

РОЗДІЛ IV. ТЕХНОЛОГІЇ ЗВАРЮВАННЯ

УДК 621.791.754:51-74

И.В. Пентегов, д-р техн. наук

Черниговский государственный технологический университет, г. Чернигов, Украина

В.Н. Сидорец, д-р техн. наук

С.В. Рымар, д-р техн. наук

О.И. Петриенко, канд. техн. наук

Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, г. Киев, Украина

ИЗМЕНЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА РАСПЛАВЛЕНИЯ ПОКРЫТОГО СВАРОЧНОГО ЭЛЕКТРОДА В ПРОЦЕССЕ ЕГО НАГРЕВА И ПЛАВЛЕНИЯ ПРИ ДУГОВОЙ СВАРКЕ СТАЛЕЙ БЕЗ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЙ

Получены формулы для расчета значений коэффициента расплавления покрытого сварочного электрода при его нагреве и плавлении при дуговой сварке. Формулы учитывают теплообмен между электродом и окружающей средой теплопроводностью через покрытие электрода, конвекцией и теплоизлучением. Исследованы зависимости коэффициента расплавления покрытого сварочного электрода от параметров процесса дуговой сварки сталей без коротких замыканий.

Отримані формули для розрахунку значень коефіцієнта розплавлення покритого зварювального електрода під час його нагрівання й плавлення при дуговому зварюванні. Формули враховують теплообмін між електродом і навколишнім середовищем теплопровідністю через покриття електрода, конвекцією й тепловипромінюванням. Досліджені залежності коефіцієнта розплавлення покритого зварювального електрода від параметрів процесу дугового зварювання сталей без коротких замикань.

Formulas for calculating the values of the melting factor of coating welding electrode during its heating and melting in arc welding have been obtained. The formulas take into account the heat transfer between the electrode and the environment through the electrode coating by convection and radiation. Dependences of the melting factor of the coating welding electrode on the parameters of arc welding of steels without short circuits have been investigated.

Введение. Вопросы повышения технологической, энергетической и экономической эффективности, а так же производительности дуговой сварки сталей продолжают оставаться в числе приоритетных направлений в исследовании сварочных процессов. Во многом эти процессы определяются скоростью плавления сварочного электрода, которая зависит от различных факторов. В связи с этим исследования в определении факторов, оказывающих наиболее существенное влияние на скорость плавления покрытого сварочного электрода, и их учет в методиках ее расчета, является актуальной задачей.

Вопросам плавления электрода при сварке металлов посвящено большое количество работ, в частности наиболее значимые это работы [1-3]. В основу многих методик расчета параметров сварки положены экспериментальные зависимости, или аналитические формулы, использующие параметры, которые так же базируются на экспериментальных данных. Целью данной работы является создание таких аналитических формул расчета, которые бы наименьшим образом зависели от эмпирических зависимостей, но при этом полученные на основе них параметры, наилучшим образом соотносились с опытными данными. Это позволит упростить анализ процессов, происходящих при сварке сталей покрытыми сварочными электродами при ручной дуговой сварке. Существенный шаг в решении данной проблемы сделан в работе [4] для плавящегося электрода при сварке в среде защитных газов, однако в ней температура электрода принималась как заданный параметр. По своей сути настоящая статья является логическим продолжением этой работы, но для сварки сталей без коротких замыканий покрытыми сварочными электродами с расчетом температуры электрода в процессе сварки и учетом теплообмена между электродом и окружающей средой теплопроводностью через покрытие электрода, конвекцией и теплоизлучением.

Определение коэффициента расплавления электрода. Плавление электрода при дуговой сварке происходит за счет нагрева металла электрода дугой от температуры

окружающей среды T_{oc} до температуры капли T_{kap} . Основной характеристикой плавления электрода является массовая скорость плавления (производительность) G_p , измеряемая массой расплавленного металла электрода в единицу времени (кг/сек) [1-4]. На практике используют так же среднюю скорость плавления, относя количество расплавленного металла электрода ко времени сварки [3]. Скорость плавления зависит от многих факторов (состава электродной проволоки и покрытия, величины сварочного тока, его вида и полярности, длины и диаметра электрода и др.). Опытным путем установлено, что коэффициент расплавления электрода α_p , имеющий размерность кг/(сек·А), в первом приближении прямо пропорционален массовой скорости плавления G_p и обратно пропорционален току сварки I :

$$\alpha_p = G_p/I. \quad (1)$$

При более детальном рассмотрении можно показать, что величина коэффициента расплавления α_p сложным образом зависит от времени сварки, характера сварочного тока I , его величины и полярности, а также от температуры капли T_{kap} . Определение характера изменения коэффициента α_p от времени при дуговой сварке стали покрытым электродом при учете его нагрева (текущее значение температуры T_0) проходящим сварочным током и является одной из основных целей настоящей статьи.

