

Эффективная мощность сварочной дуги обратной полярности при наплавке алюминия плавящимся электродом

© 2020

Сидоров Владимир Петрович*¹, доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы»

Ковтунов Александр Иванович², доктор технических наук, доцент, профессор кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы»

Бочкарев Александр Геннадьевич³, аспирант кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы»

Советкин Дмитрий Эдуардович⁴, старший преподаватель кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы»

Тольяттинский государственный университет, Тольятти (Россия)

*E-mail: vladimir.sidorov.2012@list.ru

¹ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6191-2888>

²ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7705-7377>

³ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7945-1634>

⁴ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-6942-4501>

Аннотация: Проанализирована информация об эффективной мощности дуги обратной полярности на алюминиевой детали и влиянии на нее катодной области дуги. Эффективная мощность дуги обратной полярности дифференцирована на ее основные составляющие. Проведены эксперименты по измерению эффективной мощности дуги обратной полярности при сварке алюминия. Определение эффективной мощности осуществлялось методом калориметрирования при наплавке на пластину из алюминиевого сплава АМц проволокой диаметром 1,2 мм. Производилось взвешивание наплавленного металла. По результатам опытов рассчитывалось среднее алгебраическое отклонение (САО) производительности наплавки $\alpha_{н\Gamma}$ и эффективной мощности. В результате предложена методика определения коэффициента расплавления электродной проволоки при нулевом вылете α_0 по его зависимости от тока дуги, который увеличивается с уменьшением диаметра электрода. Он примерно на 25 % меньше, чем у стали, что при допущении о слабой зависимости анодной мощности от тока дуги подтверждает ранее полученные данные о повышенном теплосодержании капель электродного металла алюминиевой проволоки по сравнению со стальной проволокой. Преобладающий вклад в общую эффективную мощность дуги на обратной полярности при струйном переносе электродного металла вносит мощность катодной области дуги. При плотности тока 175 А/мм² удельная эффективная мощность от действия катодной области составляет $q_{\text{УК}}=9,0$ Вт/А, мощность электродного металла $q_{\text{Э}}=4,6$ Вт/А, мощность плазменных потоков $q_{\text{П}}=5,2$ Вт/А.

Ключевые слова: эффективная мощность; наплавка; алюминий; обратная полярность; калориметрирование; плавящийся электрод; коэффициент расплавления; алюминиевая проволока; теплосодержание капель.

Для цитирования: Сидоров В.П., Ковтунов А.И., Бочкарев А.Г., Советкин Д.Э. Эффективная мощность сварочной дуги обратной полярности при наплавке алюминия плавящимся электродом // Вектор науки Тольяттинского государственного университета. 2020. № 4. С. 34–42. DOI: 10.18323/2073-5073-2020-4-34-42.

ВВЕДЕНИЕ

В связи с ростом производства сварных конструкций из алюминиевых сплавов все более актуальной становится оптимизация режимов их сварки. Одним из распространенных способов является сварка дугой обратной полярности плавящимся электродом в аргоне. При этом обеспечивается катодное разрушение окисной пленки алюминия на изделии.

Типы сварных соединений при дуговой сварке алюминиевых сплавов регламентировались ГОСТ 14806-80 «Дуговая сварка алюминия и алюминиевых сплавов в инертных газах. Соединения сварные». В настоящее время введен в действие стандарт ГОСТ ISO 9692-3-2020 «Сварка и родственные процессы. Типы подготовки соединений. Часть 3. Сварка дуговая в инертном газе плавящимся и вольфрамовым электродом алюминия и его сплавов».

На рис. 1 представлены верхние пределы свариваемых толщин стыковых соединений без разделки кромок по стандарту ГОСТ 14806-80 для автоматических способов сварки.

Согласно рис. 1 сварка плавящимся электродом обеспечивает повышение предельных толщин в 3 и более раза по сравнению со сваркой однофазной дугой переменного тока неплавящимся электродом. Предельные толщины, по всей видимости, относятся к сварке дугами в среде гелия, обладающими повышенной мощностью. Большие значения предельной толщины при сварке трехфазной дугой неплавящимися электродами объясняются возможностью повышения предельной мощности дуги без нарушения формирования сварного шва, что связано с меньшей сосредоточенностью давления дуги и теплового потока по поверхности сварочной ванны. Сравнение с аналогичными показателями для сварки сталей по ГОСТ 14471-76 «Дуговая сварка

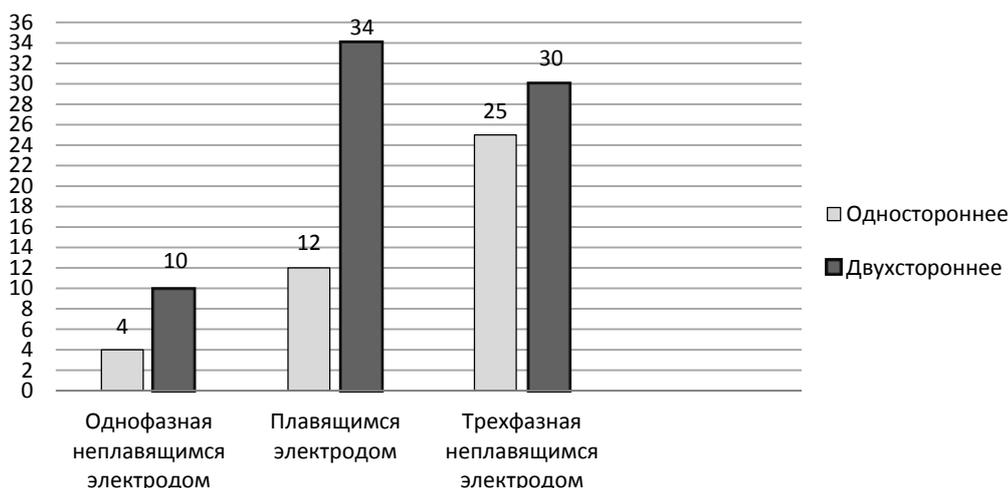


Рис. 1. Предельные толщины соединений без разделки кромок, мм
Fig. 1. Limiting thicknesses of joints without edge preparation, mm

