

**ВЕСТНИК ПНИПУ. Машиностроение, материаловедение
Т. 22, № 2, 2020**

Bulletin PNRPU. Mechanical engineering, materials science
<http://vestnik.pstu.ru/mm/about/inf/>

DOI: 10.15593/2224-9877/2020.2.01
УДК 65.011.56: 721.791

В.П. Сидоров¹, Д.Э. Советкин², А.В. Мельзитдинова³

^{1,2}Тольяттинский государственный университет, Тольятти, Россия

³ЧОУ ДПО ТУЦ «Спектр», Тольятти, Россия

**ЭФФЕКТИВНАЯ МОЩНОСТЬ ДУГИ ПРЯМОЙ ПОЛЯРНОСТИ
С НЕПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ**

Определение эффективной мощности сварочной дуги q_f имеет важное значение, так как без этой величины сложно выполнять расчеты значений температуры в свариваемых изделиях. Обычно для определения q_f свободной сварочной дуги используют эффективный КПД η . Однако ряд исследований по значениям этого коэффициента для дуги прямой полярности в аргоне с неплавящимся электродом дает диапазон $\eta = 0,21 \dots 0,9$, что недостаточно при современных требованиях к точности расчета термических циклов шва и зоны термического влияния, определяющих структуры сварных соединений.

Для расчета q_f свободной сварочной дуги использована формула значений температуры от неподвижного точечного источника тепла на поверхности плоского слоя и опытные значения лицевых диаметров точек после наплавки на пластину их высоколегированной стали толщиной 3,7 мм. Поиск q_f по диаметру точки производили путем решения уравнения с помощью компьютерной программы, реализованной на языке программирования C#. Для поиска использовали метод дихотомии. В качестве коэффициентов модели использовали усредненные значения, рекомендуемые в литературе. Экспериментальные значения эффективной мощности определялись с помощью калориметрирования нагретых неподвижной сварочной дугой образцов при токах 80 и 100 А.

Сравнение расчетных и экспериментальных удельных эффективных мощностей на 1 А тока дуги показало, что расчетные мощности на 10–12 % меньше опытных значений. Отсюда следует вывод, что расчеты размеров проплавления швов с использованием калориметрической мощности нуждаются в корректировке объемной теплоемкости металла, по сравнению с используемой усредненной объемной теплоемкостью, рекомендованной в литературе. Такой подход позволяет оценить применимость той или иной математической модели процесса для расчета значений температуры в изделии.

Ключевые слова: свободная дуга, прямая полярность, неплавящийся электрод, коррозионностойкая сталь, эффективная мощность, точечный источник, наплавка точек, калориметр, плоский слой, коэффициенты модели, средняя теплоемкость.

V.P. Sidorov¹, D.E. Sovetkin², A.V. Melzitdinova³

^{1,2}Togliatti State University, Togliatti, Russian Federation

²PEA APE TTC “Spectrum”, Togliatti, Russian Federation

**EFFECTIVE POWER OF DIRECT POLARITY ARC
WITH NON-CONSUMABLE ELECTRODE**

The determination of effective power q_f of a welding arc is significant, because this value makes it easier to calculate temperatures in the welded products. Usually, effective efficiency factor η is used to determine q_f of free welding arc. However, data of a number of studies dedicated to the values of this coefficient for direct polarity arc in argon with non-consumable electrode are $\eta = 0.21 \dots 0.9$, which is not enough at the up-to-date requirements to the calculation accuracy of thermal cycles of a weld and heat-affected zone that determine the structure of welding joints.

To calculate q_f of a free welding arc, we use the temperature formula from a heat point source fixed on the surface of a flat layer, and measured values of spot face sizes after welding them on a high-alloy steel plate of 3.7 mm thickness. The determination of q_f by the spot size was carried out by solving of equation with a help of software programmed on C#. For calculation, the dichotomy method was used. As coefficients of a model equation, we use average values recommended in the list of references. The measured values of the effective power were determined by calorimetric study of the samples heated by the fixed welding arc at currents of 80 and 100 A.

The comparison of designed and measured specific effective powers per 1 A of the arc current showed that the designed powers are 10–12 % less than the measured powers. It follows that the calculations of sizes of weld penetration with the use of calorimetric power need to be adjusted regarding volumetric heat capacity of the metal in comparison with the used average volumetric heat capacity, which is recommended in the list of references. This approach allows estimating the applicability of any math model of the process for the calculation of temperatures in a product.

