

В. В. Долиненко, канд. техн. наук, ст. науч. сотр., **В. А. Коляда**, канд. техн. наук, ст. науч. сотр.,
Е. В. Шаповалов, канд. техн. наук, зав. отделом, eshapovalov@paton.kiev.ua,
Т. Г. Скуба, вед. инженер-программист,
Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины

Расчет устойчивых режимов МИГ/МАГ сварки корневых швов

Предложена методика расчета численных оценок устойчивости режима МИГ/МАГ сварки корневого шва стыка типа С17 с помощью безразмерного критерия подобия π_2 . Получена двумерная зависимость эффективной тепловой мощности дуги от скорости сварки и зазора. Выполнен расчет устойчивых режимов сварки корневого шва с зазором 2,0...3,5 мм для скоростей сварки 2,0...9,0 мм/с.

Ключевые слова: МИГ/МАГ сварка, корневой шов, разделка кромок с зазором, проплавление основного металла, устойчивый режим сварки, безразмерный критерий π_2

Введение

Сварка МИГ/МАГ корневого шва является одной из наиболее ответственных операций при формировании односторонних многопроходных стыковых соединений с разделкой кромок [1–3]. Форма и размеры корневого шва имеют существенное значение и во многом определяют надежность и качество всего сварного соединения. Известным способом получения гарантированного провара корневого шва является применение подкладки (остающейся или неостающейся). Однако использование различного вида подкладок или вставок в большинстве случаев существенно ухудшает работоспособность сварного соединения, создает условия возникновения в них трещин, усложняет подготовку изделия под сварку. Серьезным препятствием также является наличие изменяющегося зазора между кромками стыка. Поэтому разработка технологии сварки корневого шва без подкладки (на весу) при наличии изменяющегося зазора является актуальной задачей.

Известны работы, относящиеся к проблеме рационального выбора режима сварки корневого шва [4–7], однако в них отражается преимущественно практический аспект научных исследований. В данной работе использована методика численного расчета температурного поля (оценка границ проплавления) в сварном шве при сварке МИГ/МАГ корневого шва, которая позволяет синтезировать требуемые регрессионные модели для управления режимом сварки в реальном времени. Как показывает практика, преимущества такого подхода перед чисто экспериментальными исследованиями состоят в следующем: 1) отсутствует необходимость в изготовлении многочисленных образцов из трубной стали с заданными параметрами разделки кро-

мок; 2) отсутствует необходимость прецизионной сборки свариваемых соединений с использованием прихваток для обеспечения точных значений зазоров в стыке; 3) имеется возможность анализа проплавления при нулевом значении непланарности поверхностей стыка; 4) отсутствует необходимость в аренде сварочного оборудования и привлечении технологического персонала для проведения многочисленных сварочных экспериментов; 5) отсутствует необходимость в изготовлении многочисленных макрошлифов и т. д. Таким образом, применение численного моделирования проплавления для сварки МИГ/МАГ корневого шва позволяет значительно ускорить разработку технологий сварки корневых швов.

Постановка задачи

Разработка регрессионной модели тепловложения для сварки МИГ/МАГ корневого шва при наличии зазора между кромками стыка требует создания такой методики численного моделирования, которая бы обеспечивала получение адекватной формы проплавления для различных значений параметров геометрии разделки, высоты корневого шва и скорости сварки. Целесообразность такой постановки задачи связана с существенной ролью термического КПД проплавления основного металла. Для данных условий сварки термический КПД имеет существенную зависимость от скорости сварки. Это означает, что та часть общей тепловой энергии, которая обеспечивает формирование сварочной ванны, при снижении скорости сварки может резко уменьшиться. В результате проплавление будет недостаточным.

Экспериментальные исследования макрошлифов корневых швов, выполненных в разделке типа

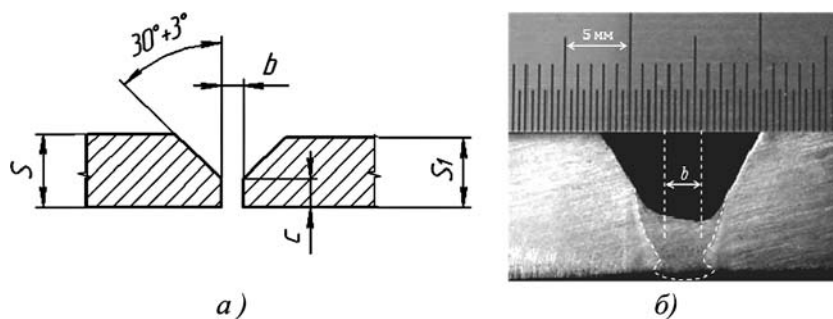


Рис. 1. Геометрия разделки типа С17 (а) и макрошлиф корневого шва (б):
 b — зазор; C — величина притупления; S, S_1 — толщины свариваемых изделий

С17 [8] (рис. 1, а) способом МИГ/МАГ сварки (нижнее положение, защитный газ CO_2 , проволока Св08-Г2С) показали, что форма проплавления основного металла (показано штриховой линией) малоуглеродистой низколегированной стали имеет Х-образный вид (рис. 1, б) с существенным утончением в области притупления кромок.

В настоящее время для выполнения численного моделирования процесса проплавления основного металла при сварке МИГ/МАГ в качестве модели источника тепловой энергии сварки используют как те, которые воздействуют на поверхность изделия и сварочной ванны [9], так и источники объемного характера, которые задают тепловое поле во внутренних областях свариваемых деталей. Параметры объемного источника тепла рассчитываются таким образом, чтобы геометрические характеристики полученной при этом сварочной ванны и проплавления соответствовали практическим результатам. Можно отметить исследования таких ученых, как Дж. Голдак [10] и А. Люндбек [11], в работах которых достаточно убедительно обосновывается возможность применения объемных источников тепловой энергии применительно к моделированию процессов МИГ/МАГ сварки. Несмотря на то что с феноменологической точки зрения применение объемных источников тепловой энергии может считаться некорректным, результаты численного моделирования по многим аспектам с инженерной точностью соответствуют практическим результатам.

Для получения адекватного проплавления предложено усложнить структуру модели источника тепла сварки — использовать систему двух источников тепла типа "двойной эллипсоид", которые расположены друг над другом в пространстве зазора (рис. 2, см. вторую сторону обложки).