Оценочный расчет при сварке без коротких замыканий

Рассмотрим случай, когда потери тепла на излучение и конвекцию с поверхности электрода не учитываются. Время t нагрева электрода проходящим током от температуры окружающей среды T_{oc} до температуры T_0 при непрерывном процессе сварки без коротких замыканий может быть приближенно найдено из дифференциального уравнения теплового баланса:

$$j^2 \rho(T) dt = \gamma C_p(T) dT, \quad (2)$$

где j – плотность тока в электроде, $j = 4I/(\pi d_e)^2$; d_e – диаметр электрода; ρ – удельное электрическое сопротивление металла электрода, являющееся функцией температуры электрода T . Аппроксимационная зависимость $\rho(T)$, для различного химического состава электродных проволок [5; 6] может быть взята из работ [7-9]. Она дает высокую точность при небольших процентах легирующих элементов (от долей до нескольких процентов). При больших процентах легирующих элементов нужно обращаться к справочной литературе [10]; γ – плотность стали, $\gamma = 7860$ кг/м³; C_p – удельная теплоемкость стали, которая является так же функцией температуры T . Можно использовать аппроксимационную зависимость $C_p(T)$ для железа из работ [7; 8], учитывающую точки фазового перехода $A_2...A_5$ (применима для сталей с небольшим процентом легирующих элементов). За основу брались температурные зависимости удельной теплоемкости чистого железа с использованием данных из [11; 12].

Формулу для определения времени нагрева электрода, с учетом уравнения (2), запишем в виде функции от температуры T_0 и плотности тока j :

$$t(T_0, j) = \frac{\gamma}{j^2} \int_{T_{oc}}^{T_0} \frac{C_p(T)}{\rho(T)} dT. \quad (3)$$

Уточненный расчет при сварке без коротких замыканий

Для более точного расчета времени нагрева электрода необходимо учитывать потери тепла на теплопроводность покрытия электрода, на излучение и конвекцию с поверхности элемента dl электрода (рис. 1). В этом случае уравнение теплового баланса вместо (2) будет иметь вид:

$$j^2 \rho(T_1) dV dt = \gamma C_p(T_1) dV dT_1 + [\alpha_k(T_2) \cdot (T_2 - T_{oc}) + k_{\sigma} \sigma \cdot (T_2^4 - T_{oc}^4)] dS dt. \quad (4)$$

Здесь T_1 – температура стержня электрода с учетом излучения и конвекции с его поверхности; dV – объем элемента активной части (стали) электрода длиной dl , $dV =$

$dl\pi d_e^2/4$; α_k – коэффициент конвективной теплоотдачи с поверхности электрода, являющийся функцией температуры поверхности покрытия электрода T_2 ; σ – постоянная Стефана-Больцмана для излучения с поверхности электрода, $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²К⁴); k_σ – безразмерный коэффициент степени черноты поверхности (покрытия) электрода, $k_\sigma = 0,63 \dots 0,85$; dS – площадь боковой поверхности покрытия электрода длиной dl , $dS = \pi(d_e + 2\Delta)dl$; Δ – толщина покрытия электрода (на одну сторону).

На рис. 1 по оси абсцисс отложена длина электрода, причем фиксирована точка расплавления. По мере оплавления электрода место закрепления электрододержателя (символы \times) смещается слева направо. Показаны кривые температур для 4-х моментов времени сварки, когда длины оплавленных частей электрода равны 0, l_1 , l_2 и l_3 . При этом температуры стали не оплавленной части электрода оказываются соответственно равными T_{oc} , T_{1l1} , T_{1l2} и T_{1l3} . Подъем температур за счет теплопроводности начинается непосредственно вблизи шейки капли, так как распространение тепла от капли происходит с той же скоростью, что и уход расплавленного металла с каплями. Поэтому влиянием теплопроводности на участках электрода вдали от капли можно пренебречь. Утолщенная пунктирная линия показывает рост температуры стали неоплавленной части электрода по мере оплавления электрода при непрерывном процессе сварки.

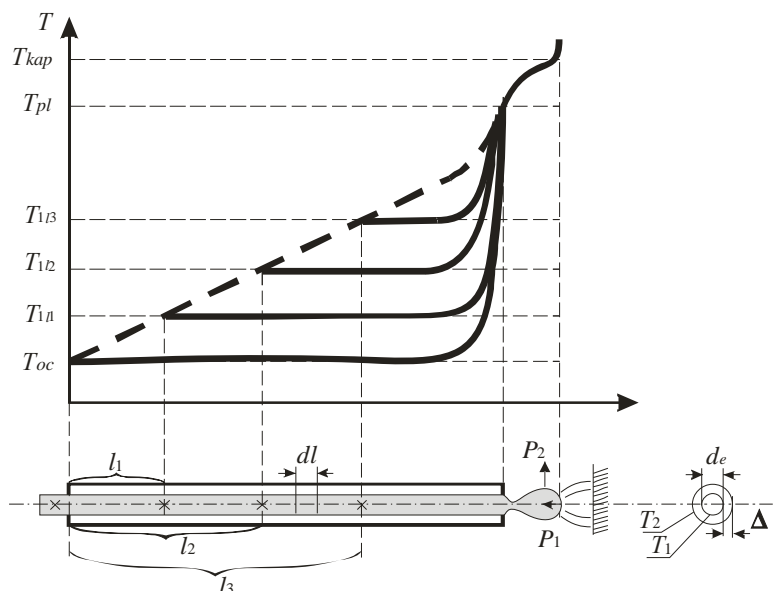


Рис. 1. Длина электрода с формирующейся каплей и график зависимости температуры нагрева электрода T при изменении его длины при сварке

Определим коэффициент конвективной теплоотдачи с поверхности электрода α_k при естественном охлаждении воздухом. Для этого запишем выражения и аппроксимационные формулы характеристик воздуха, полученные на основании работ [13; 14], в зависимости от температуры T_2 , К, лежащей в диапазоне 223...1473 К.