Keywords: free arc, direct polarity, non-consumable electrode, stainless steel, effective power, point source, surfacing points, calorimetry, flat layer, model coefficients, average heat capacity.

Введение

Определение эффективной мощности свободной сварочной дуги имеет важное значение, так как без этой величины сложно выполнять расчеты значений температуры в свариваемых изделиях. Под эффективной мощностью понимают часть мощности дуги, которая передается свариваемому телу. Для ее расчета обычно используют эффективный КПД [1]. Принято считать, что для свободной дуги эффективный КПД изменяется в сравнительно узких пределах. Методика прямых расчетов эффективной мощности свободной дуги к настоящему времени не разработана. Это связано с тем, что существенная часть эффективной мощности переносится к изделию плазменными потоками, свойства которых во многом определяются весьма разнообразными условиями сварки. Для сжатой сварочной дуги такая методика разработана с учетом того, что мощность, переносимая потоком плазмообразующего аргона к изделию, рассчитывается на основе приближенного решения дифференциального уравнения баланса энергии столба дуги [2].

Дуга постоянного тока с неплавящимся электродом является наименее сложным объектом для исследования такой мощности. Тем не менее накопленные данные по эффективному КПД η немногочисленны и противоречивы. По данным работы [3], в опубликованных работах он меняется от 0,21 до 0,9 в зависимости от рода свариваемого металла и полярности дуги.

Экспериментально эффективная мощность определяется путем калориметрирования тепловой энергии, накопленной в различного вида образцах [4–7]. В ряде случаев условия измерения существенно отличаются от условий сварки, например при калориметрировании медных водоохлаждаемых анодов [4]. Мощность, теряемую образцом в процессе сварки на потери в окружающую среду, принято рассчитывать и включать в эффективную мощность [5]. В случае сведения таких потерь к минимуму путем теплоизоляции образца условия опытов также отличаются от условий сварки [6].

Для сварки наиболее важен процесс в установившемся тепловом состоянии, при котором потери мощности свариваемым изделием постоянны во времени. Поскольку основная цель использования эффективной мощности – это проведение расчетов значений температуры для установившегося теплового состояния, методики определения эффективной мощности могут быть различными. В большинстве случаев, когда теплоотдача от свариваемого изделия не может быть учтена в расчетах, целесообразно определение так называемой сварочной эффективной мощности, в которую не включаются так

называемые потери уноса [8]. К ним можно отнести, например, мощность, теряемую при испарении металла с поверхности сварочной ванны. В ряде случаев, например при плазменной резке, потери уноса с выплавляемым металлом могут быть весьма значительными. К ним следует относить также теплопередачу в сварочную оснастку. Потери уноса могут сильно влиять на проплавление металла при сварке. Такое влияние возрастает с уменьшением значений свариваемой толщины.

Одной из трудностей подхода с использованием эффективного КПД является то, что для расчета эффективной мощности необходимо знать напряжение сварочной дуги, а оно также имеет существенный разброс значений, связанный с влиянием диаметра электрода, угла его заточки, притупления конца и некоторых других факторов [9]. В монографии [10] диапазон варьирования КПД $\eta = 0,5 \dots 0,6$. Даже разброса $\eta = \pm 10\%$ недостаточно при современных требованиях к точности расчета термических циклов шва и зоны термического влияния, определяющих структуры сварных соединений.

В работах [3, 11] эффективную мощность дуги в аргоне на высоколегированной стали определяли двумя способами – калориметрическим и расчетным. Для наплавки использовалась пластина, которая затем закрывалась в калориметре. Время выравнивания значений температуры в калориметре достигало 6 ч.

Для расчета эффективной мощности авторы статьи [3] использовали формулу значений температуры от точечного источника тепла на поверхности полубесконечного тела и опытные значения глубины провара после наплавки. Такой двойной подход к определению эффективной мощности и КПД представляет значительный интерес, так как позволяет оценить применимость той или иной математической модели процесса для расчета значений температуры в изделии. Применение схемы полубесконечного тела в статье [3] было оправданно, так как толщина образца составляла 13,2 мм, а ток дуги не превышал 200 А.