в защитном газе. Соединения сварные. Основные типы, конструктивные элементы и размеры» показывает, что предельные толщины при сварке алюминиевых сплавов выше. Это обусловлено в первую очередь низкой температурой плавления алюминиевых сплавов, которая компенсирует влияние их высокой теплопроводности. Поскольку в России сварку преимущественно ведут дугой в среде аргона, представляет интерес изучение предельных возможностей именно этого процесса.

В последнее время исследуются свойства катодной области и катодного пятна в дуге обратной полярности в среде аргона на плавящемся электроде [1; 2]. При этом в работе [2] ставятся под сомнение современные взгляды на процесс разрушения окисной пленки алюминия в такой дуге. Интерес к катодной области связан еще и с тем, что все чаще для сварки алюминия используется дуга с разнополярными импульсами тока (РПИ) [3–5].

Провар основного металла принято рассчитывать с помощью теории сварочных источников тепла, важную роль в которой играет эффективная мощность [6; 7], определяемая с помощью эффективного КПД дуги η . Значение η дуги обратной полярности с плавящимся электродом рекомендуют выбирать в диапазоне 0,70–0,80 [6]. Однако неясно, какова структура составляющих эффективной мощности: мощности от действия катодной области дуги на алюминиевой детали, мощности, передаваемой каплями электродного металла, и мощности, передаваемой струями плазмы. В работе [8] показано, что при сварке сталей под флюсом роль мощности электродного металла в проплавлении изделия очень невелика. Следует ожидать, что такое же явление присуще и сварке алюминиевых сплавов. В работе [9] даны сведения, что при сварке в аргоне 20 % энергии, выделяемой в стальном электроде, теряется на испарение и 30 % расходуется на перегрев капли. Затраты энергии на перегрев капель нельзя относить к потерям эффективной мощности, а часть испарившегося с поверхности капель металла может переноситься к изделию вместе с плазменными потоками.

Мощность, передаваемая катодной областью изделию, зависит от катодного падения напряжения. В работе [10] обоснована приближенная формула для ее оценки:

$$q_K \approx U_K - U_B, \quad (1)$$

где U_K – катодное падение напряжения дуги, В;
 U_B – напряжение, эквивалентное работе выхода электронов из металла электрода, В.
Соответственно, мощность, передаваемая от анодной области электроду:

$$q_A \approx U_A + U_B, \quad (2)$$

где U_A – катодное падение напряжения дуги, В.

Поскольку при сварке плавящимся электродом основная часть мощности электродного металла передается изделию, то составляющие эффективной мощности дуги от действия приэлектродных областей на обратной полярности дуги можно представить в виде

$$q_{ПЭ} = [(U_K - U_B) + \mu(U_A + U_B)], \quad (3)$$

где μ – коэффициент передачи мощности капель электродного металла изделию.

С учетом приведенных выше потерь на испарение $\mu \approx 0,8$. При определении полной эффективной мощности в формулу (3) необходимо добавить слагаемые от нагрева электрода в вылете и переноса мощности из столба дуги потоками плазмы.

В соответствии с (3) эффективная мощность и, следовательно, провар изделия не должны сильно зависеть от полярности дуги. В то же время для сталей при сварке под флюсом такая зависимость есть. Авторы [11] объяснили это различием во влиянии толщины жидкой прослойки металла в сварочной ванне, величина которой, по их мнению, больше на прямой полярности. В работе [8] различие проваров объяснено малой ролью

электродного металла в проплавлении изделия и, наоборот, преобладающей ролью приэлектродной мощности дуги. В работе [9] данные о соотношении коэффициентов пропорциональности между током и проваром для сварки в среде CO_2 в зависимости от полярности отсутствуют.

Прямые измерения эффективной мощности дуги обратной полярности с неплавящимся электродом в среде аргона проводились только для стали на малых токах до 60 А [12], что обусловлено низкой стойкостью неплавящегося электрода. При напряжении дуги 23 В и среднем эффективном КПД дуги $\eta=0,52$ получаем, что удельную эффективную мощность можно оценить примерно как 12 Вт/А. В то же время, по данным работы [4], напряжение дуги обратной полярности существенно зависит от тока дуги, поэтому данные [12] являются ориентировочными.

Цель работы – уточнение представлений о приэлектродных процессах в дуге обратной полярности с плавящимся электродом при сварке алюминиевых сплавов путем установления составляющих ее эффективной мощности.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Определение эффективной мощности производили калориметрированием наплавленных сварочной дугой пластин из алюминиевого сплава АМц размерами $127 \times 39 \times 6$ мм. После наплавки пластины помещали в калориметр из тонкостенного полиэтилена с водой объемом 500 мл. Масса калориметра составляла 34,9 г. В верхней части калориметра было проделано закрывающееся узкое отверстие с параметрами, обеспечивающими быстрое погружение образца в воду. После погружения образца в воду щель закрывали во избежание утечки пара. Образцы наплавливали вдоль пластины по ее середине и погружали в воду стороной с более холодной частью, что сводило к минимуму испарение. При этом в случае испарения пар оседает на стенках калориметра, нагревает их и воду, что повышает точность измерений. Массу образцов определяли взвешиванием на химических весах с точностью до 0,001 г до сварки и после калориметрирования. Температуру образца до сварки принимали равной температуре помещения, в котором образцы выдерживались длительное время. При повторном использовании образца после его остывания его температура уточнялась с помощью специальной термодары, прижимаемой к поверхности. В придонной области калориметра устанавливали термодару 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, что происходило в течение примерно 5 с.

