

**ВЕСТНИК ПНИПУ. Машиностроение, материаловедение**  
**Т. 23, № 3, 2021**  
**Bulletin PNRPU. Mechanical engineering, materials science**  
<http://vestnik.pstu.ru/mm/about/inf/>

DOI: 10.15593/2224-9877/2021.3.08  
УДК 621.791.75

**В.П. Сидоров<sup>1</sup>, А.В. Мельзитдинова<sup>2</sup>, Д.Э. Советкин<sup>1</sup>**

<sup>1</sup>Тольяттинский государственный университет, Тольятти, Россия

<sup>2</sup>ЧОУ ДПО ТУЦ «Спектр», Тольятти, Россия

**ТРЕБОВАНИЯ К ТОЧНОСТИ ПАРАМЕТРОВ ДУГОВОЙ СВАРКИ**  
**СТЫКОВОГО ШВА НА АЛЮМИНИЕВОМ СПЛАВЕ**

Установлено, что результаты численного моделирования процесса сварки алюминиевых сплавов способом VP-GTAW носят противоречивый характер. Используются или усредненные коэффициенты полезного действия дуги, или их значения для разных полярностей принимаются произвольно. Предложено для решения задач по определению требований к точности параметров сварки алюминиевых сплавов и их автоматическому регулированию по математической модели использовать линейные аналитические зависимости для расчета значений температуры в свариваемом изделии. Проанализированы размеры односторонних сварных швов стыкового соединения, выполненного при трех значениях длительности полярности EP с помощью моделей точечного и нормально-кругового источника тепла на поверхности плоского слоя. Для модели точечного источника установлено, что расчетная средняя ширина шва наиболее точно совпадает с экспериментальными значениями при коэффициенте температуропроводности  $a = 0,85 \text{ см}^2/\text{с}$ . Данный коэффициент использовали при определении модельной эффективной мощности и условного диаметра пятна нагрева НКИ по двум размерам шва. Установлено, что модельная эффективная мощность точечного источника в среднем на 40 % меньше мощности, рассчитанной при эффективном КПД дуг  $\eta = 0,72$  и использованной при численном моделировании. С изменением площади пятна нагрева НКИ в два раза требуемая модельная эффективная мощность изменяется всего на 5 %. Ввиду этого в дальнейших расчетах использовали гипотезу постоянства осевого теплового потока. В результате расчетов в области с минимальной шириной обратного валика получили, что отрицательное отклонение модельной эффективной мощности не должно превышать 2,6 %. Аналогичные требования к точности получили на допуск по толщине свариваемых пластин и начальной температуре свариваемых деталей. Допуск на увеличение скорости сварки намного больше – +20 %. Таким образом, требования к точности поддержания параметров сварки алюминиевых сплавов близки к требованиям для высоколегированных сталей. Результаты следует учитывать при разработке установок для автоматической сварки алюминиевых сплавов.

**Ключевые слова:** сварка алюминиевых сплавов, переменная полярность, точность параметров, численное моделирование, линейная модель, нормально-круговой источник, эффективный КПД, размеры сварного шва, коэффициенты модели, модельная мощность.

**V.P. Sidorov<sup>1</sup>, A.V. Melzhitdinova<sup>2</sup>, D.E. Sovetkin<sup>1</sup>**

<sup>1</sup>Togliatti State University, Togliatti, Russian Federation

<sup>2</sup>PEA APE TTC “Spectrum”, Togliatti, Russian Federation

**REQUIREMENTS FOR THE ARC WELDING PARAMETERS ACCURACY**  
**OF A BUTT JOINT ON AN ALUMINUM ALLOY**

The basis for the research was the fact that the results of numerical simulation of aluminum alloy VP-GTAW welding process are contradictory since either average arc efficiencies, or their values for various polarities might be arbitrary. To solve the tasks related to the determination of requirements for aluminum alloy welding parameters accuracy and their automatic adjustment according to the mathematical model, we propose to use linear analytical dependencies in order to calculate temperatures in a welded product. For this, we analyzed the sizes of one-sided welds of a butt joint made for three EP polarity duration values using the models of a point and a circular heat source on the flat layer surface. For the point heat source model, it was found that the average designed weld width better coincides with experimental values if a thermal diffusivity  $a$  is  $0.85 \text{ cm}^2/\text{s}$ . Such thermal diffusivity was used to determine an effective power of a model and the nominal diameter of a circular heat source heating spot for two weld sizes. We found out that the point heat source model effective power is on average 40 % less than the power calculated at  $\eta$  arc effective efficiency of 0.72 and used for numerical simulation. When twofold changing of a heating spot area of a circular heat source, the required model effective power changes by 5 % only. Therefore, we used the hypothesis of the constancy of the axial heat flow for further calculations. For the area with the minimum width of the opposite bead, the calculation results show that the negative deviation of model effective power shall not exceed 2.6 %. Similar accuracy requirements were obtained for the thickness tolerance of welded plates and the initial temperature of the welded parts. The tolerance for welding speed increasing is much higher and equals +20 %. Thus, the requirements for the accuracy of maintaining parameters of aluminum alloy welding are close to the requirements for high-alloy steels. The results shall be taken into account when developing machines for the automatic welding of aluminum alloys.

**Keywords:** aluminum alloy welding, alternating polarity, parameter accuracy, numerical simulation, linear model, circular heat source, effective efficiency, weld size, model equation coefficient, model power.