Нашими расчетами по данным статьи [3] установлено, что среднее значение калориметрического эффективного КПД дуги в диапазоне токов 50–200 А составило $\eta_k = 0,814$ при его среднем относительном отклонении по абсолютной величине (САО) [12] в 1,2 %. Расчетное значение КПД по формуле точечного источника на основе данных о глубине проплавления составило $\eta_r = 0,570$ при САО 8,5 %. Таким образом, при условиях [8] калориметрическое определение мощности существенно больше расчетного определения по формуле для точечного источника тепла. Расчетный эффективный КПД оказался на 30 % меньше эксперимен-

тального. Этот результат равносильно тому, что при расчетах эффективной мощности по линейной модели следует принимать значительно большие значения средней объемной теплоемкости металла, чем обычно рекомендуют в литературе [1, 8].

Таким образом, является актуальным дальнейшее совместное экспериментальное и расчетное исследование эффективной мощности для дуги в аргоне с неплавящимся электродом.

Методика исследований

Определение экспериментальной эффективной мощности производили методом калориметрирования нагретых сварочной дугой образцов, которые помещали в емкость из тонкостенного полиэтилена объемом 1,0 л. Масса емкости составляла 34,9 г. В верхней части емкости была выполнена узкая щель с размерами, обеспечивающими быстрое погружение образца в воду после наплавки точки. После погружения образца в воду щель немедленно закрывалась во избежание утечки пара. Точки наплавляли на пластину с 30%-ным смещением от центра по длине образцов, которые погружались в воду стороной с более холодной частью, что сводило к минимуму испарение при погружении образца. При этом конструкция калориметра такова, что испарившаяся вода, оседая на стенках калориметра, нагревала их и воду, что повышало точность измерений. В емкость измерительной мензуркой с ценой деления 1 мл наливали воду объемом 200 мл. Массу образцов размером 96×49×3,7 мм из высоколегированной стали X18N9T определяли взвешиванием на химических весах с точностью до 0,1 г. Масса пластин составляла в среднем 147,3 г. Температуру образца до сварки принимали равной температуре помещения, в котором образцы выдерживались длительное время. При повторном использовании образца после остывания его температура уточнялась с помощью специальной термомпары, прижимаемой к поверхности. В придонной области калориметра устанавливали термомпару и измеряли температуру воды с точностью 0,1 °С по микропроцессорному прибору 2ТРМ0. После помещения образца в калориметр воду в нем перемешивали до момента выравнивания ее температуры.

Наплавку на пластины производили на весу при токоподводе сварочного кабеля к пластине с двух сторон на общей площади 2 см², что обеспечивало небольшие потери энергии в токоподводы во время наплавки. После наплавки образец быстро перемещали в калориметр с водой и производили повторное измерение температуры воды с образцом. Внешний вид одной из точек представлен на рисунке.

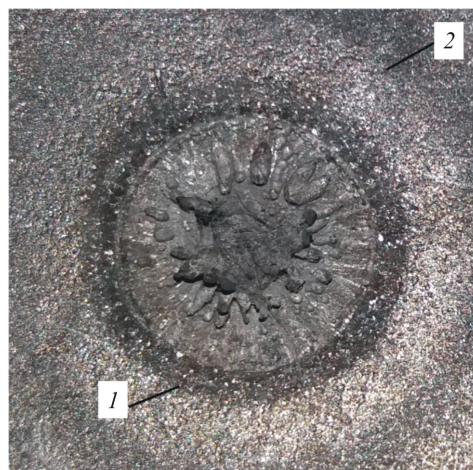


Рис. Внешний вид сварной точки № 1 после травления:
1 – расчетная граница с температурой 1373 К;
2 – граница температуры 873 К

Эффективную мощность сварочной дуги рассчитывали по формуле

$$q_{\text{и}} = \frac{(c_{\text{в}} m_{\text{в}} \Delta T_{\text{в}} + c_{\text{с}} m_{\text{с}} \Delta T_{\text{с}} + c_{\text{п}} m_{\text{п}} \Delta T_{\text{в}})}{t_{\text{д}}}, \quad (1)$$

где $c_{\text{в}}$ – удельная теплоемкость воды, Дж/(г·°С); $m_{\text{в}}$ – масса воды, г; $\Delta T_{\text{в}}$ – изменение температуры воды по отношению к ее начальной температуре; $c_{\text{с}}$ – удельная теплоемкость стали, принималась по литературным данным $c_{\text{с}} = 0,637$ Дж/(г·°С); $m_{\text{с}}$ – масса пластины, г; $\Delta T_{\text{с}}$ – изменение температуры пластины по отношению к ее начальной температуре, °С; $c_{\text{п}}$ – удельная теплоемкость полиэтилена, принималась по литературным данным $c_{\text{п}} = 1,0$ Дж/(г·°С); $m_{\text{п}}$ – масса стенок емкости из полиэтилена, г; $t_{\text{д}}$ – время горения дуги, с.