Температурный коэффициент объемного расширения воздуха, К⁻¹ [13; 14], согласно закону Гей-Люссака

$$\beta_v(T_2) = 1/[0,5(T_2 + T_{oc})]. \quad (5)$$

Коэффициент теплопроводности воздуха, Вт/(м·К),

$$\lambda_v(T_2) = \lambda_{v,0} \left[-0,545 + 1,545 \left(\frac{0,5(T_2 + T_{oc})}{T_{293K}} \right)^{0,59} \right], \quad (6)$$

где $\lambda_{v,0} = 2,586 \cdot 10^{-2}$ Вт/(м·К) – значение коэффициента теплопроводности воздуха при температуре $T_{293K} = 293$ К (при 20 °С).

Теплоемкость воздуха, Дж/(кг·К),

$$C_{p,v}(T_2) = C_{p,v,0} \left[\begin{array}{l} 1,756 - 1,888 \left(\frac{0,5(T_2 + T_{oc})}{T_{293K}} \right)^{0,5} + 1,583 \frac{0,5(T_2 + T_{oc})}{T_{293K}} \\ - 0,508 \left(\frac{0,5(T_2 + T_{oc})}{T_{293K}} \right)^{1,5} + 5,738 \cdot 10^{-2} \left(\frac{0,5(T_2 + T_{oc})}{T_{293K}} \right)^2 \end{array} \right]. \quad (7)$$

Здесь $C_{p,v,0} = 1,005 \cdot 10^3$ Дж/(кг·К) – значение теплоемкости воздуха при температуре T_{293K} .

Плотность воздуха, кг/м³,

$$\rho_v(T_2) = \rho_{v,0} \cdot T_{293K} / [0,5(T_2 + T_{oc})], \quad (8)$$

где $\rho_{v,0} = 1,205$ кг/м³ – плотность воздуха при температуре T_{293K} .

Коэффициент вязкости воздуха, Н·с/м²,

$$\mu_v(T_2) = \mu_{v,0} \left[-0,66 + 1,66 \left(\frac{0,5(T_2 + T_{oc})}{T_{293K}} \right)^{0,47926} \right], \quad (9)$$

$\mu_{v,0} = 1,819 \cdot 10^{-5}$ Н·с/м² – значение коэффициента вязкости воздуха при температуре T_{293K} .

Коэффициент кинематической вязкости воздуха, м²/с,

$$v_v(T_2) = \mu_v(T_2) / \rho_v(T_2). \quad (10)$$

Критерий Грасгофа, характеризующий относительную эффективность подъемной силы, вызывающий свободно-конвективное движение воздуха вдоль поверхности горизонтально расположенного электрода с характерным линейным размером, равным его диаметру с покрытием $d_e + 2\Delta$:

$$Gr(T_2) = \beta_v(T_2) \frac{g \cdot (d_e + 2\Delta)^3}{v_v^2(T_2)} (T_2 - T_{oc}), \quad (11)$$

где $g = 9,807$ м/с² – ускорение свободного падения.

Критерий Прандтля, являющийся теплофизической характеристикой теплоносителя (воздуха), равен

$$Pr(T_2) = \mu_v(T_2) C_{p,v}(T_2) / \lambda_v(T_2). \quad (12)$$

Критерий Нуссельта, определяющий интенсивность теплоотдачи вдоль поверхности горизонтально расположенного электрода при естественном охлаждении соответственно для ламинарного и турбулентного течения воздуха [14]

$$Nu(T_2) = \begin{cases} 1,18 [Gr(T_2) \cdot Pr(T_2)]^{1/4}, & \text{если } Gr(T_2) \cdot Pr(T_2) \leq 10^3; \\ 0,5 [Gr(T_2) \cdot Pr(T_2)]^{1/4}, & \text{если } Gr(T_2) \cdot Pr(T_2) > 10^3. \end{cases} \quad (13)$$

Коэффициент конвективной теплоотдачи с поверхности горизонтально расположенного электрода при естественном охлаждении

$$\alpha_k(T_2) = Nu(T_2) \lambda_v(T_2) / (d_e + 2\Delta). \quad (14)$$

Для вертикально расположенного электрода длиной l , являющейся его характерным линейным размером, критерий Грасгофа равен:

$$Gr(T_2) = \beta_v(T_2) \frac{g l^3}{v_v^2(T_2)} (T_2 - T_{oc}). \quad (15)$$

Из-за поднимающихся от дуги турбулентных потоков нагретого воздуха критерий Нуссельта будет определяться по формуле [14]:

$$Nu(T_2) = 0,15 [Gr(T_2) \cdot Pr(T_2)]^{1/3}, \quad (16)$$

а коэффициент конвективной теплоотдачи с поверхности вертикально расположенного электрода при естественном охлаждении, при учете выражений (12), (15) и (16), будет иметь вид

$$\alpha_k(T_2) = Nu(T_2)\lambda_v(T_2)/l = 0,15[g\beta_v(T_2)\mu_v(T_2)C_{p,v}(T_2)\cdot(T_2 - T_{oc})]^{1/3} \cdot \left(\frac{\lambda_v(T_2)}{v_v(T_2)}\right)^{2/3}, \quad (17)$$

и не зависит от длины электрода l .