### Введение

Для дуговой сварки алюминиевых сплавов вольфрамовым электродом в среде аргона ранее использовалась преимущественно дуга однофазного переменного тока [1, 2]. При этом обеспечивались разрушение окисной пленки алюминия в полупериоды обратной полярности и удовлетворительная термическая стойкость вольфрамовых электродов. Начиная с 90-х гг. прошлого века все шире применяются дуги с разнополярными импульсами прямоугольной формы [3], питаемые от инверторных источников питания. Это обеспечило создание широкой гаммы сравнительно недорогих установок, обеспечивающих сварку несколькими способами основных конструктивных сплавов. Известен ряд попыток создания аналогичных установок для сварки сжатой дугой [4]. В большинстве установок осуществляется только дискретное регулирование соотношения времени протекания импульсов при одинаковых токах, в более дорогих установках обеспечивается и раздельное регулирование силы тока импульсов. В последнее время появились источники, использующие и треугольную форму импульсов тока, а также чередование пакетов импульсов разной формы.

В целом процесс сварки такой дугой получил в зарубежной литературе сокращенное обозначение VP-GTAW. Вопросы тепловой эффективности при сварке такой комбинацией дуг прямой (EN – Electrode Negative) и обратной полярностей (EP – Electrode Positive) являлись предметом ряда исследований [5–7]. В них достаточно произвольно использовались значения эффективного КПД дуг постоянного тока полярностей EN и EP и различными численными методами рассчитывались размеры сварных швов.

В свободных дугах полярности EN с вольфрамовым электродом существенный вклад в эффективную мощность сварки вносит мощность, передаваемая струей разогретого газа и излучением от столба дуги [8, 9]. В этих работах обращено внимание на существенную роль теплового потока от мощности, передаваемой изделию от столба дуги на формирование сварочной ванны. Суммарная оценка конвективной и лучистой составляющих эффективной мощности дуги с плавящимся электродом на основе эксперимента и анализа результатов ряда работ проведена в работе [10]. На основе этого в работе [11] предложена методика расчета эффективной мощности свободной дуги VP-GTAW в зависимости от токов импульсов и времени их действия. По всей видимости, распределение тепловых потоков и значений давления от каждой из дуг к изделию различно и требует дальнейшего

изучения. Теоретическим путем это исследовалось в работе [12]. В работах [13, 14] установлено, что эффективная мощность, рассчитанная по размерам наплавов с помощью линейных математических моделей, намного меньше эффективной мощности, определенной экспериментально. Это свидетельствует о том, что для расчетов тепловых процессов в свариваемых изделиях по известным формулам [15] следует пользоваться скорректированным значением эффективного КПД или увеличивать среднюю объемную теплоемкость металла. Наиболее оптимальным представляется использование метода приведения математической модели к условиям экспериментов. При этом методе по экспериментальным температурам при сварке (например, по размерам сварных швов) рассчитываются коэффициенты математической модели, которые затем используются для расчета температур в определенной области параметров [16].

Важным направлением применения установок для VP-GTAW-процессов является автоматическая сварка сварных швов стыковых соединений. Из-за преобладания в сварных конструкциях сравнительно небольших толщин основные объемы сварных швов выполняются путем одно- или двухсторонней сварки соединений без разделки свариваемых кромок. При этом важно определение требований к точности поддержания параметров сварки, которые в работе [16] предложено классифицировать на условия и режимы. Отличием условий от режимов является невозможность регулирования их в процессе сварки. Основной характеристикой, определяющей допустимое отклонение любого из параметров процесса, является относительный коэффициент передачи возмущений (ОКПВ). Это отношение относительного отклонения регулируемого параметра сварного шва к относительному изменению рассматриваемого параметра сварки в рабочей точке процесса. При этом принимается, что отклонений других параметров процесса не происходит.

Путем применения принципа равного вклада к возмущениям от нескольких параметров процесса несложно определить требования к точности при действии нескольких возмущений одновременно. Однако до настоящего времени исследования требований к точности поддержания параметров при сварке алюминиевых сплавов не проводились. Такие исследования целесообразно выполнять путем математического моделирования процесса формирования сварного шва, что для высоколегированных сталей осуществлено с помощью математической модели нормально-кругового источника тепла (НКИ) на поверхности плоского

слоя [16]. То, что между калориметрическим значением эффективного КПД и модельным в отношении сварки высоколегированных сталей имеются большие различия [13, 14], не является препятствием в применении линейных математических моделей, поскольку оно основывается на экспериментальном определении коэффициентов модели и области действия этих коэффициентов с достаточной для инженерной практики точностью.

В литературе весьма немногочисленны работы, посвященные исследованию экспериментальных зависимостей размеров сварных швов на алюминиевых сплавах, причем в них не всегда указываются все параметры процесса, необходимые для применения расчетных методов и сравнения экспериментальных данных с расчетными.

В работе [17] численным методом моделировалась сварочная ванна при сварке алюминиевого сплава Al 6061 толщиной 8 мм при частоте импульсов 100 Гц, время действия ER составляло 0,3 периода. Процесс исследовался при токе импульсов 150 А и одинаковом напряжении дуг 16 Вт/А. Скорость сварки составляла 2,5 мм/с. КПД полярности EN был принят  $\eta = 0,72$ , а полярности ER варьировался в большую сторону. Естественно, что в этом случае было получено увеличение расчетной площади проплавления основного металла с увеличением доли ER. Тем самым применен искусственный прием, при котором более высокое напряжение дуги ER и низкий КПД заменены более низким напряжением и, наоборот, более высоким КПД дуги. Несложно посчитать, что при увеличении удельной эффективной мощности с 12 до 13 Вт/А произошло увеличение площади поперечного сечения проплавления основного металла на 46 %. В этом случае могло сказаться не столько повышение удельной эффективной мощности, сколько увеличение отражения тепла от обратной плоскости пластины. Это находится в противоречии с калориметрическими исследованиями эффективных КПД дуг EN [13, 14] и ER [18].