Дугу питали в режиме постоянного тока прямой полярности от сварочного источника Врма TIG-200P AC/DC, предназначенного для сварки разнополярными импульсами тока прямоугольной формы. Для наплавки использовали сварочную горелку типа ГНР с керамическим соплом, которое заканчивалось цилиндрическим участком с внутренним диаметром 13 мм и длиной 27 мм. Установочная длина дуги во всех опытах была 2,7 мм. Вольфрамовый электрод марки ЭВИ диаметром 4 мм затачивался на угол 30°, расстояние от сопла до изделия 7 мм. Расход защитного аргона, измеряемого по ротаметру РМ-0,04 ЖУ2, составлял 7 л/мин. На каждом из токов дуги $I = 99$ А и $I = 80$ А производили по три опыта с некоторым изменением времени горения дуги $t_{\text{д}}$. Время горения дуги измерялось с помощью видеосъемки дуги со скоростью 120 кадров в секунду с точностью 0,01 с. Ток дуги измеряли с видеofиксацией цифровой панели источника питания, напряжение дуги – стре-

лочным вольтметром Э59 класса 0,5, также видеофиксацией. За значение эффективной мощности принималось ее среднее значение по данным трех опытов на одном токе.

Как следует из формулы (1), при определении q_i не учитывались потери мощности в окружающую среду излучением и парообразованием с поверхности сварочной ванны. Однако такие потери происходят и во время сварки. Ввиду этого в данном случае измеряемую мощность следует относить к «сварочной», т.е. не включающей потери уноса. Такой подход был выбран намеренно, так как использование математической модели, в которой потери мощности в окружающую среду и оснастку не берутся в расчет, является логичным. В данном случае, в связи наплавкой точек на весу, потери в оснастку были практически исключены. Потери мощности при переносе образца в калориметр, которые обычно учитываются расчетным путем [5], также невелики и не учитывались. Таким образом, определялась эффективная мощность, участвующая в распространении тепла в изделии и формирующая сварочную ванну, в данном случае достаточно близкая к полной эффективной мощности. Расчетным путем определялась аналогичная мощность, и эти мощности сравнивались между собой.

Расчет эффективной мощности проводили по наружным диаметрам на лицевой поверхности наплавки с помощью уравнения для точечного источника тепла на поверхности плоского слоя [13], которое для неподвижного источника тепла принимает вид

$$T_L - T_0 = \frac{KI}{a^{1,5}} \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} \int_0^t \frac{dt}{t^{1,5}} \cdot e^{-\frac{[y^2 + (z-2n\delta)^2]}{4at}}, \quad (2)$$

где T_L – температура плавления металла, К; T_0 – номинальная начальная температура металла, К; K – коэффициент пропорциональности, $K = 2q_y / [c\rho(4\pi)^{1,5}]$, $(\text{см}^3 \cdot \text{К}) / (\text{А} \cdot \text{с})$, где q_y – отношение эффективной мощности сварочной дуги к току сварки, Вт/А; I – ток сварки, А; $c\rho$ – объемная теплоемкость металла, Дж/(см³·К); a – коэффициент температуропроводности, см²/с; δ – толщина плоского слоя, см; y – координата в диаметральном направлении, см; z – координата по толщине плоского слоя, см; t – время с момента начала действия источника, с; n – целые числа от $-\infty$ до $+\infty$.

При расчете эффективной мощности принимали $c\rho = 5,0$ Дж/(см³·К), $T_L = 1793$ К, $T_0 = 293$ К, $a = 0,04$ см²/с по рекомендациям работы [1]. Вместо координаты y в уравнение (2) подставляли по-

ловину лицевого диаметра наплавленной точки $y = D/2$, координата для лицевой поверхности составляет $z = 0$. Решение уравнения для поиска эффективной мощности по диаметру точки выполняли с помощью компьютерной программы, реализованной на языке С#. Для поиска использовался метод дихотомии [14].

Результаты исследования и их обсуждение

Исходные данные и результаты расчетов приведены в табл. 1.

Расчет трех слагаемых в формуле (1) показал, что наибольшее значение имеет первое из них. Сумма двух последних слагаемых составляет примерно 10 % от полной энергии. Это указывает на небольшое влияние погрешностей при измерении значений температуры на данные слагаемые. Несложно подсчитать, что самая высокая средняя температура пластин в первых трех опытах составляет около 388 К. Это говорит о том, что испарение воды при погружении пластин практически отсутствовало.