Наплавку вели от источника питания Kemppi KMS-50 с подающим механизмом Kemppi FastMig MXF 65 проволокой диаметром 1,2 мм, содержащей 99,7 % алюминия. Расход защитного аргона по ротаметру установки составлял 20 л/мин. Наплавку выполнял квалифицированный сварщик, аттестованный в системе НАКС на сварку алюминиевых сплавов. На данной установке задается скорость подачи проволоки, которая поддерживается постоянной регулированием силы тока. Кро-

ме того, на компьютер записывали данные по току и напряжению дуги с помощью электронного регистратора.

Образцы располагались на решетчатом сварочном столе без прижатия, что обеспечивало небольшие потери энергии во время наплавки. Время наплавки в зависимости от тока дуги варьировалось от 3 до 10 с.

Эффективную мощность сварочной дуги рассчитывали по формуле

$$q_{\text{И}} = \frac{(c_{\text{В}}m_{\text{В}}\Delta T_{\text{В}} + c_{\text{С}}m_{\text{С}}\Delta T_{\text{С}} + c_{\text{П}}m_{\text{П}}\Delta T_{\text{В}})}{t_{\text{Д}}}, \quad (4)$$

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 алюминия, принималась по литературным данным $c_{\text{С}}=1$ 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 $c_{\text{П}}=1$ Дж/(г·°С);

$m_{\text{П}}$ – масса стенок емкости из полиэтилена, г;

$t_{\text{Д}}$ – время горения дуги, с.

На каждом из токов дуги производили по три опыта с некоторым изменением времени горения дуги t . Время горения дуги измерялось с помощью видеосъемки дуги со скоростью 120 кадров в секунду с точностью выше 0,01 с. Ток дуги измеряли с видеофиксацией цифровой панели источника питания, напряжение сварки – стрелочным вольтметром Э59 класса 0,5 и также видеофиксацией. За значение эффективной мощности принималось ее среднее значение по данным трех опытов на одной установке тока. Аналогично средней производительности наплавки рассчитывали как среднее значение опытов.

Согласно расчетам, потери энергии образцами во время сварки, переноса их в калориметр и от его стенок в процессе выравнивания температур составляют порядка 2 % от полной энергии образца.

Расчетом определяли удельную эффективную мощность дуги на 1 А тока, являющуюся, наряду с эффективным КПД дуги η , важнейшим энергетическим показателем сварочного процесса [13]:

$$q_{\text{У}} = \frac{q_{\text{И}}}{I}. \quad (5)$$

По результатам опытов рассчитывали среднее алгебраическое отклонение (САО) производительности наплавки $a_{\text{Н}} \cdot I$ и эффективной мощности.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Струйный перенос металла удалось получить на токе 200 А, осциллограмма этого процесса представлена на рис. 2. При меньших токах имел место капельный перенос металла с редкими короткими замыканиями каплями дугового промежутка (рис. 3). Для оценки значений тока

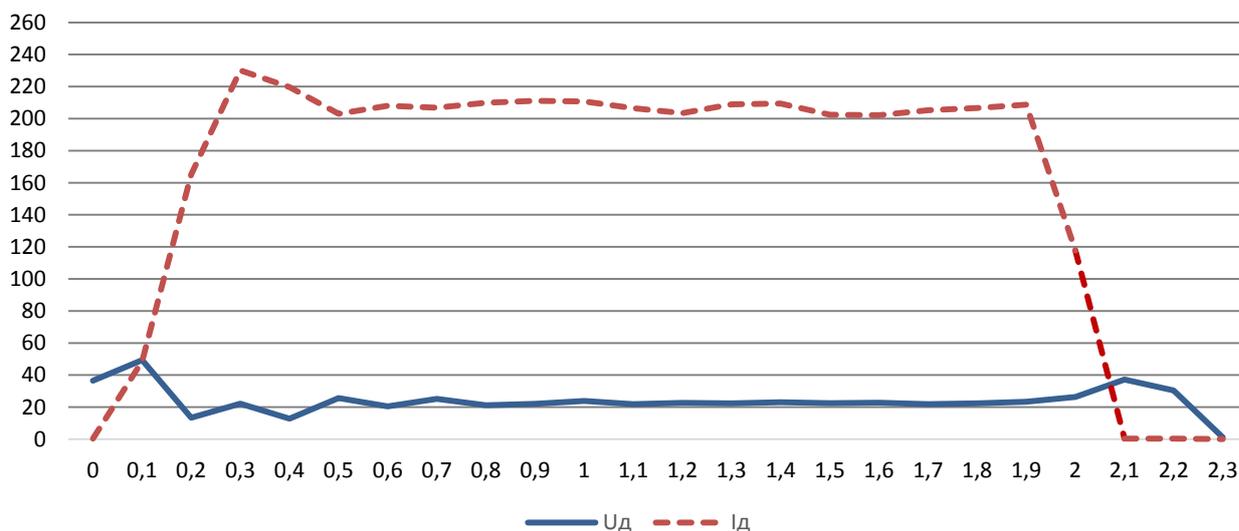


Рис. 2. Осциллограмма тока и напряжения сварки при струйном переносе электродного металла
Fig. 2. Current and voltage oscillograms of welding at projected transfer of electrode metal