Решение задачи

Как известно, модель объемного источника тепла типа "двойной эллипсоид" имеет расширенный на-

бор параметров, позволяющих задавать размеры отдельно его головной и хвостовой частей [11]:

$$\left\{ \begin{aligned} q_3(\xi, y, z, z_0) &= \frac{6\sqrt{3}F_f q_3}{A_f B_y C_z \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3\xi^2}{A_f^2}\right) \times \\ &\times \exp\left(-\frac{3y^2}{B_y^2}\right) \exp\left(-\frac{3(z-z_0)^2}{C_z^2}\right), \text{ если } \xi \geq 0, \\ q_3(\xi, y, z, z_0) &= \frac{6\sqrt{3}F_r q_3}{A_r B_y C_z \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3\xi^2}{A_r^2}\right) \times \\ &\times \exp\left(-\frac{3y^2}{B_y^2}\right) \exp\left(-\frac{3(z-z_0)^2}{C_z^2}\right), \text{ если } \xi < 0, \\ F_f + F_r &= 2, \frac{F_f}{F_r} = \frac{A_f}{A_r}, \end{aligned} \right. \quad (1)$$

где $q_3(\cdot)$ — удельный объемный тепловой поток ($\text{Дж} \cdot \text{с}^{-1} \cdot \text{м}^{-3}$); $\xi = x + x_0 + V_{\text{св}}(t - \tau)$; q_3 — эффективная тепловая мощность процесса нагрева изделия сварочной дугой; A_f, A_r, B_y, C_z — параметры, задающие характер объемного распределения теплового потока вдоль осей x, y и z ; F_f, F_r — константы, задающие мощность головной и хвостовой эллипсоидов соответственно; x_0 — смещение вдоль оси сварки; z_0 — смещение по вертикали; τ и t — время.

В данной работе исследовали проплавление основного металла при выполнении корневого шва листов из малоуглеродистой низколегированной стали (марки S355J2G3 или аналога 17Г1С [12, 13]) толщиной 16 мм.

В качестве исходных данных было принято, что тип разделки кромок — С17, зазор изменяется от 2 до 3,5 мм, притупление кромок — 2 мм, угол разделки кромок — 30° , а смещение кромок отсутствует.

Предварительные результаты конечно-элементного моделирования решения задачи теплопроводности показали, что для скоростей сварки 2...9 мм/с достаточно рассматривать фрагмент свариваемого стыка размерами 80×100 мм. Сформированная

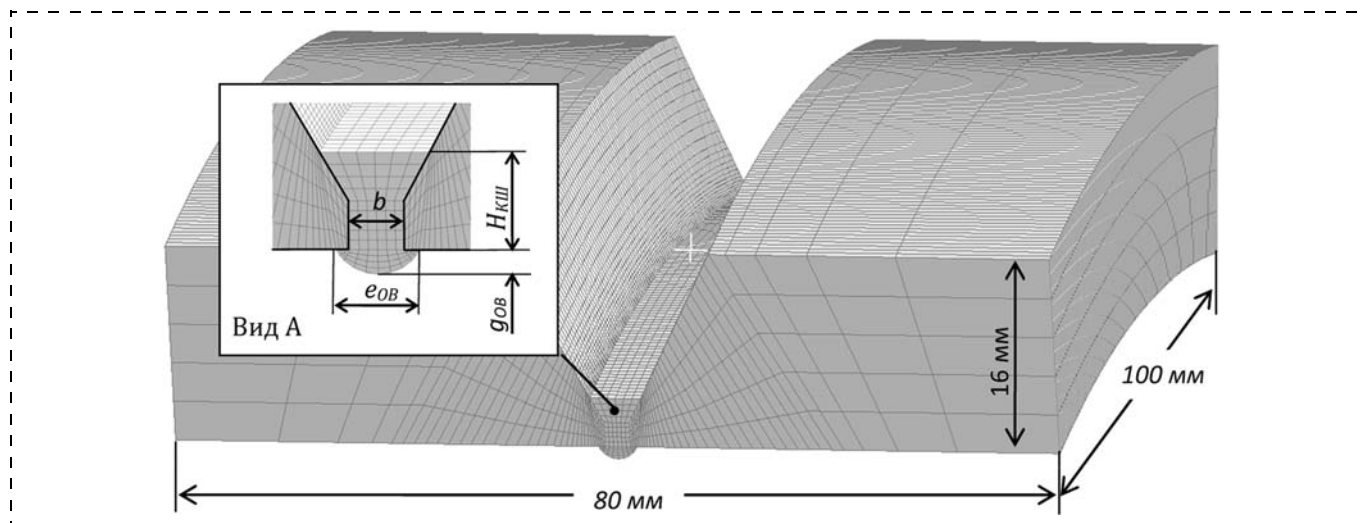


Рис. 3. Изображение расчетной сетки геометрической модели корневого шва:
вид А — укрупненный вид области зазора

расчетная сетка для такого фрагмента стыка, содержащая около 62 800 конечных элементов, показана на рис. 3.

Ввиду того, что численное моделирование выполнялось с использованием теории многофазной среды твердого тела, для адекватного описания жидкого состояния стали (области сварочной ванны) и электродного металла, который подается в область сварочной ванны, применен математический метод "фиктивных областей" [14].

Жидкое состояние стали представлено как фиктивное жидкое состояние (ФЖ), которое в данной модели формируется в виде ограниченной области твердого тела, температура которого превышает значение $T_{liquidus} = 1823$ К.

Процесс заполнения разделки присадочным металлом моделировали с помощью фиктивной фазы с нулевым коэффициентом теплопроводности (ФФ). Значение коэффициента теплопроводности ФФ

было задано на уровне $0,0005 \text{ Дж} \cdot \text{с}^{-1} \cdot \text{мм}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$. Под действием высокотемпературного источника тепла выполняется фазовый переход "ФФ → аустенит", который описывается скачкообразной функцией от температуры (рис. 4).