Наиболее важной тепловой характеристикой дуги в табл. 1 является удельная эффективная мощность (на 1 А тока дуги) q_y . Значения среднего алгебраического отклонения (САО) [12] для этой величины и эффективного КПД примерно одинаковы, но при использовании q_y не нужно знать напряжение дуги. В ряде работ q_y получило название вольтова эквивалента эффективной мощности, или эффективного анодного падения напряжения [15], или удельного теплового потока [9], но определение удельной эффективной мощности на 1 А тока представляется более логичным и в случае использования единицы измерения Вт/А наглядно показывает физическую сущность этой величины.

Таблица 1

Результаты измерений и расчетов при калориметрировании образцов

Показатель	Номер опыта					
	1	2	3	4	5	6
I_d , А	99	99	99	81	80	80
U_d , В	12,8	13,6	13,2	13,6	13,2	12,4
$t_{дв}$, с	7,00	8,23	7,10	7,13	8,24	9,72
$\Delta T_{вс}$, К	8,7	8,7	7,4	6,5	7,0	7,9
$\Delta T_{св}$, К	7,5	6,5	5,0	4,0	4,0	6,8
q_i , Вт	1033	972	957	833	774	752
$q_{ис}$, Вт	987			786		
η_i	0,815	0,721	0,732	0,756	0,733	0,756
$\eta_{ис}$	0,756			0,748		
q_{ys} , Вт/А	9,97			9,83		
Δ , %	+4,6	-1,6	-3,1	+5,0	-1,1	-3,9
САО, %	3,1			3,3		

Исследование средних алгебраических отклонений (CAO) по методике работы [12] показало, что совокупность шести значений удельной эффективной мощности не подчиняется закону нормального распределения. Следовательно, небольшая разница в значениях средней удельной эффективной мощности 9,97 и 9,83 Вт/А для двух серий опытов не является случайной. С уменьшением тока наблюдается небольшое снижение удельной эффективной мощности. Средние относительные отклонения по абсолютной величине значений эффективной мощности от среднего значения чуть выше 3 %, что показывает хорошую точность измерения эффективной мощности.

Результаты по расчету эффективной мощности наплавленных точек приведены в табл. 2.

Таблица 2

Расчет эффективной мощности дуги по схеме точечного источника тепла

Показатель	Номер опыта					
	1	2	3	4	5	6
$t_{до}$, с	7,00	8,23	7,10	7,13	8,24	9,72
D_1 , мм	8,24	9,06	8,45	7,06	7,20	7,87
D_2 , мм	7,49	8,53	–	5,68	5,49	7,07
$D_{2р}$, мм	7,24	7,99	7,29	5,04	5,68	6,43
Δ , %	-3,3	-6,3	–	-11,3	+3,5	-9,0
CAO, %	4,8		–	7,4		
q_i , Вт	900	925	920	730	700	715
$q_{ис}$, Вт	915			715		
q_y , Вт/А	9,24			8,94		

В табл. 2 приведены также опытные D_2 и расчетные $D_{2р}$ диаметры точки на обратной плоскости пластины, а также относительные отклонения Δ расчетных значений $D_{2р}$ от опытных D_2 .

Сравнение расчетных удельных эффективных мощностей, полученных для наплавки точек на весу, по диаметрам точек показывает, что они примерно на 10–12 % меньше опытных значений. Это означает, что рекомендации по выбору усредненной объемной теплоемкости, предлагаемые в учебной и научной литературе, для расчета размеров сварочной ванны не совпадают со значениями, получаемыми при калориметрировании эффективной мощности. Если в расчетах использовать калориметрическую мощность, то для хорошего совпадения расчетных размеров швов с размерами из опытов необходимо соответственно увеличивать объемную теплоемкость металла. По-видимому, на размеры наплавленной точки и сварных швов в большей степени влияет высокая теплоемкость металла в сварочной ванне.

На первых трех точках после травления достаточно четко видна граница темно-серого цвета,

являющаяся, по-видимому, следствием температурного превращения металла при определенной температуре. Были измерены наружные диаметры этих границ, и для точки № 1 по мощности из табл. 2 была рассчитана температура, соответствующая измеренному диаметру 9,95 мм. Получили температуру 1373 К. Затем для данной температуры рассчитали диаметры данной границы для остальных двух точек, используя также значения мощности из табл. 2. Совпадение с температурой, рассчитанной для первой точки, в пределах 2 %. Это свидетельствует о том, что полученные расчетные мощности дуги при выбранных теплофизических коэффициентах могут использоваться для расчета значений температуры за пределами точки в период нагрева и остывания, а в пределах точки – после кристаллизации ее центра. В соответствии с соотношением диаметров на рисунке границе светлого участка должна соответствовать температура 873 К.