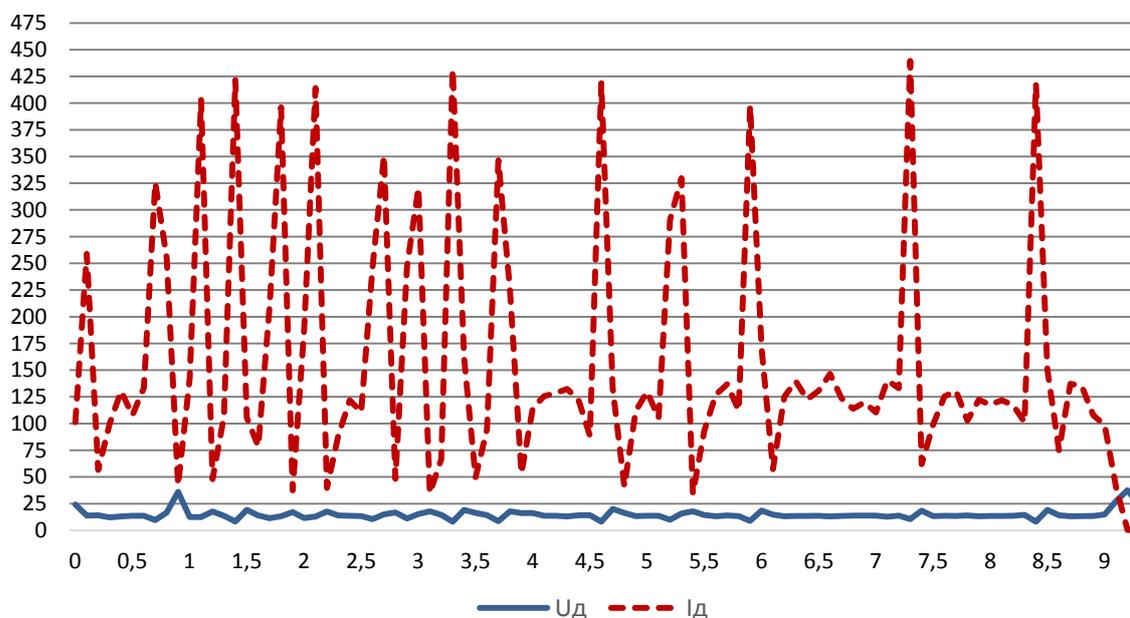


Рис. 3. Осциллограмма тока и напряжения сварки при капельном переносе металла
Fig. 3. Current and voltage oscillograms of welding at drop transfer of metal

дуги с учетом ее коротких замыканий использовали зависимость коэффициента наплавки алюминиевой проволоки от тока дуги в предположении, что он не зависит от тока. По массе наплавленного металла рассчитали коэффициент наплавки при струйном переносе и пропорционально определили токи на других режимах (таблица 1).

С увеличением тока стабильность процесса повышается и отклонения в измерениях производительности наплавки и эффективной мощности, оценку которых дает САО, снижаются в одинаковой степени, примерно в 10 раз. Это видно и на осциллограммах (рис. 2 и рис. 3). Обращает на себя внимание более интенсивный рост

удельной эффективной мощности при сравнительно небольшом увеличении тока сварки. При этом эффективный КПД дуги η изменился незначительно. q_y имеет перед эффективным КПД преимущество в том, что его использование не требует измерения напряжения дуги.

Полную эффективную мощность дуги при сварке плавящимся электродом можно представить в виде суммы трех слагаемых:

$$q = q_K + q_{\Sigma} + q_{\Pi}, \quad (6)$$

где q_{Π} – мощность, передаваемая изделию плазменным потоком.

Таблица 1. Результаты измерений и расчета мощностей и CAO
 Table 1. The results of measurements and calculation of powers and average algebraic deviations

Ток, А	U, В	V _э , см/с	Пн, г/с	CAO, %	q _п , Вт	CAO, %	η	q _у , Вт/А
97	14,1	8,8	0,210	10,1	980	6,7	0,72	10,1
137	17,5	11,3	0,296	2,1	2257	1,4	0,80	16,5
200	23,5	14,0	0,432	1,1	3770	0,57	0,80	18,8

Первые два слагаемых определяются формуле (3). Мощность q_п практически не исследована и зависит от многих факторов. При сварке неплавящимся электродом, согласно представлениям [13], мощность, переносимая к изделию плазменным потоком, может достигать 40 % полной мощности дуги.

Информации о катодном падении напряжения и балансе энергии в условиях дуговой сварки на обратной полярности мало [13]. По приближенной оценке в свариваемое изделие на обратной полярности с неплавящимся электродом выделяется q_у=7 Вт/А, а на прямой полярности приводится q_у=8 Вт/А [13]. Аналогичный показатель для дуги переменного тока – q_у=8 Вт/А, в то время как он должен быть равным полусумме удельных мощностей прямой и обратной полярностей.

По данным [10], для дуги между вольфрамовыми электродами зависимость U_к от тока в области токов до 50 А падающая, а затем U_к почти не зависит от тока и составляет порядка 7 В. Однако механизмы протекания тока в катодной области для неплавящегося и плавящегося электродов различны, поэтому данную информацию сложно использовать для сварки плавящимся электродом. Несколько больше сведений о сумме катодного и анодного падений напряжения дуг в аргоне. С учетом наличия информации об анодном падении напряжения и его стабильности по отношению к току дуги, это может быть использовано для оценки U_к.