В работе [19] авторами источника [17] был применен аналогичный подход уже для тока импульсов 280 А при сварке алюминия толщиной 10 мм, с увеличением доли обратной полярности с 15 до 35 % периода сечение проплавления оставалось стабильным, а при 45 % существенно возросло. Лучшая сходимость расчетных и экспериментальных площадей проплавления имела место при эффективном КПД обратной полярности в 3,8 раза больше, чем прямой полярности. При этом КПД дуги  $\eta$  прямой полярности принимался всего 0,25. По мнению авторов работы [19], такой результат является подтверждением более высокой

эффективности дуги обратной полярности при сварке алюминиевых сплавов.

Таким образом, исследования по тепловой эффективности сварки VP-GTAW немногочисленны и противоречивы. Это обусловлено, по всей видимости, значительным совместным влиянием толщины окисной пленки алюминия и длительности обратной полярности, что весьма трудно учесть при численном моделировании [20]. Ввиду этого по-прежнему перспективным для многих практических вопросов является применение линейных моделей с использованием метода их приведения к экспериментальным данным.

В работе [21] выполнены достаточно подробные исследования изменения размеров одностороннего сварного шва при сварке сплава Al 1060 с изменением доли времени импульса обратной полярности при сварке дугой с прямоугольными импульсами тока. Эти исследования позволяют определять коэффициенты математической модели НКИ и использовать их для оценки требований к точности поддержания параметров сварки.

Целью данной работы являлась разработка методики определения требований к точности параметров при сварке алюминиевых сплавов на основе экспериментальных исследований по измерению размеров шва.

### Методика исследований

Анализировали данные работы [21] по измерению размеров шва и их расчету на основе численного математического моделирования распространения тепла в алюминиевых пластинах. Односторонняя сварка осуществлялась VP-GTAW-дугой на трех режимах, отличающихся отношением длительности обратной полярности к длительности периода при среднем токе дуги за период 170 А. Это приводило к изменению эффективной мощности дуги в целом. Для экспериментов использовали пластины из сплава А 1060. Удельный вес сплава принимался  $\rho = 2,4 \text{ г/см}^3$ . Химический состав сплава приведен в табл. 1.

Скорость сварки на всех трех режимах оставалась постоянной 2,5 мм/с. При этом, учитывая, что по литературным данным КПД дуги прямой полярности изменяется в пределах 0,76–0,89, а обратной полярности 0,52–0,63, авторы работы [21] приняли эффективный КПД дуг обеих полярностей одинаковым –  $\eta = 0,72$ . По результатам сварки изготавливались шлифы поперечных сечений швов и измерялась ширина шва с лицевой E1 и обратной E2 сторон свариваемых пластин. В результате получена хорошая сходимость расчетных и экспериментальных размеров шва. При этом в рабо-

те [21] не указано, каким принималось распределение эффективной мощности по пятну нагрева.

Параметры экспериментов в источнике [21] приведены в табл. 2. Толщина пластин в опытах при замерах ширины шва составляла 3,5 мм.

Таблица 1

Химический состав основного металла

Материал	Fe	Si	Cu	V	Zn	Mg	Mn	Ti	Al
1060	0,35	0,25	0,05	0,05	0,05	0,03	0,03	0,03	Остальное

Частота импульсов прямоугольной формы составляла 50 Гц, длительность периода 20 мс.

Таблица 2

Параметры сварочного процесса

Параметр процесса	Опыт 1	Опыт 2	Опыт 3
Доля ER, %	20	25	30
Средний ток за период, А	170	170	170
Ток импульса EN, А	150	175	200
Напряжение импульса EN, В	13,0	13,5	14,0
Ток импульса ER, А	250	155	100
Напряжение импульса ER, В	26,6	22,4	20,0
Длительность импульса ER, мс	4	5	6
Расчетная эффективная мощность, Вт	2080	1901	1843
Удельная эффективная мощность, Вт/А	12,24	11,18	10,84
Ширина шва E1, мм	10,1	9,3	8,2
Ширина шва E2, мм	6,4	5,2	3,6

В опытах, несмотря на то, что средний ток дуги за период оставался неизменным, имело место снижение ширины шва с увеличением доли времени обратной полярности. Это обусловлено существенным снижением удельной эффективной мощности на 1 А тока импульсов обратной полярности с уменьшением тока импульсов, по сравнению с сопутствующим повышением аналогичного показателя в импульсах прямой полярности [11]. В этой работе обосновано то, что тепловую эффективность дуги комбинированного действия следует оценивать не соотношением длительности полярностей, а средним током полярностей за период. В последнем опыте произошло снижение среднего тока полярности ER с 50 до 30 А и соответствующее повышение среднего тока полярности EN со 120 до 140 А. Тем не менее суммарная эффективная мощность дуги уменьшилась.