Принято считать, что удельная эффективность для анода не зависит от рода защитного газа. В работе [15] удельная эффективная мощность для плавящегося электрода-анода в среде CO_2 $q_y = 6,95$ Вт/А. Для медного водоохлаждаемого анода в работе [4] получено среднее значение $q_y = 7,57$ Вт/А при длине дуги в аргоне 5 мм.

В работе [3] выполнялось по три наплавки при двух диаметрах электрода на трех значениях тока дуги. Поскольку в работе [3] данные по q_y не приводятся, нами были рассчитаны их значения. Получили, что для диаметра электрода 3,2 мм среднее значение $q_y = 8,18$ Вт/А при CAO 2,9 %. Для диаметра 2,4 мм аналогичные значения 7,21 Вт/А при среднем CAO 2,4 %. Как следует из этих расчетов, с увеличением диаметра вольфрамового электрода имеет место существенное повышение q_y примерно на 14 %.

Таким образом, отличие в большую сторону полученных нами значений q_y от данных работы [3] можно отчасти объяснить увеличением диаметра электрода. К другим факторам, влияющим на q_y , можно отнести изменение марки свариваемой стали, конструкции сварочной горелки, влияющей на мощность, передаваемую детали защитным аргоном.

Полученные значения удельной эффективной мощности (как опытные, так и расчетные) существенно выше значений, полученных для электрода в аргоне в дуге обратной полярности [16–19], составляющих примерно $q_y = 6$ Вт/А. Такое различие, скорее всего, можно объяснить двумя причинами. Первой из них является перенос части мощности к изделию от дуги плазменными потоками [20, 21], в малой степени присущий стержневому электро-

ду. Второй причиной может являться существенное испарение металла с поверхности жидкой капли. В связи с тем, что температура поверхности сварочной ванны существенно меньше, чем температура капли, роль испарения в мощности уноса сравнительно невелика [22]. Однако проведение опытов по измерению массы испаряемого металла с поверхности капли очень сложно, так как измерения затрудняет разбрызгивание при плавлении электрода.

Выводы

1. Удельная эффективная мощность при наплавке точек на высоколегированную сталь дугой прямой полярности в аргоне без учета потерь в окружающую среду для диапазона токов 80–100 А составляет 9,8–10,0 Вт/А и примерно на 10 % выше, чем расчетная с помощью аналитической модели точечного источника тепла по диаметрам наплавленных точек. Это означает, что при использовании калориметрической мощности для расчетов размеров проплавления швов необходимо соответственно повышать объемную теплоемкость металла по сравнению с рекомендуемой усредненной, приводимой в литературе.

2. Превышение эффективной мощности при наплавке точек на пластину из высоколегированной стали мощности при плавлении стержневого электрода, которая оценивается в 5–6 Вт/А, можно отнести к влиянию плазменных потоков от дуги к изделию и потере части мощности с проволочного электрода при испарении металла с его поверхности.

3. Расчеты значений температуры в свариваемом изделии целесообразнее всего выполнять не на основе калориметрической эффективной мощности, а на основе экспериментального определения коэффициентов выбранной математической модели, которое следует производить по размерам сварного шва.

Список литературы

1. Кархин В.А. Тепловые процессы при сварке. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2015. – 572 с.
2. Столбов В.И., Сидоров В.П., Куркин И.П. Определение эффективной мощности источника нагрева при сварке плазменной трехфазной дугой // Сварочное производство. – 1988. – № 5. – С. 30–32.
3. Giedt B.W., Tflerico L.N., Fuerschbach P.W. GTA welding efficiency: calorimetric and temperature field measurements // Welding Research Supplement. – 1989. – Vol. 96. – P. 28–32.
4. Шоек П.А. Исследование баланса энергии на аноде сильноточных дуг, горящих в атмосфере аргона // Современные проблемы теплообмена. – М.; Л.: Энергия, 1966. – С. 110–139.
5. Лабораторные работы по сварке / под ред. Г.А. Николаева. – М.: Высш. шк., 1971. – 320 с.

6. Дудко Д.А., Корниенко А.Н. Тепловая эффективность процесса сварки плазменной дугой переменного тока // Автоматическая сварка. – 1967. – № 11. – С. 27–32.

