, ВЛИЯЮЩЕГО НА ПЕРЕНОС КАПЕЛЬ ПРИ ДУГОВОЙ СВАРКЕ И НАПЛАВКЕ

А.Д. Размышляев¹, М.В. Агеева²

¹ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет»,
87500, г. Мариуполь, ул. Университетская, 7. E-mail: razмышljajev@gmail.com

²Донбасская государственная машиностроительная академия,
84313, г. Краматорск, ул. Академическая, 72. E-mail: maryna_ah@ukr.net

Показано, что при дуговой наплавке проволокой под флюсом с воздействием постоянного поперечного магнитного поля коэффициент расплавления электродных проволок диаметром 3...5 мм повышается на 25...30 %. Экспериментально установлено, что при воздействии знакопеременного поля при неизменном уровне поперечной компоненты индукции эффект повышения коэффициента расплавления зависит от частоты этого поля. При увеличении частоты поля до 10...20 Гц приращение коэффициента расплавления снижается до нулевых значений. Разработана методика для определения минимального уровня поперечной компоненты индукции поля в зоне электродной капли, при котором капля удаляется с плавящегося торца электрода. Показано, что эффект снижения коэффициента расплавления при увеличении частоты поля обусловлен уменьшением длительности импульсов. Приведены расчетные данные, позволяющие определить оптимальные значения индукции и частоты знакопеременного поля, при которых повышается коэффициент расплавления проволок при дуговой наплавке (сварке) под флюсом. Библиогр. 8, рис. 4.

Ключевые слова: дуговая наплавка (сварка), поперечное магнитное поле, индукция, коэффициент расплавления электрода, частота, расчетная методика

Использование поперечного магнитного поля (ПОМП) при дуговой наплавке и сварке позволяет управлять геометрией валиков и швов [1], измельчать структуру металла шва (валика) [2–4] и повышать прочность сварных соединений [5].

Важной проблемой является повышение производительности процесса расплавления электродной проволоки при электродуговой сварке и наплавке под флюсом. В настоящее время основное внимание исследователей посвящено разработке устройств ввода (УВ) ПОМП, но нет исследований, посвященных выяснению причин повышения коэффициента расплавления электродных проволок при дуговой наплавке и сварке с воздействием ПОМП.

В работах [5, 6] экспериментально определены значения коэффициента расплавления электродной проволоки α_p при электродуговой наплавке под флюсом с воздействием управляющего ПОМП. Показано, что его применение позволяет повысить коэффициент расплавления проволок. Максимальное повышение коэффициента α_p (до 30 %) наблюдается при использовании постоянного ПОМП, с ростом частоты этого поля эффект повышения α_p снижается до нулевых значений при частоте 20...50 Гц. В этих работах приведена расчетная методика, позволяющая объяснить физическую сущность (причины) повышения коэффициента α_p от воздействия постоянного

ПОМП при дуговой наплавке. Однако приведенную в работах [5, 6] расчетную методику можно использовать только при применении при наплавке постоянного ПОМП, когда на торце электрода образуется скол. Применить к знакопеременному ПОМП эту методику невозможно, что сдерживает их рациональное использование при дуговой наплавке и сварке.

Целью работы является разработка расчетной методики, позволяющей определить минимальный уровень поперечной компоненты индукции ПОМП различной частоты, удаляющей каплю с торца электродной проволоки и повысить за счет этого коэффициент расплавления электродных проволок при дуговой наплавке и сварке под флюсом.

Как и в работах [5, 6], в настоящем исследовании экспериментально определяли коэффициент расплавления α_p электродных проволок Св-08А диаметрами 3...5 мм при дуговой наплавке под флюсом АН-348 на постоянном токе обратной полярности.

Значения α_p проволок определяли по общеизвестной методике (методом взвешивания). При этом выполняли наплавки с воздействием как постоянного, так и знакопеременного ПОМП частотой 2; 5; 12; 24; 33 и 50 Гц. Использовали такое же УВ ПОМП, как и в работах [5, 6], а также устройство, питающее катушки УВ ПОМП. Выполняли наплавки и без воздействия ПОМП. Чтобы

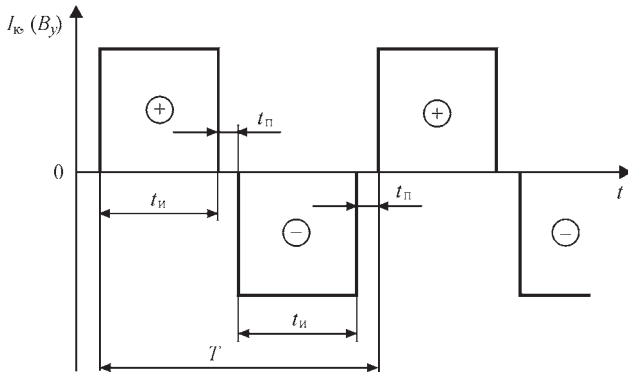


Рис. 1. Схема импульсов тока I_k , питающего катушки УВ ПОМП

изделие (наплавляемые пластины) не искажали структуру магнитного поля в зоне электродной капли и сварочной ванны, использовали пластины из стали 12Х18Н10Т (немагнитной) толщиной 12...20 мм. Схема прямоугольных импульсов (тока I_k в катушках УВ ПОМП и индукции B_y) приведена на рис. 1. При этом индукцию B_y измеряли универсальным тесламетром типа 43205 с датчиком Холла, имевшим измерительную базу 0,9×0,9 мм у поверхности основного металла (в зоне будущей сварочной ванны) под электродной проволокой при расстоянии от ее торца до пластины $\Delta = 5$ мм. Измеряли индукцию B_y при протекании в катушках УВ ПОМП постоянного тока, поэтому приведенные на рис. 1 максимальные значения B_y в импульсах соответствуют значениям при протекании в катушках постоянного тока.

Во всех экспериментах выдерживали одинаковые значения индукции $B_y = 30$ мТл. Имелась возможность изменять длительность импульсов (I_k , B_y) – $t_{и}$, и паузы $t_{п}$. Устанавливали длительность пауз $t = 0,01$ с (рис. 1). При этом длительность периода $T = 2(t_{и} + t_{п})$; частота $f = 1/T$.

Экспериментально установлено, что при воздействии постоянного ПОМП и индукции $B_y = 30$ мТл наблюдается максимальное приращение коэффициента α_p (рис. 2), что соответствует данным, установленным в работах [5, 6]. Определяли

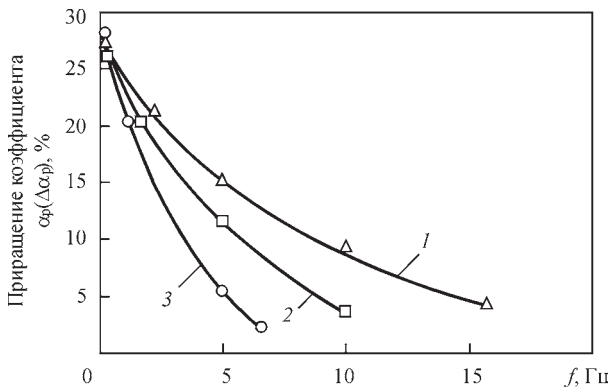


Рис. 2. Влияние частоты f ПОМП на приращение коэффициента α_p ($\Delta\alpha_p$) ($I_n = 480...520$ А; $U_d = 30...32$ В, $B_y = 30$ мТл): 1, 2, 3 — диаметры электродов соответственно 3, 4, 5 мм

также значения α_p проволок при наплавке без воздействия ПОМП. Данные показали (не приводим), что значения α_p проволок диаметром 3...5 мм при наплавке со значениями $I_n = 300...500$ А находятся в пределах 12,5...14,5 г/(А·ч), что соответствует общеизвестным положениям [8].

С увеличением частоты ПОМП эффект повышения α_p электродных проволок уменьшается, однако более резко, чем это ранее установлено в работах [5, 6] (рис. 2). Снижение эффекта увеличения α_p проволок связано с особенностями принудительного удаления капли с плавящегося их торца при воздействии различной частоты ПОМП.

Ниже приведена расчетная методика, позволяющая объяснить эффекты влияния ПОМП на коэффициент расплавления электродных проволок α_p при дуговой наплавке (сварке).

В настоящем исследовании, как отмечалось, использовали значения длительности пауз $t_{п} = 0,01$ с. Это связано с тем, чтобы в период паузы действия ПОМП (короткой паузы, $t_{п} = 0,01$ с) на торце электрода не скапливался значительный слой жидкого металла. Анализ показывает, что при наплавке (сварке) проволоками диаметрами 3; 4 и 5 мм и силе тока $I_n = 500$ А скорость подачи электродов составляет примерно $v_{п.э} = 2 \cdot 10^{-2}$ м/с (2 см/с). Тогда, если $t_{п} = 0,01$ с, то на торце электрода образуется слой жидкого металла толщиной $h = v_{п.э} \cdot t_{п} = 2 \cdot 10^{-2} \cdot 10^{-2} = 2 \cdot 10^{-4}$ м = 0,2 мм, которым можно пренебречь.

Тогда упрощенно можно принять $t_{п} = 0$ и частоту ПОМП

$$f = \frac{1}{T} = \frac{1}{2(t_{и} + t_{п})}, \quad (1)$$

$$f = \frac{1}{2t_{и}}, \quad (2)$$

а длительность импульса

$$t_{и} = \frac{1}{2f}, \quad (3)$$

где f — частота ПОМП, Гц.

В работах [5, 6] установлено, что скос торца электрода при плавлении дугой проволоки не образуется, если частота ПОМП больше 1...2 Гц. Это положение принято в настоящем исследовании.

Примем, что на торце плавящегося электрода до воздействия импульсов ПОМП (B_y) имелась капля в виде полушара с радиусом шара $r = d/2$ (d — диаметр электродной проволоки, м).

В этом случае объем капли

$$V_k = \frac{1}{2} \cdot \frac{4}{3} \pi r^3; V_k = \frac{1}{12} \pi d^3, \text{ м}^3. \quad (4)$$

Масса капли

$$m = \rho V_k, \text{ кг}, \quad (5)$$

где ρ — плотность жидкого металла капли, кг/м^3 , $\rho = 7 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$.

На каплю действует (горизонтально) электромагнитная сила (в направлении оси X):

$$F'_{\text{эм}} = F_{\text{эм}} V_k, \text{ Н}, \quad (6)$$

где $F_{\text{эм}}$ — плотность электромагнитной силы в капле, Н/м^3 .

При данном токе наплавки I_H и действии индукции B_y :

$$F'_{\text{эм}} = \frac{4I_H}{\pi d^2} B_y \rho V_k, \text{ Н}. \quad (7)$$

Под действием силы $F'_{\text{эм}}$ капля объемом V_k получит ускорение

$$a = \frac{F'_{\text{эм}}}{m}, \text{ м/с}^2. \quad (8)$$

Тогда

$$F'_{\text{эм}} V_k = \rho V_k a; \quad F'_{\text{эм}} = \rho a. \quad (9)$$

С учетом (7) и (9) получим:

$$a = \frac{F'_{\text{эм}}}{\rho} = \frac{4I_H B_y}{\pi d^2}, \text{ м/с}^2. \quad (10)$$

Капля под действием силы $F'_{\text{эм}}$ удаляется (горизонтально вдоль оси X) со скоростью

$$V = \sqrt{2La}, \text{ м/с}. \quad (11)$$

где L — длина «разгона» капли на торце электрода, м.

Очевидно, что $L = d$, тогда

$$V = \sqrt{2da}, \text{ м/с}. \quad (12)$$

Время удаления капли с торца электрода (перемещения на пути $L = d$):

$$t = \sqrt{\frac{2d}{a}}, \text{ с}. \quad (13)$$

Минимальный уровень индукции B_y , удаляющий каплю при данной частоте:

$$B_y = \frac{2\rho\pi d^3 f^2}{I_H}, \text{ Тл}. \quad (14)$$

По формуле (14) вычисляли значение индукции B_y (как минимальный уровень), удаляющее каплю с торца электрода применительно к дуговой наплавке проволокой Св-08А диаметрами 3...5 мм, токе $I_H = 300...1000$ А и различной частоте f ПОМП. Данные показывают (рис. 3), что с ростом тока I_H (как это и следует ожидать по формуле (14)) и данной частоте ПОМП уровень индукции B_y , при которой капля удаляется с торца

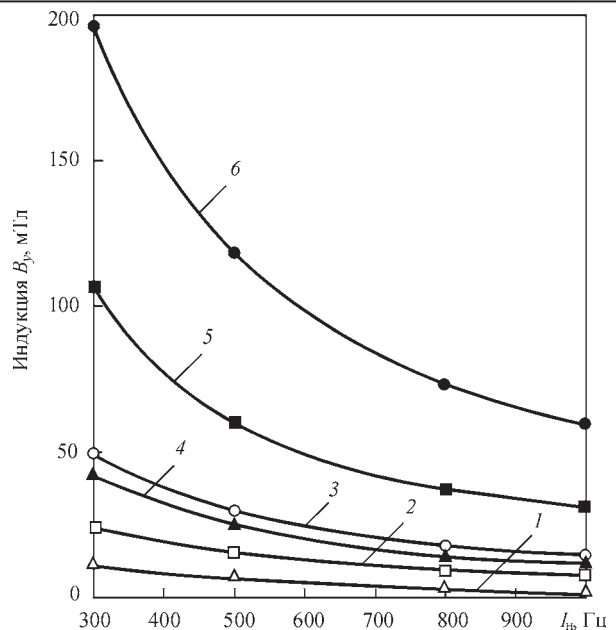


Рис. 3. Зависимость индукции B_y от тока наплавки I_H : 1, 4 — $d = 3$ мм; 2, 5 — $d = 4$ мм; 3, 6 — $d = 5$ мм; 1, 2, 3 — $f = 5$ Гц; 4, 5, 6 — $f = 10$ Гц

электрода, уменьшается. При увеличении частоты f ПОМП от 5 до 10 Гц уровень индукции B_y существенно возрастает. Это и понятно, ведь с ростом частоты f ПОМП уменьшается длительность действия импульса ($t_{\text{и}}$) ПОМП.

При заданном токе ($I_H = 500$ А на рис. 4) увеличение частоты f ПОМП приводит к резкому увеличению (по квадратичной зависимости в соответствии с формулой (14)) индукции B_y ПОМП. Это также обусловлено резким уменьшением длительности импульсов ($t_{\text{и}}$) ПОМП при увеличении частоты f ПОМП. Из рис. 4 следует, что при уровне индукции $B_y = 30$ мТл (и токе $I_H = 500$ А), при

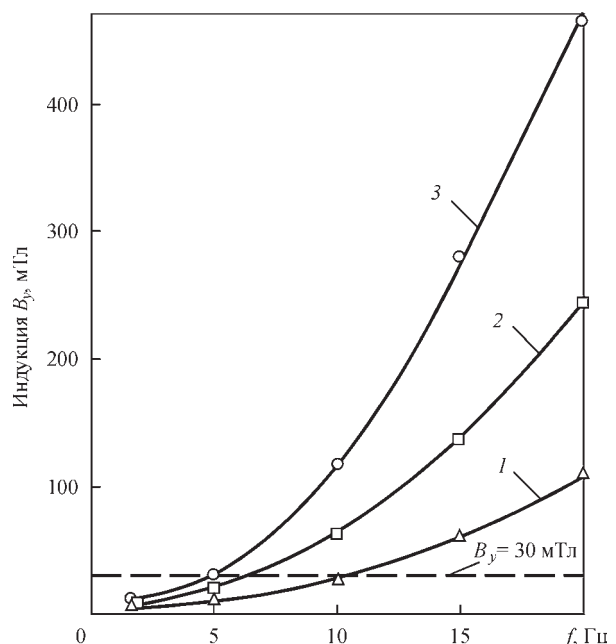


Рис. 4. Зависимость индукции B_y от частоты f ($I_H = 500$ А): 1, 2, 3 — диаметры проволок соответственно 3, 4, 5 мм

которой выполнены наплавки (рис. 2), уменьшение роста α_p связано с недостаточным уровнем индукции B_y .

Таким образом, эффект повышения коэффициента α_p в условиях воздействия при дуговой наплавке и сварке знакопеременного ПОМП заключается в достаточном уровне индукции B_y в импульсе ПОМП и длительности импульса t_i (и соответственно величины частоты) ПОМП.

Разработанная расчетная методика определения минимального уровня индукции B_y ПОМП при заданной частоте ПОМП позволяет не только объяснить наблюдаемые эффекты влияния знакопеременного ПОМП на производительность расплавления электродных проволок при дуговой наплавке под флюсом, но и рекомендовать оптимальные параметры такого ПОМП для дуговой наплавки (и сварки).

Следует отметить, что наблюдаемые эффекты повышения α_p при дуговой наплавке проволокой под флюсом имеют место при использовании и других проволок (как ферромагнитных, так и неферромагнитных, например, 06X18H10T). Вероятно, что, если увеличить длительность пауз (t_n) прямоугольных импульсов при заданной (или близкой частоте f ПОМП), то эффект влияния ПОМП на α_p проволок при дуговой наплавке (при данной частоте и уровне индукции B_y) будет снижаться. Следует принять как оптимальное значение $t_n = 0,01...0,02$ с.

Следует отметить, что при сварке и наплавке только знакопеременное ПОМП улучшает формирование швов и наплавленных валиков. Знакопеременное ПОМП индуцирует потоки жидкого металла в сварочной ванне из головной ее части в хвостовую и обратно. Это приводит к измельчению структурных составляющих металла шва (наплавленного валика), что повышает механические свойства швов и наплавленного металла [3, 5]. Эффективным при этом является использование знакопеременного ПОМП частотой до 20 Гц [3, 5, 7].

В настоящей работе, как и в работах [5, 6] использовали УВ ПОМП, на стержнях которого размещали обмотки (катушки) из изолированного медного провода с числом витков $W = 100...150$. Чтобы обмотки не перегревались, в них ток не должен превышать 20 А. При этом в зоне электродной капли и головной части ванны обеспечивается поперечная компонента индукции ПОМП (B_y) порядка 30 мТл, достаточная для управления переносом электродных капель и индуцирования потоков в жидком металле ванны (при $f = 10...20$ Гц). Увеличение числа витков в обмотках или диаметра их провода увеличивает гро-

мозкость конструкции УВ ПОМП (при стремлении достичь уровня $B_y = 60$ мТл и выше, см. рис. 4). Поэтому следует рекомендовать к применению ПРМП частотой не выше 15...20 Гц (лучше — 5...10 Гц). При этом повышение α_p достигает значений до 15 г/(А·ч), что повышает производительность процессов дуговой наплавки и сварки. Следует отметить, что для удобства выполнения этих процессов желательно использовать поперечное относительно оси шва (валика) расположение стержней УВ ПОМП.

Выводы

1. При дуговой наплавке проволокой под флюсом с ростом частоты знакопеременного поперечного магнитного поля снижается эффект повышения коэффициента расплавления электродов до нулевых значений при частотах порядка 10...20 Гц ПОМП.

2. Разработана расчетная методика, позволяющая определить минимальное значение поперечной компоненты индукции ПОМП, удаляющей каплю с плавящегося торца электродной проволоки при заданной частоте этого поля. Приведены расчетные значения минимального уровня индукции знакопеременного ПОМП, которые позволили объяснить эффекты влияния такого ПОМП на коэффициент расплавления электродных проволок при дуговой наплавке (сварке).