В качестве линейной математической модели для расчета приращения температур  $\Delta T$  в деталях и приведенной (модельной) эффективной мощности  $q$  нами была выбрана схема нормально-кругового источника тепла (НКИ) на поверхности плоского слоя [22]:

$$\Delta T = \frac{2q}{c\rho(4\pi a)^{1,5}} \cdot \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} \int_0^t \frac{1}{\sqrt{t(t_0+t)}} \times \left[ \frac{(z-2n\delta)^2}{4at} + \frac{[x-v(t_0+t)]^2+y^2}{4a(t_0+t)} \right] dt, \quad (1)$$

где  $x, y, z$  – координаты точки относительно подвижной системы координат источника теплоты, см;  $t$  – время с начала действия источника, с;  $c\rho$  – объемная теплоемкость, Дж/(°C·см<sup>3</sup>);  $\delta$  – толщина плоского слоя, см;  $a$  – температуропроводность материала, см<sup>2</sup>/с;  $t_0$  – постоянная времени, характеризующая сосредоточенность теплового потока от дуги к изделию, с,  $t_0 = 1/4ak$ ;  $v$  – скорость движения источника тепла, см/с;  $n$  – количество фиктивных теплоисточников, вводимых для учета отражения тепла от поверхностей плоского слоя;  $k$  – коэффициент сосредоточенности НКИ, см<sup>-2</sup>.

Для формулы (1) была разработана компьютерная программа расчета ширины сварочной ванны. В случае принятия постоянной времени  $t_0 = 0$  формула (1) представляет зависимость температур от действия точечного источника тепла. Формула (1) содержит три коэффициента, которые необходимо определить для приведения математической модели к экспериментальным данным. Это коэффициент пропорциональности перед суммой интегралов, коэффициент температуропроводности  $a$  и постоянная  $t_0$ , характеризующая сосредоточенность теплового потока [23]. Для подбора этих трех коэффициентов на данном режиме сварки необходимо знать три размера сварочной ванны – длину, ширину и провар и их пространственные координаты. После этого требуется решить систему трех нелинейных уравнений с тремя неизвестными. Однако измерение длины сварочной ванны и экспериментальное определение координат экстремальных размеров ванны представляет существенные трудности, поэтому для определения коэффициентов модели применяли комбинацию численного и графического методов решения.

За диаметр пятна нагрева, который теоретически у НКИ бесконечен, используют условный диаметр  $D_H$ , через который в изделие поступает 95 % эффективной мощности. Между условным диаметром пятна нагрева и постоянной времени  $t_0$  в формуле (1) существует взаимосвязь:

$$D_H^2 = 48at_0.$$

Вначале для схемы точечного источника тепла рассчитывали приведенные эффективные мощности модели  $q_{1T}$  и  $q_{2T}$ , обеспечивающие получение экспериментальных значений ширины шва E1 и E2 при различных значениях коэффициента темпера-

туропроводности  $a$ . После этого определяли полусумму эффективных мощностей  $q_c = (q_{1T} + q_{2T})/2$  (рис. 1) и, используя ее, снова рассчитывали значения размеров шва  $E1_p$  и  $E2_p$ , полусумму этих расчетных размеров, для которой определяли относительное отклонение  $\Delta$  в % от экспериментального значения полусуммы  $(E1 + E2)/2$ . Минимальное относительное отклонение  $\Delta$  (рис. 2) служило критерием выбора значения коэффициента температуропроводности  $a$  для выполнения последующих расчетов.

### Результаты исследований и их обсуждение

Требуемая расчетная эффективная мощность для получения средней ширины шва сильно зависит от коэффициента  $a$  (см. рис. 1). При этом средняя ширина шва для точечного источника тепла близка для всех коэффициентов  $a$ . Таким образом, схема точечного источника для данного режима сварки не характеризует асимметрию ширины шва по толщине пластины, но хорошо описывает изменение средней ширины шва. В результате получили, что наилучшая сходимость расчетных и опытных значений по средней ширине шва имеет место при коэффициенте температуропроводности  $a = 0,85 \text{ см}^2/\text{с}$  (см. рис. 2). Именно такой коэффициент в работе [15] рекомендуется использовать в расчетах по линейным моделям.

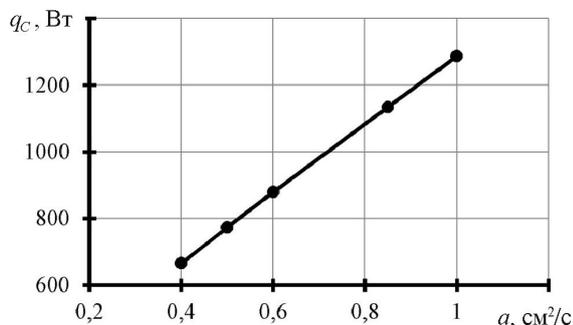


Рис. 1. Зависимость средней приведенной эффективной мощности от коэффициента  $a$

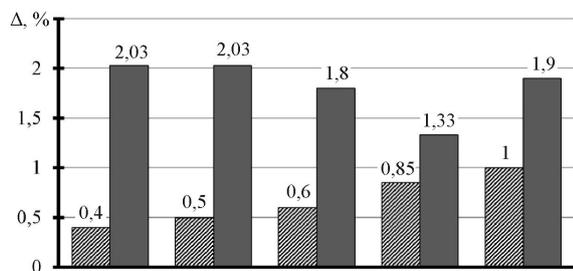


Рис. 2. Диаграммы изменения коэффициента  $a$  (заштрихованные прямоугольники) и относительных отклонений для средней ширины шва

Относительные отклонения эффективной мощности для получения лицевой ширины шва  $E1$  и ширины обратного валика  $E2$  (рис. 3) значительно выше, чем относительные отклонения расчетных размеров средней ширины шва от опытных.