7. Выбор состава газовой смеси для увеличения проплавляющей способности дуги / Б.Н. Бадьянов, В.А. Давыдов, В.А. Иванов, Ю.Ф. Колупаев // Сварочное производство. – 1977. – № 4. – С. 26–28.

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

9. Савинов, А.В., Лапин И.Е., Лысак В.И. Дуговая сварка неплавящимся электродом. – М.: Машиностроение, 2011. – 477 с.

10. Ерохин А.А. Основы сварки плавлением. – М.: Машиностроение, 1973. – 448 с.

11. Zacharia T., David S., Vitek J. Effect of evaporation and temperature-dependent material properties on weld pool development // Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing. – 1991. – Vol. 22, no. 2. – P. 233–241.

12. Львовский Е.Н. Статистические методы построения эмпирических формул. – М.: Высш. шк., 1988. – 239 с.

13. Теория сварочных процессов / В.Н. Волченко [и др.]; под ред. В.В. Фролова. – М.: Высш. шк., 1988. – 559 с.

14. Дьяконов В.П. Справочник по алгоритмам и программам на языке Бейсик для персональных ЭВМ. – М.: Наука, 1987. – 240 с.

15. Ленивкин В.А., Дюргеров Н.Г., Сагиров Х.Н. Технологические свойства сварочной дуги в защитных газах. – М.: Машиностроение, 1989. – 264 с.

16. Сидоров В.П., Бережко А.В., Комаров Е.Е. Определение вольтова эквивалента анодной мощности по характеристикам плавления электрода // Сварка и контроль - 2005: материалы 24-й науч.-техн. конференции, г. Челябинск, 16–18 марта 2005 г. / ЧГТУ. – Челябинск, 2005. – С. 99–106.

17. Быховский Д.Г., Беляев В.М. Энергетические характеристики плазменной дуги при сварке на обратной полярности // Автоматическая сварка. – 1971. – № 5. – С. 27–30.

18. Щицын Ю.Д., Косолапов О.А., Струков Н.Н. Распределение энергии сжатой дуги при работе плазмотрона на токе обратной полярности // Сварка и диагностика. – 2010. – № 3. – С. 13–16.

19. Особенности теплопередачи в изделие при работе плазмотрона на обратной полярности / Ю.Д. Щицын, Д.С. Белинин, П.С. Кучев, С.Д. Неулыбин // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение. – 2014. – Т. 16, № 2. – С. 42–50.

20. Столбов В.И., Потехин В.П., Ликонен А.С. Методика определения теплового потока, поступающего к изделию от разогретого дугой газа // Автоматическая сварка. – 1981. – № 3. – С. 66–67.

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

22. Pradip D., Yogendra C. Franche. Determination of gas tungsten arc welding efficiencies // Experimental Thermal and Fluid Science. – 1994. – Vol. 9, iss. 1. – P. 80–89.