3. При дуговой наплавке и сварке проволокой под флюсом для обеспечения не только удаления электродных капель с торца электродов и повышения производительности их расплавления, но и для эффективного перемешивания жидкого металла в ванне целесообразно применять знакопеременное ПОМП частотой до 10 Гц.

Список литературы

1. Размышляев А.Д., Агеева М.В. (2018) Влияние поперечного магнитного поля на геометрию валиков при восстановлении изделий. *Вісник Приазовського державного технічного університету. Зб. наук. праць*, 44, сс. 77–79.
2. Razmyshlyayev A. D., Ahieieva M.V. (2018) TMF Influence on Weld Structure at the Welding of 12X18H9T. *Materials Science Forum*, 927, 1–5, <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.927.1>
3. Размышляев А.Д., Агеева М.В. (2018) О механизме измельчения структуры металла шва при дуговой сварке с воздействием магнитных полей (Обзор). *Автоматическая сварка*, 3, 29–33.
4. Морозов В.П. (2006) Анализ условий формирования измельченной структуры при кристаллизации металла сварочной ванны с наложением внешних периодических возмущений. *Известия вузов. Машиностроение*, 8, 41–54.
5. Размышляев А.Д., Выдмыш П.А., Агеева М.В. (2017) *Автоматическая электродуговая сварка под флюсом с воздействием внешнего магнитного поля*. Мариуполь, ПГТУ.
6. Размышляев А.Д., Серенко А.Н., Выдмыш П.А., Агеева М.В. (2015) Расчет индукции поперечного магнитного поля, обеспечивающей удаление капли с торца электрода

- при дуговой наплавке. *Вісник Призовського державного технічного університету. Зб. наук. праць*, 30, сс. 7–14.
7. Размышляев А.Д., Агеева М.В. (2018) К расчету численных значений индукции управляющего поперечного магнитного поля в головной части сварочной ванны. *Наука та виробництво. Міжвуз. тематичний зб. наук. праць*, 19, сс. 51–59.
 8. Акулов А.И., Бельчук Г.А., Демянцевич В.П. (1977) *Технология и оборудование сварки плавлением. Учебник для студентов ВУЗов*. Москва, Машиностроение
 3. Razmyshlyayev, A.D., Ageeva, M.V. (2018) On mechanism of weld metal structure refinement in arc welding under action of magnetic fields (Review). *The Paton Welding J.*, 3, 25-28.
 4. Morozov, V.P. (2006) Analysis of conditions of refined structure formation in crystallization of weld pool metal under superposition of external periodic perturbations. *Izv. Vuzov. Mashinostroenie*, 8, 41-54 [in Russian].
 5. Razmyshlyayev, A.D., Vydmysh, P.A., Ahieieva, M.V. (2018) *Automatic submerged-arc welding under action of external magnetic field*. Mariupol, PGU [in Russian].
 6. Razmyshlyayev, A.D., Serenko, A.N., Vydmysh, P.A., Ahieieva, M.V. (2015) Calculation of transverse magnetic field providing drop detachment from electrode tip in arc surfacing. *Visnyk Pryazov. DTU*, 9, 7-14 [in Russian].
 7. Razmyshlyayev, A.D., Ahieieva, M.V. (2018) To calculation of numerical values of induction of transverse control magnetic field in head part of welding pool. *Nauka ta Vyrobnystvo: Transact.*, 9, 51-59 [in Russian].
 8. Akulov, A.I., Belchuk, G.A., Demyantsevich, V.P. (1977) *Technology and equipment of fusion welding: Manual for students of higher education institutes*. Moscow, Mashinostroenie [in Russian].

References

РОЗРАХУНОК ХАРАКТЕРИСТИК ЗНАКОЗМІННОГО ПОПЕРЕЧНОГО МАГНІТНОГО ПОЛЯ, ВПЛИВАЮЧОГО НА ПЕРЕНЕСЕННЯ КРАПЕЛЬ ПРИ ДУГОВОМУ ЗВАРЮВАННІ ТА НАПЛАВЛЕННІ

О. Д. Размышляев¹, М.В. Агеева²

¹ДВНЗ «Призовський державний технічний університет».

87500, м. Маріуполь, вул. Університетська, 7. E-mail: razmyshlyayev@gmail.com

²Донбаська державна машинобудівна академія.

84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72. E-mail: maryna_ah@ukr.net

Показано, що при дуговому наплавленні дротом під флюсом з впливом постійного поперечного магнітного поля коефіцієнт розплавлення електродних дрітків діаметром 3...5 мм підвищується на 25...30%. Експериментально встановлено, що при дії знакозмінного поля при незмінному рівні поперечної компоненти індукції ефект підвищення коефіцієнта розплавлення дрітків залежить від частоти цього поля. При збільшенні частоти поля до 10...20 Гц приріст коефіцієнта розплавлення знижується до нульових значень. Розроблено методику для визначення мінімального рівня поперечної компоненти індукції поля в зоні електродної краплі, при якій крапля видаляється з торця електрода, що плавиться. Показано, що ефект зниження коефіцієнта розплавлення при збільшенні частоти поля зумовлений зменшенням тривалості імпульсів. Наведено розрахункові дані, що дозволяють визначити оптимальні значення індукції і частоти знакозмінного поля, при яких підвищується коефіцієнт розплавлення дрітків при дуговому наплавленні (зварюванні) під флюсом. Бібліогр. 8, рис. 4.

Ключові слова: дугове наплавлення (зварювання), поперечне магнітне поле, індукція, коефіцієнт розплавлення електрода, частота, розрахункова методика

CALCULATION OF THE CHARACTERISTICS OF ALTERNATING TRANSVERSE MAGNETIC FIELD AFFECTING DROP TRANSITION IN ARC WELDING AND SURFACING

A.D. Razmyshlyayev¹, M.V. Ahieieva²

¹SHEI «Priazov State Technical University», 7 Universitetskaya Str., 87500, Mariupol, E-mail: razmyshlyayev@gmail.com

²Dobass State Mechanical Academy, 72 Akademicheskaya Str., 84413, Kramatorsk. E-mail: maryna_ah@ukr.net

It is shown that in submerged-arc surfacing with the impact of constant transverse magnetic field the coefficient of melting of electrode wires of 3-5 mm diameter increases by 25 – 30%. It is experimentally established that at the impact of an alternating field at unchanged level of the transverse component of induction, the effect of increase of the coefficient of melting depends on the frequency of this field. At increase of the field frequency up to 10 – 20 Hz, the increment of the coefficient of melting decreases to zero values. A procedure was developed for determination of the minimum level of transverse component of field induction in the electrode drop zone, at which the drop is detached from the melting electrode tip. It is shown that the effect of lowering of the coefficient of melting at increase of the field frequency is due to reduction of pulse duration. The paper gives the calculated data, allowing determination of optimum values of induction and frequency of the alternating field, at which the coefficient of wire melting at submerged-arc surfacing (welding) is increased. 8 Ref., 4 Fig.

Keywords: arc surfacing (welding), transverse magnetic field, induction, electrode melting coefficient, calculation procedure

Поступила в редакцію 06.03.2019

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ШНЕКОВ ЭКСТРУДЕРОВ И ТЕРМОПЛАСТАВТОМАТОВ ПЛАЗМЕННО-ПОРОШКОВОЙ НАПЛАВКОЙ

А.И. Сом

ООО фирма «Плазма-Мастер Лтд». 03142, г. Киев, ул. Кржижановского, 3. E-mail: info@plasma-master.com

Исследованы особенности формирования валика на узком гребне витка шнека при плазменно-порошковой наплавке. Показано как зависит форма наплавляемого валика от его сечения и основных технологических параметров наплавки — тока дуги, скорости наплавки и смещения плазмотрона с зенита. Предложены номограммы для выбора параметров режима наплавки. Описаны также оборудование и материалы, применяемые для наплавки. Восстановление шнеков экструдеров и термопластавтоматов плазменно-порошковой наплавкой позволяет не только восстанавливать эти детали, но и повысить в 3...5 раз срок их службы по сравнению с новыми азотированными шнеками. Библиогр. 11, рис. 13.

Ключевые слова: плазменно-порошковая наплавка, шнеки экструдеров и термопластавтоматов, узкий гребень, формирование валика, параметры наплавки, оборудование и материалы

В процессе эксплуатации шнеки экструдеров и термопластавтоматов интенсивно изнашиваются, особенно при переработке композиционных пластиков с наполнителями, обладающими абразивными действиями. Износ этих деталей происходит преимущественно по гребням витков, в результате чего увеличивается рабочий зазор между шнеком и цилиндром и, как следствие, происходит падение производительности шнековой машины в целом. Несмотря на азотирование, которое применяется для повышения износостойкости, срок их службы в ряде случаев не превышает 6-8 месяцев. Детали эти по конструкции сложные (рис. 1) и дорогие, поэтому восстановление и увеличение их срока службы является очень актуальной задачей.

Наиболее эффективным способом восстановления шнеков является наплавка тонкого слоя (1...2 мм) износостойкого сплава на гребень витка. Наилучшим образом для этой цели подходит способ плазменно-порошковой наплавки (ППН), который благодаря своим технологическим возможностям позволяет обеспечить отличное формирование наплавленного валика при минимальном оплавлении гребня витка [1-5].

Наплавка на гребень витка шнека является достаточно сложной технологической задачей в силу конструктивных особенностей этих деталей. Прежде

всего, это большое соотношение длины к диаметру, достигающее у современных машин 30, и меняющиеся размеры витков по длине детали — ширина и высота. Усложняет наплавку также большая номенклатура шнеков, у которых диаметр может меняться от 20 до 300 мм, длина от 600 до 6000 мм, а ширина и высота витков — от 3 до 30 мм.

Ранее в ИЭС им. Е.О. Патона, а затем в фирме «Плазма-Мастер Лтд» с участием автора данной статьи была проделана большая комплексная работа по оптимизации процесса ППН шнеков с разработкой специального наплавочного сплава и наплавочного оборудования. При восстановлении шнеков наплавку необходимо вести непосредственно на гребень витка, т. е. на поверхность ограниченной ширины и большой кривизны. В этих условиях очень трудно обеспечить заданные размеры и форму валика, особенно при наплавке деталей малого диаметра (20...40 мм), имеющих ширину витка всего 3...4 мм. Чтобы решить эту задачу, необходимо было исследовать особенности формирования валика на узкой подложке и установить связь между его формой и основными технологическими параметрами процесса плазменной наплавки.

Формирование валика на гребне витка шнека. Профиль поперечного сечения наплавляемого валика формируется под воздействием многих

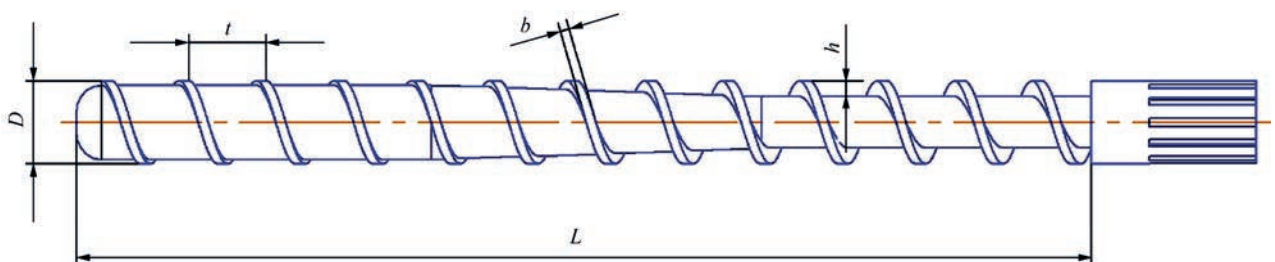


Рис. 1. Типовой шнек экструдера для переработки полимеров
© А.И. Сом, 2019

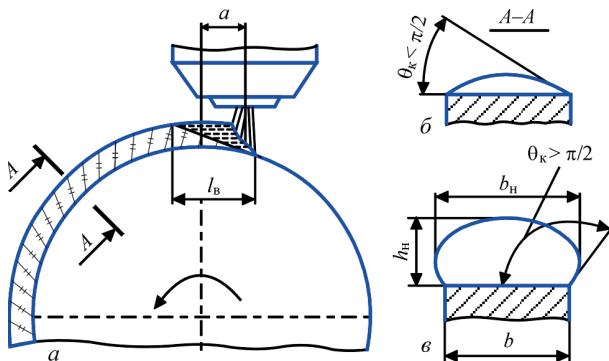


Рис. 2. Схема наплавки на гребень витка шнека (а) и форма наплавленных валиков при малой (б) и близкой к оптимальной (в) площади поперечного сечения

факторов: поверхностного натяжения металла сварочной ванны, силы тяжести, давления дуги и др. [6–8]. Главная особенность формирования заключается в том, что ширина валика у его основания всегда равна ширине витка (рис. 2).

В этом случае важнейшим параметром, от которого зависит форма валика, является его полнота, т.е. площадь поперечного сечения S_n . С увеличением S_n растет высота h_n , а также изменяется коэффициент формы K валика ($K = b_n/h_n$) и угол контакта валика с подложкой θ_k (рис. 3).

Форма валика становится более благоприятной с точки зрения припусков на механическую обработку ($b_n > b$), но возрастает опасность стекания металла сварочной ванны в процессе наплавки. Поэтому при наплавке со свободным формированием сечение валика, а, следовательно, и его высоту можно увеличить лишь до некоторого предела, зависящего от ширины витка шнека и капиллярной постоянной металла сварочной ванны.

На рис. 4 приведены оптимальные для наплавленного металла типа 220X18Ф8М2Н3 [9, 10] значения $S_{n,о}$ и $h_{n,о}$, при которых обеспечивается благоприятная форма валиков ($\theta_k > 90^\circ$; $b_n > b$) и отсутствует стекание жидкого металла сварочной ванны в боковых направлениях. Однако площадь поперечного сечения валика при данной ширине витка неоднозначно определяет его форму. Последняя во многом зависит также от технологических параметров процесса — тока дуги I_d , скорости наплавки V_n , смещения дуги с зенита a (рис. 1, а) и др.

При плазменно-порошковой наплавке на оптимальных режимах проплавление основного металла

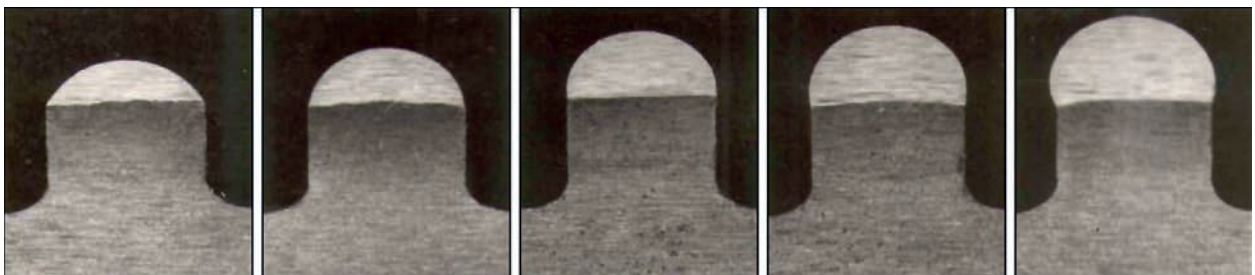


Рис. 3. Макрошлифы наплавленных валиков с разной площадью поперечного сечения

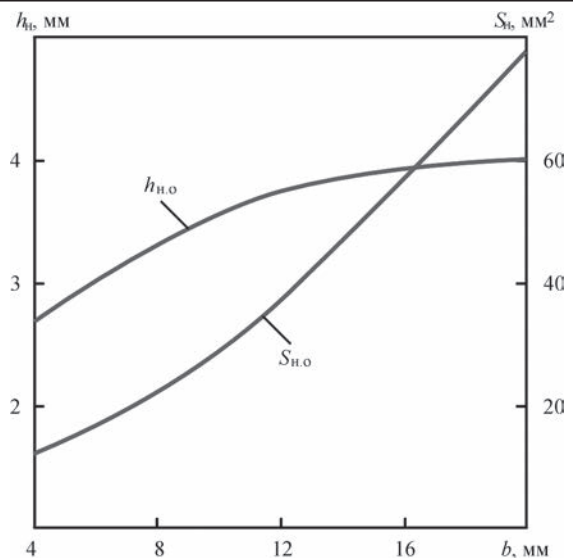


Рис. 4. Оптимальные площадь поперечного сечения $S_{n,о}$ и высота $h_{n,о}$ наплавленного валика для разной ширины гребня витка b

незначительно [11], так что площадь поперечного сечения валиков пропорциональна величине отношения подачи порошка G_n к скорости наплавки V_n . Поддерживая это отношение постоянным, можно получать наплавленные валики с заданной S_n при различной производительности процесса наплавки. Однако с увеличением подачи присадочного порошка придется повышать ток дуги, что, в свою очередь, приводит к увеличению длины сварочной ванны (рис. 5).

Как видно из рис. 5, длина сварочной ванны особенно велика при малой ширине витка (до 8 мм), когда наплавка выполняется без поперечных колебаний плазмотрона на относительно больших токах. Если длина сварочной ванны достигает критической величины $L_{кр}$ для данного диаметра детали D , процесс наплавки нарушается из-за стекания жидкого металла (рис. 6), которое не удастся предотвратить за счет смещения дуги с зенита. По нашим данным $L_{кр} = (0,22 \dots 0,26)D$.

Наплавка витков шириной более 8 мм ведется с поперечными колебаниями плазмотрона, благодаря чему при одинаковых токах сварочная ванна имеет меньшую длину (см. рис. 5). Кроме того, в этих случаях наплавливаемые детали, как правило, имеют больший диаметр, так что на практике критическая длина ванны обычно не достигается.

В свою очередь длина сварочной ванны сильно зависит от высоты витка, что связано с изменени-

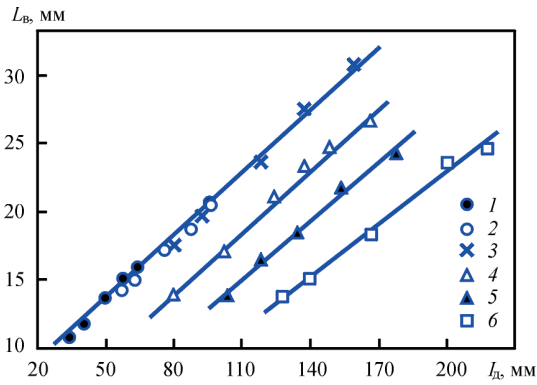


Рис. 5. Зависимость длины сварочной ванны L_b от тока дуги I_d при ширине гребня b [6]: 1 — $b = 4$ мм; 2 — 5; 3 — 7; 4 — 10; 5 — 15; 6 — 20



Рис. 6. Внешний вид наплавленных валиков при длине ванны меньше критической (а) и большей (б); $D = 90$ мм; $b = 7$ мм

ем условий теплоотвода в деталь. С увеличением высоты витка длина ванны также увеличивается, хотя ток при этом требуется меньший (рис. 7).