Анализ проплавления выполняли способом конечно-элементного решения задачи теплопроводности с учетом фазовых превращений в малоуглеродистой стали в процессе ее плавления и кристаллизации. Решали задачу теплопроводности для многофазной среды твердого тела. Математическое описание поведения такой системы соответствует следующей системе уравнений [15, 16]:

$$\begin{cases} \sum_i p_i (\rho C_i) \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \left(\sum_i p_i \lambda_i \nabla T \right) + \sum_i \dot{p}_i \rho_i H_i = q_3(x, y, z); \\ \dot{p}_i = - \sum_{j=1, j \neq i}^N A_{ij}(T, \dot{T}), i, j = 1, 2, \dots, N; \\ \sum_{i=1}^N p_i = 1, t > 0, \end{cases} \quad (2)$$

где p_i — объемная доля образующейся i -й структурной составляющей (фазы) стали; i и j — индексы для обозначения фаз стали: аустенит, бейнит, перлит, мартенсит, ФФ, ФЖ и исходная ферритно-перлитная структура; ρ_i , λ_i и H_i — плотность, коэффициент теплопроводности и энтальпия (теплосодержание) i -й фазы; $C_i = \frac{dH}{dT}$ — удельная теплоемкость i -й фазы;

A_{ij} — скорость превращения i -й фазы из j -й фазы в относительных единицах (более детально математическая модель фазовых превращений изложена в работе [17]); T — температура; t — время, N — число фаз. Здесь нужно отметить, что в системе уравнений (2) подразумевается отсутствие температурной

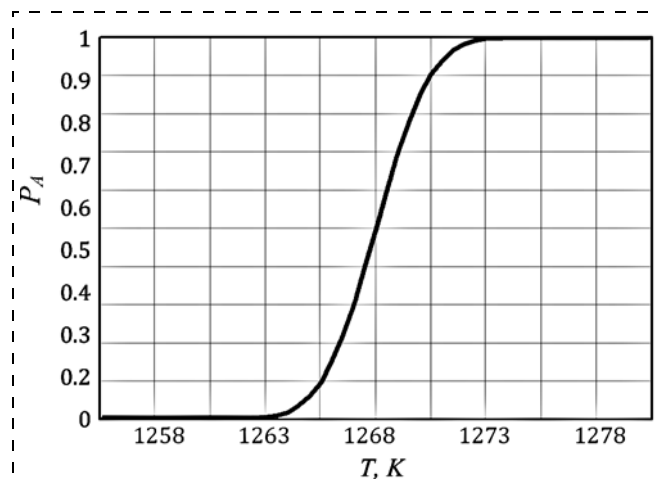


Рис. 4. Функция фазового перехода "ФФ → аустенит":
 P_A — объемная доля фазы аустенит в присадочном металле

зависимости физических параметров структурных составляющих стали. Тем не менее, такие температурные зависимости допустимо задавать, однако они ухудшают сходимость (увеличивают время расчета) алгоритма поиска оптимального решения.

Температурные характеристики фазы аустенит и других структурных составляющих углеродистой стали заданы с некоторой степенью упрощения и представлены на рис. 5.

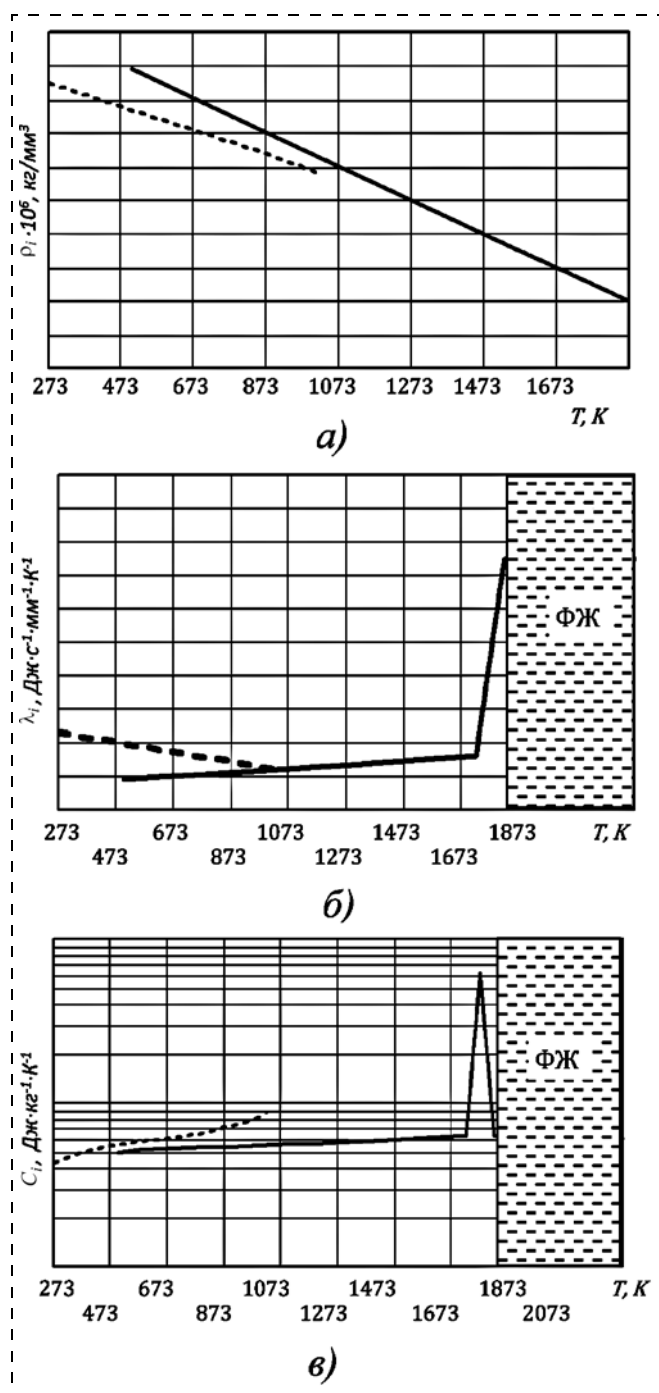


Рис. 5. Температурные характеристики структурных составляющих стали: а — плотность; б — коэффициент теплопроводности; в — удельная теплоемкость; — аустенит; --- перлит, феррит, мартенсит и бейнит

Краевые условия для окружающей среды заданы следующим образом:

$$\begin{cases} -\lambda_i \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_s = \alpha (T_S - T_0); \\ \alpha = h_k + \sigma_{sb} \varepsilon_{\text{пл}} (T_S - T_0) (T_S^2 + T_0^2), \end{cases}$$

где T_S и T_0 — температуры на поверхности изделия и окружающей среды соответственно; α — коэффициент теплопередачи; λ_i — коэффициент теплопроводности i -й фазы, соответствующий нормали n к поверхности изделия, $\text{Дж} \cdot \text{с}^{-1} \cdot \text{мм}^{-1} \cdot \text{К}^{-1}$; h_k — коэффициент конвективной теплопередачи, $\text{Дж} \cdot \text{с}^{-1} \cdot \text{мм}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$; $\varepsilon_{\text{пл}}$ — степень черноты поверхности изделия; $\sigma_{sb} = 5,67 \cdot 10^{-14} \text{ Дж} \cdot \text{с}^{-1} \cdot \text{мм}^{-2} \cdot \text{К}^{-4}$ — постоянная Стефана—Больцмана.