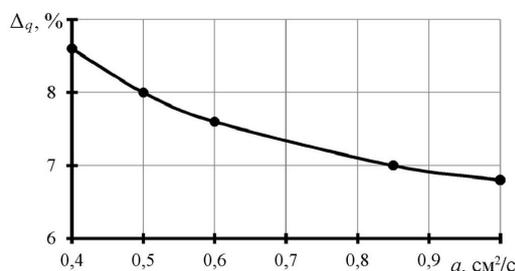


Рис. 3. Зависимость относительных отклонений расчетных значений эффективной мощности для двух размеров шва от  $a$

После этого переходили к определению эффективных мощностей и сосредоточенностей теплового потока в формуле (1) для НКИ, которые обеспечивали бы наблюдаемую асимметрию размеров шва. Подбирали осевой тепловой поток и эффективную мощность для опытного значения ширины шва с обратной стороны пластины  $E2$ . Размер  $E2$  выбрали потому, что при автоматическом регулировании процесса односторонней сварки именно он обычно является регулируемым параметром. Для этого задавали условный диаметр пятна нагрева  $D_H$  НКИ и рассчитывали значения приведенной эффективной мощности  $q_2$  для экспериментальной ширины  $E2$ . Затем с помощью полученных значений  $D_H$  и мощности  $q_2$  рассчитывали ширину шва с лицевой стороны  $E1_p$  и за приемлемое значение мощности и диаметра  $D_H$  принимали сочетание, обеспечивающее минимальное относительное отклонение расчетной ширины шва  $E1_p$  от опытного значения  $E1$ . Результаты расчетов для опыта № 1 представлены на рис. 4.

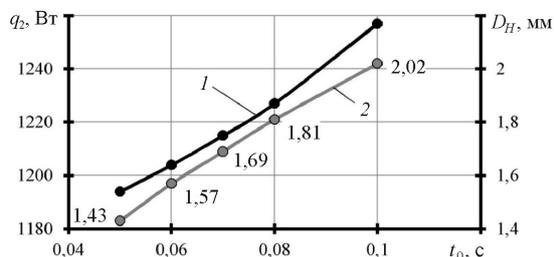


Рис. 4. Изменение мощности источника тепла в зависимости от изменения диаметра пятна нагрева для опыта № 1:  $E2 = 6,4 \text{ мм}$ ; 1 – кривая мощности; 2 – кривая  $D_H$

Из зависимостей на рис. 4 следует, что приведенная мощность источника тепла мало зависит от сосредоточенности теплового потока. При уве-

личении площади действия источника в два раза эффективная мощность повысилась всего на 5 %, поэтому может быть принята гипотеза постоянства осевого теплового потока при изменении эффективной мощности [16].

В широком диапазоне изменения сосредоточенности теплового потока обеспечивается хорошая сходимость между мощностями для ширины лицевой стороны шва и обратного валика. В результате для дальнейших расчетов было принято, что постоянная времени источника тепла  $t_0 = 0,1$  с, что соответствует диаметру пятна нагрева  $D_H = 2,02$  см, при этом осевой тепловой поток НКИ  $q_0 = 1176$  Вт/см<sup>2</sup>. Расчетные значения приведенной мощности  $q_{л}$  для двух других опытов были получены при допущении постоянства осевого теплового потока  $q_0$  и приведены в табл. 3.

Расчетные значения приведенной эффективной мощности по формуле (1) существенно ниже, чем рассчитанные по значениям эффективного КПД, принятого для обеих полярностей в работе [21],  $-\eta = 0,72$  (см. табл. 3).

Таблица 3

Соотношение между эффективными мощностями (Вт) по эффективному КПД и модели и схеме НКИ

Опыт	По КПД $q_k$	По НКИ $q_{л}$	$q_k/q_{л}$
1	2080	1255	1,657
2	1901	1199	1,585
3	1843	1135	1,624

Среднее отношение мощностей для двух математических моделей составляет 1,622 и имеет очень небольшой разброс. Интересно, что превышение calorиметрической эффективной мощности над модельной получено и для аргодуговой сварки высоколегированных сталей дугой прямой полярности в работах [13, 14] и там данное отношение мощностей составляет примерно 1,6.

С использованием принятой гипотезы постоянства осевого теплового потока были выполнены расчеты влияния приведенной эффективной мощности на ширину обратного валика E2 для опыта № 3, в котором E2 минимально (рис. 5). Значение E2 при расчетной мощности 1135 Вт можно принять за номинальный размер шва и определять ОКПВ основных параметров сварки, которые приведут к предельному значению  $E2 = 0$ . Положительные отклонения E2 в данном случае менее опасны, чем отрицательные, которые могут привести к непровару.

Зависимость на рис. 5 показывает очень высокую чувствительность ширины E2 к возмущениям эффективной мощности, начиная с определенного значения E2.