Чем выше виток, тем заметнее удлинение ванны. У реальных деталей высота витка обычно изменяется от 2...3 мм (зона дозирования) до 15...20 мм (зона загрузки). В этих условиях при одинаковой скорости наплавки в одном месте шнека длина сварочной ванны может быть меньше критической, а в другом, наоборот, больше.

Кроме длины сварочной ванны при выборе оптимальных параметров режима наплавки следует также учитывать форму поперечного сечения валика, от которой зависят припуски на механическую обработку. Она в большой степени зависит от скорости наплавки и смещения плазматрона с зенита. Влияние этих параметров на форму валиков с одинаковой площадью поперечного сечения показано на макрошлифах (рис. 8).

Как видно (рис. 8, а), с увеличением V_n при постоянном смещении плазматрона с зенита a форма валиков ухудшается. Они становятся более выпуклыми и уменьшаются боковые нависания наплавленного металла. Это происходит из-за удлинения хвостовой части сварочной ванны, по-

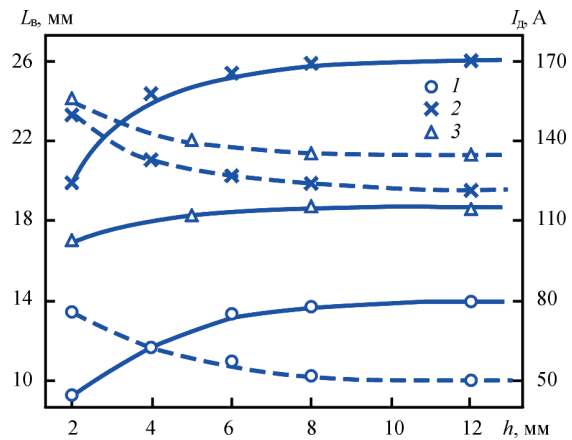


Рис. 7. Зависимость длины сварочной ванны L_b (сплошная) и тока дуги I_d (штриховая) от высоты витка h при ширине гребня b : 1 — $b = 4$ мм; 2 — 7; 3 — 15

скольку с увеличением V_n обязательно необходимо увеличивать и сварочный ток.

Увеличение смещения плазматрона с зенита в сторону противоположную вращению детали наоборот улучшает форму валиков (рис. 8, б), они становятся шире и более плоскими, так как формируются в условиях большего давления дуги. Однако увеличивать смещение можно лишь до определенного предела, при котором не нарушается равновесие между гидростатическим давлением жидкого металла сварочной ванны и давлением дуги. По нашим данным смещение не должно превышать $2/3L_b$. На практике это примерно $(0,10 \dots 0,12)D$. В противном случае ванну трудно будет удержать на поверхности витка и жидкий металл начнет стекать. Особенно важен этот параметр при наплавке деталей малого диаметра 40...60 мм. С увеличением диаметра детали и ширины витка, когда наплавка ведется с колебаниями плазматрона, смещение с зенита может быть увеличено до $0,2D$.

Таким образом, влияние на процесс наплавки тока дуги, скорости наплавки и смещения плазматрона с зенита — этих трех тесно связанных друг с другом параметров режима проявляется через изменение размеров и формы сварочной ванны.

Проведенные исследования показывают, что для каждого типоразмера детали существует сравнительно узкая область режимов наплавки, в которой обеспечивается благоприятная форма валиков и отсутствует стекание жидкого металла. Результаты исследования влияния технологических параметров наплавки на формирование валиков были обработаны методом математической статистики. В расчет принимали только те режимы наплавки, которые обеспечивали оптимальное сечение наплавленного валика, хорошее его формирование и минимальное проплавление основного металла. Количество точек, в которых проводились наблюдения, составило 78. На основе

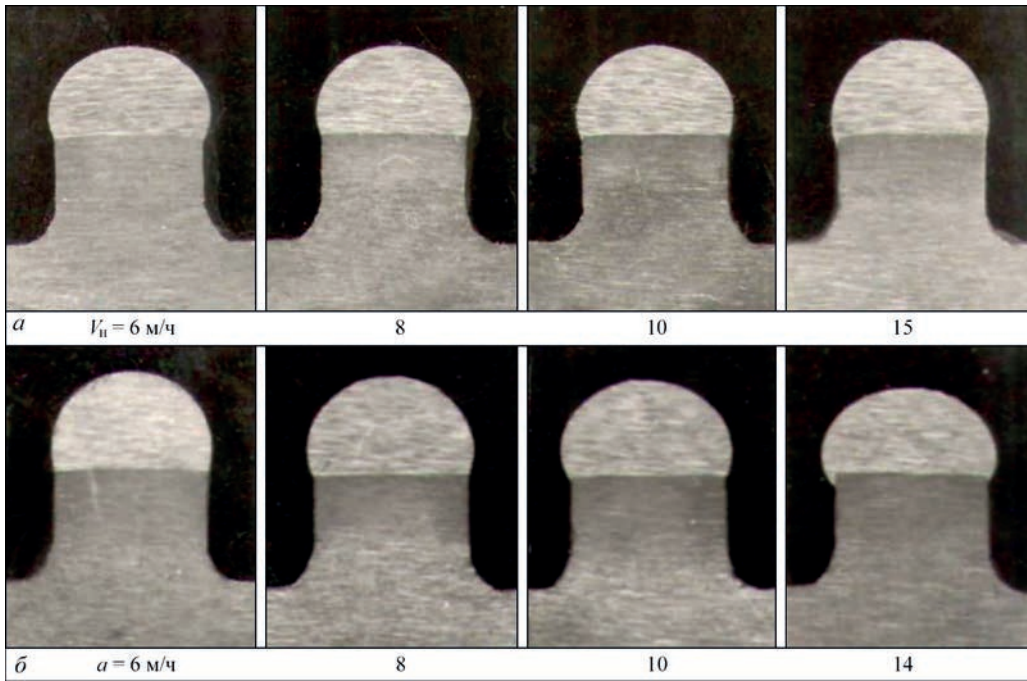


Рис. 8. Макрошлифы валиков одинакового сечения, наплавленных на гребни витков шириной 7 мм с разными скоростями (а) (смещение с зенита 11 мм) и разным смещением с зенита (б) (скорость наплавки 8 м/ч)

полученных данных построены номограммы для выбора режимов наплавки, удобные для практиче-

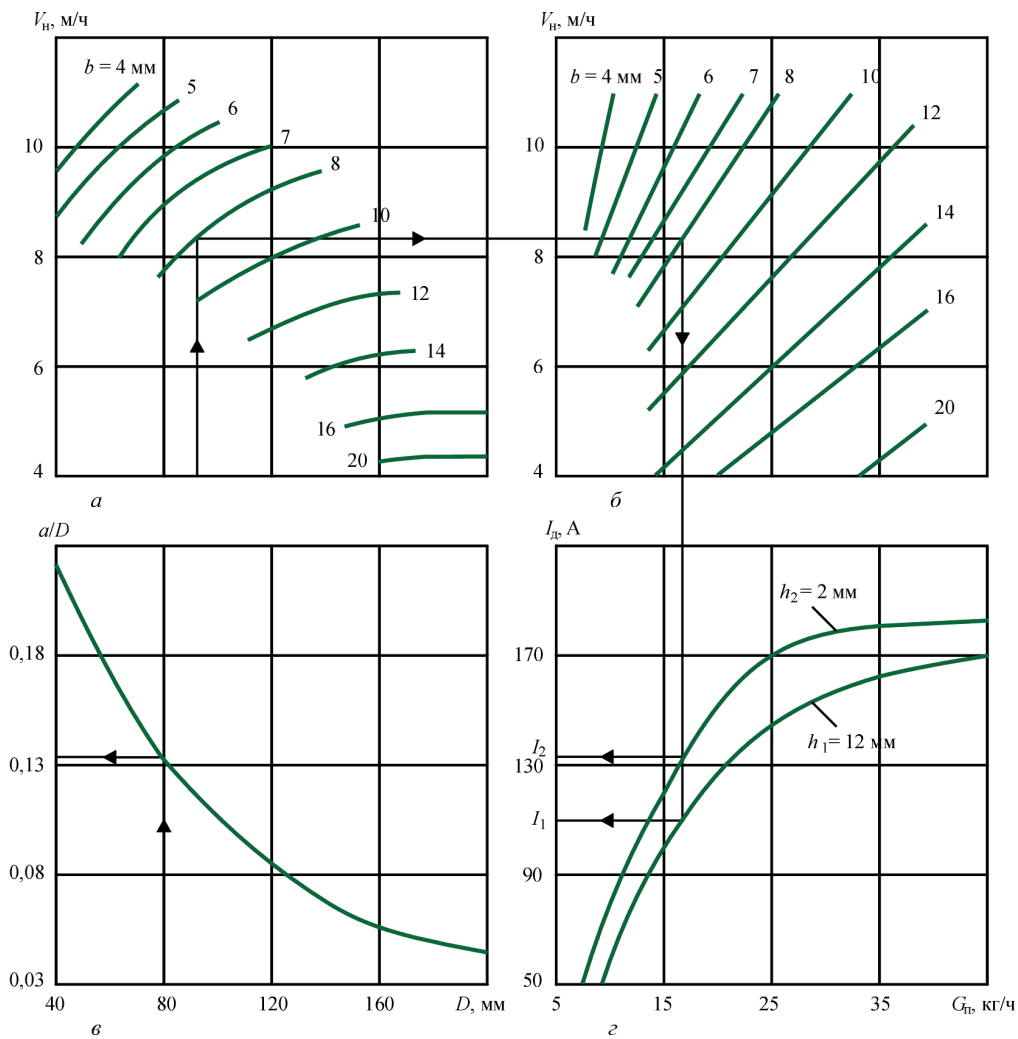


Рис. 9. Номограммы для выбора параметров режима наплавки шнеков: а — скорости наплавки $V_{н}$; б — подачи порошка $G_{п}$; в — смещения плазматрона с зенита а; г — тока дуги $I_{д}$

ского использования (рис. 9).

Для примера на них показана последовательность выбора параметров режима наплавки шнека диаметром 90 мм с шириной гребня витка 8 мм. Параметры режима — скорость наплавки, подача порошка и смещение плазмотрона с зенита являются постоянными по всей длине шнека, а ток дуги при переходе от зоны загрузки к зоне дозирования должен в соответствии с уменьшением высоты витков с h_1 до h_2 увеличиваться с I_1 до I_2 .

Как уже упоминалось, при ширине витков более 8 мм наплавка ведется с колебаниями плазмотрона. В этом случае амплитуда A и частота колебаний f определяются по формулам:

$$A = \frac{b - d_{\text{пл}}}{2}, \text{ мм}; \quad f = \frac{V_{\text{н}}}{t_{\text{н}}}, \text{ мин}^{-1},$$

где b — ширина гребня витка; $d_{\text{пл}}$ — диаметр плазмообразующего сопла; $V_{\text{н}}$ — скорость наплавки; $t_{\text{н}}$ — шаг наплавки (1,5...2,0 мм).

Предложенная методика позволяет ориентироваться в выборе оптимальных параметров режима наплавки, которые на практике необходимо уточнять в зависимости от теплофизических свойств основного и присадочного материалов, фракции порошка и конструкции плазмотрона.

Оборудование для наплавки. Фирмой «Плазма-Мастер Лтд» разработаны два типа оборудования для плазменно-порошковой наплавки шнеков экструдеров и термопластавтоматов. Это установки, создаваемые на базе токарно-винторезных станков и специализированные установки, имеющие собственную станину с вращателем и задним центром.

В первом случае станок используется в качестве готовой станины, на суппорт которого устанавливается специально разработанный наплавочный аппарат РМ-300, содержащий плазмотрон, колебательный механизм с корректором, питатель порошка, механизм подъема и пульт управления. Габариты станка подбираются в зависимости от максимальной длины наплавляемых деталей. Кинематика станка после некоторых переделок позволяет вращать деталь с необходимой скоростью и перемещать аппарат с плазмотрона на заданный шаг наплавки. Управление процессом наплавки производится с единого пульта, расположенного на аппарате.

Система управления выполнена на базе программируемого контроллера (PLC), который позволяет точно настраиваться на шаг витков шнека и следить за параметрами процесса. В состав установки входят также шкаф управления, инверторный источник сварочного тока и блок автономного охлаждения плазмотрона. Такой тип установки целесообразно создавать, если у Заказчика имеется свободный токарный станок необходимой

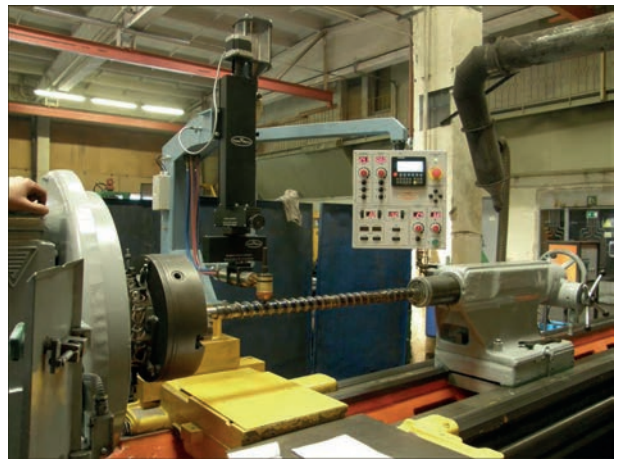


Рис. 10. Установка для плазменно-порошковой наплавки на базе токарно-винторезного станка и аппарата РМ-300

длины. Несмотря на некоторые неудобства в работе, такой подход позволяет заметно уменьшить общую стоимость установки. Пример такой установки показан на рис. 10.

В других случаях более оправданно использовать специализированную установку РМ-307 (рис. 11). В ней изначально имеются все необходимые механизмы, управляемые от общего пульта. В качестве приводов используются шаговые двигатели. Направляющие, по которым передвигается наплавочный аппарат, расположены на балке в верхней части установки, что позволяет избежать попадания на них присадочного порошка и тем самым преждевременного их износа.

В установке используется вращатель с наклоняемой осью, что дает возможность наплавлять не только цилиндрические, но также конические и торцевые поверхности. В таком варианте она становится более универсальной. Установка позволяет наплавлять цилиндрические детали диаметром от 20 до 300 мм и длиной 4500 мм в автоматическом и полуавтоматическом режимах. Число управляемых осей может быть от 3 до 5.

Материалы для наплавки. Исходя из условий эксплуатации и конструктивных особенностей шнеков экструдеров и термопластавтоматов, сплавы, предназначенные для их наплавки, должны удовлетворять ряду требований. Кроме высокой износостойкости, они должны иметь достаточную



Рис. 11. Установка РМ-307 для плазменно-порошковой наплавки шнеков экструдеров и термопластавтоматов

коррозионную стойкость при переработке агрессивных полимеров, хорошую совместимость при трении с металлом цилиндра и высокие технологические свойства при наплавке. В мировой практике чаще всего для этих целей используют сплавы на основе никеля и кобальта. Во избежание трещин в наплавленном слое детали предварительно подогревают до температуры 400...500 °С, а иногда применяют сопутствующий подогрев.

Как показывает опыт, предварительный подогрев таких деталей не только усложняет процесс наплавки, но и заметно его удорожает. С участием автора специально для ППН шнеков разработан износостойкий сплав на основе железа системы Fe–Cr–V–Mo–C, стойкий против трещин [9, 10]. В настоящее время он выпускается в виде порошка марки ПР-Х18ФНМ (PMalloy 21). Данный сплав относится к классу высокованадиевых чугунов. Особенностью структуры этого сплава является очень мелкое зерно (10...15 мкм) и веерообразная форма эвтектики, располагающейся в виде отдельных колоний, как бы внедренных в аустенитно-мартенситную матрицу (рис. 12).

Такое строение эвтектики обеспечивает сплаву сочетание высокой прочности и пластичности $\sigma = 1000$ МПа, $\alpha_n = 25 \cdot 10^2$ МПа. Твердость металла после наплавки HRC 43...45. После отпуска при температуре 650 °С, 2 ч твердость его за счет вторичного твердения повышается до HRC 52...53. Основной износостойкой фазой сплава являются карбиды ванадия VC.

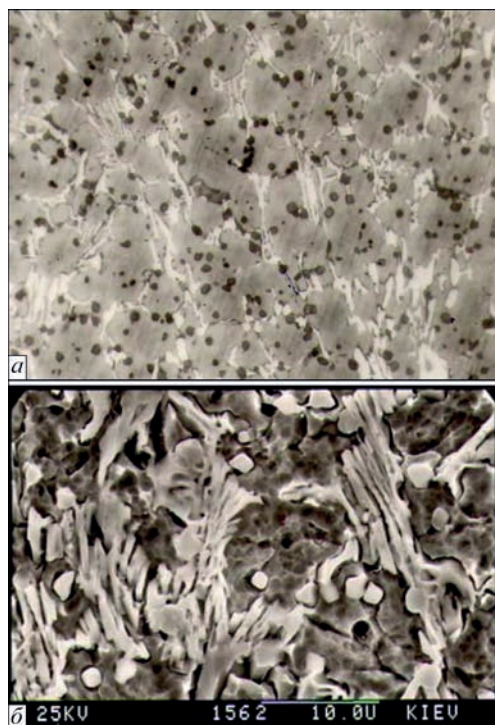


Рис. 12. Микроструктура металла, наплавленного порошком ПР-Х18ФНМ (PMalloy 21): а — оптический микроскоп (×500); б — электронный микроскоп (×3000)

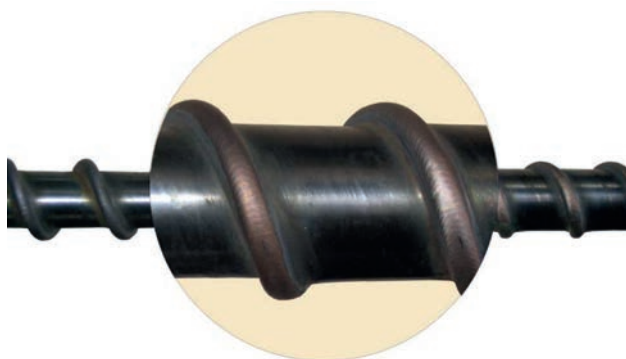


Рис. 13. Фрагмент наплавленного шнека диаметром 63 мм

Порошок марки ПР-Х18ФНМ (PMalloy21) используется широко в промышленности для наплавки шнеков в Украине, России, Польше и других странах. За более чем 20-летний период накоплен большой опыт по наплавке и эксплуатации наплавленных деталей как при переработке чистых, так и наполненных полимеров. Порошок обеспечивает прекрасное формирование наплавленного металла (рис. 13) и при правильном выборе режимов наплавки полное отсутствие в нем трещин, даже на очень массивных деталях. Это важное технологическое преимущество данного сплава позволяет отказаться от предварительного подогрева заготовки и тем самым значительно упростить и удешевить процесс наплавки.

Следует отметить также, что наплавка позволяет не только восстановить дорогостоящую деталь, но и существенно повысить ее износостойкость. По сравнению с новыми азотированными шнеками восстановленные детали показывают стойкость в 3...5 раз выше, в зависимости от вида перерабатываемого материала. Она также в 1,2...1,5 раза выше по сравнению со шнеками, наплавленными сплавами ПГ-СР3 и Stellite 6.

