

Эффективная мощность сжатой сварочной дуги с разнополярными импульсами тока

© 2021

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

Советкин Дмитрий Эдуардович², 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/0000-0002-6942-4501>

Аннотация: Выполнен обзор работ по исследованию эффективной мощности сварочных дуг с неплавящимся электродом в аргоне прямой и обратной полярности. Показано, что эффективный КПД дуги сложно использовать для определения эффективной мощности. В большей степени, чем к свободной дуге, это относится к сжатой дуге. На основе анализа данных по эффективным мощностям полярностей и эффективному КПД сжатой дуги, горящей на проточный калориметр из меди, рассчитаны удельные эффективные мощности полярностей и напряжения дуг. Максимальные значения на обратной полярности достигают 23,2 Вт/А, на прямой полярности – 14,2 Вт/А. Установлено, что снижение удельных эффективных мощностей полярностей с ростом тока в диапазоне 100–150 А хорошо описывается линейными зависимостями. Имеет место линейное снижение напряжений дуги прямой полярности с увеличением тока, а напряжение дуги обратной полярности остается постоянным. Разброс данных по удельным эффективным мощностям полярностей примерно в два раза меньше, чем разброс эффективных КПД. С помощью двумерной математической модели столба сжатой дуги на закрытом участке выполнен расчет мощности, поглощаемой плазмообразующим аргонном и стенками сопла. Получены зависимости мощности, переносимой аргонном от длины канала сопла и тока дуги. Удельная эффективная мощность потока аргона при исследованных плотностях тока и расхода аргона слабо зависит от тока дуги и составляет примерно 5,5 Вт/А. Вклад мощности плазмообразующего аргона в эффективную мощность сжатой дуги увеличивается с ростом тока.

Ключевые слова: плазменная сварка; импульсы тока; полярность; эффективная мощность; калориметрирование; напряженность поля; теплосодержание плазмы; давление дуги.

Для цитирования: Сидоров В.П., Советкин Д.Э. Эффективная мощность сжатой сварочной дуги с разнополярными импульсами тока // Вектор науки Тольяттинского государственного университета. 2021. № 2. С. 57–66. DOI: 10.18323/2073-5073-2021-2-57-66.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время изучению энергетических характеристик сварочной дуги в аргоне при сварке алюминиевых и магниевых сплавов разнополярными прямоугольными импульсами тока вольфрамовым электродом (VP-GTAW – *variable polarity-gas tungsten argon welding*) уделяется серьезное внимание [1–3]. В отечественной литературе такой способ получил название «дуга с РПИ» или «с ПФИ» (прямоугольной формы импульсов) [4]. Во всех сварочных установках регулируется длительность импульсов полярностей, а в некоторых также и их амплитуда. Частота импульсов может изменяться от 50 до 150 Гц. В зарубежной литературе принято дугу прямой полярности сокращенно обозначать EN (*electrod negative*), а обратной полярности – EP (*electrod positive*) (рис. 1). Важной характеристикой такой дуги является отношение длительности обратной полярности t_{EP} к длительности периода t_C : $\varphi = t_{EP}/t_C$.

VP-GTAW-сварке присуще разрушение окисной пленки алюминия и положительное влияние пульсаций тока на структуру сварного шва. В работах [3–5] этот эффект объясняется пульсирующим характером давления дуги. Важным направлением исследования характеристик данного вида дуги является изучение ее эф-

фективной мощности, необходимой для расчета температур в свариваемых изделиях. В большинстве случаев эффективную мощность сварочных дуг принято рассчитывать с помощью эффективного КПД η . Для этого необходима информация и о напряжении дуги. Коэффициенту η при сварке сталей вольфрамовым электродом на прямой полярности дуги присущ существенный разброс, который в работе [6] оценен в диапазоне $\eta=0,68-0,79$. С учетом естественных различий напряжения дуги, обусловленных неоднородностью свойств и размеров электродов дуги, суммарный разброс значений эффективной мощности дуги можно оценить не менее чем в $\pm 8\%$. Такой диапазон не отвечает современным требованиям к точности инженерных расчетов температур при сварке. Дуге VP-GTAW присуща значительная асимметрия напряжений дуг и чередование приэлектродных областей дуги на изделии и электроде с высокой частотой. Определение общей эффективной мощности такой комбинации дуг представляет достаточно сложную задачу. При этом приходится учитывать, что характеристики дуг постоянного тока на алюминиевых сплавах изучены значительно в меньшей степени, чем на сталях.