Разделяя переменные и интегрируя, преобразуем выражение (4) к виду:

$$t(T_0, j, d_e) = \gamma \int_{T_{oc}}^{T_0} \frac{C_p(T_1)}{j^2 \rho(T_1) - \frac{4}{d_e} \left(1 + \frac{2\Delta}{d_e}\right) \left\{ \alpha_k [T_2(T_1, d_e)] \cdot [T_2(T_1, d_e) - T_{oc}] + k_{\sigma} \sigma \cdot [T_2^4(T_1, d_e) - T_{oc}^4] \right\}} dT_1. \quad (18)$$

Здесь уже учтено, что если рассматривать слой покрытия электрода как цилиндрическую стенку с толщиной Δ и теплопроводностью λ , то температуры на внутренней T_1 и внешней T_2 поверхностях цилиндра связаны зависимостью [14]:

$$q(T_1, d_e) = 2\lambda \cdot [T_1 - T_2(T_1, d_e)] / \{(d_e + 2\Delta) \ln[(d_e + 2\Delta)/d_e]\}, \quad (19)$$

где количество тепла, проходящее через покрытие электрода и отнесенное к единице внешней поверхности покрытия, равно

$$q(T_1, d_e) = \alpha_k [T_2(T_1, d_e)] \cdot [T_2(T_1, d_e) - T_{oc}] + k_{\sigma} \sigma \cdot (T_2^4(T_1, d_e) - T_{oc}^4). \quad (20)$$

Выразим из уравнений (19) и (20) температуру T_2 и запишем в пакете MathCAD [15] формулу для ее определения:

$$T_2(T_1, d_e) = \text{root} \left\{ T_1 - \theta - \frac{d_e + 2\Delta}{2\lambda} \ln \left(1 + \frac{2\Delta}{d_e} \right) \cdot \left[\alpha_k(\theta) \cdot (\theta - T_{oc}) + k_{\sigma} \sigma \cdot [\theta^4 - T_{oc}^4] \right], \theta \right\}, \quad (21)$$

где root – функция MathCAD, позволяющая определить температуру θ при некотором ее стартовом значении.

Подставляя значения функции $T_2(T_1, d_e)$ в выражение (18), можно найти время нагрева электрода сварочным током от температуры T_{oc} до T_0 .

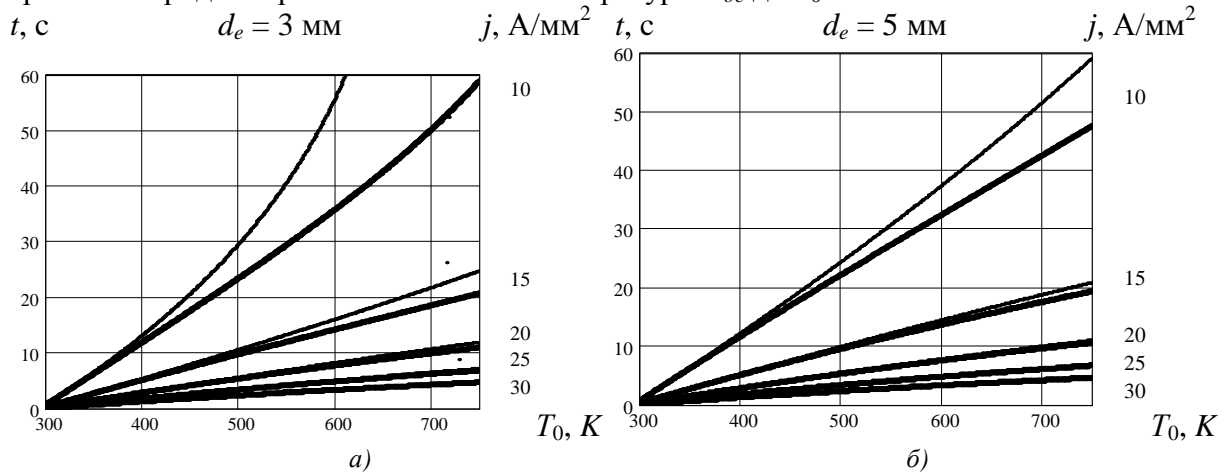


Рис. 2. Зависимости времени нагрева электрода t до температуры T_0 при различных значениях плотности тока в электроде $j = 10, 15, 20, 25$ и 30 А/мм^2 и различных диаметрах d_e электрода а – 3 мм; б – 5 мм, для вертикально (утолщенные линии) и горизонтально расположенных электродов в случае естественного охлаждения

На рисунке 2 построены семейства кривых, показывающих зависимости времени нагрева электрода t от $T_{oc} = 300 \text{ К}$ до температуры T_0 при различных плотностях тока в электроде j и различных диаметрах электрода d_e для вертикально и горизонтально расположенных электродов (соответственно утолщенные и тонкие линии) в случае естест-

венного охлаждения. С увеличением плотности тока в электроде время нагрева электрода существенно уменьшается, причем для вертикально расположенного электрода существеннее, чем для горизонтально расположенного электрода из-за меньших значений коэффициента конвективной теплоотдачи α_k в первом случае.