На границах области моделирования, которые относятся к внутреннему пространству свариваемого изделия, были приняты следующие граничные условия:

$$T_{2D}(x, y, z, t) = T_0|_t \geq 0.$$

Начальные условия заданы следующими:

$$T(x, y, z, t) = T_0|_t = 0.$$

Фазовые превращения соответствуют термокинетической диаграмме превращения аустенита для стали S355J2G3. Диффузионные превращения в стали моделировали с помощью уравнения Аврами (Johnson—Mehl—Avrami) [18], а бездиффузионные (мартенситные) превращения — с использованием уравнения Койстинена—Марбургера (Koistinen—Marburger) [19].

Конечно-элементное моделирование

При решении нелинейной задачи теплопроводности (2) использовался один из наиболее эффективных квазиньютоновских методов оптимизации, основанных на накоплении информации о кривизне целевой функции по наблюдениям за изменением градиента, — метод BFGS ("Broyden—Fletcher—Goldfarb—Shanno") [20].

На первом этапе расчетов были определены значения требуемой эффективной тепловой мощности дуги для скоростей сварки ($V_{\text{св}}$) 3,0, 6,0 и 9,0 мм/с. В качестве критерия оптимальности уровня теплового вложения было принято соответствие ширины проплавления обратного валика его геометрическому размеру. Анализировались области, ограниченные изотермой T_{liquidus} . На рис. 6 (см. вторую сторону обложки) представлены разрезы температурного поля для $t = 5$ с, из которых видно, что проплавление имеет X-образную форму, а ширина зоны проплавления соответствует ширине корневого шва.

Также на рис. 7 (см. вторую сторону обложки) представлены распределения температур на поверхности свариваемого изделия со стороны обратного валика для трех значений скорости сварки (конечные элементы вдоль линии сварки имеют линейные размеры 0,7 мм). Анализ полученных результатов моделирования показывает их соответствие практике: распространение теплового поля перед головной частью сварочной ванны отсутствует (так как это область зазора), а ширина проплавления соответствует ширине обратного валика.

На втором этапе расчетов выполнены численные эксперименты для значений зазора 2,8 мм и 3,6 мм для скоростей сварки 3,0 мм/с, 6,0 мм/с и 9,0 мм/с. Результаты численного моделирования представлены в табл. 1.

Таблица 1

Результаты численного моделирования МИГ/МАГ сварки корневого шва

№ п/п	Зазор b , мм	Скорость сварки $V_{св}$, мм · с ⁻¹	Эффективная тепловая мощность дуги $\hat{q}_3$, Дж · с ⁻¹
1	2,0	3,0	1695
2	2,0	4,5	2156
3	2,0	6,0	2621
4	2,0	7,5	3053
5	2,0	9,0	3393
6	2,8	3,0	1716
7	2,8	6,0	2730
8	2,8	9,0	3713
9	3,6	3,0	1823
10	3,6	6,0	2972
11	3,6	9,0	4132

На основании полученных результатов синтезирована двумерная регрессионная зависимость эффективной тепловой мощности процесса нагрева изделия сварочной дугой $\hat{q}_3(b, V_{св})$. Полученную регрессионную модель можно представить в виде следующего степенного полинома:

$$\hat{q}_3(b, V_{св}) = a_0 + a_1 b V_{св} + a_2 V_{св}^2 + a_3 b + a_4 V_{св} + a_5 b^2 \text{ (Дж/с)}, \quad (3)$$

где $a_0 = 1626,5$; $a_1 = 61,6$; $a_2 = -3,7$; $a_3 = -611,1$; $a_4 = 206,7$; $a_5 = 87,4$.

Решение оптимизационной задачи

Непосредственное использование результатов численного моделирования (3) на практике может вызвать затруднения, так как изменение в широком диапазоне режимов МИГ/МАГ сварки может привести к неустойчивым режимам горения дуги. В целях определения границ и условий устойчивости МИГ/МАГ сварки корневого шва с короткими замыканиями применен подход оценивания

степени устойчивости процесса на основе безразмерного критерия, который называется второй безразмерный критерий π_2 подобия для сварки короткой дугой [21]. Безразмерный критерий π_2 учитывает параметры режима сварки (скорость подачи проволоки $V_{под}$ и напряжение сварки $U_{св}$) и имеет следующее аналитическое представление:

$$\pi_2 = \frac{V_{под}}{U_{св}} \sqrt{L \sigma_{жг}}, \quad (4)$$

где L — индуктивность сварочного дросселя, мкГн; $\sigma_{жг}$ — коэффициент поверхностного натяжения расплава сварочной ванны в среде защитного газа CO_2 (здесь $\sigma_{жг} = 1,2$ мДж/м); $V_{под}$ — скорость подачи проволоки, м/мин.

Устойчивому режиму МИГ/МАГ сварки проволокой диаметром 1,2 мм с короткими замыканиями дугового промежутка соответствует следующее условие:

$$2,0 \leq \pi_2 \leq 4,0. \quad (5)$$

Наиболее благоприятные условия протекания процесса сварки соответствуют среднему значению безразмерного критерия, т. е. $\pi_{2opt} = 3,0$. Крайние значения π_2 условия (5) соответствуют наименее устойчивым, однако все еще приемлемым режимам сварки.