Так, в работе [7] для сравнения тепловой эффективности полярностей использованы зависимости ширины

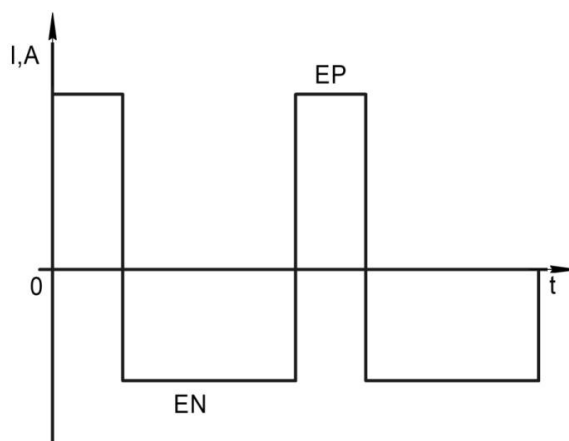


Рис. 1. Циклограмма тока в VP-GTAW дуге
Fig. 1. The cyclogram of current in the VP-GTAW arc

шва и провара от соотношения φ при проплавлении пластины толщиной 10 мм из сплава 5083 дугой VP-GTAW. Отмечено линейное увеличение ширины шва и глубины проплавления при увеличении φ , причем отношение размеров оставалось неизменным. Это является косвенным свидетельством того, что с увеличением φ эффективная мощность дуги растет.

В монографии [4] при частоте импульсов 50 Гц в процессе изменения φ наблюдалось изменение КПД пределах $\eta=0,47-0,60$. Для вольфрамового электрода диаметром $d=2$ мм КПД имел минимум $\eta=0,52$ при $\varphi=0,2$, для больших значений d аналогичный минимум вероятен при больших значениях отношения t_{EP}/t_C . Максимальные значения η имели место при минимуме отношения $\alpha=t_{EP}/t_C$, поэтому авторы рекомендуют при сварке использовать небольшие значения φ . Следует отметить, что использованию больших значений φ мешают ограничения по стойкости вольфрамовых электродов. Авторами обнаружено существенное повышение термического КПД η_t для такого же диапазона токов у электродов $d=2,4$ мм при $t_{EP}=3,75$ мс. Как и в работе [7], авторы [4] пришли к выводу о незначительном влиянии частоты импульсов на тепловую эффективность дуги. Следует отметить, что во многих исследованиях эффективного КПД отсутствуют данные о напряжении дуги, что делает полученные данные непригодными для инженерной практики.

Дуга EP с неплавящимся электродом на сплавах алюминия практически не исследована, поэтому интерес представляют данные работы [8] для свободной дуги, горящей на низкоуглеродистую сталь на токах 30–60 А. Ее эффективный КПД авторы оценили в $52\pm 4\%$. При этом напряжение дуги составляло 23 В, и расчет удельной эффективной мощности на 1 А тока q_1 дает нам значения $q_1=12\pm 4\%$ Вт/А. Аналогичный показатель в диапазоне токов 140–180 А дуги EN составляет, согласно данным [8], $q_1=8,7$ Вт/А. Таким образом, на обратной полярности на стали при малых токах на 1 А выделяется почти на 40 % больше эффективной мощности, чем на прямой, но в разных токовых диапазонах. Энергетические характеристики дуг обратной полярности на стали и алюминии во многом подобны, о чем свидетельствуют, например, близкие значения напря-

жений дуг, а также разницы напряжений в полупериодах в однофазной дуге, приводящие к появлению постоянной составляющей тока [9].