При сварке под вытяжкой сварочный электрод находится в условиях принудительного охлаждения. На рисунке 3,а построены семейства кривых, показывающих зависимости времени нагрева электрода t от $T_{oc} = 300\text{ K}$ до температуры T_0 при различных плотностях тока в электроде $j = 6,28, 9,0, 11,0, 15,4$ и $18,2\text{ A/mm}^2$ при сварке без коротких замыканий. Рассматривался электрод Э42-Р диаметром $d_e = 6\text{ мм}$ с малоуглеродистой проволокой (0,15 % С) и покрытием ОММ-5 (сплошные линии) и кривые, построенные по опытным данным из работы [1] (пунктирные линии). При этом коэффициент α_k при принудительном охлаждении для указанных плотностей тока принимает соответственно значения 45, 50, 70, 100 и $130\text{ Вт/(м}^2\text{K)}$, в зависимости от интенсивности движения воздуха под вытяжкой. На рисунке 3,б построены семейства кривых, показывающих зависимости времени нагрева электрода t до температуры T_0 при различных плотностях тока $j = 7,0, 9,9, 11,1, 13,3$ и $14,6\text{ A/mm}^2$ при сварке без коротких замыканий в электроде диаметром $d_e = 6,2\text{ мм}$ из хромоникелевой проволоки (25 % Cr, 12 % Ni) с покрытием 6-0 (сплошные линии) и кривые, построенные по опытным данным из работы [1] (пунктирные линии). При этом коэффициент α_k при принудительном охлаждении принимал те же значения, что и для рисунка 3,а, а удельное электрическое сопротивление металла электрода ρ принималось по данным работы [10].

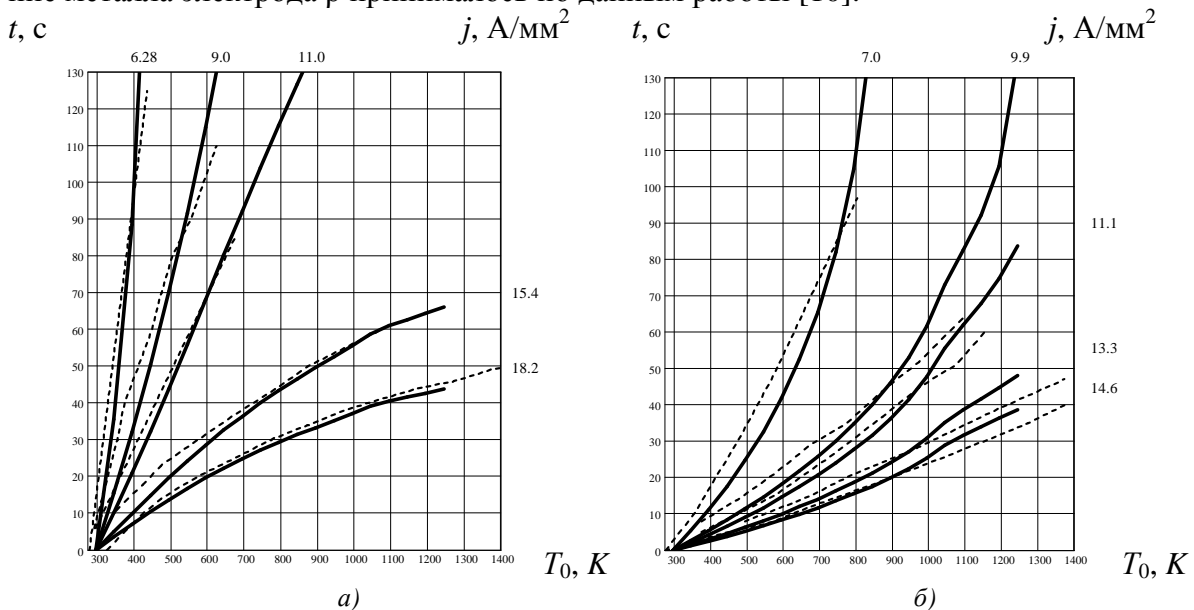


Рис. 3. Зависимости времени нагрева электрода t до температуры T_0 при различных значениях плотности тока в электроде: а – $j = 6,28, 9,0, 11,0, 15,4$ и $18,2\text{ A/mm}^2$ диаметром $d_e = 6\text{ мм}$ – сплошные линии и опытные данные из работы [1] – пунктирные линии для электрода Э42-Р с малоуглеродистой проволокой (0,15 % С) и покрытием ОММ-5; б – $j = 7,0, 9,9, 11,1, 13,3$ и $14,6\text{ A/mm}^2$ диаметром $d_e = 6,2\text{ мм}$ – сплошные линии и опытные данные из работы [1] – пунктирные линии для электрода из хромоникелевой проволоки (25 % Cr, 12 % Ni) с покрытием 6-0, в случае сварки без коротких замыканий под вытяжкой (принудительное охлаждение)

Запишем уравнение баланса мощностей в капле при отсутствии коротких замыканий (рис. 1), учтя потери на конвекцию и излучение с капли, когда мощность P_1 , поступающая от дуги в каплю, за вычетом мощности P_2 , теряемой на конвекцию и излучение с капли, идет на плавление и испарение электрода и перегрев капли до температуры $T_{кар}$ (мощность P_3):

$$P_1 - P_2 = P_3, \quad (22)$$

или [4]:

$$U_{ekv} I - k_{kap} \frac{\pi d_e^2}{4} \left[\alpha_{k,kap} (T_{kap}) \cdot (T_{kap} - T_{oc}) + k_{\sigma,kap} \sigma \cdot (T_{kap}^4 - T_{oc}^4) \right] = \\ = \left[G_p \cdot (1 - \xi) \left(\int_{T_1}^{T_{kap}} C_p(\theta) d\theta + \sum \lambda \right) \right] + G_p \xi \cdot \left(\int_{T_1}^{T_{dug}} C_p(\theta) d\theta + \sum \lambda + r \right), \quad (23)$$