Из уравнения (4) следует, что степень устойчивости режима сварки в некотором диапазоне можно регулировать путем изменения индуктивности сварочного дросселя L . Современные источники питания дуги, которые реализованы по инверторной схеме преобразования энергии питающей сети, позволяют программно в определенном диапазоне значений в процессе сварки изменять индуктивность сварочного дросселя. В данном проекте в качестве источника питания дуги используется модель "Aristo Mig 5000i" (фирма "ESAB"). Поэтому при определении границ устойчивости процесса сварки корневого шва мы полагаем, что имеется возможность регулировать величину L в диапазоне от 140 до 340 мкГн.

Предварительный анализ условий задачи показал, что решение задачи необходимо выполнять за три шага:

- первый шаг — расчет скорости подачи проволоки $V_{под}$;
- второй шаг — расчет напряжения сварки $U_{св}$;
- третий шаг — расчет индуктивности сварочной цепи L .

На первом шаге скорость подачи проволоки рассчитывается с помощью известной формулы

$$V_{под} = \frac{V_{св} F_{кш}}{\frac{\pi d_{\text{э}}^2}{4} (1 - \psi_{\text{пот}})},$$

где $F_{\text{КШ}} = 3,0 + 4,6b$ — регрессионная модель поперечного сечения корневого шва высотой 4 мм типа С17 с притуплением кромок 2 мм; d_3 — диаметр электродной проволоки; $\psi_{\text{пот}} = 0,05$ — коэффициент потерь электродной проволоки, учитывающий угол и разбрызгивание.

На втором шаге решается первая оптимизационная задача, выходом которой является напряжение сварки. Входные параметры: скорость подачи проволоки $V_{\text{под}}$, поперечное сечение корневого шва $F_{\text{КШ}}$, эффективный КПД процесса нагрева изделия сварочной дугой η_3 , зазор b и регрессионная модель $\hat{q}_3(b, V_{\text{св}})$ (3). Выходными данными являются сила тока сварки $I_{\text{св}}$ и напряжение сварки $U_{\text{св}}$. Задача описывается следующей системой уравнений:

$$\begin{cases} (\hat{q}_3(b, V_{\text{св}}) - q_{\text{факт}})^2 < 100; \\ 16 < U_{\text{св}} < 25; \\ I_{\text{св}} = 86,58 + 1,7 \cdot 10^{-3} U_{\text{св}} V_{\text{под}}^2 + \\ + 1,89 V_{\text{под}} - 4,2 U_{\text{св}} + 0,09 U_{\text{св}}^2; \\ U_{\text{св}} = \frac{\hat{q}_3(b, V_{\text{св}})}{\eta_3 I_{\text{св}}}; \\ q_{\text{факт}} = \eta_3 I_{\text{св}} U_{\text{св}}; \\ \delta_1 = \frac{\hat{q}_3(b, V_{\text{св}}) - q_{\text{факт}}}{q_3(b, V_{\text{св}})} \rightarrow \min, \end{cases} \quad (6)$$

где δ_1 — ошибка оптимизации, которая минимизируется.

В системе (6) уравнение расчета $I_{\text{св}}$ получено экспериментально для условий МИГ/МАГ сварки в среде CO_2 проволокой Св-08Г2С диаметром 1,2 мм при вылете электрода 12 мм.

На третьем шаге решается вторая оптимизационная задача, выходом которой является индуктивность сварочного дросселя L . Входные параметры: напряжение сварки $U_{\text{св}}$, скорость подачи проволоки $V_{\text{под}}$ и коэффициент поверхностного натяжения расплава сварочной ванны $\sigma_{\text{жг}}$. Выходными данными являются значение индуктивности сварочного дросселя L и значение безразмерного критерия π_2 . Задача описывается следующей системой уравнений:

$$\begin{cases} \pi_2 = \frac{K_{\pi_2} V_{\text{под}}}{U_{\text{св}}} \sqrt{L \sigma_{\text{жг}}}; \\ 2,0 \leq \pi_2 \leq 4,0; \\ 140 \leq L \leq 340; \\ \delta_2(L) = \left(\pi_{2\text{опт}} - \frac{K_{\pi_2} V_{\text{под}}}{U_{\text{св}}} \sqrt{L \sigma_{\text{жг}}} \right)^2 \rightarrow \min, \end{cases} \quad (7)$$

где $\delta_2(L)$ — ошибка оптимизации, которая минимизируется; $K_{\pi_2} = 0,06$ — коэффициент преобразования размерности из м/мин в мм/с.

Результаты

Решение задач оптимизации (6) и (7) выполнено нелинейным методом поиска локального экстремума Левенберга—Маркварда [20]. В табл. 2 приведены решения задачи оценивания устойчивости режима сварки для ключевых точек поверхности отклика.

Анализ результатов расчета, приведенных в табл. 2, показывает, что имеются неустойчивые режимы сварки, соответствующие точкам С, F и H (отмечены кружками). Эти режимы сварки характеризуются повышенным значением безразмер-

Таблица 2

Решения задачи оценивания устойчивости режима МИГ/МАГ сварки корневого шва

№ п/п	Поз. точки	$F_{\text{КШ}}$, мм ²	$U_{\text{св}}$, В	$V_{\text{под}}$, мм/с	$I_{\text{св}}$, А	$\hat{q}_3(b, V_{\text{св}})$	L , мкГн	π_2	b , мм	$V_{\text{св}}$, мм/с
1	A	15,9	17,3	88	198	2744	140	4,0	2,8	6,0
2	B	12,2	19,6	102	218	3424	140	4,05	2,0	9,0
3	Ⓒ	19,6	18,5	163	278	4117	140	6,9	3,6	9,0
4	D	19,6	25,0	55	91	1812	340	2,7	3,6	3,0
5	E	12,2	19,6	34	109	1711	340	2,1	2,0	3,0
6	Ⓕ	19,6	16,7	109	224	2998	140	5,0	3,6	6,0
7	G	19,6	16,0	82	189	2413	140	4,0	3,6	4,5
8	Ⓗ	17,7	17,5	124	241	3388	140	5,5	3,2	7,5
9	I	12,2	19,6	23	89	1399	340	1,4	2,0	2,0
10	J	12,2	19,3	45	131	2015	340	2,9	2,0	4,0
11	K	13,2	19,3	37	110	1699	340	2,3	2,2	3,0
12	L	12,2	19,2	68	169	2601	166	3,0	2,0	6,0
13	M	19,6	19,5	36	90	1402	340	2,3	3,6	2,0