В работе [15] исследовались составляющие мощности сжатой дуги в аргоне прямой и обратной полярности при сварке алюминиевых сплавов. Наши расчеты по данным [15] удельной эффективной мощности плазмообразующего аргона в диапазоне токов дуги 100–200 А дали q_А=10,7 Вт/А при среднем алгебраическом отклонении (CAO) 1,5 %. При допущении, что эффективная мощность плазмообразующего газа не зависит от полярности дуги, расчеты показывают, что в интервале токов 100–250 А на удельную эффективную катодную мощность в алюминиевое изделие остается 9,0 Вт/А при CAO 3 %.

Для оценки мощности, передаваемой изделию электродным металлом, расчетом уточняли теплосодержание капель. В работе [16] приводится зависимость роста эн- тальпии капель алюминия при росте тока дуги на обратной полярности 50 до 200 А с 2257 Дж/г до 2800 Дж/г для проволоки диаметром 1,6 мм и при вылете электрода 10–15 мм. При этом коэффициент расплавления электрода α_р уменьшился с 9,1 до 8,5 г/(А·ч).

Уточнение мощности капель электродного металла выполняли по следующей методике. Для оценки эн-

тальпии капель можно использовать формулу для коэффициента расплавления электрода, приведенную к виду

$$\frac{V_{\text{э}}\rho}{j} = \frac{q_{\text{э}}}{H}, \quad (7)$$

где V_э – скорость расплавления электрода, см/с;

ρ – плотность металла, г/см³;

j – плотность тока, А/см²;

q_э – мощность расходуемая на расплавление электрода, Вт;

H – теплосодержание капель электродного металла, Дж/см³.

В левой части (7) находятся константы, которые можно измерить в опытах, а в правой части – величины, с трудом поддающиеся измерению. Если при увеличении плотности тока на электроде скорость расплавления будет расти более интенсивно, то это означает, что приращение мощности в электрод опережает приращение теплосодержания капель электродного металла. Приводимые в литературе (рис. 4) данные по зависимости коэффициента расплавления алюминиевой проволоки от тока дуги для заданного диаметра электрода свидетельствуют об ускорении роста скорости расплавления с увеличением тока, что свидетельствует и о росте отношения q_э/H [17].

Мощность q_э в (7) представляют в виде суммы двух слагаемых [17]:

$$q_{\text{э}} = q_{\text{А}} + q_{\text{В}}, \quad (8)$$

где q_А – мощность от действия анодной области дуги, рассчитываемая по формуле (2);

q_В – мощность от нагрева вылета протекающим током.

Данные по теплосодержанию капель электродного металла стальной и алюминиевой проволок можно сопоставить, если сравнить их в соответствии с формулой (7) при нулевом вылете, когда нет второго слагаемого в формуле (8). Это обусловлено тем, что удельные сопротивления сплавов и их термические коэффициенты отличаются в несколько раз. Вклад нагрева вылета при сварке алюминиевыми проволоками в скорость расплавления значительно меньше, чем при сварке стальными проволоками.

В работах [18; 19] выведена формула для расчета скорости плавания анода из стальной кремниевомарганцевой проволоки:

$$V_{\text{э}} = 0,23j + 8,0 \cdot 10^{-5} \cdot Lj^2, \quad (9)$$

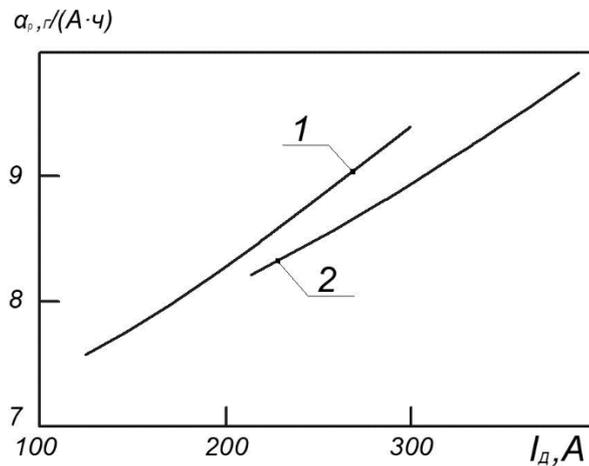


Рис. 4. Изменение коэффициента расплавления алюминиевого электрода от тока дуги:
 1 – $d=1,6$ мм; 2 – $d=2$ мм [17]
Fig. 4. Change in the fusion coefficient of aluminum electrode under the arc current:
 1 – $d=1.6$ mm; 2 – $d=2$ mm [17]

где j – плотность тока, А/мм²;
 L – вылет, мм;
 V_3 – скорость расплавления электрода, мм/с.

По формуле (9) можно определить скорость расплавления проволоки при нулевом вылете $L=0$, которая зависит только от плотности тока на электроде.

Формулу (9) использовали для алюминиевых проволок, определяя другие коэффициенты. С учетом (7) можно записать

$$\frac{j \cdot \alpha_p}{\rho} = Aj + Bj^2 = \frac{\alpha_p}{\rho} = A + Bj, \quad (10)$$

где A и B – эмпирические коэффициенты для алюминиевой проволоки.