В [10] разработана численная математическая модель VP-GTAW-сварки алюминиевого сплава. Сила тока импульсов $I=150$ А, напряжение дуги принималось усредненным $U=16$ В. Расчеты выполняли для трех значений $\varphi=0,15, 0,30, 0,45$. КПД дуги прямой полярности принимался $\eta_{EN}=0,7$, а КПД обратной полярности имел два разных значения относительно прямой полярности от $\eta_{EP}=1,143\cdot\eta_{EN}$ и $\eta_{EP}=1,286\cdot\eta_{EN}$. С увеличением φ более выражен рост площади проплавления при $\eta_{EP}=1,286\cdot\eta_{EN}$, который составил 46 % против 23 %. При таком подходе КПД дуги обратной полярности достигает 0,9, что вызывает сомнения.

В работе [11] при численном моделировании роли баланса полярностей в ее тепловой эффективности использовали четыре значения $\varphi=0,15-0,45$ с шагом $\varphi=0,1$. Равные токи импульсов составляли $I=280$ А. Эффективный КПД на прямой полярности принимался $\eta_{EN}=0,25$, а на обратной полярности задавали пять значений от $\eta_{EP}=0,55$ до $\eta_{EP}=0,95$ с шагом 0,1. В диапазоне $\varphi=0,15-0,35$ площадь поперечного сечения проплавления основного металла оставалась на одном уровне. Наши расчеты для экспериментальных $\varphi=0,15-0,35$ дали среднее алгебраическое отклонение (САО) [12] экспериментальных значений площадей проплавления САО=1,5 %, а расчетные значения имеют при тех же параметрах САО=3,6 %. При дальнейшем увеличении соотношения до $\varphi=0,45$ экспериментальная площадь провара резко увеличилась на 25 %, а расчетная — на 22,5 %. Можно предположить, что влияние доли φ времени обратной полярности EP на эффективную мощность не столь значительно, и требуется более высокая точность при проведении экспериментов. Выбор КПД полярностей в этой работе, как и в [10], представляется произвольным.

В [13] численное моделирование дуги VP-GTAW использовалось для оценки эффективности проплавления алюминиевого сплава AA1060. Пластины толщиной 4 мм сваривались на скорость 2,5 мм/с. Средний ток дуги $I=170$ А за период не изменялся при изменении

токов импульсов EN и EP и отношения φ . Для расчета эффективной мощности использовали одинаковый η обеих дуг $\eta_{EN}=\eta_{EP}=0,72$. Фиксировались средние значения токов и напряжений дуг в импульсах. Полученные эффективные мощности импульсов использовали для расчета ширины шва при расчете размеров сварочной ванны. По итогам моделирования, как и на экспериментальных шлифах, было обнаружено, что ширина шва с обратной стороны пластин иногда больше, чем его ширина в ее срединной области. Такое явление авторы объяснили действием эффекта Марангони. Для этого учитывалась зависимость силы поверхностного натяжения жидкого алюминия от температуры. Сходимость расчетных и опытных размеров по шлифам шва в работе [13] хорошая, однако на фотографии лицевой стороны шва при $\varphi=0,3$ видно существенное изменение ширины шва по его длине.

В работе [14] на основе анализа экспериментальных данных по напряжениям дуг прямой и обратной полярности были предложены формулы для расчета удельной эффективной мощности от действия приэлектродных областей дуги на алюминий, которые хорошо описывают скорость плавления алюминиевой проволоки при наплавке свободной дугой прямой и обратной полярности. Они дали верную оценку разности эффективных мощностей дуг при сварке сжатой дугой алюминиевых сплавов при различном балансе полярностей φ при VP-GTAW.

В [15] экспериментально исследована эффективная мощность дуги обратной полярности с плавящимся электродом при наплавке на алюминиевый сплав и выполнена оценка структуры этой мощности, состоящей из вклада мощностей катодной области, капель электродного металла и плазменной струи. В работах [15; 16] были дополнительно проанализированы данные работы [13] и получены формулы для расчета эффективной мощности для каждой полярности с учетом плазменных потоков в дуге.