Выводы

1. При плазменной наплавке на узкий гребень витка шнека форма валика зависит от его полноты (площади поперечного сечения), скорости наплавки и смещения плазмотрона с зенита. Для обеспечения наилучшего формирования валика необходимо, чтобы смещение с зенита равнялось примерно 2/3 длины сварочной ванны, а длина самой ванны не превышала 0,22...0,26 диаметра детали.

2. Предложенная методика выбора режимов наплавки шнеков позволяет ориентироваться в выборе основных параметров процесса — тока дуги, скорости наплавки, подачи порошка и смещения плазмотрона с зенита в зависимости от геометрических размеров детали — диаметра, ширины и высоты витков.

3. Разработанные оборудование, технология и наплавочный порошок ПР-Х18ФНМ (PMalloy21) позволяют не только эффективно восстанавливать

изношенные шнеки, но и существенно повысить их износостойкость по сравнению с новыми азотированными деталями.

Список литературы

1. Lültsdorf P. (1975) Verschleissprobleme mit Zylinder und Schnecke beim Extrudieren. *Reilloy-Bericht*, 4, 1–8.
2. (1977) Plasma arc weld surfacing – new route to hardfacing screws. *Plastics Technology*, 23, 17–19.
3. Фрумин И.И., Сом А.И., Гладкий П.В. (1981) Плазменная наплавка червяков экструдеров полимерных машин. *Сб. Теоретические и технологические основы наплавки. Наплавка в машиностроении и ремонте*. Киев, ИЭС им. Е.О. Патона, сс. 13–21.
4. Сом А.И., Гладкий П.В., Переpletчиков Е.Ф. (1985) Повышение сроков службы эструдеров плазменной наплавкой. *Наплавка. Опыт и эффективность применения*. Киев, ИЭС им. Е.О. Патона, сс. 89–93.
5. Górká J., Czupryński A., Kik T., Melcer M. (2011) Przemysłowe aplikacje napawania plazmowego proszkowego. *Przegląd Spawalnictwa*, 9, 87–94.
6. Сом А.И., Гладкий П.В. (1984) Особенности плазменной наплавки на узкую подложку. *Новые процессы наплавки, свойства наплавленного металла и переходной зоны*. Киев, ИЭС им. Е.О. Патона, сс. 20–24.
7. Емельянов И.А. (1972) Влияние сил поверхностного натяжения и внешнего давления на форму поверхности наплавленного валика. *Труды ЛИИВТ «Технология судостроения и судоремонта»*, 5, 135–145.
8. Якобашвили С.Б. (1974) Влияние сил поверхностного натяжения на форму наплавленного валика. *Сварочные процессы в металлургии*. Тбилиси, Мецниереба, 1, сс. 89–99.
9. Сом А.И., Гладкий П.В., Переpletчиков Е.Ф. (1983) Новый износостойкий сплав для плазменной наплавки. *Теоретические и технологические основы наплавки. Наплавочные материалы*. Киев, ИЭС им. Е.О. Патона, сс. 7–11.
10. Сом А.И. (2016) Сплав на основе железа для плазменно-порошковой наплавки шнеков эструдеров и термопластавтоматов. *Автоматическая сварка*, 7, 22–27.

11. Гладкий П.В., Переpletчиков Е.Ф., Рябцев И.А. (2007) *Плазменная наплавка*. Киев, Экотехнология.

References

1. Luelsdorf, P. (1975) Verschleissprobleme mit Zylinder und Schnecke beim Extrudieren. *Reilloy-Bericht*, 4, 1-8 [in German].
2. (1977) Plasma arc weld surfacing – new route to hardfacing screws. *Plastics Technology*, 23(1), 17-19.
3. Frumin, I.I., Som, A.I., Gladky, P.V. (1981) Plasma surfacing of screw extruders of polymer machines. *In: Theoretical and technological principles of surfacing. Surfacing in machine-building and repair: Transact.* Kiev, PWI, 13-21 [in Russian].
4. Som, A.I., Gladky, P.V., Pereplyotchikov, E.F. (1985) Increase of service life of extruders by plasma surfacing. *In: Surfacing. Experience and efficiency of application*. Kiev, PWI. 89-93 [in Russian].
5. Gorka, J., Czuprynski, A., Kik, T., Melcer, M. (2011) Przemysłowe aplikacje napawania plazmowego proszkowego. *Przegląd Spawalnictwa*, 9, 87-94 [in Polish].
6. Som, A.I., Gladky, P.W. (1984) Peculiarities of plasma surfacing on narrow substrate. *In: New processes of surfacing, properties of deposited metal and transition zone*. Kiev, PWI, 20-24 [in Russian].
7. Emelyanov, I.A. (1972) Influence of forces of surface tension and external pressure on shape of deposited bead surface. *In: Transact. of LIIVT Tekhnologiya Sudostroeniya i Remonta*, 135, 135-145 [in Russian].
8. Yakobashvili, S.B. (1974) Influence of forces of surface tension and external pressure on shape of deposited bead surface. *Welding processes in metallurgy*. Tbilisi, Metsniereba, 1, 89-99 [in Russian].
9. Som, A.I., Gladky, P.V., Pereplyotchikov, E.F. (1983) New wear-resistant alloy for plasma surfacing. *In: Theoretical and technological principles of surfacing. Surfacing consumables*. Kiev, PWI, 7-11 [in Russian].
10. Som, A.I. (2016) Iron-based alloy for plasma-powder surfacing of screw conveyors of extruders and injection molding machines. *The Paton Welding J.*, 7, 21-25.
11. Gladky, P.V., Pereplyotchikov, E.F., Ryabtsev, I.A. (2007) *Plasma surfacing*. Kiev, Ekotekhnologiya [in Russian].

ВІДНОВЛЕННЯ ШНЕКІВ ЕКСТРУДЕРІВ ТА ТЕРМОПЛАСТАВТОМАТІВ ПЛАЗМОВО-ПОРОШКОВИМ НАПЛАВЛЕННЯМ

O.I. Som

ТОВ фірма «Плазма-Мастер Лтд». 03142, м. Київ, вул. Кржижановського, 3. E-mail: info@plasma-master.com

Досліджено особливості формування валика на вузькому гребені витка шнека при плазмово-порошковому напавленні. Показано як залежить форма валика, що напавляється, від його перетину і основних технологічних параметрів напавлення — струму дуги, швидкості напавлення і зміщення плазмотрона з zenіту. Запропоновано номограми для вибору параметрів режиму напавлення. Описано також обладнання та матеріали, що застосовуються для напавлення. Відновлення шнеків екструдерів і термопластавтоматів плазмово-порошковим напавленням дозволяє не тільки відновлювати ці деталі, але і підвищити в 3...5 разів термін їх служби в порівнянні з новими азотованими шнеками. Бібліогр. 11, рис. 13.

Ключові слова: плазмово-порошкове напавлення, шнеки екструдерів та термопластавтоматів, вузький гребінь, формування валика, параметри напавлення, обладнання та матеріали

REPAIR OF SCREWS OF EXTRUDERS AND AUTOMATIC MOLDING MACHINES BY PLASMA-ARC SURFACING

A.I. Som

Plasma-Master Ltd, 3 Krzhyzhanovskogo Str., 03142, Kyiv. E-mail: info@plasma-master.com.

The peculiarities of formation of bead on narrow flight screw apex in plasma-powder surfacing were investigated. It is shown how a shape of deposited bead depends on its section and main technological parameters of surfacing, i.e. arc current, surfacing speed and zenith displacement. The nomograms for selection of surfacing mode parameters were proposed. Equipment and consumables used for surfacing are also described. Repair of screws of extruders and automatic molding machines using plasma-arc surfacing allows repairing these parts as well as 3-5 times increasing their service life in comparison with new nitrated screws. 11 Ref., 13 Fig.

Keywords: plasma-powder surfacing, screws of extruders and automatic molding machines, narrow apex, bead formation, surfacing parameters, equipment and consumables.

Поступила в редакцію 25.03.2019

ФОРМИРОВАНИЕ МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ВАННЫ ПРИ ЭЛЕКТРОШЛАКОВОМ ПРОЦЕССЕ В ТОКОПРОВОДИТЕЛЕ КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ

Ю.М. Кусков, Т.И. Грищенко

ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины. 03150, г. Киев, ул. Казимира Малевича, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Представлены результаты экспериментов по изучению влияния различных технологических параметров на формирование металлической ванны при электрошлаковой наплавке дискретной присадкой либо электродом или бестоковой заготовкой большого сечения в токоподводящем кристаллизаторе. Установлено, что на форму металлической ванны можно влиять путем изменения электрического режима процесса, электрической схемы подключения токоподводящего кристаллизатора с использованием постоянного и переменного тока. Показаны пути получения благоприятной формы металлической ванны при повышенной производительности электрошлакового процесса. Библиогр. 8, табл. 2, рис. 2.

Ключевые слова: кольцевая и торцевая электрошлаковая наплавка, токоподводящий кристаллизатор, металлическая ванна.

Объем и форма металлической ванны являются одними из определяющих факторов качества металла как слитков, так и наплавленных слоев, получаемых при электрошлаковом плавлении расходоуемых электродов в обычном водоохлаждаемом кристаллизаторе [1–3]. При электрошлаковой наплавке (ЭШН) от формы металлической ванны еще зависят глубина и равномерность проплавления основного металла. Чем она имеет более плоский вид, тем вероятность получения качественного соединения металлов в ряде случаев существенно возрастает.

Эти же факторы важны и для металла, кристаллизующегося в токоподводящем кристаллизаторе (ТПК). Несмотря на конструктивные отличия ТПК от обычного кристаллизатора [4–7] и, соответственно, иные условия распределения электрического тока в шлаковой ванне (независимо от вида переплавляемого металла), кристаллизация металла в формирующей секции ТПК подчиняется тем же закономерностям [8].

Целью данной работы является оценка влияния техники и технологии электрошлаковой наплавки в ТПК на формирование ванны расплавляемого металла металлической ванны. В исследованиях рассматривали следующие техники и технологии: наплавка электродами или бестоковыми заготовками большого сечения либо дискретной присадкой, выполнение торцевой или кольцевой наплавки, применение различных электрических схем подключения ТПК, использование одного либо двух источников питания переменного или постоянного тока.

При торцевой наплавке использовали ТПК диаметром 180 мм и стальные электроды или бестоковые заготовки из стали 40X диаметром 40...130 мм, а также стружку низколегированной

стали после фрезерной обработки. Кольцевую ЭШН деталей диаметром 100 и 150 мм выполняли дробью нелегированного и хромистого чугуна диаметром 2...3 мм в ТПК диаметром 200 и 250 мм, соответственно. Источниками питания служили трансформаторы ТШП-10 и ТШС -3000-1, а также выпрямители ВДМ-5000 и ВДУ-1202. Электрические схемы подключения ТПК при электрошлаковом процессе с использованием дискретной присадки и электродов (заготовок) представлены в табл. 1.

Электрический режим наплавки выбирался с учетом получения стабильного электрошлакового процесса.

Электрошлаковый процесс начинали при «твердом» (с помощью водоохлаждаемого электрода с графитовой насадкой) или «жидком» (флюс плавился в графитовом тигле) старте. Рабочими флюсами были АН-75, АНФ-29, АНФ-32.

Форму дна металлической ванны фиксировали путем ввода в расплавленный металл подаваемых на поверхность шлаковой ванны порций крупки твердого сплава или дробы хромистого чугуна мелкой фракции при наплавке слоев стали.

В ряде случаев форму дна устанавливали путем специального травления наплавленного металла с целью определения направления роста кристаллов и соответствующего ему расположения поверхности жидкой фазы.

Макрошлифы образцов, полученных при торцевой и кольцевой электрошлаковых наплавках дискретной присадкой и электродом большого сечения показаны на рис. 1.

Как видно из рис. 1, при торцевой ЭШН форма металлической ванны, получаемая за счет металла расплавленной присадки, имеет специфическую форму типа «сомбреро» с возвышением по центру

Таблица 1. Электрические схемы подключения ТПК при электрошлаковом процессе с использованием дискретной присадки и электродов (заготовок) большого сечения

Обозначение схемы	Электрическая схема подключения ТПК
I, Ia	
II	
III	
IV	
V	
VI	
VII	
VIII	
IX	
X	

наплавляемого слоя и впадинами по его краям. Такая форма определяется конструкцией ТПК и, соответственно, особым распределением электрического тока в шлаковой и металлической ваннах (рис. 2). Снижение разницы высот возвышенной и пониженной частей слоя можно достичь за счет применения специальных технологических приемов.

В случае использования при торцевой ЭШН расходоуемых электродов (заготовок) форму ванны также можно корректировать, о чем будет сказано ниже.

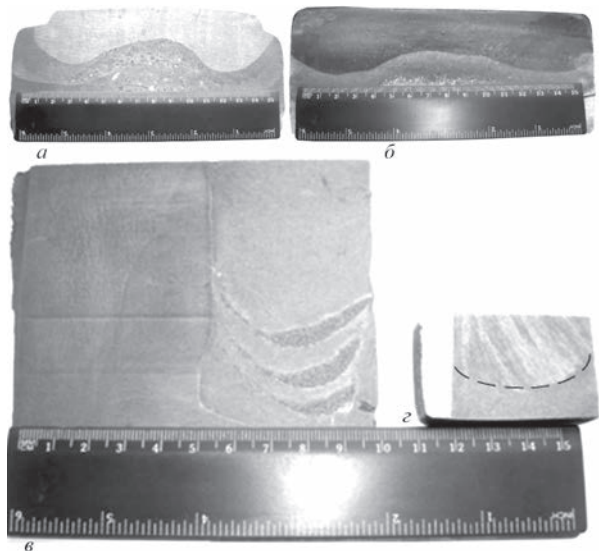


Рис. 1. Продольные макрошлифы из образцов, наплавленных по различным технологиям: торцевая наплавка стружкой низколегированной стали по электрической схеме I (а) и электродом большого сечения по электрической схеме III, $\Phi_{эл} = 90$ мм (б); кольцевая наплавка дробью нелегированного (z) и хромистого чугуна (z) по электрической схеме Ia

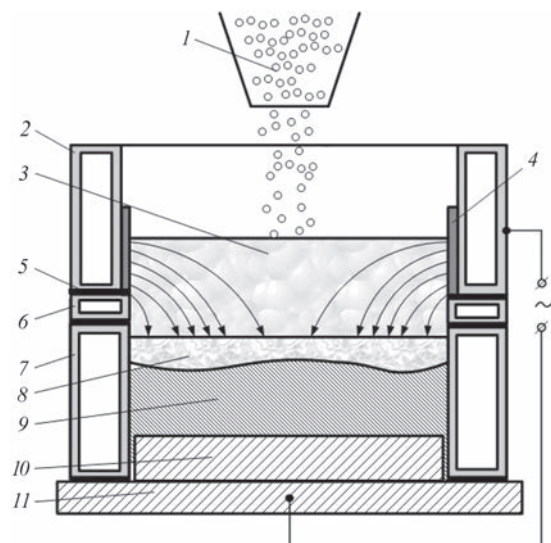


Рис. 2. Схема распределения линий электрического тока в шлаковой и металлической ваннах при торцевой ЭШН в ТПК: 1 — дискретная присадка; 2, 6, 7 — токоведущая, промежуточная и формирующая секции кристаллизатора соответственно; 3 — шлаковая ванна; 4 — защитная футеровка; 5 — изоляционная прокладка; 8 — металлическая ванна; 9 — наплавленный металл; 10 — изделие; 11 — поддон

При кольцевой ЭШН с дискретной присадкой форма металлической ванны аналогична форме, получаемой при наплавке электродом большого сечения (например, трубчатым электродом) и может изменяться как за счет электрического режима наплавки, так и массовой скорости подачи в шлаковую ванну присадки.

Влияние на форму металлической ванны при торцевой ЭШН вида применяемого тока, электрической схемы подключения ТПК и диаметра расходоуемого электрода (заготовки) приведено в табл. 2.

Таблица 2. Форма дна металлической ванны при различных условиях выполнения торцевой ЭШН электродом (заготовкой) большого сечения

Номер эксперимента	Род тока	Вид переплавляемого металла (электрод/заготовка)	Диаметр электрода/заготовки, мм	Обозначение электрической схемы	Параметры ЭШН		Форма дна металлической ванны
					Ток на ТПК, кА	Производительность, кг/ч	
8М	Переменный	Электрод	90	II	1,5...2,5	9	
9М	«-»	«-»	130	II	1,5...3,5	17	
14М	«-»	«-»	40	III	1,4...2,2	39	
16М	«-»	«-»	90	III	1,6...3,1	39	
18М	«-»	«-»	90	Обычный ЭШП	2,1...2,8	51	
21М	«-»	«-»	130	III	3,0...3,3	136	
22М	«-»	«-»	90	III	2,4...3,0	50	
23М	«-»	«-»	40	III	1,9...2,6	34	
24М	«-»	«-»	90	IV	1,9...2,0	7	
25М	«-»	«-»	90	V	1,9...3,7	42	
26М	«-»	«-»	90	VI	1,0...2,2	27	
29М	«-»	«-»	40	VII	1,8...2,6	24	
30М	«-»	«-»	130	VI	2,0...3,3	70	
39М	Постоянный	Заготовка	90	VII	2,6...2,8	20	
44М	«-»	Электрод	90	VIII	1,0...1,6	39	
46М	«-»	«-»	90	IX	1,6...2,5	21	
47М	«-»	«-»	90	X	1,0...1,1	69	

Для сравнения представлена форма ванны, получаемая путем переплава (ЭШП) электрода в той же формирующей секции ТПК диаметром 180 мм, при отключении его токоведущей секции от источника питания, т. е. превращения ТПК в обычный кристаллизатор (номер эксперимента 18 М).

По результатам экспериментов, представленных в табл. 2, можно сделать следующие выводы:

- наиболее плоскую форму металлической ванны можно получить при использовании одного источника питания постоянного тока;

- применение двух источников постоянного тока усложняет технологию наплавки, не-

сколько ухудшает форму ванны, но позволяет в 1,5...2,0 раза повысить производительность процесса при относительно небольшом токе, подаваемом на токоведущую секцию кристаллизатора;

- расплавление в шлаковой ванне, нагреваемой за счет протекания в ней электрического тока, бестоковой заготовки позволяет получить плоскую форму металлической ванны, но такой технологии присуща низкая производительность электрошлакового процесса;

- на переменном токе, как наиболее применяемом при электрошлаковых процессах, можно обеспечить получение формы ванны, сравнимой с

формой, достигаемой при электрошлаковом процессе на постоянном токе;

– при схеме подключения ТПК к одному источнику питания переменного тока можно получать относительно плоскую форму ванны при различных диаметрах расходоуемых электродов;

– при схеме с одним источником переменного тока для получения оптимального соотношения показателей формы ванны и производительности процесса предпочтительно применять вариант с отличающимся потенциалом на электроде и изделии.