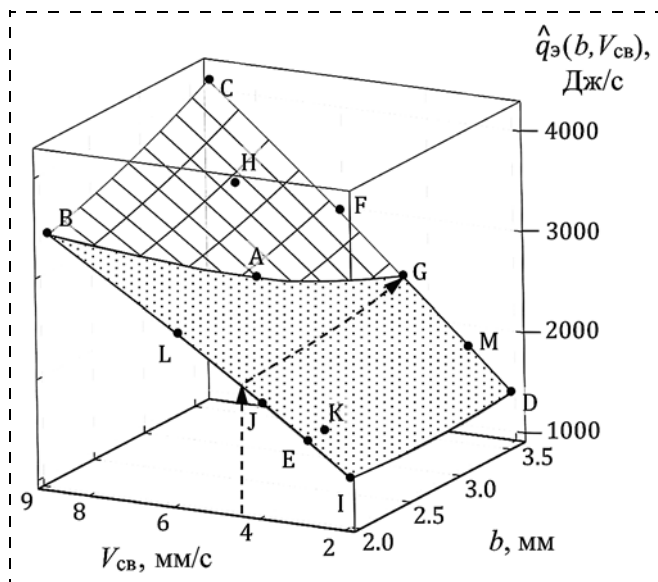


Рис. 8. Область устойчивых режимов сварки корневого шва

ного критерия π_2 : 6,9 (точка С), 5,0 (точка F) и 5,5 (точка H).

Более детальный анализ предполагаемых режимов сварки корневого шва позволил ограничить область устойчивых режимов сварки на поверхности отклика $\hat{q}_3(b, V_{св})$. На рис. 8 отмечена область устойчивых режимов сварки корневого шва и положение точек из табл. 2.

Из рис. 8 видно, что область устойчивых режимов сварки корневого шва ограничена кривой A-B-L-J-E-I-D-M-G-A. Область же неустойчивых режимов сварки включает такие, которые относятся к сварке корневого шва с большим зазором и максимальной скоростью. Так, например, устойчивость режима сварки теряется при зазоре 2,8 мм со скоростью сварки более 6 мм/с и при зазоре 3,5 мм со скоростью сварки более 4,5 мм/с.

Можно отметить, что при зазоре 2,0 мм ограничения по скорости сварки отсутствуют, т. е. можно выполнять сварку корневого шва при скоростях от 2 до 9 мм/с. В то же время на скоростях сварки 2,0...4,5 мм/с возможно выполнить сварку корневого шва при любом зазоре: от 2,0 до 3,5 мм (на рис. 8 эта область отмечена штриховыми линиями).

Для проверки адекватности полученных результатов выполнена сварка корневого шва с зазором 2,0 мм стыка типа С17 на трех скоростях: 2,0 мм/с, 6,0 мм/с и 9,0 мм/с. Изменение индуктивности сварочного дросселя выполнялось путем регулирования в источнике питания параметра скорости нарастания тока дуги. Внешний осмотр и металлографический анализ полученного корневого шва показал, что сварной шов имеет хорошее формирование, отсутствуют подрезы и дефекты макрострук-

туры. Высота обратного валика варьировалась в диапазоне 0,5...1,5 мм, что в пределах нормы.

К недостаткам примененного подхода нужно отнести то, что здесь не учитывается пространственное положение изделия при выполнении сварки и способ сварки ("сварка углом вперед" или "сварка углом назад"), которые могут внести некоторые поправки в положение границ области устойчивых режимов МИГ/МАГ сварки.

Заключение

В рамках предложенной методики исследований устойчивости режима МИГ/МАГ сварки выполнено численное моделирование проплавления при сварке МИГ/МАГ корневого шва для стыка типа С17 и синтезирована двумерная регрессионная зависимость эффективной тепловой мощности процесса нагрева изделия сварочной дугой для скоростей сварки 2...9 мм/с. На последнем этапе исследований выполнен расчет оценок устойчивости режимов сварки и определены границы области устойчивых режимов сварки корневого шва с использованием безразмерного критерия π_2 .

Список литературы

1. Бельфор М. Г., Патон Б. Е. Оборудование для дуговой и шлаковой сварки и наплавки. М.: Высшая школа, 1974. 256 с.
2. Полосков С. И., Букаров В. А., Ищенко Ю. С. Особенности управления формированием корня шва при орбитальной сварке неповоротных стыковых труб // Сварочное производство. 2003. № 4. С. 3—10.
3. Гецкин О. Б., Вышемирский Е. М., Шипилов А. В., Полосков С. И. Опыт разработки и применения современных отечественных технологий и оборудования для автоматической орбитальной сварки магистральных газопроводов // Сварка и диагностика. 2010. № 6. С. 51—57.
4. Коринец И. Ф., Цзи Чжень Ч. Математическая модель технологической адаптации робота по зазору при дуговой сварке // Автомат. сварка. 2002. № 9. С. 9—11.
5. Давыдов В. А., Колупаев Ю. Ф., Сидоров А. В. Регулирование формы обратной стороны корневого шва при сварке стыковых соединений с разделкой кромок // Сварочное производство. 1988. № 11. С. 9—11.
6. Ворновицкий И. Н., Кучерова М. И., Ранцев А. А., Числов С. А. Технология сварки корневого шва стыков трубопроводов без подкладных колец // Сварочное производство. 1999. № 12. С. 30—32.
7. Роговин Д. А., Пархимович Э. М., Волков А. А., Новиков С. А., Яковлев И. В. Влияние зазора и притупления кромок на формирование корневых швов при сварке порошковой проволокой в углекислом газе // Автомат. сварка. 1972. № 7. С. 47—48.
8. ГОСТ 16037—80. Соединения сварные стальных трубопроводов. Основные типы, конструктивные элементы и размеры. М.: Изд-во стандартов, 1980. 24 с.
9. Рыкалин Н. Н., Углов А. А. Расчеты тепловых процессов при сварке. М.: Машгиз, 1951. 296 с.
10. Goldak John A. Computational Welding Mechanics. Mehdi Akhlaghi — Springer, 2007. 323 p.
11. Lundbäck Andreas. Finite Element Modelling and Simulation of Welding of Aerospace Components. Luleå: Luleå tekniska universitet, 2003. 50 p.