где U_{ekv} – эквивалентное напряжение при расплавлении дугой [16]; k_{kap} – усредненное значение отношения площади поверхности капли к поперечному сечению электрода; $k_{kap} \pi d_e^2 / 4$ – усредненная площадь поверхности капли при среднем диаметре капли $d_{kap} = 2d_e$, $k_{kap} = 12 \dots 16$; $\alpha_{k,kap}$ – коэффициент конвективной теплоотдачи с поверхности капли, зависящий от ее температуры T_{kap} ; $k_{\sigma,kap}$ – безразмерный коэффициент степени черноты поверхности капли, $k_{\sigma} = 0,53 \dots 0,65$; ξ – доля испаряемого металла капли от расплавленного металла электрода; $\sum \lambda$ – сумма удельных теплот фазовых превращений железа [7; 11; 12], $\sum \lambda = \lambda_{A2} + \lambda_{A3} + \lambda_{A4} + \lambda_{A5}$ (удельные теплоты $\lambda_{A2} = 24$ кДж/кг – выделяющаяся при фазовом переходе из ферромагнитного в парамагнитное состояние в точке Кюри (точка A_2 при 1044 K); $\lambda_{A3} = 22$ кДж/кг – выделяющаяся при фазовом переходе α -железо – γ -железо в критической точке A_3 при 1183 K; $\lambda_{A4} = 11$ кДж/кг – выделяющаяся при фазовом переходе γ - α -железо в критической точке A_4 при 1674 K; $\lambda_{A5} = 272$ кДж/кг – удельная теплота плавления, выделяющаяся в критической точке A_5 при 1808 K; T_{dug} – температура дуги; $r = 6300$ кДж/кг – удельная теплота испарения железа.

Уравнение (18) позволяет решить и обратную задачу – найти температуру нагрева электрода T_0 за время сварки t_{sv} . Для этого запишем обратную функцию, которая в пакете MathCAD [15] имеет вид:

$$T_0(t_{sv}, j, d_e) = \text{root}[t_{sv} - t(\theta, j, d_e), \theta], \quad (24)$$

что позволяет выразить долю испаряемого металла ξ по уравнению (9) работы [4] как функцию от t_{sv} , j и d_e :

$$\xi(t_{sv}, j, d_e) = \frac{G_i}{G_p} = \frac{\int_{T_{pl}}^{T_{kap}} C_p(\theta) d\theta + \sum \lambda}{\int_{T_0(t_{sv}, j, d_e)}^{T_{dug}} C_p(\theta) d\theta + \sum \lambda + r}. \quad (25)$$

Здесь G_i – масса испарившегося металла в единицу времени; T_{pl} – температура плавления металла.

Определим коэффициент расплавления α_p при учете испарения, излучения и конвекции тепла с поверхности капли при отсутствии коротких замыканий, который может быть записан из выражения (23) в виде функции:

$$\alpha_p(t_{sv}, j, d_e, T_{kap}) = \frac{U_{ekv} - \frac{k_{kap}}{j} \left[\alpha_{k,kap} (T_{kap}) \cdot (T_{kap} - T_{oc}) + k_{\sigma,kap} \sigma \cdot (T_{kap}^4 - T_{oc}^4) \right]}{\left[(1 - \xi(t_{sv}, j, d_e)) \cdot \left(\int_{T_0(t_{sv}, j, d_e)}^{T_{kap}} C_p(\theta) d\theta + \sum \lambda \right) + \right. \\ \left. + \xi(t_{sv}, j, d_e) \cdot \left(\int_{T_0(t_{sv}, j, d_e)}^{T_{dug}} C_p(\theta) d\theta + \sum \lambda + r \right) \right]}. \quad (26)$$

Решение уравнения (26) с помощью пакета MathCAD [15] позволяет построить зависимости коэффициента расплавления α_p от времени нагрева электрода t при различных параметрах, приведенные на рисунке 4. На рисунке 4, а видно, что коэффициент расплавления электрода α_p с течением времени нагрева электрода t увеличивается, причем тем сильнее, чем меньше температура капли T_{kap} (чем меньше T_{kap} , тем меньше значение правой части числителя в выражении (26), и сам числитель увеличивается, увеличивая правую часть этого выражения, иными словами, с уменьшением T_{kap} уменьшаются потери тепла на конвекцию и излучение с поверхности капли и больше тепла идет на расплавление). Величина α_p больше для вертикально расположенного электрода. Из рассмотрения рисунка 4,б можно заключить, что коэффициент α_p с течением времени нагрева электрода увеличивается тем сильнее, чем больше диаметр электрода d_e при одной и той же плотности тока j (чем больше d_e , тем больше значение T_0 в знаменателе в выражении (26), и сам знаменатель уменьшается, увеличивая правую часть этого выражения) и так же больше для вертикально расположенного электрода. На рисунке 4,в показано, что коэффициент α_p с течением времени нагрева электрода увеличивается, причем тем сильнее, чем выше плотность тока j (ток I) в электроде (чем выше j (I), тем меньше значение правой части числителя в выражении (26), и сам числитель увеличивается, увеличивая правую часть этого выражения), и опять же больше для вертикально расположенного электрода.