Список литературы

1. Патон Б.Е., Медовар Б.И. (редакторы) (1986) *Металлургия электрошлакового процесса*. Киев, Наукова думка.
2. Иу К.О., Доминг Дж.А., Фландерс Х.Д. (1987) Макросегрегация в сплаве инконель 718, полученном способами ЭШП и ВДП. *Электрошлаковый переплав. Вып. 9. Материалы VIII междунар. конф. по вакуумной металлургии, специальным видам плавки и металлургическим покрытиям*, г. Линц, Австрия 30.09–4.10.1985, сс. 164–170.
3. Чумаков И.В., Пятагин Д.А. (2006) Особенности электрошлакового переплава на постоянном токе с вращением расходоуемого электрода. *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*, 3, 22–25.
4. Ksendzyk G.V., Frumin I.I., Shirin V.S. (1981) *Electroslag Remelting and Surfacing Apparatus*. USA, Pat.4.305.451.
5. Кусков Ю.М. (2006) Ресурсосберегающая технология восстановления и изготовления деталей методом электрошлаковой наплавки. *Технология машиностроения*, 6, 40–42.
6. Ksendzyk G.V., Frumin I.I., Shirin V.S. (1980) *Electroslag Remelting and Surfacing Apparatus*. USA, Pat.4.185.682.

7. Кусков Ю.М., Соловьев В.Г., Лентюгов И.П., Жданов В.А. (2018) Роль шлаковой ванны в процессе наплавки в токоподводящем кристаллизаторе. *Современная электрометаллургия*, 2, 41–44.
8. Kubin M., Scheriau A., Knabl M., Holzgruber H., Korp Y. (2016) Investigation of the implication of the current conductive mould technology with respect to the internal and surface quality of ESR ingots. *Medovar Memorial Symposium*, 7–10 June 2016, Kyiv, pp. 174–179.

References

1. (1986) *Metallurgy of electroslag process*. Ed. by B.E. Paton, B.I. Medovar. Kiev, Naukova Dumka [in Russian].
2. Iu, K.O., Doming, J.A., Flanders, H.D. (1987) Macrosegregation in Inconel 718 alloy, produced by ESR and VAR. *Electroslag remelting: Issue 9. In: Proc. of 8th Int. Conf. on Vacuum Metallurgy, Special Types of Melting and Metallurgical Coatings* (Linz, Austria, 30.09–4.10.1985), 164–170.
3. Chumakov, I.V., Pyatygin, D.A. (2006) Peculiarities of electroslag remelting at direct current with rotation of consumable electrode. *Izv. Vuzov. Chyorn. Metallurgiya*, 3, 22–25 [in Russian].
4. Ksendzyk, G.V., Frumin, I.I., Shirin, V.S. (1981) *Electroslag remelting and surfacing apparatus*. USA, Pat. 4.305.451.
5. Kuskov, Yu.M. (2006) Resource-saving technology of restoration and manufacture of parts by electroslag surfacing method. *Tekhnologiya Mashinostroeniya*, 6, 40–42 [in Russian].
6. Ksendzyk, G.V., Frumin, I.I., Shirin, V.S. (1980) *Electroslag remelting and surfacing apparatus*. USA, Pat. 4.185.682.
7. Kuskov, Yu.M., Soliviov, V.G., Lentyugov, I.P. Zhdanov, V.A. (2018) Role of slag pool in process of surfacing in current-carrying mould. *Sovrem. Elektrometall.*, 2, 41–44 [in Russian].
8. Kubin, M., Scheriau, A., Knabl, M., Holzgruber, H., Korp, Y. (2016) Investigation of the implication of the current conductive mould technology with respect to the internal and surface quality of ESR ingots. *In: Proc. of Medovar Memorial Symposium* (Ukraine, Kyiv, 7-10 June, 2016), 174–179.

ФОРМУВАННЯ МЕТАЛЕВОЇ ВАННИ ПРИ ЕЛЕКТРОШЛАКОВОМУ ПРОЦЕСІ В СТРУМОПІДВІДНОМУ КРИСТАЛІЗАТОРІ

Ю.М. Кусков, Т.І. Грищенко

ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Представлені результати експериментів з вивчення впливу різних технологічних параметрів на формування металевої ванни при електрошлаковому наплавленні дискретною присадкою або електродом чи безтоковою заготовкою великого перерізу в струмопідвідному кристалізаторі. Встановлено, що на форму металевої ванни можна впливати шляхом зміни електричного режиму процесу, електричної схеми підключення струмопідвідного кристалізатора з використанням постійного і змінного струму. Показано шляхи отримання сприятливої форми металевої ванни при підвищеній продуктивності електрошлакового процесу. Бібліогр. 8, табл. 2, рис. 2.

Ключові слова: кільцеве і торцеве електрошлакове наплавлення, струмопідвідний кристалізатор, металева ванна

FORMATION OF METAL POOL IN CURRENT-SUPPLYING MOULD AT ELECTROSLAG PROCESS

Yu. M. Kuskov and T. I. Grishchenko

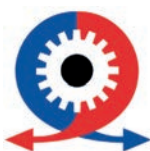
E. O. Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine, 11 Kazimir Malevich Str., 03150, Kyiv.

E-mail: office@paton.kiev.ua

The results presented were on experiments of effect of different technological parameters on formation of metal pool at electroslag surfacing with discrete filler or electrode or non-conducting billet of large section in current-supplying mould. It is determined that shape of the metal pool can be effected by means of variation of electrical mode of the process, electrical scheme of connection of current-supplying mould using direct and alternating current. The ways for obtaining a correct shape of the metal pool at increased productivity of electroslag process were shown. 8 Ref., 2 Tabl., 2 Fig.

Keywords: circular and edge electroslag surfacing, current-supplying mould, metal pool

Поступила в редакцію 06.03.2019



MSV International Engineering Fair 2019

MSV International Engineering Fair is held in **BVV - Trade Fairs Brno** on **7 to 11 October 2019** showing the companies news of Czech Republic and internationals related to sectors Engineering, Automation, Financial, Industrial fairs.

СВАРКА ДУПЛЕКСНЫХ НЕРЖАВЕЮЩИХ СТАЛЕЙ

У дуплексной нержавеющей стали, имеющей двухфазную микроструктуру, состоящую из ферритных и аустенитных зерен, нет недостатков, присущих двум типам стали. Она отличается более высоким сопротивлением коррозионному растрескиванию под напряжением по сравнению с аустенитными нержавеющей стали и лучшей ударной вязкостью по сравнению с ферритными нержавеющей стали. Дуплексная нержавеющая сталь играет важную роль в таком широком спектре применений, как нефтехимические заводы, суда для перевозки химикатов, морские сооружения и мосты (рис. 1).

В данной статье рассмотрены свойства дуплексных нержавеющей сталей, а также наиболее подходящие для них сварочные материалы.

Свойства дуплексных нержавеющей сталей.

Микроструктура дуплексной нержавеющей стали показывает, что аустенитные зерна перешли в полностью ферритную фазу с балансом фазы примерно в 50 % феррита и 50 % аустенита. Такое состояние микроструктуры является наиболее устойчивым, поэтому можно отметить следующие свойства дуплексной нержавеющей стали.

По сравнению с аустенитной нержавеющей сталью дуплексная нержавеющая сталь имеет следующие преимущества:

- меньший коэффициент термического расширения и более высокая теплопроводность, большая прочность при комнатной температуре;
- отличная сопротивляемость растрескиванию от язвенной коррозии и коррозии под напряжением.

При этом для них характерны следующие особенности:

- более высокое содержание азота;
- большая микроструктурная трансформация при тепловой обработке и большая склонность к ухудшению свойств, в том числе сопротивлению коррозии.

Последствия микроструктурной трансформации особенно заметны в околошовной зоне.

Дуплексные нержавеющей стали производятся в основном в виде трех марок, которые отличаются по химическому составу: стандартная, супердуплексная и низколегированная.

1. Стандартная дуплексная нержавеющая сталь: состав 22 % Cr–5 % Ni–3 % Mo–0,15 % N.

2. Супердуплексная нержавеющая сталь: содержание молибдена и азота выше по сравнению со стандартной сталью, что дает более высокую прочность при комнатной температуре и сопротивляемость язвенной коррозии.

3. Низколегированная дуплексная нержавеющая сталь: содержание никеля и молибдена ниже по сравнению со стандартной сталью, что позволяет снизить ее стоимость.

В табл. 1 показаны типичные химические формулы трех марок дуплексных нержавеющей сталей. На рис. 2 приводится относительное сравнение разрывной прочности и индекса сопротивления язвенной коррозии PREW разных нержавеющей сталей. Более высокий показатель PREW означает лучшее сопротивление язвенной коррозии.

Свойства околошовной зоны дуплексной нержавеющей стали. В дуплексной нержавеющей стали двойные фазы аустенитных и ферритных зерен сбалансированы в процессе тепловой обработки. Однако в околошовной зоне дуплексной нержавеющей стали сопротивление язвенной коррозии и механические свойства могут иногда ухудшаться из-за того, что фазовый баланс и химические формулы двойных фаз меняются в соответствии со скоростью охлаждения, на которую влияет погонная энергия сварки и толщина свариваемых пластин.



Рис. 1. Главная башенная опора моста Стоункаттерс, поднимающаяся более чем на 175 м над уровнем моря (Гонконг)

*Дистрибьютором сварочных материалов марки KOBELCO в Украине является компания ООО «НИСА».

Таблица 1. Типичный химический состав дуплексных нержавеющих сталей, мас. %

Марка	UNS No	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Ni	Mo	W	N	PREW*
Стандартная	S31803	0,02	0,5	1,5	0,02	0,001	0,4	22,1	6,0	3,0	–	0,12	33,9
	S32205	0,02	0,4	1,4	0,03	0,001	0,3	22,1	5,6	3,1	–	0,18	35,2
Супер	S32750	0,02	0,4	0,7	0,02	0,001	0,1	25,6	7,0	3,8	0,1	0,28	42,8
	S32760	0,03	0,3	0,7	0,02	0,001	0,6	25,4	7,0	3,5	0,6	0,21	41,3
Низколегированная	S32101	0,03	0,7	4,9	0,03	0,001	0,2	21,6	1,5	0,2	–	0,22	25,8
	S32304	0,02	0,5	1,5	0,02	0,001	0,2	22,7	4,7	0,3	–	0,10	25,3

*PREW = Cr + 3,3(Mo + 0.5W) + 16N

Говоря более точно, в высокотемпературной околосшовной зоне, близкой к поверхности раздела сварного шва, аустенитные зерна сначала растворяются в ферритную фазу, а затем выделяются как аустенитные зерна в процессе охлаждения, и в конце концов создают двойные микроструктуры. Однако если из-за слишком низкой погонной энергии скорость охлаждения высока, повторное выделение аустенитных зерен задерживается, и в ферритных зернах выделяются карбиды хрома и/или нитриды хрома. В результате в районе околосшовной зоны формируется слой с низким содержанием хрома, что приводит к снижению сопротивляемости коррозии.

С другой стороны, в низкотемпературной околосшовной зоне, удаленной от поверхности раздела внутри сварного шва, низкая скорость охлаждения, вызванная высокой погонной энергией, может привести к росту ферритных зерен и выделению σ -фазы, карбидов хрома и нитридов хрома, что снижает сопротивляемость коррозии и ударную вязкость.

Таким образом, высокотемпературная околосшовная зона требует относительно медленного охлаждения, чтобы сделать возможным достаточное формирование аустенитных зерен, тогда как низкотемпературная околосшовная зона требует гораздо более быстрого охлаждения, чтобы сдержать ненужное неблагоприятное структурообра-

зование. Поэтому как в высокотемпературной, так и в низкотемпературной околосшовных зонах необходимо контролировать скорость остывания посредством соответствующей погонной энергии, предварительного нагрева и температуры между проходами.

Металл шва для соединений дуплексной нержавеющей стали. Металл шва дуплексной нержавеющей стали корректируется таким образом, чтобы придать ему требуемые свойства в состоянии после сварки (рис. 3). В отличие от равномерного распределения ферритной и аустенитной фаз в дуплексной нержавеющей стали, в металле шва они распределяются гораздо более беспорядочно.

На рис. 4, 5 соответственно показано соотношение между ферритным числом (FN), т. е. содержанием ферритной фазы и разрывной прочностью/условным пределом текучести, и между ферритным числом/ударной вязкостью металла шва, полученного при сварке с порошковой проволокой (FCW) марки E2594 по AWS.

Как показывают приведенные цифры, по мере увеличения ферритного числа прочность при комнатной температуре повышается, тогда как ударная вязкость снижается. Поскольку ферритное число также влияет на сопротивление язвенной коррозии, хорошие механические свойства и сопротивляемость язвенной коррозии могут быть получены за счет выбора наиболее подходящих сварочных материалов и контроля сварочных процессов, в том числе скорости расплавления и/или охлаждения основного металла, с тем, чтобы ферритное число находилось в промежутке от 30 до

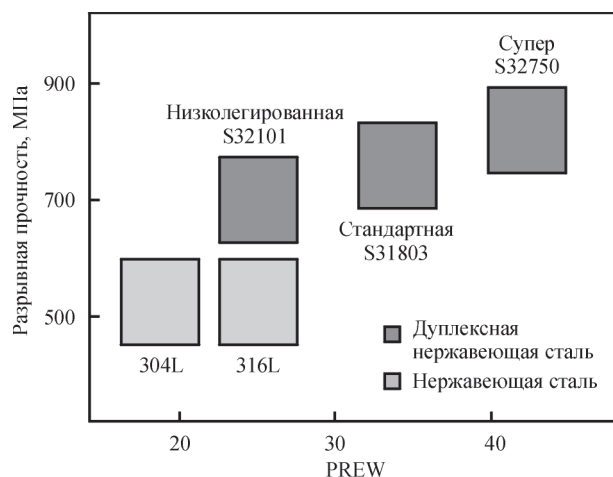


Рис. 2. Относительное сравнение разрывной прочности и индекса сопротивления язвенной коррозии (PREW) различных нержавеющих сталей

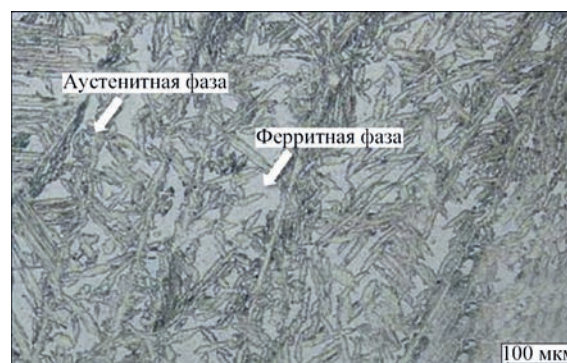


Рис. 3. Микроструктура металла шва дуплексной нержавеющей стали

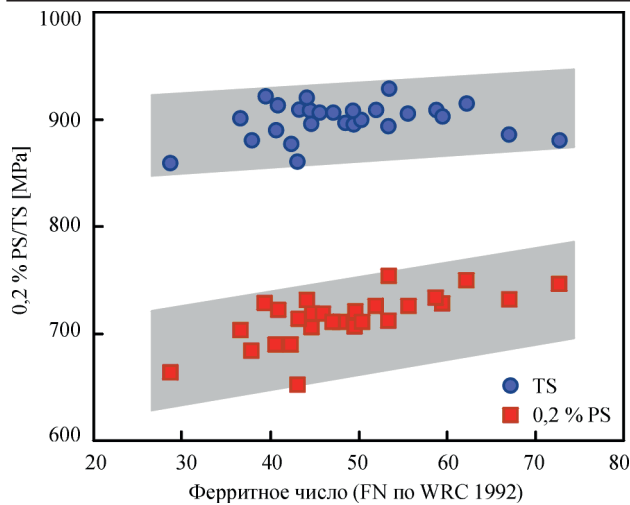


Рис. 4. Соотношение между ферритным числом и разрывной прочностью/условным пределом текучести при остаточной деформации 0,2 % металла шва, полученного при сварке с флюсовой проволокой (FCW) марки E2594

65. Кроме того, поскольку металл шва менее устойчив к коррозии по сравнению с основным металлом, в процессе производства которого применяется термическая обработка для улучшения качеств, металл шва содержит несколько большее количество легирующих элементов, чем основной металл. Содержание никеля в металле шва также предусматривается более высоким по сравнению с основным металлом, чтобы во многих случаях оптимизировать соотношение аустенитных и ферритных зерен в условиях после сварки.

Поскольку ферритное число в металле шва оказывает влияние на механические свойства, а также на сопротивляемость язвенной коррозии, очень важно проверять и контролировать его. Но каким образом измеряется ферритное число? Существуют три способа: подсчет точечным методом с использованием микроструктур, с помощью диаграммы WRC-1992 с химическими формулами, а также с помощью прибора Feritscope, который использует вихревой ток и магнитную индукцию. На местах проведения сварки подсчет точечным методом применяется редко ввиду его сложности. Когда при сварке стыковых соединений необходимо контролировать ферритное число, для определения годности/негодности предпочтение отдается прибору Feritscope.

На рис. 6 представлено соотношение ферритного числа, измеренного с помощью прибора Feritscope и определенного по диаграмме WRC. Видно, что данные не полностью совпадают. Поэтому необходимо принимать во внимание, каким методом определено ферритное число.

Сварочные материалы дуплексной нержавеющей стали компании Kobelco. Сварочные материалы дуплексной нержавеющей стали компании Kobelco предлагаются для всех марок дуплексной

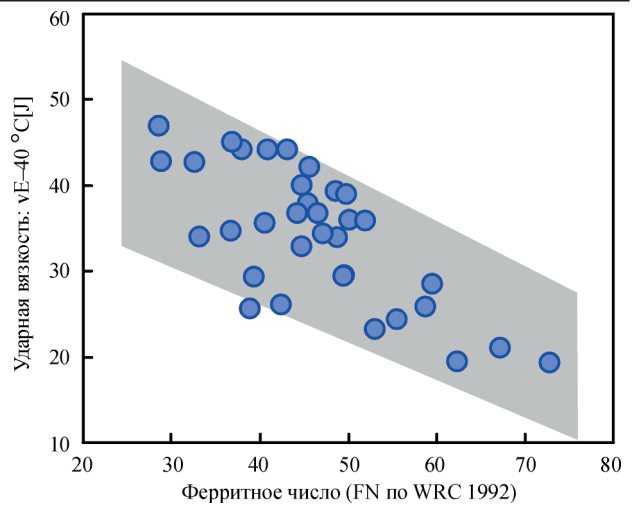


Рис. 5. Соотношение между ферритным числом и ударной вязкостью металла FCW марки E2594

нержавеющей стали. Они приведены в табл. 2 вместе с их химическими составами и механическими свойствами.