Произведение $A \cdot \rho$ представляет собой коэффициент расплавления при нулевом вылете в соответствии с формулами (9) и (10). Для отыскания коэффициентов $A\rho$ и $B\rho$ в (10) использовали данные по коэффициентам расплавления алюминиевых проволок на рис. 3. По трем плотностям тока для каждого графика с помощью стандартной компьютерной программы линейной регрессии получили коэффициенты, приведенные в таблице 2. При такой методике нет необходимости в определении коэффициента расплавления в зависимости от длины вылета и интерполяции такой зависимости на

нулевой вылет. Коэффициент B в формуле (10) будет зависеть от диаметра проволоки и вылета, но значение коэффициента A будет иметь единственное значение. Главное, при определении зависимости α_p от тока сохранять вылет постоянным, что не представляет большой трудности.

Коэффициент расплавления стальной проволоки диаметром 1,6 мм при нулевом вылете составляет в аргоне 8,0 г/(А·ч), что на 23 % больше, чем у алюминиевой проволоки. По мнению большинства исследователей, анодное падение напряжения не зависит от материала анода [18]. В соответствии с формулой (7) это означает, что теплосодержание алюминиевых капель соответственно больше, чем стальных.

Начальный коэффициент расплавления для проволоки $d=2$ мм на 9,2 % меньше, чем для $d=1,6$ мм, т. е. при увеличении сечения проволоки на 57 %. Можно принять, что уменьшение сечения дает в 6,2 раза менее интенсивное увеличение коэффициента расплавления. При уменьшении диаметра с $d=1,6$ до $d=1,2$ мм в наших опытах сечение уменьшится на 77 %. Следовательно, α_p при нулевом вылете должен увеличиться еще на $77/6,2$ – на 12,4 %, т. е. составить 7,3 г/(А·ч). При наплавке на токе 168 А при вылете 20 мм получили $\alpha_p=8,72$ г/(А·ч). За счет нагрева вылета производительность расплавления алюминиевой проволоки-анода увеличивается на 20 %.

Таблица 2. Коэффициенты аппроксимации для формулы (10)
Table 2. Approximation coefficient for a formula (10)

Марка проволоки	Диаметр проволоки, мм	$A \cdot \rho$, г/(А·ч)	САО, %	$B \cdot \rho$, (г·см ²)/(А ² ·ч)
СвАМц	1,6	6,5	0,8	$1,7 \cdot 10^{-4}$
СвАМг6	2,0	6,0	0,5	$3,2 \cdot 10^{-4}$

Таблица 3. Суммарные удельные мощности $q_{к+п}$ катодной области и плазменных потоков
 Table 3. Resulting specific capacity q_{c+p} of cathode region and plasma flows

Ток, А	$P_{к}$, г/с	$q_{у}$, Вт	$q_{к+п}$, Вт/А	$q_{п}$, Вт/А
97	0,210	10,1	5,9	-3,1
137	0,296	16,5	12,3	3,3
200	0,432	18,8	14,6	5,6

Поскольку в работе [17] приводятся данные об энтальпии капель электродного металла стальной проволоки на обратной полярности 2167 Дж/г, то в соответствии с формулой (7) энтальпия капель алюминиевой проволоки $2167 \cdot 1,23 = 2665$ Дж/г, что близко к данным прямых измерений энтальпии алюминиевой проволоки [16]. С учетом потерь каплями электродного металла на испарение и излучение, которые составляют примерно 25 %, энтальпия капель алюминия, достигших сварочной ванны, принимали равной $H=2000$ Дж/г. Рассчитали составляющие баланса эффективной мощности в изделии (таблица 3). Удельная мощность на 1 А тока, передаваемая каплями, не зависит от тока и составляет 4,2 Вт/А.

Если принять полученное по данным работы значение $q_{к}=9,0$ Вт/А, то получим оценку вклада плазменных потоков в удельную эффективную мощность. Отрицательное значение $q_{п}$ означает, что при малых токах плазменные потоки могут быть направлены от изделия к электроду. Мощность плазменных потоков возрастает с увеличением тока. По величине доля мощности от плазменных потоков сопоставима с мощностью, передаваемой каплями электродного металла.

Удельную эффективную мощность катода можно также оценить по данным работы [20], в которой получены значения коэффициента расплавления алюминиевой проволоки на прямой полярности дуги. В интервале токов 80–180 А он составил $\alpha_{р}=19,33$ г/(А·ч) при САО 4,84 %. Если принять, что энтальпия капель алюминия, как и у стали [16], на прямой полярности на 7,5 % меньше, чем на обратной, то для алюминия получим $H_{ж}=2513$ Дж/г, а удельная мощность, поглощаемая электродным металлом, будет равна

$$q_{кп} = H \cdot \alpha_{р} = \frac{2513 \cdot 19,33}{3600} = 13,5 \text{ Вт/А.} \quad (11)$$

Мощность $q_{кп}$ не содержит мощности, передаваемой плазменными потоками, которые, очевидно, малы для стержневого электрода, но содержит мощность нагрева электрода в вылете, которую можно оценить в 2,3 Вт/А. Таким образом, мощность, вносимую в электрод катодной областью, можно оценить в 11,2 Вт/А, что больше, чем полученное нами выше на основании данных работы [15] 9 Вт/А. Разницу можно объяснить отличием катодного падения напряжения на стержневом и плоском электроде. Из-за более высокой плотности тока на стержневом электроде катодное падение напряжения может быть выше.

В работе [20] на основе анализа данных о распределении падений напряжения в приэлектродных областях получена формула для удельной эффективной мощности катодной области на алюминии для стержневого электрода:

$$q_{уК} = 7,94 + 2,38 \cdot 10^{-2} \cdot I_{0}. \quad (12)$$

Расчет по формуле (12) при $I_{0}=200$ А дает $q_{уК}=12,7$ Вт/А, что близко к оценке этой величины по коэффициенту расплавления и энтальпии капель.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

1. Разработана методика определения коэффициента расплавления электродной проволоки при нулевом вылете α_0 по его зависимости от тока дуги. α_0 увеличивается с уменьшением диаметра электрода.