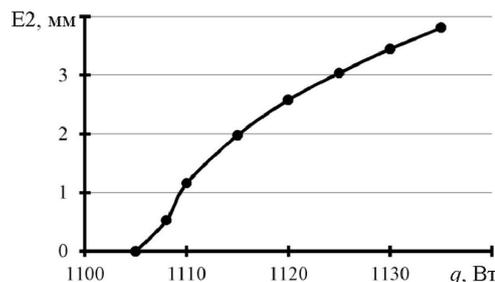


Рис. 5. Зависимость обратной ширины шва E2 от приведенной эффективной мощности  $q_{л}$  в области вероятного непровара

Отношение изменения мощности к изменению E2 для первого и третьего опытов составляет около 85 Вт/мм, а в дальнейшем в третьем опыте оно снижается до  $(30 \cdot 1,62)/3,81 \approx 13$  Вт/мм, т.е. почти в семь раз. Это видно и по изменению второй производной кривой  $q_{л}$  на рис. 5. В результате ОКПВ для модельной эффективной мощности составило всего  $-2,6$  %, что примерно одинаково с требованиями для высоколегированной стали [16], несмотря на то, что у алюминиевых сплавов намного выше коэффициент температуропроводности и намного ниже температура плавления. Близкие к этому значению получили и абсолютные величины ОКПВ для толщины пластин и их начальной температуры (рис. 6). Совпадение требований к точности режимов разных металлов облегчает использование универсальных установок для их автоматической сварки.

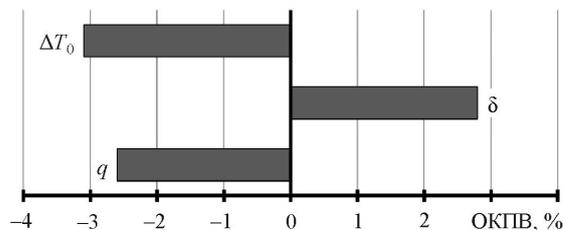


Рис. 6. Диаграмма ОКПВ для основных параметров сварки

Единственным исключением является скорость сварки, для которой ОКПВ для базового режима оказался  $+20$  %, поэтому стабильность погонной энергии сварки не может служить критерием стабильности процесса. Однако для более детальной оценки требований к точности поддержания скорости сварки требуется изучить экспериментально влияние скорости сварки на ширину обратной стороны шва E2.

При стабилизации двух режимов сварки, согласно принципу равного вклада, требуется каждый параметр поддерживать с удвоенной точностью, что достаточно сложно обеспечить для тока

дуги. При регулировании процесса по математической модели точность поддержания регулируемого параметра (в нашем случае ширины E2) обеспечивается на уровне точности измерения режимов измерительными приборами [24].

### Выводы

1. Разработана методика определения оптимального значения коэффициента температуропроводности при расчетах по математической модели НКИ, заключающаяся в отыскании минимального отклонения между средней расчетной и опытной шириной шва при использовании схемы точечного источника тепла на поверхности плоского слоя.

2. По размерам сварных односторонних швов стыкового соединения без разделки кромок из алюминиевого сплава 1060 определены параметры математической модели НКИ на поверхности плоского слоя, обеспечивающие хорошую сходимость расчетных и экспериментальных данных. При этом с уменьшением приведенной эффективной мощности НКИ имеет место уменьшение условного диаметра пятна нагрева и, соответственно, повышение среднего теплового потока.

3. Приведенная эффективная мощность по математической модели НКИ в среднем на 60 % меньше эффективной мощности, рассчитанной с помощью эффективного КПД,  $\eta = 0,72$ . Значения приведенного теплового потока в пятне нагрева в несколько раз меньше, чем при сварке высоколегированных сталей дугой прямой полярности.

4. Математическая модель НКИ, коэффициенты которой определены по размерам сварного шва, может эффективно использоваться для определения требований к точности поддержания параметров сварки.

5. Требования к точности поддержания эффективной мощности дуги, стабильности толщины пластин и начальной температуры свариваемых деталей при односторонней сварке алюминиевых сплавов примерно одинаковы с требованиями для высоколегированных сталей.

### Список литературы

1. Савинов А.В., Лапин И.Е., Лысак В.И. Дуговая сварка неплавящимся электродом. – М.: Машиностроение, 2011. – 477 с.
2. Ленивкин В.А., Дюргеров Н.Г., Сагиров Х.Н. Технологические свойства сварочной дуги в защитных газах / «ООО БМП-ПР», НАКС. – М., 2011. – 367 с.
3. Yarmuch M.A.R., Patched B.M. Variable AC polarity GTAW fusion behavior in 5083 aluminum // *Welding Journal*. – July 2007. – Vol. 86. – P. 196–200.
4. Основные тенденции развития плазменно-дуговой сварки алюминиевых сплавов / А.А. Гринюк,

В.Е. Коржик, Е.Н. Шевченко, А.А. Бабич, С.И. Пелешенко, В.Г. Чайка, А.Ф. Тищенко, Г.В. Ковбасенко // *Автоматическая сварка*. – 2015. – № 11. – С. 39–50.

5. Arc attachments on aluminum during tungsten electrode positive polarity in TIG welding of aluminum / S. Rose, J. Zahr, M. Schnick, U. Fussel, S.-F. Goecke, M. Hubner // *Welding in the World*. – 2011. – Vol 55. – P. 91–99.

6. Arc characteristics in doubled-pulsed VP-GTAV for aluminum alloy / J. Wang, B. Qi, B. Cong, M. Yang, F. Liu // *Journal of Materials Processing Tech.* – 2017. – Vol. 249. – P. 89–95.

7. The effect of electrode energy balance on variable polarity plasma arc pressure / B. Hu, S. Tashiro, F. Jiang, M. Tanaka, S. Chen // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2019. – Vol. 145. – P. 118715.