Ключевым фактором в производстве сварочных материалов для дуплексных нержавеющей сталей является контролирование относительно высокого содержания азота, которое часто вызывает проблемы, связанные с пористостью, в частности, образованием свищей, ямок и удлиненных пор, а также затрудненным удалением шлака. Это также может нарушить радиографичность при дуговой сварке с порошковым электродом (FCAW) и сварке защищенной дугой (SMAW) в горизонтальном и потолочном положении. Для избежания проблем, связанных с образованием пористости, сварочные материалы компании Kobelco создаются таким образом, чтобы повысить растворимость азота путем изменения химических формул металла шва, а также оптимизировать температуру отверждения и вязкость шлака. Улучшение

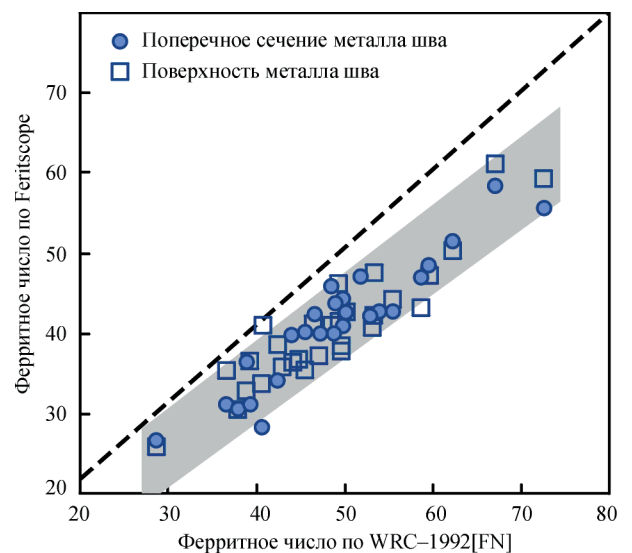


Рис. 6. Соотношение ферритного числа по Feritscope и диаграмме WRC

Таблица 2. Типичные свойства сварочных материалов дуплексной нержавеющей стали компании Kobelco

Марка	Сварочный процесс	Наименование товара	Классификация AWS	Химический состав, мас. %								
				C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	N	PREW*1	FNW*2 [FN]
Стандартная дуплексная нержавеющая сталь	GTAW	[P] TG-S2209	A5.9/A5.9M ER2209	0,008	0,39	1,67	8,7	22,7	3,10	0,16	35,5	51
	SMAW	[P] NC-2209	A5.4/A5.4M E2209-16	0,028	0,54	1,14	8,8	23,1	3,34	0,15	36,5	51
	FCAW	[P] DW-329AP	A5.22/A5.22M E2209T1-1/-4	0,023	0,57	0,66	9,4	23,0	3,40	0,14	36,4	49
	FCAW	[P] DW-2209	A5.22/A5.22M E2209T1-1/-4	0,028	0,61	0,74	9,1	22,7	3,30	0,13	35,6	46
	SAW	[P] US-2209/[P] PF-S1D	A5.9/A5.9M ER2209 (Wire)	0,021	0,31	1,56	8,9	23,0	3,28	0,15	35,9	57
Супердуплексная нержавеющая сталь	GTAW	[P] TG-S2594	A5.9/A5.9M ER2594	0,019	0,44	0,57	9,3	25,0	3,82	0,28	42,0	42
	SMAW	[P] NC-2594	A5.4/A5.4M E2594-16	0,035	0,55	0,66	9,8	26,6	3,86	0,25	43,3	50
	FCAW	[P] DW-2594	A5.22/A5.22M E2594T1-1/-4	0,026	0,50	1,18	9,6	25,7	3,79	0,24	42,0	49
Низколегированная дуплексная нержавеющая сталь	FCAW	[P] DW-2307	A5.22/A5.22M E2594T1-1/-4	0,026	0,45	1,26	7,9	24,6	0,03	0,15	27,1	41

Продолжение табл. 2

Марка	Сварочный процесс	Наименование товара	Классификация AWS	Механические свойства				Примечания
				0,2 % PS [MPa]	TS [MPa]	EI [%] (G.L.=4D)	vE0°C [J]	
Стандартная дуплексная нержавеющая сталь	GTAW	[P] TG-S2209	A5.9/A5.9M ER2209	598	773	39	270	DCEN, 100%Ar
	SMAW	[P] NC-2209	A5.4/A5.4M E2209-16	667	845	30	97	DCEP
	FCAW	[P] DW-329AP	A5.22/A5.22M E2209T1-1/-4	605	823	30	55	DCEP, 100%CO ₂
	FCAW	[P] DW-2209	A5.22/A5.22M E2209T1-1/-4	639	820	28	73	DCEP, 80%Ar+20%CO ₂
	SAW	[P] US-2209/[P] PF-S1D	A5.9/A5.9M ER2209 (Wire)	618	798	29	69	DCEP
Супердуплексная нержавеющая сталь	GTAW	[P] TG-S2594	A5.9/A5.9M ER2594	721	870	31	286	DCEN, 98%Ar+2%N ₂
	SMAW	[P] NC-2594	A5.4/A5.4M E2594-16	750	935	28	55	DCEP
	FCAW	[P] DW-2594	A5.22/A5.22M E2594T1-1/-4	712	905	27	55	DCEP, 80%Ar+20%CO ₂
Низколегированная дуплексная нержавеющая сталь	FCAW	[P] DW-2307	A5.22/A5.22M E2594T1-1/-4	571	750	29	58	DCEP, 80%Ar+20%CO ₂

*1: PREW=Cr+3.3(Mo+0.5W)+16N.

*2: FNW=Ферритное число по диаграмме WRC-1992 [P] для PREMIARCTM.

удаляемости шлака необходимо, так как содержащийся в металле шва азот затрудняет его удаление, несмотря на то, что шлак, формирующийся из компонентов покрывающего флюса при SMAW и флюса при FCAW и SAW, покрывает металл шва во время сварки. Недостаточное удаление шлака приводит к тому, что он остается местами на по-

верхности валика шва, что не позволяет получить ровный шов и/или приводит к появлению шлаковых включений. Сварочные материалы компании Kobelco созданы таким образом, чтобы оптимизировать формирующие шлак компоненты в оболочке покрытых электродов, а также во флюсе FCW и SAW для упрощения удаления шлака.

На рис. 7 представлен внешний вид валика сварного шва и макроструктура стыкового соединения, полученного методом FCAW с PREMIARC™ DW-2594. На рис. 8 представлено такое же соединение, выполненное методом SAW с проволокой PREMIARC™ US-2209/флюсом PREMIARC™ PF-S1D. Сварочные материалы дуплексной нержавеющей стали компании Kobelco дают отличные механические свойства (см. табл. 2), высокую сопротивляемость язвенной коррозии и пористости, а также отличную удаляемость шлака.

Выбор сварочных материалов. При сварке дуплексных нержавеющей сталей рекомендуется выбирать сварочные материалы такой же или более высокой марки. Например, при сварке стандартной дуплексной нержавеющей стали можно выбрать сварочные материалы, эквивалентные AWS E2209 или E2594 (более высокой марки).

При сварке разнородных металлов – углеродистой стали или аустенитной нержавеющей стали и дуплексной нержавеющей стали, применяются сварочные материалы марки 309L или 309MoL, или предназначенные для дуплексных нержавеющей сталей.

Примечания по использованию. Сварочные операции для дуплексных нержавеющей сталей в целом сходны с операциями для аустенитных нержавеющей сталей, но при этом особое внимание должно уделяться тому, чтобы максимально использовать их сильные качества.

Ограничение погонной энергии. Ограничение погонной энергии широко распространено во всех сварочных процессах. Однако дуплексная нержавеющая сталь содержит больше хрома и молибдена, чем обычная. Если металл шва остывает слишком медленно из-за избыточной погонной энергии и его температура в течение долгого времени остается в промежутке от 700 до 800 °С, он трансформируется в сигма-фазу, что снижает ударную вязкость. С другой стороны, если скорость охлаждения металла шва излишне велика из-за слишком низкой погонной энергии, в околошовной зоне близко к сварной поверхности выделяется нитрид хрома, и в результате формируется слой с низким содержанием хрома. Это приводит к снижению сопротивления коррозии. Поскольку скорость охлаждения также влияет на ферритное число металла шва, необходимо избегать слишком высокой или слишком низкой погонной энергии. Американский институт нефти (API) рекомендует в качестве ориентира погонную энергию от 5 до 25 кДж.

Химическая формула защитного газа при GTAW. При сварке TIG для проварки корневого шва круговых соединений труб из нержавеющей

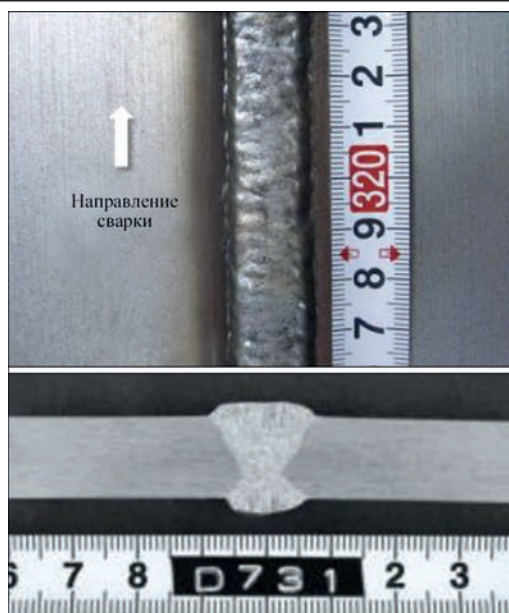


Рис. 7. Внешний вид валика сварного шва и макроструктура стыкового соединения DW-2594 (3G)

стали в качестве защитного газа обычно используется 100 % аргон. Однако если 100 % аргон используется в качестве защитного газа при сварке TIG со сплошным присадочным прутом для дуплексной нержавеющей стали, количество азота в металле шва может быть меньше, чем в присадочном прутке для TIG. Это происходит тогда, когда азот в присадочном прутке TIG не переходит полностью в металл шва; вместо этого, некоторое количество азота выходит в форме газа N_2 из сварочной ванны.

Это приводит к избытку феррита в металле шва и/или падению PREW, в результате чего может понизиться ударная вязкость и сопротивление язвенной коррозии. Чтобы избежать этого, рекомендуется добавить в состав защитного газа около 2 % газа N_2 , в зависимости от содержания азота в металле шва и/или основном металле.

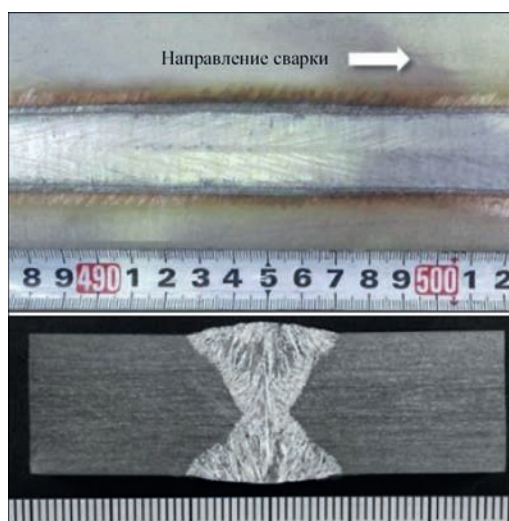


Рис. 8. Внешний вид валика сварного шва и макроструктура стыкового соединения US-2209 / PF-S1D (1G)

Предотвращение горячего растрескивания при SAW. Необходимо также отметить, что сварочные материалы дуплексной нержавеющей стали более подвержены горячему растрескиванию, чем сварочные материалы стандартной нержавеющей стали, за исключением сварочных материалов из полностью аустенитных нержавеющей сталей. В этом смысле существует высокий риск горячего растрескивания при сварке SAW, в которой, как правило, используется более высокая погонная энергия. Поскольку на склонность к горячему растрескиванию также влияет форма валика сварного шва, рекомендуется избегать узкощелевой сварки, высокого сварочного тока и высокой скорости сварки. Такие условия сварки должны быть тщательно проверены перед началом работ.

Заключение

В данной статье представлены дуплексные нержавеющей стали и сварочные материалы для них, предлагаемые компанией Kobe Steel. По прогнозам, применение дуплексных нержавеющей сталей продолжит расширяться в Японии и за рубежом.

Использованные источники

(2011) Сварочные материалы для супердуплексной нержавеющей стали. *Журнал Японского общества сварки*, 80, 2.

Сварка дуплексной нержавеющей стали. *Технология сварки*, февраль 2011.

(2010) Свариваемость нержавеющей сталей. *Журнал Японского общества сварки*, 79, 6.

API Технический отчет 938-C. Применение дуплексных нержавеющей сталей в нефтеочистной отрасли. Американский Институт нефти.

По материалам сайта <http://www.kobelco-welding.jp>

ІННОВАЦІЙНЕ ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ЗВАРЮВАННЯ ПОЛІЕТИЛЕНОВИХ ТРУБ ВЕЛИКОГО ДІАМЕТРУ*

Сьюзан Райлі, Челсі Рабідо, press.mcelroy.com

Землеробство та посуха – поняття несумісні, і, незважаючи на всі досягнення технічного прогресу, іноді природа жорстоко карає людей. Так, наприклад, як це трапилось в Файрбозі, штат Каліфорнія, коли в новинах з'явилися знімки засохлих мигдалевих дерев, виритих із сухого ґрунту. Відома агрокомпанія Baker Farming була змушена викорчувати 20% насаджень мигдалевих дерев на території близько 1000 акрів. Рослини були абсолютно зневоднені, бо в Каліфорнії понад два роки не було дощів.

Каліфорнійське землеробство побудоване переважно на зрошенні, іноді вода транспортується на сотні миль. Щоб зберегти плодоносні мигдалеві дерева, які вижили, Baker Farming було необхідно швидко модернізувати іригаційну систему.

Протягом тривалого часу зрошення в цьому господарстві здійснювалося по 48-дюймовому сталевому трубопроводу. «Ця мережа експлуатувалася близько 17 років, і через корозію труби вода постійно витікала в землю», – пояснив Майкл Бронза – представник компанії «Rain for Rent» (Фресно, Каліфорнія, США), яку Baker Farming найняла, щоб замінити зношений трубопровід більш надійною і довговічною системою, при якій втрат води не було б. Передбачалося, що трубопровід протяжністю приблизно дві з половиною милі повинен бути прокладений по прямій лінії.

При розробці проекту пріоритетом стали вимоги відсутності витоків води та захист від корозії. Тому внаслідок доведеної на практиці довговічності і високої корозійної стійкості, вибір був зроблений на користь труб із поліетилену високої густини (ПЕВГ).

«Використання ПЕ цього типу дає нам можливість встановити систему трубопроводів, яка працюватиме в два і більше разів довше, ніж сталеві труби, – пояснив Майкл Бронза. – Ми запобігаємо витокам води, і це дуже важливо, особливо тут у Каліфорнії. Також слід враховувати, що система зрошення Baker Farming з'єднується з насосно-компресорними станціями, які пов'язані з Каліфорнійським акведуком» (система каналів, тунелів і трубопроводів, які транспортують



* За матеріалом статті, опублікованої в журналі «Полімерні труби» №2 (47), 2018



воду, зібрану в горах Сьєрра-Невада та долинах Північної та Центральної Каліфорнії, в Південну Каліфорнію).

«Rain for Rent» є давнім партнером ISCO Industries і використовує в своїх проектах її продукцію. Для нової мережі зрошення Baker Farming було поставлено 13 000 футів (4 км) 54-дюймової (1370 мм) труби DR17 і всі необхідні сполучні деталі.

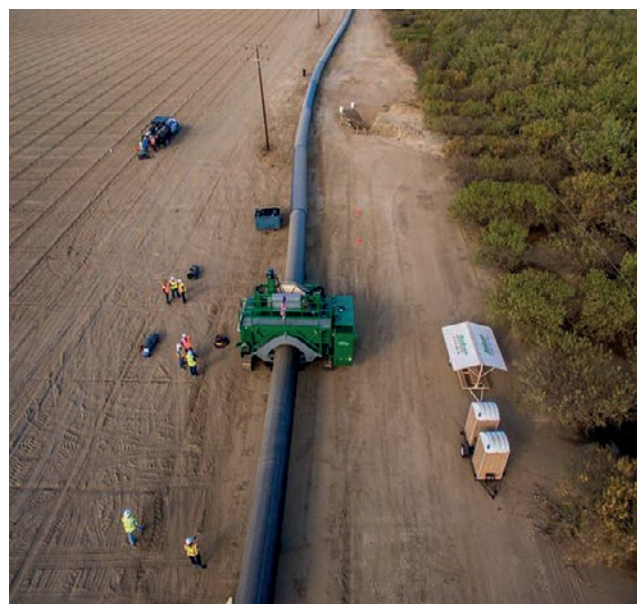
ISCO Industries – найбільший універсальний постачальник рішень для трубопроводів (Луїсвілл, Каліфорнія, США). ISCO не тільки продає широкий спектр трубних матеріалів, а й пропонує рішення для різних екологічних, геотермальних, спортивних, промислових, гірничодобувних, муніципальних, ядерних, водопровідних і водопропускних споруд у всьому світі. ISCO – це компанія, що надає повний спектр послуг зі трубопровідних систем, в якій працює понад 30 підприємств у Сполучених Штатах і Канаді. ISCO завжди має в своєму розпорядженні великі складські запаси труб, включаючи труби з HDPE, і, як правило, протягом одного тижня може задовольнити запити більшості проектів.

Цей проект став ідеальним, щоб застосувати тут перший в своєму роді апарат для зварювання труб великого діаметра. ISCO запропонувала використовувати обладнання компанії McElroy – Talon™ 2000: самохідний, гусеничний транспортний засіб, призначений для конвеєрного монтажу – інноваційного підходу до зварювання труб великого діаметра.

Talon™ 2000 – найбільший зварювальний агрегат, створений на сьогодні компанією McElroy. Ця

машина для зварювання труб великого діаметра була спеціально розроблена для заміни застарілих інфраструктур і для підвищення пропускної здатності діючих трубопроводів, що цього потребують. Talon™ 2000 оснащений власним самохідним автомобілем, який безпечно піднімає труби великого діаметра з землі, встановлює їх для зварювання і переміщується від стику до стику уздовж траси трубопроводу, що будується. Для надійного й точного розміщення нагрівача і корпусу зварювальної машини агрегат обладнаний швидкодіючим торцівником і електричним індексатором.

Наявність генератора та дизельного двигуна роблять цю машину повністю автономною. Ніякої додаткової техніки не потрібно. Машина пересувається за допомогою сталевих самохідних



треків. Усі операції по завантаженню та зварюванню абсолютно безпечні та ефективні завдяки бездротовому пульта дистанційного керування. Talon™ 2000 також має функцію контролю за ухилом землі для кращого вирівнювання труб при складному рельєфі.

Talon™ 2000 має унікальну здатність піднімати трубу з землі за допомогою потужних захватів, вирівнювати її всередині машини, зварювати в нитку і переміщатися від стика до стика по трубопроводу – від початкової точки робіт до їх завершення.

«Завдяки цій машині у нас з'явилася можливість вивести трубу в одну пряму лінію та просто змонтувати її зверху наміченої траси», – розповів Майкл Бронза.

Для інженера ISCO Fusion Technic Джеміана Страла пріоритет вибору обладнання визначила унікальна функція самозавантаження Talon™. Це значно полегшувало роботу монтажників при операціях з трубою великого діаметра: вона залишається близько до землі і не висить над головою, як це буває при використанні традиційних зварювальних машин.

Монтажні роботи з Talon™ 2000 не вимагають великої кількості важкого устаткування та робочої сили. При монтажі мереж великого діаметра за допомогою звичайних апаратів для стикового зварювання необхідні бульдозер, щоб витягнути трубу, і потужний екскаватор або кран, щоб підняти її та завантажити на верхню частину машини. Для цього потрібні принаймні два оператори та два робітники. З Talon використовувався тільки позашляховий навантажувач, який потребував тільки одного зварника та одного вилкового навантажувача.