2. Коэффициент расплавления алюминиевой проволоки при нулевом вылете примерно на 25 % меньше, чем у стали, что при допущении о слабой зависимости анодной мощности от тока дуги подтверждает ранее полученные данные о повышенном теплосодержании капель электродного металла алюминиевой проволоки по сравнению со стальной проволокой.

3. Доля мощности, передаваемой каплями электродного металла в сварочную ванну, по отношению к эффективной мощности дуги снижается с ростом тока дуги почти в два раза, но повышается доля мощности, передаваемой от столба дуги.

4. Преобладающий вклад в общую эффективную мощность дуги на обратной полярности при струйном переносе электродного металла вносит мощность катодной области дуги. При токе 200 А и плотности тока 175 А/мм^2 удельная эффективная мощность от действия катодной области составляет $q_{уК}=9,0$ Вт/А, мощность электродного металла $q_{э}=4,6$ Вт/А, мощность плазменных потоков $q_{п}=5,2$ Вт/А.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Балановский А.Е. Структура катодного пятна сварочной дуги с неплавящимся электродом // Теплофизика высоких температур. 2018. Т. 56. № 1. С. 3–13.
2. Балановский А.Е. Новый механизм взаимодействия сварочного дугового разряда постоянного тока обратной полярности с поверхностью алюминия //

- Теплофизика высоких температур. 2019. Т. 57. № 6. С. 819–834.
3. Wang Y., Qi B., Cong B., Yang M., Liu F. Arc characteristics in double pulsed VP-GTAW for aluminum alloy // *Journal of Materials Processing Technology*. 2017. Vol. 249. P. 89–85.
 4. 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. № 5-8. P. 2421–2428. DOI: 10.1007/s00170-017-1387-6.
 5. Jeong H., Park K., Bajek 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. P. 729–737.
 6. Кархин В.А. Тепловые процессы при сварке. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2015. 572 с.
 7. Неровный В.М., Коновалов А.В., Якушин Б.Ф., Макаров Э.Л., Куркин А.С. Теория сварочных процессов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2016. 704 с.
 8. Сидоров В.П. Влияние рода и полярности тока на плавление основного и электродного металла при сварке под флюсом // *Сварка и диагностика*. 2013. № 3. С. 20–23.
 9. Потапьевский А.Г., Сараев Ю.Н., Чинахов Д.А. Сварка сталей в защитных газах плавящимся электродом. Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2012. 208 с.
 10. Лесков Г.И. Электрическая сварочная дуга. М.: Машиностроение, 1970. 335 с.
 11. Коберник Н.В., Чернышов Г.Г., Гвоздев П.П., Линник А.А. Влияние рода и полярности тока на плавление электродного и основного металла при сварке под флюсом // *Сварка и диагностика*. 2011. № 5. С. 24–27.
 12. 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. P. 3255–3261. DOI: 10.1007/s12206-014-0736-8.
 13. Савинов А.В., Лапин И.Е., Лысак В.И. Дуговая сварка неплавящимся электродом. М.: Машиностроение, 2011. 477 с.
 14. Столбов В.И. Сварочная ванна. Тольятти: ТГУ, 2007. 247 с.
 15. Щицын Ю.Д., Белинин Д.С., Кучев П.С., Неулыбин С.Д. Особенности теплопередачи в изделие при работе плазматрона на обратной полярности // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение*. 2014. Т. 16. № 2. С. 40–50.
 16. Ерохин А.А. Основы сварки плавлением. М.: Машиностроение, 1973. 448 с.
 17. Ленивкин В.А., Дюргеров Н.Г., Сагиров Х.Н. Технологические свойства сварочной дуги в защитных газах. М.: Машиностроение, 1989. 264 с.
 18. Halmoy E. Current-voltage process characteristic in gas metal arc welding // *American Society of Mechanical Engineers, Production Engineering Division*. 1991. Vol. 51. P. 17–27.
 19. Halmoy E., Karkhin V.A. Dynamic simulation of aluminium and steel electrode melting in pulsed GMAW // *Welding Conference LUT JOIN' 99*. Lappeenranta, 1999. P. 106–117.
 20. Сидоров В.П., Борисов Н.А., Советкин Д.Э. О плавлении алюминиевого электрода аргоновой дугой прямой полярности // *Вектор науки Тольяттинского государственного университета*. 2019. № 4. С. 52–57.