В [17] выполнено исследование тепловой эффективности при плазменной сварке разнополярными прямо-

угольными импульсами тока. Этот способ сварки в литературе обозначается как VP-PAW. Эксперименты проводились от специального источника питания, позволяющего отдельно изменять токи импульсов и длительности их протекания. Длительность прямой полярности не изменялась и составляла $t_{EN}=21$ мс, а длительности обратной полярности задавали два значения $t_{EP}=2$ мс и $t_{EP}=8$ мс. В большинстве экспериментов изменяли ток импульсов одной полярности, не изменяя ток импульсов другой. Диаметр сопла плазматрона составлял 3 мм, расстояние от конца электрода до начала сопла – 5 мм, расстояние от сопла до детали – 5 мм. Расход плазмообразующего аргона составлял 1,5 л/мин, защитного аргона – 15 л/мин. Дуга горела на медный охлаждаемый проточной водой калориметр. В результате решения составленных систем уравнений для полной эффективной мощности дуги были рассчитаны эффективные мощности и эффективные КПД дуг обеих полярностей. Данные работы представляют значительный интерес в связи с возможностью определить по ним важную характеристику дуги – удельную эффективную мощность, которой до сих пор не уделялось должного внимания, а также учесть вклад сжатия дуги и роль переноса энергии плазмообразующим аргоном в общую эффективную мощность. На рис. 2 для примера приведены полученные в работе [17] результаты определения эффективных КПД для одной из серий опытов. Аналогичные зависимости приводятся в [17] для эффективных мощностей. Это позволяет рассчитать напряжения дуг во время импульсов и удельную эффективную мощность на 1 А тока. На графиках (рис. 2) наблюдается существенный разброс значений эффективного КПД, который для полярности EN составляет более 10 %, а для полярности EP – около 15 %. Из проведенного обзора и анализа видно, что основной трудностью при определении эффективной мощности дуги VP-GTAW является наличие теплопередачи изделию от столба дуги, в основном за счет плазменного потока, роль которого в конкретных условиях сложно оценить. Прямые калориметрические исследования такой дуги нам

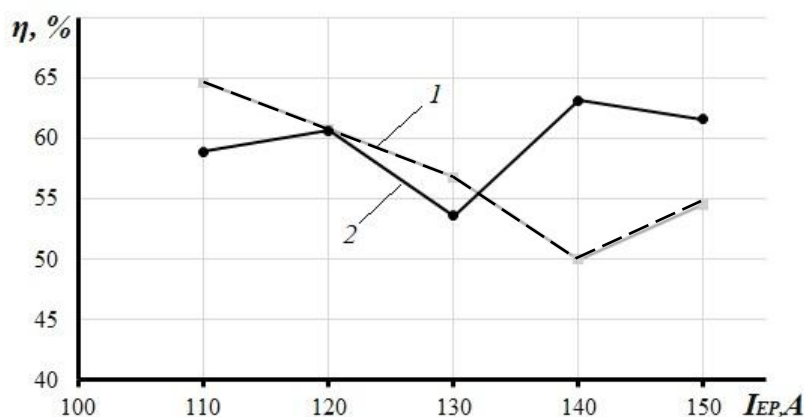


Рис. 2. Зависимости эффективного КПД от тока импульсов обратной полярности [17].

Кривая 1 – для EP, кривая 2 – для EN, $EN=100$ А

Fig. 2. The dependencies of effective efficiency on the current of the reverse polarity pulses [17].

Curve 1 – for EP, Curve 2 – for EN, $EN=100$ А

неизвестны. С учетом этого данные работы [17] представляют особый интерес, так как в теплопередаче к изделию участвует управляемый плазменный поток, параметры которого можно определить с большей достоверностью, чем для свободной дуги.