Ще одна перевага – можливість зварити дві з половиною милі труби без додаткових операцій, на які потрібні зайві час і обладнання. Машини для зварювання нагрітим інструментів встик зазвичай з'єднують кілька відрізків труби, потім після кожного етапу зварювання принаймні три одиниці важкого обладнання необхідно переміщувати, щоб продовжити монтаж труб. Talon™ без допомоги важкої техніки самостійно просто переходить від стика до стика. Метод конвеєрного зварювання відмінно показав себе протягом усього проекту, оскільки монтажники могли працювати відповідно до темпів постачання труби від виробника.

«Це безперечно чудова машина. Я думаю, як тільки будівельники усвідомлять можливості Talon™, вона буде дуже затребувана. Коли ви переходите до більш великих проектів, одна, дві милі і більше – ось де дійсно бачу переваги», – зазначив Джеміан Страл.

Хоча принцип роботи Talon™ 2000 з трубами повністю відрізняється, його сенсорний інтерфейс схожий з іншими гідравлічними машинами McElroy. Особливо користувачам сподобалася функція Talon, яка впорядковує процес видалення нагрівача та завершує зварювання одним входом від оператора. Також машина має вбудовану функцію протоколювання даних про виконані зварювальні стики для забезпечення в подальшому належного процесу зварювання.

Компанія McElroy провела інтенсивне навчання зварників роботі на новій машині, а також відправила своїх інженерів і співробітників технічної підтримки для консультацій протягом більшої частини реалізації проекту будівництва нової мережі зрошення Baker Farming.

Також бригада монтажників ISCO Fusion Technic зазначила легкість установки і розгортання Talon™. У перший день вони змогли налагодити машину та виконати тестове зварювання. Планувалося робити п'ять стиків на день, але виявилось, що вони цілком здатні зварити шість стиків за кожну 10-годинну зміну, що перевищило всі очікування.

Ця розробка рекомендує унікальний підхід до зварювання сідлових відводів, розроблений компанією ISCO, при якому зникає потреба в дорогих фланцевих трійниках. Це спрощує виконання запроектованих робіт і суттєво знижує його загальну вартість. Щоб підключитися до зростаючої довжини фідерних ліній, технік ISCO Стів Холпп використовував установку приварювання сідла.

Цей пристрій дозволив йому приварити сідловим методом на основну трубу 54-дюймовий запобіжник фланцевого адаптера та резервні сідла без врізки і виконати гідротест на якість приварювання. Насамкінець операції був використаний спеціальний ріжучий інструмент, призначений для врізки в магістралі. За допомогою установки приварювання сідла було виконано кілька 8- і 16-дюймових з'єднань, що значно підвищило ефективність роботи і дозволило техніку перевірити свою роботу, перш ніж вирізати купон з основного.

Реалізація проекту будівництва мережі зрошення у Каліфорнії не тільки забезпечила надійним трубопроводом агрогосподарство, яке відчайдушно потребувало допомоги, а й стала ефективною презентацією Talon™ 2000 разом зі спеціалізованим інноваційним обладнанням для зварювання сідлових відводів, показала, що завдяки йому трубопроводи великого діаметра можуть бути побудовані успішно і фінансово вмотивовано.

Международная выставка «Сварка и резка-2019»



С 26 по 29 марта 2019 г. в Минске была проведена 19-я международная специализированная выставка «Сварка и резка-2019», на которой было представлено оборудование, материалы, технологические процессы для сварочного производства и приборы контроля. Выставка организована ЗАО «МинскЭкспо» при поддержке Национальной академии наук Беларуси, Государственного научно-производственного объединения порошковой металлургии и ОХП «Институт сварки и защитных покрытий».

Тематика выставки включала:

- материалы для сварки, наплавки и пайки;
- оборудование и технологии сварки, резки, наплавки, пайки и термообработки;
- источники питания и системы управления сварочным оборудованием;
- оборудование для орбитальной сварки и обработки труб;
- электронно-лучевая, лазерная, плазменная сварка и резка;
- автоматизированные комплексные системы и агрегаты для сварки и резки;
- автоматизация сварочных производственных и технологических процессов, программное обеспечение;
- приборы для неразрушающего контроля сварных соединений;
- научное и информационное обеспечение сварки;
- система подготовки, переподготовки и аттестации сварщиков;
- охрана труда и экологическая безопасность в сварочном производстве;
- сертификация сварочного оборудования.

Выставка «Сварка и резка-2019» проводилась одновременно с международными специализированными выставками «Порошковая металлургия», «Металлообработка» и международным специализированным салоном «Защита от коррозии.

Покрытия». В программу выставок был включен Международный симпозиум «Эффективная сварка и родственные технологии», организованный ГНПО Порошковой металлургии.

В этом году выставка собрала более тридцати ведущих белорусских и зарубежных производителей сварочного оборудования и материалов из Германии, Венгрии, Индии, Италии, Латвии, Польши, России, Франции, Украины и Чехии.

Участники выставки представили оборудование и технологии для сварки и резки различных материалов, а также оборудование для наплавки, пайки и термической обработки; сварочные материалы; оборудование для сварки оптических волокон, сварки под водой и др.

Свою продукцию представили известные белорусские компании «Оливер», «Объединенная сварочная компания», «Вектор», «Ривал-Сварка» и многие другие. Среди иностранных участников: представительство АОУТ «Polysoude» (Франция), «Messer Eutectic Castolin» (Польша), «Superon Schweisstechnik India» (Индия), «A.V. Saldature» (Италия) и другие.



Директор ООО «ТМ. Велтек» А.А. Голякевич и директор «Машагпром» И.В. Артемов во время переговоров на стенде журнала «Автоматическая сварка»



Новинкой на стенде участника ЗАО «Объединенная сварочная компания» стала сварочная тележка Flextrack 45 PRO от компании Fronius. Эта компактная и легкая в обращении автоматизированная сварочная тележка подходит для использования даже в сложных условиях окружающей среды. Применяется для прямолинейной и орбитальной сварки. Полностью управляется с пульта дистанционного управления. Для демонстрации работы этого нового оборудования на выставке компания подготовила два стенда, на одном из которых продемонстрировали орбитальную сварку на трубы диаметром 500, а на втором — технологию выполнения вертикальных швов большой протяженности.

На стенде ООО «Оливер» можно было найти сварочное оборудование для всех видов сварочных работ, материалы, аксессуары и принадлежности для сварки.

В перечне продукции, представляемом компанией ООО «Ривал Сварка» — установки для газо-плазменной резки портального типа, газовая резка, пневматический, электрический шлифовальный инструмент и абразивы, установки воздушно-плазменной резки, конденсаторная сварка метизов и прочего крепежа и многое другое.

На выставке были представлены и украинские компании: ПрАО «Каховский завод электросварочного оборудования» — производственно-инжиниринговая компания, которая специализируется на разработке и производстве электросварочного оборудования и путевой техники; ООО «ТМ.Велтек» — ведущий украинский производитель порошковых проволок для сварки, наплавки и напыления; ООО «Витаполис» — украинский производитель сварочных проволок торговой марки ХОРДА, производственная программа компании включает самые популярные сварочные проволоки для полуавтоматической и автоматической сварки углеродистых и низколегированных сталей, высокопрочных сталей, нержавеющей и жаростойких сталей, броневых



сталей (представитель в Беларуси компания ООО «СанЯрд»); журнал «Автоматическая сварка» — ведущий украинский сварочный журнал; ООО «Международный выставочный центр» — организатор промышленных и сварочных выставок в Украине.

Во время выставки стенд журнала «Автоматическая сварка» стал неформальной площадкой общения белорусских и украинских специалистов по всем вопросам сварочного производства и сотрудничества.

А.Т. Зельниченко

К 100-летию со дня рождения Ю.А. Стеренбогена

24 февраля 2019 г. известно-му ученому в области сварки, доктору технических наук, профессору Юрию Александровичу Стеренбогену (1919–2005 гг.) исполнилось бы 100 лет.

Родился и вырос Ю.А. Стеренбоген в г. Николаеве. В 1938 г. поступил в Николаевский кораблестроительный институт им. адм. Макарова.

В 1941 г. был мобилизован, принимал участие в боях и уже после тяжелого ранения завершил учебу в Уральском индустриальном институте.

Трудовую деятельность Юрий Александрович начал после окончания Уральского индустриального института в лаборатории, которой руководил А.М. Макара. С тех пор более 60-ти лет научная деятельность Ю.А. Стеренбогена была неразрывно связана с Институтом электросварки им. Е.О. Патона Национальной академии наук Украины. Работая в институте, он защитил кандидатскую и докторскую диссертации, стал профессором, организовал и долгие годы руководил отделом математических методов исследования физико-металлургических процессов сварки.

Наряду с исследовательской деятельностью, Юрий Александрович целенаправленно подбирал и растил научные кадры. В созданной им первоначально небольшой лаборатории математических методов исследований выросли такие известные ученые, как академик НАНУ В.И. Махненко, член-корреспондент НАНУ В.Ф. Хорунов, доктора наук Ю.Я. Грецкий, В.Ф. Демченко и О.Г. Касаткин.

В 1972 г. Ю.А. Стеренбоген, передав руководство отделом математических методов исследования В.И. Махненко, возглавил созданный А.М. Макарой на базе прежней лаборатории отдел физико-металлургических процессов сварки среднелегированных высокопрочных сталей. В это время он уделял много внимания вопросам международного сотрудничества в рамках СЭВ.

В научной деятельности Юрий Александрович целенаправленно руководил фундаментальными исследованиями в области формирования не-

разъемных соединений конструкционных сталей на основе изучения тепловых, массообменных и металлургических процессов, протекающих при сварке, в частности, в период кристаллизации металла сварных швов. Используя понятие температурного интервала кристаллизации (ТИК), в течение которого формируется структура и технологическая прочность соединений, он разработал физическую модель процесса, позволяющую перейти к математическому моделированию.

Научную работу он сочетал с внедрением результатов исследований в промышленности. Широко известны его разработки по технологиям сварки чугуна, дуговой сварке в судостроении, электрошлаковой сварке уникальных конструкций — гидропресса, сталепрокатных станков.

Ю.А. Стеренбоген — автор более 150 научных трудов, нескольких монографий, многочисленных авторских свидетельств. Продолжая развивать тематику отдела физико-металлургических процессов сварки, Юрий Александрович в 1983 г. за разработку и внедрение технологии электрошлаковой сварки в производство оборудования для нефтехимической промышленности стал в числе группы специалистов лауреатом Государственной премии УССР. Его многолетний труд отмечен и правительственными наградами.

Много сил и внимания Юрий Александрович отдавал подготовке высококвалифицированных научных кадров в качестве руководителя общеполитического семинара. Он был также председателем Государственной экзаменационной комиссии на сварочном факультете Киевского политехнического института.

Светлая память о Юрии Александровиче Стеренбогене, человеке и ученом, сохранится в сердцах всех, кто его знал, кто имел удовольствие с ним работать и общаться.

По случаю 100-летия со дня рождения Ю.А. Стеренбогена 26 февраля 2019 г. в ИЭС им. Е.О. Патона состоялась встреча ведущих сотрудников Института. На ней с теплыми воспоминаниями о Ю.А. Стеренбогене выступил М.М. Савицкий, В.Ф. Демченко, К.А. Ющенко и Е.А. Великоиваненко.

Институт электросварки им. Е.О. Патона
Редакция и редколлегия журнала

СОЗДАНИЕ ПЕРВОГО ОТЕЧЕСТВЕННОГО СПОСОБА АВТОМАТИЧЕСКОЙ ДУГОВОЙ СВАРКИ ПОД ФЛЮСОМ

В текущем году исполняется 80 лет началу работ в ИЭС им. Е.О. Патона по созданию процесса автоматической сварки под флюсом, разработке первого отечественного плавящего флюса марки АН-1 для сварки кремнемарганцевой проволокой, созданию промышленного способа автоматической сварки под флюсом.

В 1920-е гг. начинается интенсивное развитие сварочного производства. В США, Германии, Бельгии, ряде других стран создавались исследовательские лаборатории, работали конструкторские группы, налаживалось производство сварочного оборудования. В СССР исследованием тепловых и энергетических особенностей сварочных процессов занялись К.К. Хренов, В.В. Никитин, Н.Н. Рыкалин и А.Е. Алексеев (завод «Электрик», Сварочный комбинат, МВТУ, МИИЖТ и др.), разрабатывали рекомендации по проектированию сварных конструкций Е.О. Патон, Г.А. Николаев, В.П. Вологдин и др. Выполнялись работы по созданию сварочного оборудования, в том числе для контактной сварки, автоматизации дуговой сварки, улучшались сварочные материалы.

В 1929 г. Е.О. Патон создает при Всеукраинской академии наук Электросварочную лабораторию, в 1931 г. разрабатывает программу комплексного развития сварочного производства, основанного на механизации и автоматизации. В 1934 г. СНК УССР принимает решение «О создании Института электросварки» (ИЭС) — первого в мире специализированного учреждения в области сварочного производства. Директором и научным руководителем утверждается академик Е.О. Патон.

Е.О. Патон определил основные направления деятельности института. В комплексе одной организации он объединяет научные исследования, технологические разработки, конструирование и изготовление опытных образцов аппаратуры, участие во внедрении работ. Директор организует отделы: научно-исследовательский, сварочного оборудования, сварных конструкций, опытно-производственную базу. Понимая, что в отличие от других способов неразъемных соединений при сварке в расплавленной ванне протекают металлургические процессы, Е.О. Патон в 1935 г. начал формировать лабораторию технологии сварки во главе с В.И. Дятловым. Первым успехом стало создание электродов для ручной дуговой сварки нержавеющей сталей с высококачественной обмазкой.

В 1935 г. в ИЭС уже была создана автоматическая сварочная головка, сконструированы станки

для автоматической сварки балок, цистерн, колес и ряда других изделий. Весной 1936 г. Е.О. Патон организовал конференцию по автоматической сварке проволокой крестового сечения. Дальнейшим успехам автоматизации сварочного производства содействовал приказ по Народному комиссариату тяжелой промышленности № 869 от 23 мая 1936 г. «О развитии автоматической сварки», в котором отмечались успехи ИЭС. Были намечены мероприятия по развитию сварочного производства. В 1937 г. испытан созданный в ИЭС «аппарат-трактор» для дуговой сварки электродной проволокой с тонким покрытием и крестовой проволокой.

В это же время в ИЭС П.П. Бушtedтом разрабатывались сварочные головки для автоматической сварки штучными плавящимися электродами, проволоками: с канавками, крестообразного сечения с выемками, заполненными шихтой и др. Однако стабильного удовлетворительного качества достигнуть не удалось. Тем не менее, сварочная головка с дифференциальным механизмом и двигателями постоянного и переменного тока обеспечивала возбуждение дуги, поддержание постоянной длины дуги и заварку кратера.

Е.О. Патон принимает решение сосредоточить усилие на исследование процессов сварки под флюсом. Флюс для защиты сварочной ванны применял еще Н.Г. Славянов, однако обычные металлургические флюсы не обеспечивали требуемого качества. Его идею использовали сотрудники фирмы Линде (США), разработавшие состав гранулированного флюса для сварки сталей и технику автоматической сварки плавящимся электродом под слоем флюса.

Директор института пишет: «В конце лета 1939 г. бригада из нескольких сотрудников приступила к первым лабораторным опытам. В эту бригаду я подбирал людей с особым разбором. Владимир Иванович Дятлов с 1935 г. заведовал у нас отделом технологии. Это был образованный и энергичный человек, талантливый учёный, большой специалист по металлургии сварки. Он быстро завоевал авторитет и уважение в ин-



Е.О. Патон среди участников–передовиков производства Всесоюзной конференции по сварке

ституте своим глубоким и часто оригинальным подходом к каждому исследованию. Антон Моисеевич Латин, также знаток металлургии сварки, обладал хорошими познаниями в области доменных шлаков. Это было очень важно для успехов задуманного дела. Ценным человеком для бригады являлся и лаборант Владимир Степанович Ширин с его многолетним опытом сварщика, находчивостью и умением быстро решать сложные технические задачи.

Эти люди всегда отдавались работе целиком, но сейчас и их нельзя было узнать...

– Верно ли, что Вы забросили свое ружье? — как-то спросил я у Дятлова, который слыл страстным и заядлым охотником.

– Какое там сейчас ружье, — махнул рукой Владимир Иванович, — когда не дается в руки этот проклятый флюс».

Бригада до конца охотничьего сезона все же успела разработать первый отечественный плавный флюс (АН-1) и электродную проволоку с повышенным содержанием раскислителей — кремнием и марганцем (типа 10ГС). Через три месяца был предложен высокомарганцевый флюс для сварки малоуглеродистой проволокой. Новый способ сварки оказался на порядок более производительным, чем ручная сварка.

Результаты поисковых работ были обобщены Е.О. Патоном в первой в мире монографии о сварке под флюсом, вышедшей в 1940 г. В ней, кроме прочего, были заложены основы нового научного направления — сварочного материаловедения.

Тут следует отметить, что Е.О. Патон был избран академиком как специалист по инженерным конструкциям. И естественно, сварку он хотел применить для строительства мостов. Но директор Днепропетровского (теперь Днепровского) завода металлоконструкций им. В.М. Молотова (позже завод им. И.В. Бабушкина), где изготавливались мостовые пролеты (естественно,

клепанные), не захотел ознакомиться с достижениями ИЭС. Е.О. Патон обратился к первому секретарю ЦК компартии Украины Н.С. Хрущеву с предложением о внедрении новой технологии в промышленность.

Е.О. Патону поручили подготовить соответствующее правительственное постановление. Были названы изделия ответственного назначения на 20 крупных заводах, в основном, Наркомата тяжелого машиностроения. Ученый определил потребность в оборудовании, в сварочных материалах, запланировал подготовку инженерно-технических работников и рабочих-операторов, издание инструкций, усовершенствование при необходимости конструкции изделий и др. Е.О. Патону, ссылаясь на мнение И.В. Сталина, было предложено перевести ИЭС в Москву. Ученый не согласился, и тогда его назначили по совместительству руководить еще и отделом сварки отраслевого института — Центрального научно-исследовательского института технологии машиностроения. В Москве состоялась Всесоюзная конференция по сварке. Основным был доклад Е.О. Патона «Скоростная автоматическая электросварка голым электродом под слоем флюса».

В декабре 1940 г. ЦК ВКП(б) и Совнарком СССР приняли Постановление «О внедрении скоростной автоматической сварки». Е.О. Патон был назначен Государственным советником по машиностроению, ему поручалось руководство выполнением этого Постановления. С января 1941 г. Е.О. Патон приступил к новым обязанностям.

Организуя внедрение автоматической сварки, Е.О. Патон ездил в Брянск и Горький, Калинин и Ленинград, Подольск и Ярославль, на заводы Урала. Постоянная работа институтских инструкторов на заводах обеспечивала не только внедрение разработок, но и обратную связь с институтом, где технология и оборудование корректировались. В первой половине 1941 г. В Москве и Киеве Е.О. Патон провел конференции по автоматической сварке.

В марте 1941 г. без предварительного объявления и оформления документов Е.О. Патон был удостоен Сталинской премии Первой степени (еще в 1939 г. Патон отправил в газету «Правда» письмо с рукописью статьи — сообщением о создании новой технологии сварки и ее возможностях, но его... «потеряли». И вдруг письмо обнаружилось, нашлось для статьи и место в центральной прессе). Так мир узнал о технологическом прорыве в СССР. В США такую технологию к этому времени применили только три фирмы, но в 1941 г. цельносварные сухогрузы и танкеры стали раскалываться.