REFERENCES

1. Balanovsky A.E. Structure of the welding arc cathode spot with a nonconsumable electrode. *High Temperature*, 2018, vol. 56, no. 1, pp. 3–13.
2. Balanovsky A.E. A new mechanism of interaction between a welding arc discharge of reverse-polarity direct current and an aluminum surface. *High Temperature*, 2019, vol. 57, no. 6, pp. 784–797.
3. Wang Y., Qi B., Cong B., Yang M., Liu F. Arc characteristics in double pulsed VP-GTAW for aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 2017, vol. 249, pp. 89–85.
4. 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, no. 5-8, pp. 2421–2428. DOI: 10.1007/s00170-017-1387-6.
5. Jeong H., Park K., Bajek 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.
6. Karkhin V.A. *Teplovye protsessy pri svarke* [Thermal processes in welding]. Saint Petersburg, Politekhnikheskiy universitet Publ., 2015. 572 p.
7. Nerovny V.M., Konovalov A.V., Yakushin B.F., Makarov E.L., Kurkin A.S. *Teoriya svarochnykh protsessov* [Theory of welding processes]. Moscow, MGTU im. N.E. Bauman Publ., 2016. 704 p.
8. Sidorov V.P. The effect of the type and polarity of current on the melting of parent and electrode metal in submerged-arc welding. *Svarka i diagnostika*, 2013, no. 3, pp. 20–23.
9. Potap'yevskiy A.G., Saraev Yu.N., Chinakhov D.A. *Svarka staley v zashchitnykh gazakh plavlyashchimsya elektrodom* [Gas-shielded steels with consumable electrode]. Tomsk, Tomskiy politekhnikheskiy universitet Publ., 2012. 208 p.
10. Leskov G.I. *Elektricheskaya svaroch'naya duga* [Electric welding arc]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1970. 335 p.
11. Kobernik N.V., Chernyshov G.G., Gvozdev P.P., Linnik A.A. Influence of the type and polarity of the current on the penetration of the electrode and base metal for arc welding under flux and al. *Svarka i diagnostika*, 2011, no. 5, pp. 24–27.
12. 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, no. 8, pp. 3255–3261. DOI: 10.1007/s12206-014-0736-8.

13. Savinov A.V., Lapin I.E., Lysak V.I. *Dugovaya svarka neplavyashchimsya elektrodom* [Arc welding with a non-consumable electrode]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2011. 477 p.
14. Stolbov V.I. *Svarochnaya vanna* [Welding bath]. Togliatti, TGU Publ., 2007. 247 p.
15. Shchitsyn Yu.D., Belinin D.S., Kuchev P.S., Neulybin S.D. Determination of voltage drop across the anode area arc plasma processing of metals. *Vestnik Permskogo natsionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie*, 2014, vol. 16, no. 2, pp. 40–50.
16. Erokhin A.A. *Osnovy svarki plavlaniem* [Fusion welding basics]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1973. 448 p.
17. Lenivkin V.A., Dyurgerov N.G., Sagirov Kh.N. *Tekhnologicheskie svoystva svarochnoy dugi v zashchitnykh gazakh* [Technological properties of a gas-shielded arc]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1989. 264 p.
18. Halmoy E. Current-voltage process characteristic in gas metal arc welding. *American Society of Mechanical Engineers, Production Engineering Division*, 1991, vol. 51, pp. 17–27.
19. Halmoy E., Karkhin V.A. Dynamic simulation of aluminium and steel electrode melting in pulsed GMAW. *Welding Conference LUT JOIN' 99*. Lappeenranta, 1999, pp. 106–117.
20. Sidorov V.P., Borisov N.A., Sovetkin D.E. Concerning the melting of an aluminium electrode by the argon arc straight polarity. *Vektor nauki Tolyattinskogo gosudarstvennogo universiteta*, 2019, no. 4, pp. 52–57.

Effective power of the reverse polarity welding arc when surfacing aluminum with a consumable electrode

© 2020

Vladimir P. Sidorov^{*1}, Doctor of Sciences (Engineering), Professor, professor of Chair “Welding, Pressure Treatment of Materials and Allied Processes”
Aleksandr I. Kovtunov², Doctor of Sciences (Engineering), Associate Professor, professor of Chair “Welding, Pressure Treatment of Materials and Allied Processes”
Aleksandr G. Bochkarev³, postgraduate student of Chair “Welding, Pressure Treatment of Materials and Allied Processes”
Dmitry E. Sovetkin⁴, senior lecturer of Chair “Welding, Pressure Treatment of Materials and Allied Processes”

Togliatti State University, Togliatti (Russia)

*E-mail: vladimir.sidorov.2012@list.ru

¹ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6191-2888>

²ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7705-7377>

³ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7945-1634>

⁴ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-6942-4501>

Abstract: The paper analyzes the information about the effective power of a reverse polarity arc on an aluminum part and the influence of the arc cathode region on it. The study differentiated the effective power of the direct polarity arc into its main components. The authors carried out the experiments to measure the effective power of the reverse polarity arc for aluminum welding. To determine the effective power, the calorimetry was used when hardfacing a wire of 1.2 mm diameter on the Al-Mn alloy plate and the deposited metal then was weighed. Based on the experiment results, the authors calculated an average algebraic deviation of α H-I hardfacing performance and effective power. As a result, the authors proposed the procedure to determine the electrode wire fusion coefficient at zero stick-out α_0 according to its dependence on the arc current, which increases at electrode diameter decreasing. This coefficient is about 25 % less than that of steel. By assuming a weak dependence of anode power on the arc current, this fact proves the obtained data on the high heat content of electrode metal droplets of an aluminum wire in comparison with a steel wire. At the droplet transfer of electrode metal, the cathode region power of the arc makes the prevailing contribution to the total effective power of the reverse polarity arc. At the current density equal to 175 A/mm², the specific effective power of the cathode region action is $q_{sc}=9.0$ W/A, the power of the electrode metal is $q_E=4.6$ W/A, and the plasma flow power is $q_p=5.2$ W/A.

Keywords: effective power; hardfacing; aluminum; reverse polarity; calorimetry; consumable electrode; fusion coefficient; aluminum wire; droplets heat content.

For citation: Sidorov V.P., Kovtunov A.I., Bochkarev A.G., Sovetkin D.E. Effective power of the reverse polarity welding arc when surfacing aluminum with a consumable electrode. *Vektor nauki Tolyattinskogo gosudarstvennogo universiteta*, 2020, no. 4, pp. 34–42. DOI: 10.18323/2073-5073-2020-4-34-42.