Цель работы – уточнение степени асимметрии удельных эффективных мощностей в сжатой дуге VP-PAV при ее действии на металл с низкой температурой плавления по результатам калориметрирования дуги, полученным в работе [17], и оценка вклада в эту мощность плазменного потока.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Рассчитывали удельную эффективную мощность дуг прямой и обратной полярности, их напряжение и сравнивали разброс экспериментальных данных по эффективному КПД дуги с разбросом по удельной эффективной мощности. Кроме того, был выполнен расчет эффективной мощности, передаваемой изделию потоком плазмообразующего аргона, для оценки его вклада и зависимости этой мощности от тока дуги с помощью созданной ранее математической модели выделения энергии в столбе сжатой дуги. В [17] приведены данные по диаметру канала сопла и расходу плазмообразующего аргона, но нет данных о длине цилиндрического участка сопла. Поэтому расчет энергетических характеристик столба дуги на сжатом участке производили для нескольких длин сопла – от 1 до 4 мм. Расчет производился по методике [18]. При оценке влияния мощности, переносимой плазмообразующим аргоном, использовали формулу для расчета среднего теплового потенциала S_c по длине канала сопла:

$$S_c = 1,47 \cdot 10^{-2} \left(\frac{I}{R_c} \right)^4 \left\{ \left[1 - \exp \left[\frac{12\pi\lambda z}{c_p \cdot G_n} \right] \right] \right\}^{\frac{2}{3}}, \quad (1)$$

где S_0 – средний тепловой потенциал начальной проводимости аргоновой плазмы, Вт/см;

I – ток дуги, А;

R – радиус цилиндрического канала сопла, см;

λ – теплопроводность аргона;

c_p – удельная теплоемкость аргона (Дж/гС);

G_n – расход аргона, г/с;

z – координата по оси сопла от начального сечения, см.

Тепловой потенциал аргона S – интеграл от зависимости коэффициента теплопроводности λ аргона от температуры [19], позволяющий учесть его нелинейность в дифференциальном уравнении баланса энергии:

$$S = \int_0^T \lambda(T) dT. \quad (2)$$

Напряженность электрического поля в канале сопла определяется по формуле

$$E(z) = 0,37 \cdot \frac{I^{\frac{1}{3}}}{R^{\frac{4}{3}} \left[1 - \exp \left(-\frac{\pi z}{10G_n} \right) \right]^{\frac{1}{3}}}. \quad (3)$$

Коэффициент 10 в формуле (3) заменяет отношение $12\lambda/C_p$ в формуле (1), которое мало зависит от теплового потенциала аргона S .

Полное напряжение в канале сопла рассчитывается интегрированием выражения (3) в пределах от 0 до $z=L_c$, где L_c – длина цилиндрического участка канала сопла, см.

Теплоотвод на единицу длины стенки сопла (Вт/см) определяется по формуле

$$Q_s = 8\pi S_c(z). \quad (4)$$

Полная мощность, отводимая в сопло плазмотрона на цилиндрическом участке сопла, также определяется интегрированием (4) в пределах от 0 до $z=L_c$.

Мощность, поглощаемая плазмообразующим аргоном на сжимающем участке сопла, равна разности электрической мощности P_c и мощности теплоотвода в сопло Q_c :

$$P_T = P_c - Q_c. \quad (5)$$

При расчете P_T по формулам (1)–(5) вводилась поправка на то, что плазмообразующий аргон, проникая в столб дуги, должен приобрести температуру, обеспечивающую его начальную электропроводимость. Для этого его энтальпия должна составлять 3120 Дж/г [19]. Для расхода аргона $G_n=0,0445$ г/с, использованного в работе [17], такая поправка составляет 139 Вт.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

На рис. 3 и рис. 4 представлены зависимости удельной эффективной мощности и КПД для опытов.

На рис. 4 отношение удельных эффективных мощностей при токе 110 А составляет $q_{1EP}/q_{1EN}=1,61$, при токе 140 А – $q_{1EP}/q_{1EN}=1,64$, то есть практически не изменяется. Данные по q_1 были обработаны с помощью стандартной компьютерной программы для определения коэффициентов линейной зависимости. Полученные формулы и их статистическая характеристика САО приведены в таблице 1.