12. **Шишков М. М.** Марочник сталей і сплавів: Довідник. Вид. 3-є доповнене. Донецьк: Юго-Восток, 2002. 456 с.

13. **Матросов Ю. И., Литвиненко Д. А., Голованенко С. А.** Сталь для магистральных трубопроводов. М.: Металлургия, 1989. 288 с.

14. **Вабишевич П. Н.** Метод фиктивных областей в задачах математической физики. М.: Издательство МГУ, 1991. 156 с.

15. **You Sung Han, Kyehyung Lee and Myoung-Soo Han.** Finite Element Analysis of Welding Processes by Way of Hypoelasticity-Based Formulation" // Journal of Engineering Materials and Technology. ASME, April 2011. Vol. 133. P. 1–13.

16. **SYSWELD 2013:** Metallurgical Transformation Model LSG2M Nancy. ESI Group 2009, 75015 Paris, France. January 2013. 53 p.

17. **Leblond J. B., and Devaux J. C.** A New Kinetic Model for Anisothermal Metallurgical Transformations in Steels Including Effect of Austenite Grain Size // Acta Metallurgica. 1984. Vol. 32. P. 137–146.

18. **Любов Б. Я.** Кинетическая теория фазовых превращений. М.: Металлургия, 1969. 263 с.

19. **Koistinen D. P., Marburger R. E.** "A general equation prescribing the extent of austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels" // Acta Metallurgica. 1959. V. 7, № 1. P. 59–60.

20. **Гилл Ф., Мюррей У., Райт М.** Практическая оптимизация: Пер. с англ. М.: Мир, 1985. 509 с.

21. **Дюргеров Н. Г., Соловьянюк Л. А.** Саморегулирование и управление процессом сварки короткой дугой // Сварочное производство. 2014. № 1. С. 3–5.

Calculation of the Stable Modes of MIG/MAG Welding of the Root Passes

V. V. Dolinenko, vvdolin@gmail.com, **V. A. Kolyada**, kva79@bigmir.net, **E. V. Shapovalov**, eshapovalov@paton.kiev.ua✉, **T. G. Scuba**, stgtk@bigmir.net, Paton Welding Institute of NAS of Ukraine, Bozhenko St., 03680, Kyiv, Ukraine

Corresponding author: **Shapovalov Evgeny V.**, Ph. D., Head of Department, Paton Welding Institute of NAS of Ukraine, Kyiv, 11 Bozhenko St., 03680, Ukraine, e-mail: eshapovalov@paton.kiev.ua

Received on May 16, 2016

Accepted on March 24, 2017

The article is devoted to development of a technique, which allows calculation of the welding mode of treatment of V-shaped groove for formation of a root seam. The technology of the multipass welding of MIG/MAG (arc welding in a mixture of the shielding gases) of the thick-walled structures is considered. An analysis of the problem statement demonstrated that the main problem is calculation of the penetration technique into the base metal for the V-shaped groove welding. Therefore, the authors proposed a proprietary technique for calculation of penetration using a finite element modeling (FEM). As a result, a heat input regressive model was developed for a particular form of the edge grooving, which is parametrized with respect to the gap and welding speed. For obtaining of an adequate penetration into the base metal, it is suggested to complicate the source model structure of the welding heat and to use the system of two heat sources of a "double ellipsoid" type. The analysis of penetration was done due to FEM solution of 3D heat equation, taking into account the melting and crystallization processes. The 3D heat equation task for the solid multiphase environment was solved. Further, an algorithm for calculation of the welding stability and feasibility was developed. The π_2 dimensionless similarity criterion was used. The proposed method allows us to determine the stable welding conditions for the given range of the welding conditions variation by π_2 criteria calculation without numerous welding experiments. Calculations of the sustainable modes of the root pass with 2,0...3,5 mm gap and 2,0...9,0 mm/s welding speed were performed.

Keywords: MIG/MAG welding, root seam, grooving with a gap, penetration into the base metal, welding stable mode, π_2 dimensionless criterion

For citation:

Dolinenko V. V., Kolyada V. A., Shapovalov E. V., Scuba T. G. Calculation of the Stable Modes of MIG/MAG Welding of the Root Passes, *Mekhatronika, Avtomatizatsiya, Upravlenie*, 2017, vol. 18, no. 9, pp. 623–631.

DOI: 10.17587/mau.18.623-631

References

1. **Belfort M. G., Paton B. E.** *Oborudovanie dlya dugovoi i shlakovoi svarki i naplavki* (The equipment for arc welding and welding slag), Moscow, Higher School, 1974, 256 p. (in Russian).

2. **Poloskov S. I., Bukarov V. A., Ischenko Y. S.** *Osobennosti upravleniya formirovaniem kornya shva pri orbital'noi svarke nepovorotnykh stykovykh trub* (Features Management of root formation during orbital welding of pipes), *Svarochnoe Proizvodstvo*, 2003, no. 4, pp. 3–10 (in Russian).

3. **Getskin O. B., Vyshemirsky E. M., Shipilov A. V., Poloskov S. I.** *Opyt razrabotki i primeneniya sovremennykh otechestvennykh tekhnologii i oborudovaniya dlya avtomaticheskoi orbital'noi svarki magistral'nykh gazoprovodov* (Experience of development and application

of modern domestic technologies and equipment for automated orbital welding of main gas pipelines), *Svarka i Diagnostika*, 2010, no. 6, pp. 51–57 (in Russian).

4. **Korinets J. F., Ji Zhen C.** *Matematicheskaya model' tekhnologicheskoi adaptatsii robota po zazoru pri dugovoi svarke* (Mathematical model of technological adaptation of the robot to the gap in arc welding), *Avtomaticheskaya Svarka*, 2002, № 9, pp. 9–11 (in Russian).

5. **Davydov V. A., Kolupaev Y. F., Sidorov A. V.** *Regulirovanie formy obratnoi storony kornevogo shva pri svarke stykovykh soedinenii s razdelkoi kromok* (Control forms the back of the root pass welding joints with Groove), *Svarochnoe Proizvodstvo*, 1988, no. 11, pp. 9–11 (in Russian).