8. Столбов В.И., Потехин В.П. Модель нагрева поверхности сварочной дугой // *Автоматическая сварка*. – 1979. – № 12. – С. 10–12.

9. Столбов В.И. Сварочная ванна / ТГУ. – Тольятти, 2007. – 147 с.

10. Эффективная мощность сварочной дуги обратной полярности при наплавке алюминия плавящимся электродом / В.П. Сидоров, А.И. Ковтунов, А.Г. Бочкарев, Д.Э. Советкин // *Вектор науки ТГУ*. – 2020. – № 4. – С. 34–42.

11. Сидоров В.П., Советкин Д.Э. Эффективная мощность разнополярной дуги в аргоне с вольфрамовым электродом при сварке алюминия // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение*. – 2021. – Т. 23, № 1. – С. 5–12.

12. Simulation and analysis of heat transfer and fluid flow characteristics of variable polarity GTAW process based on a tungsten-arc-specimen coupled model / J. Pan, S. Hu, L. Yang, H. Li // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2016. – Vol. 96. – P. 346–352.

13. Giedt W.H., Tallerico L.N., Fuerschbach P.W. GTA Welding efficiency: calorimetric and temperature field measurements // *Welding Research Supplement*. – January 1989. – P. 28–32.

14. Сидоров В.П., Советкин Д.Э., Мельзитдинова А.В. Эффективная мощность дуги прямой полярности с неплавящимся электродом // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение*. – 2020. – Т. 22, № 2. – С. 5–11.

15. Кархин В.А. Тепловые процессы при сварке. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2015. – 572 с.

16. Сидоров В.П., Мельзитдинова А.В. Расчет точности параметров аргонодуговой и контактной сварки / ООО «Анна». – Тольятти, 2018. – 252 с.

17. Jeong H., Park K., Cho J. Numerical analysis of variable polarity arc weld pool // *Journal of Mechanical Science and Technology*. – 2016. – Vol. 30 (9). – P. 4307–4313.

18. Investigation on the influence of various welding parameters on the arc thermal efficiency of the GTAW process by calorimetric method / M.B. Nasiri, M. Behzadinejad, H. Latifi, J. Martikeinen // *Journal of Mechanical Science and Technology*. – 2014. – Vol. 28 (8). – P. 3255–3261.

19. Thermal efficiency decision of variable polarity aluminum arc welding through molten pool analysis / H. Jeong, K. Park, S. Baek, J. Cho // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2019. – Vol. 138. – P. 729–737.

20. Cho J., Lee J.-J., Bae S.H. Heat input analysis of variable polarity arc welding of aluminum // *International Journal Adv Manuf Technol*. – 2015. – Vol. 81. – P. 1273–1280.

21. Wang L.L., Wei J.H., Wang Z.M. Numerical and experimental investigations of variable polarity gas tungsten arc welding // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2018. – Vol. 95. – P. 2421–2428.

22. Денисов П.В., Мирлин Г.А. Расчет температуры нагрева тонколистового металла нормально распределенным источником при точечной сварке импульсной дугой // *Сварочное производство*. – 1974. – № 1. – С. 3–6.

23. Теория сварочных процессов: учеб. / А.В. Конавалов [и др.]; под ред. В.М. Неровного. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. – 752 с.

24. Способ регулирования глубины проплавления при дуговой автоматической сварке: пат. 2735847 Рос. Федерация / Сидоров В.П., Мельзитдинова А.В. – № 2019123222; заявл. 18.07.2019; опубл. 09.11.2020, Бюл. № 31.

## References

1. Savinov A.V., Lapin I.E., Lysak V.I. Dugovaia svarka neplaviashchimsia elektrodom [Arc welding with non-consumable electrode]. Moscow: Mashinostroenie, 2011, 477 p.

2. Lenivkin V.A., Diurgerov N.G., Sagirov Kh.N. Tekhnologicheskie svoystva svarochnoi dugi v zashchitnykh gazakh [Technological properties of the welding arc in shielding gases]. NAKS. Moscow, 2011, 367 p.

3. Yarmuch M.A.R., Patched B.M. Variable AC polarity GTAW fusion behavior in 5083 aluminum. *Welding Journal*, 2007, vol. 86, pp. 196–200.

4. Griniuk A.A., Korzhik V.E., Shevchenko E.N., Babich A.A., Peleshenko S.I., Chaika V.G., Tishchenko A.F., Kovbasenko G.V. Osnovnye tendentsii razvitiia plazmenno-dugovoi svarki aluminievyykh splavov [Main trends in the development of plasma arc welding of aluminum alloys]. *Avtomaticheskaya svarka*, 2015, no. 11, pp. 39–50.

5. Rose S., Zahr J., Schnick M., Fussel U., Goecke S.-F., Hubner M. Arc attachments on aluminum during tungsten electrode positive polarity in TIG welding of aluminum. *Welding in the World*, 2011, vol 55, pp. 91–99.

6. Wang J., Qi B., Cong B., Yang M., Liu F. Arc characteristics in doubled-pulsed VP-GTAV for aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Tech.*, 2017, vol. 249, pp. 89–95.

7. Hu B., Tashiro S., Jiang F., Tanaka M., Chen S. The effect of electrode energy balance on variable polarity plasma arc pressure. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, vol. 145, pp. 118715.

8. Stolbov V.I., Potekhin V.P. Model' nagreva poverkhnosti svarochnoi dugoi [Surface heating model of the welding arc]. *Avtomaticheskaya svarka*, 1979, no. 12, pp. 10–12.