С помощью полученных формул полную удельную эффективную мощность сжатой дуги VP-GTAW в диапазоне токов 100–150 А можно описать формулой

$$q_1 = (35,06 - 0,11 \cdot I_{EP})\varphi + (19,65 - 5 \cdot 10^{-2} I_{EN})(1 - \varphi). \quad (6)$$

Обращает на себя внимание, что в опытах по влиянию тока I_{EN} на эффективные мощности ток обратной полярности поддерживался в 1,5 раза большим, чем ток прямой полярности. По-видимому, это объясняется тем, что дуга обратной полярности допускает большие критические токи возникновения аварийного режима двойной дуги. Этому способствует то, что условием возникновения двойной дуги является формирование ее катодной области. При сварке на прямой полярности катодная область возникает в наиболее удаленном от электрода сечения сопла, в котором минимальна толщина изолирующей прослойки между соплом и столбом дуги. При сварке на обратной полярности катодная область возникает в ближнем к электроду сечении сопла,

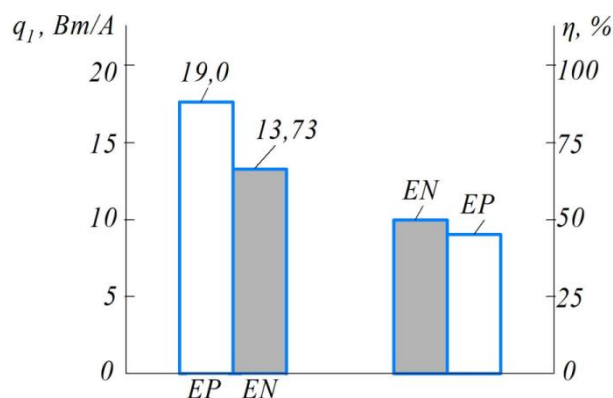


Рис. 3. Диаграммы удельных эффективных мощностей (слева) и КПД дуг. $I_{EN}=I_{EP}=100$ A
 Fig. 3. Diagrams of specific effective powers (at the left) and effective efficiency of arcs. $I_{EN}=I_{EP}=100$ A

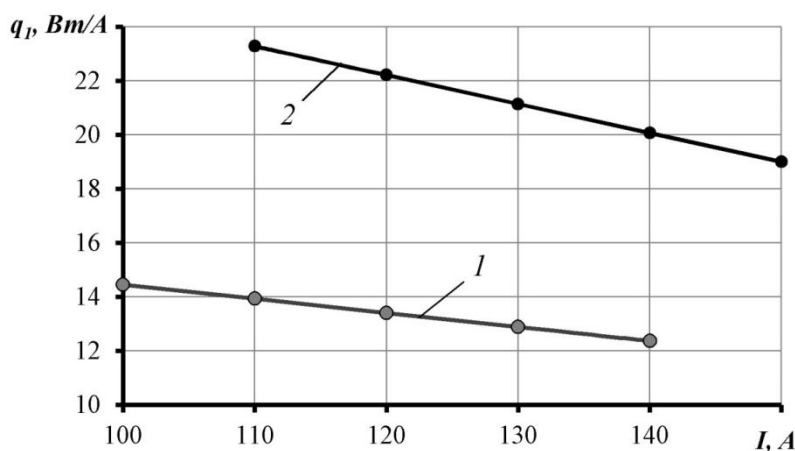


Рис. 4. Изменение удельной эффективной мощности при увеличении тока импульсов.

1 – EN, $I_{EP}=150$ A, 2 – EP, $I_{EN}=100$ A

Fig. 4. Changes in the specific effective power at the increase in pulse current.