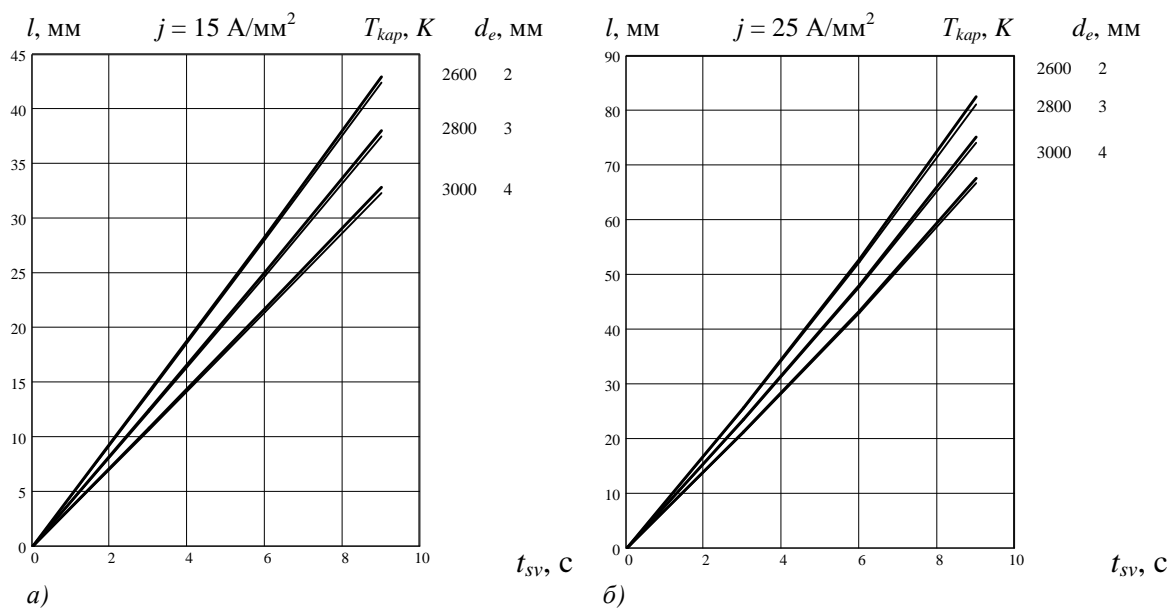


Рис. 5. Зависимости длины оплавленной части электрода l от времени сварки без коротких замыканий t_{sv} при различных значениях температуры капли $T_{kap} = 2600, 2800$ и 3000 К соответственно при диаметрах электрода $d_e = 2, 3$ и 4 мм и плотности тока в электроде а – $j = 15$ А/мм² и б – $j = 25$ А/мм² для вертикально (утолщенные линии) и горизонтально (тонкие линии) расположенных электродов в случае естественного охлаждения

Запишем выражение для коэффициента расплавления α_p в виде

$$\alpha_p = \frac{G_p}{I} = \frac{\gamma}{I} \cdot \frac{\pi d_e^2}{4} \cdot \frac{dl}{dt} = \frac{\gamma}{j} \cdot \frac{dl}{dt}, \tag{28}$$

где dl/dt – скорость плавления электрода.

Длина оплавленной части электрода l за время сварки без коротких замыканий t_{sv} с использованием (26) и (28) может быть определена по формуле

$$l(t_{sv}, j, d_e, T_{kap}) = \frac{j}{\gamma} \int_0^{t_{sv}} \alpha_r(t, j, d_e, T_{kap}) dt. \quad (29)$$

Величины l , рассчитанные по этой формуле, приведены на рисунке 5, *а* и *б*. Из рисунков видно, что длина оплавленной части электрода l за время сварки без коротких замыканий t_{sv} увеличивается, причем тем сильнее, чем больше плотность тока в электроде j и меньше температура капли T_{kap} (чем больше j и меньше T_{kap} , тем меньше значение правой части числителя в выражении (26), и сам числитель увеличивается, увеличивая правую часть этого выражения, причем сильнее, чем ее уменьшение за счет увеличения знаменателя при уменьшении d_e).

Исследование процессов нагрева электрода при сварке с короткими замыканиями выходит за рамки настоящей работы и будет проведено в следующей статье.

Выводы.

1. Предложенный подход позволяет определить зависимости коэффициента расплавления электрода при дуговой сварке без коротких замыканий от тока и температуры капли электродного металла, учесть испарение с поверхности капли, подогрев электрода и теплообмен между электродом и окружающей средой посредством теплопроводности через покрытие электрода, конвекции и теплоизлучения с поверхности электрода.

2. Коэффициент расплавления электрода не является постоянной величиной и меняется в широких пределах в процессе плавления электрода и не может служить критерием процесса сварки. Исключением из этого правила является подводная сварка, при ней коэффициент расплавления электрода постоянен из-за постоянства температуры электрода.

3. Характер изменения коэффициента расплавления зависит от режима сварки, длительности непрерывного интервала сварки, среды, в которой осуществляется сварка, а также от положения электрода в пространстве.

4. Изменение коэффициента расплавления является причиной появления различий в характеристиках сварного шва в начале и в конце сварки, и это явление необходимо учитывать при дуговой сварке покрытыми электродами.