9. Stolbov V.I. Svarochnaia vanna [Welding bath]. TGU. Tol'jatti, 2007, 147 p.

10. Sidorov V.P., Kovtunov A.I., Bochkarev A.G., Sovetkin D.E. Effektivnaia moshchnost' svarochnoi dugi obratnoi poliarnosti pri naplavke aliuminiia plaviashchimsia elektrodom [Effective power of reverse polarity welding arc when surfacing aluminum with a fusing electrode]. *Vektor nauki TGU*, 2020, no. 4, pp. 34–42.

11. Sidorov V.P., Sovetkin D.E. Effektivnaia moshchnost' raznopolyarnoi dugi v argone s vol'framovym elektrodom pri svarke aliuminiia [Effective power of multi-polar arc in argon with tungsten electrode in aluminum welding]. *Vestnik Permskogo natsional'nogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie*, 2021, vol. 23, no. 1, pp. 5–12.

12. Pan J., Hu S., Yang L., Li H. Simulation and analysis of heat transfer and fluid flow characteristics of variable polarity GTAW process based on a tungsten-arc specimen coupled model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2016, vol. 96, pp. 346–352.

13. Giedt W.H., Talerico L.N., Fuerschbach P.W. GTA Welding efficiency: calorimetric and temperature field measurements. *Welding Research Supplement*, 1989, pp. 28–32.

14. Sidorov V.P., Sovetkin D.E., Mel'zitdinova A.V. Effektivnaia moshchnost' dugi priamoi po-liarnosti s neplaviashchimsia elektrodom [Effective power of a direct polarity arc with a non-consumable electrode]. *Vestnik Permskogo natsional'nogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie*, 2020, vol. 22, no. 2, pp. 5–11.

15. Karkhin V.A. Teplovye protsessy pri svarke [Thermal processes in welding]. Saint-Petersburg: Izdatelstvo Politekhnicheskogo universiteta, 2015, 572 p.

16. Sidorov V.P., Mel'zitdinova A.V. Raschet tochnosti parametrov argonodugovoi i kontaktnoi svarki [Calculation of accuracy of argon-arc and resistance welding parameters]. Tol'jatti, 2018, 252 p.

17. Jeong H., Park K., Cho J. Numerical analysis of variable polarity arc weld pool. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2016, vol. 30 (9), pp. 4307–4313.

18. Nasiri M.B., Behzadinejad M., Latifi H., Martikeinen J. Investigation on the influence of various welding parameters on the arc thermal efficiency of the GTAW process by calorimetric method. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2014, vol. 28 (8), pp. 3255–3261.

19. Jeong H., Park K., Baek S., Cho J. Thermal efficiency decision of variable polarity aluminum arc welding through molten pool analysis. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, vol. 138, pp. 729–737.

20. Cho J., Lee J.-J., Bae S.H. Heat input analysis of variable polarity arc welding of aluminum. *International Journal Adv Manuf Technol.*, 2015, vol. 81, pp. 1273–1280.

21. Wang L.L., Wei J.H., Wang Z.M. Numerical and experimental investigations of variable polarity gas tungsten arc welding. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, vol. 95, pp. 2421–2428.

22. Denisov P.V., Mirlin G.A. Raschet temperatura nagreva tonkolistovogo metalla normal'no raspredelemnym istochnikom pri tochechnoi svarke impul'snoi dugoi. *Svarochnoe proizvodstvo*, 1974, no. 1, pp. 3–6.

23. Konovalov A.V. et al. Ed. V.M. Nеровного Teoriia svarochnykh protsessov. Moscow: Izdatelstvo MGTU imeni N.E. Baumana, 2007, 752 p.

24. Sidorov V.P., Mel'zitdinova A.V. Sposob regulirovaniia glubiny proplavleniia pri dugovoi avtomaticheskoi svarke [Method for controlling penetration depth in automatic arc welding]. Patent Rossiiskaia Federatsiia no. 2019123222 (2020).

Получено 05.07.2021

Опубликовано 30.09.2021

#### Сведения об авторах

**Сидоров Владимир Петрович** (Тольятти, Россия) – доктор технических наук, профессор, профессор кафедры сварки, обработки материалов давлением и родственных процессов Тольяттинского государственного университета, e-mail: vladimir.sidorov.2012@list.ru.

**Мельзитдинова Анна Викторовна** (Тольятти, Россия) – магистр, руководитель ОПС ЧОУ ДПО ТУЦ «Спектр», e-mail: melzitdinova@gmail.com.

**Советкин Дмитрий Эдуардович** (Тольятти, Россия) – магистр, старший преподаватель кафедры сварки, обработки материалов давлением и родственных процессов Тольяттинского государственного университета, e-mail: mitya.sovetkin@yandex.ru.

#### About the authors

**Vladimir P. Sidorov** (Togliatti, Russian Federation) – Doctor of Technical Sciences, Professor, Department of Welding, Metal Forming and Associated Processes, Togliatti State University, e-mail: vladimir.sidorov.2012@list.ru.

**Anna V. Melzitdinova** (Togliatti, Russian Federation) – Master of Science, Head of Training Department of Welders before Attestation, PEA APE TTC “Spectrum”, e-mail: melzitdinova@gmail.com.

**Dmitry E. Sovetkin** (Togliatti, Russian Federation) – Master of Science, Senior Lecturer, Department of Welding, Metal Forming and Associated Processes, Togliatti State University, e-mail: mitya.sovetkin@yandex.ru.