6. **Vornovitsky I. N., Kucheroval M. I., Rantsev A. A., Chislov S. A.** *Tekhnologiya svarki kornevogo shva stykov truboprovodov bez podkladnykh kolets* (Welding of root weld joints of pipes without backing rings), *Svarochnoe Proizvodstvo*, 1999, no. 12, pp. 30–32 (in Russian).

7. **Rogovin D. A., Parkhimovich E. M., Volkov A. A., Novikov S. A., Yakovlev I. V.** *Vliyanie zazora i pritupleniya kromok na formirovanie kornevykh shvov pri svarke poroshkovoi provolokoi v uglekislom gaze* (Influence of the gap and blunting the edges of the formation of root

welds when welding flux cored wire in carbon dioxide), *Avtomaticheskaya Svarka*, 1972, no. 7, pp. 47–48 (in Russian).

8. **GOST 16037–80.** *Soedineniya svarnye stal'nykh truboprovodov. Osnovnye tipy, konstruktivnye elementy i razmery* (Welded joints of steel pipelines. Basic types and sizes of structural elements), Moscow, Publishing House of Standards, 1980, 24 p. (in Russian).

9. **Rykalin N. N., Uglov A. A.** *Raschety teplovykh protsessov pri svarke* (Calculations of thermal processes in welding), Moscow, Mashgiz, 1951, 296 p. (in Russian).

10. **Goldak John A.** *Computational Welding Mechanics*, Mehdi Akhlaghi — Springer, 2007, 323 p.

11. **Lundbäck Andreas.** *Finite Element Modelling and Simulation of Welding of Aerospace Components*, Luleå, Luleå tekniska universitet, 2003, 50 p.

12. **Shishkov M. M.** *Database of steels and alloys: Directory. View. 3*, Donetsk, Southeast, 2002, 456 p.

13. **Matrosov Y. I., Litvinenko D. A., Golovanenko S. A.** *Stal' dlya magistral'nykh truboprovodov* (Steel for main pipelines), Moscow, Metallurgy, 1989, 288 p. (in Russian).

14. **Vabishevich P. N.** *Metod fiktivnykh oblastei v zadachakh matematicheskoi fiziki* (The method of fictitious domains in mathematical physics), Moscow, Publishing house of the Moscow State University, 1991, 156 p. (in Russian).

15. **You Sung Han, Kyehyung Lee and Myoung-Soo Han.** *Finite Element Analysis of Welding Processes by Way of Hypoelasticity-Based Formulation*, *Journal of Engineering Materials and Technology*, ASME, April 2011, vol. 133, pp. 1–13.

16. **SYSWELD 2013:** *Metallurgical Transformation Model* LSG2M Nancy, ESI Group in 2009, 75015 Paris, France, January 2013, 53 p.

17. **Leblond J. B., Devaux J. C.** *A New Kinetic Model for Anisothermal Metallurgical Transformations in Steels Including Effect of Austenite Grain Size*, *Acta Metallurgica*, 1984, vol. 32, pp. 137–146.

18. **Lyubov B. J.** *Kineticheskaya teoriya fazovykh prevrashchenii* (Kinetic theory of phase transitions), Moscow, Metallurgy, 1969, 263 p. (in Russian).

19. **Koistinen D. P., Marburger R. E.** *A general equation prescribing the extent of austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels*, *Acta Metallurgica*, 1959, vol. 7, no. 1, pp. 59–60.

20. **Gill F., Murray W., Wright M.** *Prakticheskaya optimizatsiya* (Practical Optimization), Moscow, Mir, 1985, 509 p. (in Russian).

21. **Dyurgerov N. G., Solovyanyuk L. A.** *Samoregulirovanie i upravlenie protsessom svarki korotkoi dugoi* (Self-regulation and the management of short arc welding), *Svarochnoe Proizvodstvo*, 2014, no. 1, pp. 3–5 (in Russian).

УДК 621.357

DOI: 10.17587/mau.18.631-636

Д. С. Соловьев, канд. техн. наук, solovjevdenis@mail.ru, **И. А. Мукина**, магистрант, good.win32@yandex.ru,

Ю. В. Литовка, д-р техн. наук, проф., polychem@list.ru,

Тамбовский государственный технический университет, Тамбов

Особенности оптимального управления гальваническими процессами в многоанодной ванне с различными значениями силы тока

Рассматриваются основные известные электрохимические и геометрические подходы, а также их сочетания для снижения неравномерности гальванического покрытия изделий. Выявленные в результате анализа недостатки известных методов учтены в предлагаемом авторами подходе, который использует изменение силы тока на каждой анодной секции для снижения неравномерности слоя покрытия. Предлагаемый гальванический процесс в ванне со многими анодами рассмотрен в качестве объекта управления, для которого описаны входные и выходные координаты, внешние возмущающие и управляющие воздействия. Приводятся виды критериев оценки рассматриваемого подхода. Ставится задача оптимального управления силой тока на анодных секциях в гальваническом процессе нанесения покрытия на изделие с целью обеспечить наименьшую неравномерность распределения слоя покрытия за наименьшее время.

Ключевые слова: гальванический процесс, ванна со многими анодами, сила тока, неравномерность распределения толщины покрытия, оптимальное управление, объект управления, критерий управления

Введение

Одной из наиболее сложных проблем, возникающих при нанесении гальванических покрытий, является получение равномерного слоя покрытия на изделии сложной геометрической конфигурации. Неравномерное распределение покрытия влечет за собой дополнительный расход не только металла покрытия, но и электроэнергии, затрачиваемой на гальванический процесс. Соблюдение точности заданной толщины покрытия позволит исключить брак (толщина покрытия меньше заданной) и устранить из технологического процесса последующую механическую обработку изделий

(при излишней толщине). Изучению проблемы снижения неравномерности гальванического покрытия посвящено значительное число исследований. Одним из ключевых трудов в этой области является работа [1], согласно которой равномерность распределения толщины слоя гальванического покрытия обуславливается электрохимическими и геометрическими условиями осаждения. При учете электрохимических условий осаждения покрытия решается задача устранения диффузионных ограничений электролиза за счет интенсивного механического перемешивания электролита, покачивания катодных штанг, непрерывной или периодической фильтрации электролита, вибрации, осаждения в