1 – EN, $I_{EP}=150$ A, 2 – EP, $I_{EN}=100$ A

Таблица 1. Формулы для расчета удельной эффективной мощности и их точность
 Table 1. Formulas for the specific effective power calculation and their accuracy

Полярность	Формула	САО для формулы, %	САО для среднего, %
EN	$q_1 = 19,65 - 5 \cdot 10^{-2} I$	4,56	7,88
EP	$q_1 = 35,06 - 5 \cdot 10^{-2} I$	3,98	6,28

в котором толщина изолирующей прослойки максимальна. Это позволяет увеличивать ток обратной полярности в сжатой дуге, несмотря на ограничения по стойкости неплавящегося электрода, и тем самым выравнивать вклад эффективных мощностей полярностей. При этом, по-видимому, увеличиваются пульсации динамического напора плазмообразующего газа. Кроме

того, следует учитывать, что критические токи аварийного режима увеличиваются вследствие нестационарности дуги во времени. На влияние этого фактора указано в работе [20].

В работе [17] также были выполнены эксперименты по одновременному изменению токов импульсов прямой и обратной полярности. Шаг изменения токов

составлял 20 А. Ток импульсов обратной полярности был больше, чем ток импульсов прямой полярности. Для расчета удельной эффективной мощности применили формулы, приведенные в таблице 1. Результаты по удельной эффективной мощности и их анализ приведены в таблице 2.

На рис. 5 представлены расчетные зависимости мощностей, входящих в формулу (5).

Режим сжатой дуги во многом характеризуется плотностью тока и плотностью расхода плазмообразующего газа в канале сопла. На данном режиме плотность тока 1416 А/см², а плотность расхода 0,63 г/(см²с). Оба значения характерны для процесса плазменной сварки. На данном режиме напряженность электрического поля по длине канала сопла увеличивается незначительно, поэтому падение напряжения почти пропорционально длине канала сопла. Теплоотвод в сопло увеличивается более интенсивно и возрастает на длине сопла $L_c=0,3$ см почти в 7 раз. На начальном участке сопла энергия поглощается преимущественно плазмообразующим аргоном, но в дальнейшем мощности выравниваются. При определенной длине канала газ почти не поглощает энергии, а удельный тепловой поток в сопло

также не изменяется. Почти вся электрическая энергия в рассматриваемом сечении сопла отводится в сопло теплопроводностью. В дальнейших расчетах использовали полученные расчетные данные при длине канала $L_c=0,3$ см. При такой длине КПД поглощения мощности столба дуги плазмообразующим аргоном составляет 52 %, а теплоотвода в сопло – 48 %. Средняя напряженность электрического поля в канале сопла 5,2 В/мм, при длине канала 4 мм она снижается до 3,1 В/мм за счет большего нагрева плазмообразующего аргона.

С помощью разработанной компьютерной программы на языке С# были рассчитаны зависимости мощностей Q_c и P_T от тока дуги (рис. 6). Влияние тока на напряженность электрического поля при данном расходе аргона невелико. Приращение напряжения в канале составило $1,44 \cdot 10^{-2}$ В/А. По данным рис. 6 можно судить о возможных пульсациях мощности, переносимой газом, и динамического напора в случае использования импульсов с разными токами. Как удельная мощность теплоотвода в сопло, так и удельная мощность на нагрев аргона незначительно возрастают с ростом силы тока. Доля мощности, расходуемой на нагрев газа, увеличивается с 53,5 до 56 %. Приращение энтальпии

Таблица 2. Значения удельной эффективной мощности (Вт/А) при совместном изменении токов импульсов
Table 2. The specific effective power values (W/A) at joint variation of pulse currents

Показатели	EN			EP		
	80	100	120	110	130	150
Опыт	13,23	12,87	13,18	21,58	22,16	19,06
Расчет	15,65	14,65	13,65	23,29	21,15	19,01
Δ , %	18,3	13,8	3,6	7,9	-4,6	0,3
CAO, %	11,9			4,2		