Список использованных источников

1. Теоретические основы сварки / В. В. Фролов, В. А. Винокуров, В. Н. Волченко [и др.]. – М.: Высшая школа, 1970. – 592 с.
2. Лесков Г. И. Электрическая сварочная дуга / Г. И. Лесков. – М.: Машиностроение, 1970. – 335 с.
3. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением / под ред. акад. Б. Е. Патона. – М.: Машиностроение, 1974. – 768 с.
4. К аналитическому определению коэффициента расплавления при дуговой сварке сталей / И. В. Пентегов, В. Н. Сидоренко, О. И. Петриенко, А. М. Жерносеков // Вісник ЧДТУ. – 2012. – № 2. – С. 89-96.
5. ГОСТ 2246-70. Проволока стальная сварочная. Введ. 23.06.70. – М., 1970. – № 952. – 17 с.
6. Кононенко В. Я. Ручная и механизированная дуговая сварка и наплавка: справочник / В. Я. Кононенко. – К., 2009. – 456 с.
7. Гудремон Э. Специальные стали. Т. 1 / Э. Гудремон. – М.: Металлургия, 1966. – 736 с.
8. Пентегов И. В. Метод расчета падения напряжения по длине вылета электрода с учетом нелинейности теплофизических параметров / И. В. Пентегов, О. И. Петриенко // Автоматическая сварка. – 2002. – № 4. – С. 30-33.
9. Петров Г. Л. Теория сварочных процессов (с основами физической химии): учебник для ВУЗов / Г. Л. Петров, А. С. Тумарев. – М.: Высшая школа, 1977. – 392 с.
10. Физические величины: справочник / А. П. Бабичев, Н. А. Бабушкина, А. М. Братковский [и др.]; под ред. И. С. Григорьева, Е. З. Мейлихова. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с.

11. Чиркин В. С. Теплофизические свойства материалов / В. С. Чиркин. – М.: Физматгиз, 1959. – 356 с.
12. Бабат Г. И. Индукционный нагрев металлов и его промышленное применение / Г. И. Бабат. – М.-Л.: Энергия, 1965. – 552 с.
13. Варгафтик Н. Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей / Н. Б. Варгафтик. – М.: Наука, 1972. – 720 с.
14. Беляев Н. М. Основы теплопередачи / Н. М. Беляев. – К.: Выща школа, 1989. – 343 с.
15. Кирьянов Д. В. MathCAD 14 / Д. В. Кирьянов. – С.-Пб.: БХВ-Петербург, 2007. – 704 с.
16. Nakamura T., Hiraoka K. Wire Melting Behavior by Non-Steady Heat Conduction Numerical Analysis in Gas Metal Arc Welding // Quarterly of the Japan Welding Society. – 2002. – Vol. 20. – № 1. – P. 53-62.

УДК 621.791.4

Г.К. Харченко, д-р техн. наук

М.М. Руденко, ст. викладач

М.О. Хоменко, канд. техн. наук

Чернігівський державний технологічний університет, м. Чернігів, Україна

Ю.В. Фальченко, канд. техн. наук,

А.І. Устінов, д-р фіз.-мат. наук

Ін-т Електрозварювання ім. Є.О.Патона НАН України, м. Київ, Україна

ВИНИКНЕННЯ ЕЛЕКТРИЧНОГО ПОТЕНЦІАЛУ НА ПОВЕРХНІ МЕТАЛЕВИХ ЗРАЗКІВ ПРИ ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНОМУ СИНТЕЗІ, ЩО САМОПОШИРЮЄТЬСЯ, В НАНОШАРУВАТИХ ФОЛЬГАХ

Отримано осцилограми електричного потенціалу в металевих зразках під час динамічного впливу на поверхні деталей, що контактують з багатошаровою фольгою, під час протікання у ній СВС реакції. Встановлено залежність характеру електричного потенціалу від складу та властивостей багатошарової фольги.

Ключові слова: багатошарові фольги, реакція високотемпературного синтезу, імпульс, електрична напруга.

Аналіз досліджень та публікацій. У роботах [1–3] показана перспективність застосування багатошарових фольг (БФ) як проміжного прошарку під час дифузійного зварювання композитів та інтерметалідів. Встановлено, що під час використання БФ має місце аномальне прискорення дифузійних процесів у приконтактних об'ємах зразків, що контактують [4]. Такий ефект прискорення масопереносу можливий при імпульсній деформації зони контакту [5]. Розрахункове оцінювання деформованого стану поверхневих шарів зразків, які контактують, під час проходження реакції високотемпературного синтезу, що саморозповсюджується (СВС) у багатошаровій фользі показала, що в поверхневих шарах (~20 мкм) з'являються напруження стиску, що різко переходять у напруження розтягу [6].

Мета статті. Метою цієї роботи було встановлення експериментальних фактів, що підтверджують динамічний вплив реакції СВС у БФ на поверхні, що контактують.

Виклад основного матеріалу. У роботах [7; 8] вивчена поява електричної напруги в металах, які імпульсно ударно навантажують за відсутності зовнішнього електричного поля. Появу електричної напруги в металах автори [7; 8] пояснюють утворенням та рухом дислокацій.

Під час проходження реакції СВС у БФ іде хвиля «горіння» зі швидкістю до 5 м/с і температурою на гребені хвилі до 1300 °С. Відбувається імпульсне термічне розширення поверхневого шару зразка, виникають механічні напруги, які приводять до генерації та незворотного розмноження лінійних дефектів-дислокацій, які зумовлюють виникнення в зразку електричного потенціалу. Такий ефект повинен проявлятися як при пружному, так і при пластичному деформуванні матеріалу.