References

1. Karkhin V.A. Teplovye protsessy pri svarke [Thermal processes in welding]. Saint-Petersburg: Izdatel'stvo Politekhnikeskogo universiteta, 2015, 572 p.
2. Stolbov V.I., Sidorov V.P., Kurkin I.P. Opredelenie effektivnoi moshchnosti istochnika nagreva pri svarke plazmennoi trekhfaznoi dugoi [Determination of the effective power of the heating source in three-phase plasma arc welding]. *Svarochnoe proizvodstvo*, 1988, no. 5, pp. 30–32.
3. Giedt B.W., Tflerico L.N., Fuerschbach P.W. GTA welding efficiency: calorimetric and temperature field measurements. *Welding Research Supplement*, 1989, vol. 96, pp. 28–32.
4. Shoek P.A. Issledovanie balansa energii na anode sil'notochnykh dug, goriashchikh v atmosfere argona [Study of energy balance on the anode of high-current arcs burning in the atmosphere of argon]. *Sovremennye problemy teplotobmena*. Moscow; Leningrad: Energiia, 1966, pp. 110–139.
5. Laboratornye raboty po svarke [Welding laboratory work]. Ed. G.A. Nikolaeva. Moscow: Vysshaya shkola, 1971, 320 p.
6. Dudko D.A., Kornienko A.N. Teplovaia effektivnost' protsessa svarki plazmennoi dugoi peremennogo toka [Thermal efficiency of AC plasma arc welding process]. *Avtomaticheskaya svarka*, 1967, no. 11, pp. 27–32.
7. Bad'ianov B.N., Davydov V.A., Ivanov V.A., Kolu-paev Iu.F. Vybor sostava gazovoi smesi dlia uvelicheniia proplavlaiushchei sposobnosti dugi [Choosing the composition of the gas mixture to increase the profuelling capacity of the arc]. *Svarochnoe proizvodstvo*, 1977, no. 4, pp. 26–28.
8. A.V. Konovalov et al. Teoriia svarochnykh protsessov [Welding process theory]. Ed. V.M. Nerovnogo. Moscow: Izdatel'stvo MGTU imeni N.E. Bauman, 2007, 752 p.
9. Savinov, A.V., Lapin I.E., Lysak V.I. Dugovaia svarka neplaviashchimsia elektrodom [Arc welding with a non-combustible electrode]. Moscow: Mashinostroenie, 2011, 477 p.
10. Erokhin A.A. Osnovy svarki plavleniem [Basics of fusion welding]. Moscow: Mashinostroenie, 1973, 448 p.
11. Zacharia T., David S., Vitek J. Effect of evaporation and temperature-dependent material properties on weld pool development. *Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing*, 1991, vol. 22, no. 2, pp. 233–241.
12. L'vovskii E.N. Statisticheskie metody postroeniia empiricheskikh formul [Statistical methods for constructing empirical formulas]. Moscow: Vysshaya shkola, 1988, 239 p.
13. V.N. Volchenko et al. Teoriia svarochnykh protsessov [Theory of Welding Processes]. Ed. V.V. Frolova. Moscow: Vysshaya shkola, 1988, 559 p.
14. D'iakonov V.P. Spravochnik po algoritmam i programam na iazyke Beisik dlia personal'nykh EVM [Manual of algorithms and programs in Basic language for personal computers]. Moscow: Nauka, 1987, 240 p.
15. Lenivkin V.A., Diurgerov N.G., Sagirov Kh.N. Tekhnologicheskie svoystva svarochnoi dugi v zashchitnykh gazakh [Technological properties of welding arc in shielding gases]. Moscow: Mashinostroenie, 1989, 264 p.
16. Sidorov V.P., Berezhko A.V., Komarov E.E. Opredelenie vol'tova ekvivalenta anodnoi moshchnosti po kharakteristikam plavleniia elektroda [Determination of the anode power equivalent voltage by electrode melting characteristics]. *Svarka i kontrol' - 2005: materialy 24-i nauchno-*

tekhnikeskoi konferentsii, g. Cheliabinsk, 16–18 marta 2005 g. ChGTU. Cheliabinsk, 2005, pp. 99–106.

17. Bykhovskii D.G., Beliaev V.M. Energeticheskie kharakteristiki plazmennoi dugi pri svarke na obratnoi poliarnosti [Power characteristics of the plasma arc at reverse polarity welding]. *Avtomaticheskaya svarka*, 1971, no. 5, pp. 27–30.

18. Shchitsyn Iu.D., Kosolapov O.A., Strukov N.N. Raspredelenie energii szhati dugi pri rabote plazmotrona na toke obratnoi poliarnosti [Energy distribution of the compressed arc during the plasmatron operation at reverse polarity current]. *Svarka i diagnostika*, 2010, no. 3, pp. 13–16.

19. Shchitsyn Iu.D., Belinin D.S., Kuchev P.S., Neulybin S.D. Osobennosti teploperedachi v izdelie pri rabote plazmotrona na obratnoi poliarnosti [Features of heat transfer into the product when the plasmatron operates at reverse polarity]. *Vestnik Permskogo natsional'nogo issledovatel'skogo politekhnikeskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie*, 2014, vol. 16, no. 2, pp. 42–50.

20. Stolbov V.I., Potekhin V.P., Likonen A.S. Metodika opredeleniia teplovogo potoka, postupaiushchego k izdeliiu ot razogretogo dugoi gaza [Methodology for determining the heat flow to the product from arc-heated gas]. *Avtomaticheskaya svarka*, 1981, no. 3, pp. 66–67.

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

22. Pradip D., Yogendra C. Franche. Determination of gas tungsten arc welding efficiencies. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 1994, vol. 9, iss. 1, pp. 80–89.

Получено 03.03.2020

Опубликовано 30.06.2020

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.

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

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

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.

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

Anna V. Melzidinova (Togliatti, Russian Federation) – Master of Science, Head of Training Department of Welders Before Attestation, PEA APE TTC “Spectrum”; e-mail: melzidinova@gmail.com.