Суровой проверке патоновский принцип создания инновационных технологий подвергся в годы Великой Отечественной войны. В Нижнем Тагиле на Уральском танковом заводе им. Коминтерна под руководством Е.О. Патона удалось впервые в мире создать оборудование и технологию автоматической сварки танков и другой бронетехники.

Следует вспомнить, что технология и материалы сварки под флюсом были разработаны применительно к сварке обычных конструкционных сталей.

В преддверии Второй мировой войны военно-промышленные комплексы Германии, США, СССР и ряда других стран усилили внимание к сварке брони. Толстые броневые плиты танков сваривали специальными электродами вручную многослойными швами. Эту технологию уже несколько лет применяли в Германии при строительстве крейсеров и производстве танков. Не занимались броневыми сталями авторы первой технологии автоматической сварки под флюсом в американской фирме «Линде».

Внедрить автоматическую сварку корпусов танка Т-34 предложил Н.С. Хрущев. Он пишет: *«Еще когда я подробно расспрашивал Патона о возможностях сварки, у меня родилась мысль использовать его метод для сварки танковых корпусов на потоке. Я спросил его: «Сможете ли вы варить танковую сталь?» Он задумался: «Надо изучить. Я не могу сейчас вам ответить. А какая толщина этой брони?» – «Видимо, до 100 миллиметров». «Сложно, но попробуем. Думаю, удастся». Теперь я вновь встретился с Патоном, чтобы лучше узнать, какие детали, какие металлы и какой толщины он может сваривать своим способом. Я надеялся, что его метод мог быть полезен для сварки танковых корпусов. Ведь война придвигалась вплотную. Когда я опять поставил этот вопрос, Патон заметил, что нужно знать состав стали. Я предложил ему съездить на Харьковский танковый завод. Сначала это был завод, кажется, Гартмана, а потом он назывался ХПЗ (Харьковский паровозостроительный завод имени Коминтерна), но там уже производилась новая продукция — изготавливались танки и дизель-моторы... Патон поехал в Харьков, познакомился с производством танков, затем сообщил, что ему понадобится какое-то время для размышлений, но уверен, что можно будет организовать автоматическую сварку танковых корпусов под флюсом. Говорю ему: «Это была бы большая победа для всей страны и для армии. Большое сделали бы дело». Патон стал разрабатывать вместе с конструкторами танка и инженерами этого завода приспособления (как их называют в промышленности: кондукторы), которыми зажимались де-*

тали танка и в которых они сваривались. Забегу несколько вперед, чтобы закончить свой рассказ о Патоне и его участии в производстве танков, о его огромном участии в победах, которые были одержаны Красной Армией, потому что танки действительно начали сваривать, как блины печь, в результате помощи, оказанной Патоном». Е.О. Патон командировал В.И. Дятлова в Харьков. И специалист сразу столкнулся с проблемой — при сварке легированных закаленных сталей возникали трещины.

Вероломное нападение Германии, эвакуация на Урал в Нижний Тагил, организационные мероприятия на территории «Уралвагонзавода» прервали работы ИЭС на три месяца. Вскоре, в начале октября 1941 г., в цехах «Вагонки» разместили Харьковский паровозостроительный завод № 183. «Узким» местом здесь и на других заводах страны оказались участки сварки бронекорпусов. Цеха были завалены броневыми плитами. Круглосуточно работали сотни квалифицированных сварщиков-ручников. Необходимо было создать технологию высокопроизводительной автоматической сварки.

Основная проблема, четко проявившаяся при проведении опытов в Нижнем Тагиле, заключалась в образовании в металлах шва и зоны термического влияния трещин.

Решение, найденное В.И. Дятловым и инженером-технологом харьковского завода Б.А. Ивановым, сейчас кажется очевидным и простым. Они предложили укладывать в разделку кромок низкоуглеродистую присадочную проволоку. В результате уменьшалось науглероживание шва и перегрев кромок.

В январе 1942 г. был сварен первый опытный образец. Технология и оборудование прошли апробацию; обстрел корпуса показал более высокую живучесть, чем сваренного вручную. Е.О. Патон пишет: *«Предложение, внесенное Дятловым и Ивановым: применить присадочную проволоку, оказалось счастливым...Наконец-то швы стали получаться без трещин. А производительность сварки даже увеличилась. Мы гордились и сейчас гордимся тем, что советские танкостроители первыми в мире научились варить броню под флюсом. До самого конца войны у немцев не было автосварки танковой брони, а у американцев она появилась только в 1944 г.»*

Курс Е.О. Патона на самостоятельное решение металлургических вопросов оправдывался много раз. Завод «Пролетарий» на Донбассе, где в 1940 г. выплавили флюс, эвакуировали, и выпуск флюса прекратился. Е.О. Патон пишет: *«В начале 1942 года с заводов, применявших автосварку, начали поступать в адрес института письма. То-*

варищи сообщали, что иссякают запасы черного флюса АН-1... Я говорил Дятлову: — Понимаете ли вы, Владимир Иванович, что такое положение с флюсом расхоложивает заводы? От рвения, с которым они взялись за освоение автосварки, может ничего не остаться.

— Конечно, понимаю, — ответил Дятлов, — для заводов это реальная угроза остановки станков и возврата к ручной сварке».

Дятлов разработал новый флюс из местного уральского сырья. Но наладить его массовое производство оказалось невозможным — свободных печей не было. Удача пришла неожиданно. Е.О. Патон пишет: «А.И. Коренной наткнулся на кучу строительного шлака. Опытный глаз сварщика по светлозеленому цвету и грануляции сразу уловил сходство с плавным флюсом АН-2... Идите к Дятлову и Слуцкой, — напутствовал я сотрудника, — они же столько шлаков перепробовали...».

Возникли проблемы и со сварочной аппаратурой. Е.О. Патон пишет: «В нашей головке А-66 регулирование длины дуги производилось автоматически с помощью двухмоторного дифференциального механизма. Автоматическое регулирование дуги до сих пор считалось большим преимуществом. И вот в 1942 году Владимир Дятлов открыл явление саморегулирования сварочной дуги и предложил совершенно новый и оригинальный тип головки для сварки под флюсом. Баланс энергии в дуге изменяется в зависимости от её длины. Исходя из этого, Дятлов выдвинул предложение подавать электродную проволоку в зону сварочной дуги с постоянной скоростью, соответствующую заданному режиму сварки... Это открытие позволило коренным образом упростить как электрическую схему головки, так и механизм подачи проволоки. Теперь отпала надобность в автоматическом регулировании длины дуги — достаточно было иметь простой механизм для вращения роликов, подающих электродную проволоку. Отпала надобность во втором моторе, то есть в двигателе постоянного тока и в схеме его питания, в остродефицитных купроксных выпрямителях. Вся электрическая и механическая часть головки предельно упрощались.

Идея Дятлова привела многих в институте в превеликое смущение. Со всех сторон сыпались возражения и протесты. Товарищам казалось, что происходит потрясение всех основ, что под удар будет поставлено качество сварки под

флюсом, что ей грозит чуть ли не полный крах и т.п. Вначале я был, кажется, единственным, кто твердо, без всяких оговорок поддерживал Дятлова».

Новые сварочные аппараты изготавливали в мастерской ИЭС подростки — дети сотрудников института. Промышленность СССР в короткий срок была обеспечена надёжным сварочным оборудованием.

В сложных условиях военного времени продолжались исследования особенностей сварки под флюсом. Б.Е. Патон, А.М. Макара установлена взаимозависимость между параметрами режима дуговой сварки и распределением энергии на плавление в зоне сварки. Впервые экспериментально доказали наличие дугового разряда, опровергнув мнение американских коллег. Результаты этих и других исследований явились основой для совершенствования технологии и оборудования. В течение 1942 г. были созданы новый класс сварочного оборудования и поточные линии по производству танков, бомб и боеприпасов. Было издано соответствующее пособие.

Сотрудники института внедряли новую технику, обучали и инструктировали. Автоматической сваркой успешно овладели подростки, заменившие опытных сварщиков-ручников. Полезный съём продукции с единицы производственной площади увеличился в несколько раз. Производительность автоматической сварки не шла ни в какое сравнение с производительностью прежней технологии. Заводы экономили до 42 % электроэнергии. Одна установка заменяла 10-14 человек. Так, на Уральском танковом заводе №1183 на поточной линии было смонтировано 16 установок для автоматической сварки под флюсом основных узлов танка. В кратчайшие сроки оборудование и технологии были внедрены на остальных танкостроительных и других заводах оборонной промышленности. К концу войны заводы выпускали до 30 тыс. тяжелых и средних танков, самоходных орудий ежегодно.

В марте 1943 г. Евгению Оскаровичу Патону, первому из академиков АН УССР, было присвоено звание Героя Социалистического Труда. Е.О. Патон отмечает: «В конце 1943 г. правительство наградило орденами и медалями большую группу научных сотрудников нашего института. Ордена получили П.И. Севбо, А.М. Сидоренко, А.И. Коренной, И.К. Олейник, Б.Е. Патон; медали — Ф.Е. Сороковский, М.Н. Сидоренко, Г.З. Волошкевич, А.М. Макара и С.А. Островская».

А.Н. Корниенко, д-р истор. наук

К 60-летию разработки ИЭС им. Е.О. Патона первой самозащитной порошковой проволоки для дуговой сварки ПП-АН1

Электродная лаборатория Института электросварки им. Е.О. Патона под руководством И.К. Походни в 1958 г. начала проводить исследования путей создания электродных материалов для механизированных процессов, которые бы обеспечивали дальнейшее повышение производительности труда и качества сварных конструкций при их изготовлении в открытых цехах, на монтажных площадках и в полевых условиях. Применение известных способов механизированной сварки под флюсом и в углекислом газе в этих условиях затруднено из-за ухудшения защиты расплавленного металла и снижения вследствие этого качества сварных швов.

Как результат этих исследований в 1959 г. был разработан способ полуавтоматической сварки открытой дугой без дополнительной газовой защиты зоны сварки. При этом в качестве электродного металла использовалась самозащитная порошковая проволока. Защита капле металла в дуговом промежутке осуществлялась за счет инициирования развития термохимических реакций в шлако- и газообразующих составляющих сердечника проволоки при ее нагреве и плавлении в процессе сварки. Сотрудниками Института электросварки А.М. Суптелем и И.К. Походней была впервые предложена композиция сердечника порошковой проволоки, позволяющая получить сплошным металл шва, соответствующий по своим механическим свойствам металлу шва, сваренного покрытыми электродами типа Э-42 и Э-46. Эта разработка способа сварки, а также промышленный образец порошковой проволоки ПП-АН1, не требующей дополнительной защиты расплавленного металла, уже в 1959 г. дали начало развитию нового эффективного направления механизации дуговой сварки. Свойства нового электродного материала и возможности применения процесса с его использованием подробно были описаны в статье «Механизированная сварка открытой дугой порошковой проволокой», опубликованной в № 11 журнала «Автоматическая сварка» за 1959 г.

Хорошие технологические свойства и производительность сварки порошковой проволокой ПП-АН1 позволяют ей быть востребованной и в современных условиях. На сегодня наиболее крупными потребителями проволоки этой марки в Украине являются предприятия АО «Укрзалізниця».

Разработка состава порошковой проволоки марки ПП-АН1 и технологии ее изготовления послужили началом создания и организации промышленного производства и применения способа сварки самозащитной порошковой проволокой в нашей стране.

За прошедшие 60 лет в отделе, который до 2015 г. бессменно возглавлял И.К. Походня, были изучены особенности тепло- и массообмена и твердофазного взаимодействия составляющих сердечника порошковой проволоки при нагреве, разработаны методы регулирования скоростей плавления оболочки и сердечника порошковой проволоки, предложены методы предупреждения пористости швов. Изучение кинетики плавления и переноса электродного металла позволило установить особенности окислительно-восстановительных реакций взаимодействия между металлом, шлаком и газовой фазой и предложить методы управления этими процессами



Авторы первой самозащитной порошковой проволоки ПП-АН1 Походня И.К. (слева) и Суптель А.М. (справа) в лаборатории отдела № 10 Института электросварки (1977 г.)

для удалення продуктів реакцій із зварочної ванни, забезпечення оптимального легірування металічної матриці і досягнення високої сопроотивляемості зварних з'єднань зародженню і розповсюдженню тріщин. Проведені дослідження дозволили створити ряд захищених патентами композицій і конструкцій самозащитних порошкових проволоку різного призначення, які забезпечують необхідний рівень механічних властивостей зварних з'єднань.

Розробка самозащитних порошкових проволоку явилася принципово новим кроком в техніці і технології зварочного виробництва. Використання порошкових проволоку дозволило підвищити продуктивність зварки в порівнянні з електродуговою зваркою покритими електродами в 2...5 раз і, таким чином, вирішити проблему механізації зварочних процесів на монтажі, в відкритих цехах, в польових умовах, на стапелях. Морські реєстри Lloyd Register of Shipping (Великобританія), Bureau Veritas (Франція), American Bureau of Shipping (США), Germanischer Lloyd (ФРН) допустили використання самозащитних порошкових проволоку для виготовлення відповідальних корпусних конструкцій морських і річкових судів.

Досягнення ІЭС в цій області отримали світове визнання і були реалізовані в ряді країн світу на основі ліцензійних угод.

В.Н. Шлепаков, А.С. Котельчук

Міжнародна конференція

ІННОВАЦІЙНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ІНЖИНІРИНГ У ЗВАРЮВАННІ І СПОРІДНЕНИХ ПРОЦЕСАХ

*З нагоди 125-річчя з дня народження
академіка Хренова Костянтина Костянтиновича*

23–24 травня 2019 р.

м. Київ, Україна

Напрямки роботи конференції

- Фізико-хімічні процеси
- Міцність, надійність та ресурс
- Інноваційні технології
- Комп'ютерні технології
- Контроль якості
- Нанотехнології
- Обладнання та джерела живлення
- Формування структури і властивостей з'єднань та матеріалів

Контактна інформація

03056, м. Київ, вул. Дашавська 6/2,
кафедра зварювального виробництва КПІ ім. Ігоря Сікорського
Тел.: +380-44-204-92-58; 204-82-40; 204-99-31; факс: +380-44-204-82-40
E-mail: polywedconf@gmail.com

Всеукраїнська конференція

ПРОБЛЕМИ ЗВАРЮВАННЯ ТА СПОРІДНЕНИХ ТЕХНОЛОГІЙ

Присвячується 60-річчю кафедри зварювального виробництва НУК

17–19 вересня 2019 р.

Миколаїв, Коблеве

Тематичні напрямки роботи конференції:

- Технології, матеріали та устаткування зварювання плавленням
- Зварювання у твердому стані
- Паяння та споріднені процеси
- Інженерія поверхні
- Нові конструкційні матеріали та покриття
- Міцність зварних та спаяних з'єднань
- Комп'ютерне моделювання та експериментальні дослідження напружено-деформованого стану зварних і спаяних з'єднань

Оргкомітет:

Національний університет кораблебудування ім. адмірала Макарова
Вчений секретар оргкомітету – Костін Олександр Михайлович
тел. +38(050) 982-97-67; E-mail: koctin.weld@gmail.com

Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины
Международная Ассоциация «Сварка»
Ассоциация «Электрод»
Общество сварщиков Украины

Международная конференция «Материалы для сварки, наплавки, нанесения покрытий и 3D-технологий»

4–5 июня 2019 г., Киев, Украина



Тематика конференции

- ☑ актуальные проблемы металлургии и технологии дуговых процессов сварки и наплавки;
- ☑ материалы для механизированных и роботизированных процессов получения неразъемных соединений;
- ☑ материалы для ручной дуговой сварки;
- ☑ материалы для 3D-технологий;
- ☑ технологии, оборудование и аналитический контроль в производстве сварочных материалов.

Рабочие языки конференции: **украинский, русский, английский.**

Подача заявки для участия без доклада – до 1 июня 2019 г.

К началу конференции будет издан сборник трудов конференции в специальном выпуске журнала «Автоматическая сварка» №6, 2019.

Расылка второго информационного сообщения с программой конференции – до 20 апреля 2019 г.

Оплата регистрационного взноса (2000 грн.) – до 4 июня 2019 г.

Организационный комитет конференции:

Международная Ассоциация «Сварка»

📍 03150, г. Киев, ул. Казимира Малевича (Боженко), 11

☎ тел.: (38044) 200-82-77, 200-63-02

✉ e-mail: journal@paton.kiev.ua

🌐 http://pwi-scientists.com/rus/welding-consumables_2019



XVIII МІЖНАРОДНИЙ ПРОМИСЛОВИЙ ФОРУМ – 2019

МІЖНАРОДНІ СПЕЦІАЛІЗОВАНІ ВИСТАВКИ

19 - 22

листопада














ОРГАНІЗАТОР:
Міжнародний виставковий центр

Генеральний інформаційний партнер: **ОБ'ЄДИНЕНЕ ПІСЬМАНСТВО**

Ексклюзивний медіа партнер: **ЖУРНАЛ ГОЛОВНОГО ІНЖЕНЕРА**

Технічний партнер: **RentMedia**



*Міжнародний виставковий центр
Україна, 02002, Київ
Броварський пр-т, 15
М "Лівобережна"*

☎ (044) 201-11-65, 201-11-56, 201-11-58
e-mail: alexk@iec-expo.com.ua
www.iec-expo.com.ua, www.мвц.укр
www.tech-expo.com.ua

Подписка – 2019 на журнал «Автоматическая сварка»
www.patonpublishinghouse.com/rus/journals/as
 Подписной индекс 70031

Украина		Зарубежные страны	
на полугодие	на год	на полугодие	на год
990 грн.	1980 грн.	90 дол. США	180 дол. США

В стоимость подписки включена доставка заказной бандеролью.

Подписку на журнал «Автоматическая сварка» можно оформить непосредственно через редакцию или по каталогам подписных агентств: ДП «Преса», «Пресцентр», «Меркурий» (Украина); каталог «Газеты. Журналы» агентства «Роспечать», Объединенный каталог «Пресса России» (Россия); каталог АО «Казпочта» Издания Украины (Казахстан); каталог зарубежных изданий «Белпочта» (Беларусь).



Подписка – 2019 на журнал «The Paton Welding Journal»
www.patonpublishinghouse.com/eng/journals/tpwj
 Подписной индекс 21971



Украина		Страны дальнего зарубежья	
на полугодие	на год	на полугодие	на год
2400 грн.	4800 грн.	192 дол. США	384 дол. США

В стоимость подписки включена доставка заказной бандеролью.

**Правила для авторов, лицензионные соглашения, архивные выпуски журналов на сайте издательства www.patonpublishinghouse.com.
 В 2019 г. в открытом доступе выпуски журналов с 2009 по 2017 гг. в формате *.pdf.**

Подписано к печати 04.04.2019. Формат 60×84/8. Офсетная печать.
 Усл. печ. л. 9,14. Усл.-отт. 9,99. Уч.-изд. л. 10,44.
 Печать ООО «ДИА». 03022, г. Киев-22, ул. Васильковская, 45.