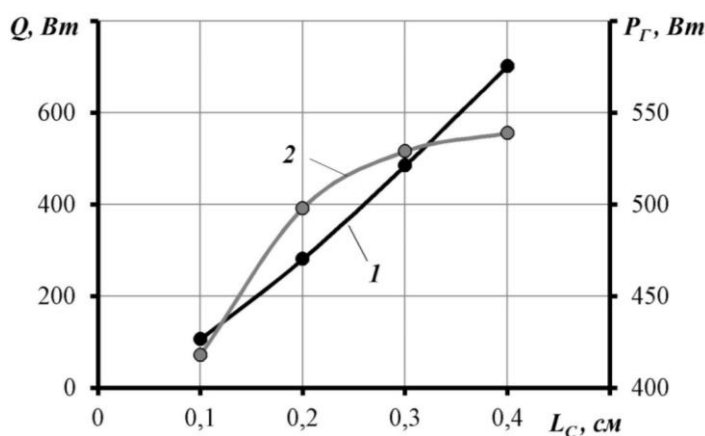


Рис. 5. Зависимость 1 теплоотвода в сопло Q и мощности 2, переносимой плазмообразующим аргоном P_T , от длины сопла. $d_c=3$ мм, $I=100$ А, $G=0,0445$ г/с

Fig. 5. The dependence of heat removal 1 to the nozzle Q and the power 2 transferred by the plasma-forming argon P_T on the nozzle length. $d_n=3$ mm, $I=100$ A, $G=0,0445$ g/s

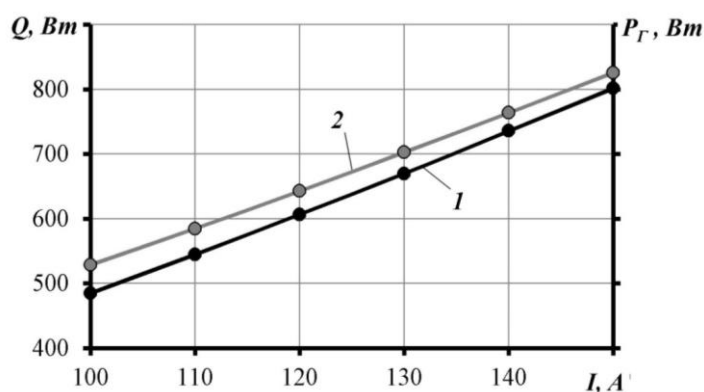


Рис. 6. Зависимости мощности в плазмообразующий аргон P_g (1) и сопло Q (2) от тока. $L_c=3$ мм
 Fig. 6. The dependences of power to the plasma-forming argon P_g (1) and to the nozzle Q (2) on the current. $L_n=3$ mm

плазмообразующего аргона на выходе из сопла $H=826/0,0445=18562$ Дж/г.

Рассчитано предполагаемое изменение удельной мощности приэлектродных областей дуги при изменении тока. Для этого из расчетных удельных мощностей сжатой дуги (рис. 4) вычитали удельную мощность, переносимую к изделию плазмообразующим аргоном, используя формулу (5). Так как мощность, переносимая аргоном, на данном режиме мало зависит от тока и составляет ≈ 5 Вт/А, то для обеих полярностей имеет место снижение удельных приэлектродных мощностей при увеличении тока импульсов. При этом необходимо учитывать, что в опытах были использованы различные токи импульсов и их длительность. Имеет место более значительная инерция в передаче энергии изделию плазмообразующим газом по сравнению с энергией приэлектродных областей. Поэтому мощность, переносимая плазмообразующим газом к изделию, по всей видимости, определяется средним током импульсов за период.

Кроме того, были проанализированы изменения напряжения полярностей дуг в зависимости от тока (таблица 3) и получены коэффициенты линейной зависимости напряжения от тока импульса.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Как следует из диаграмм (рис. 3), КПД дуги обратной полярности немного ниже, чем прямой полярности, но удельная эффективная мощность на 38 % больше.

Диаграммы (рис. 3) наглядно показывают, что эффективный КПД дуги не дает верного представления о проплавляющей способности дуги из-за большой асимметрии напряжений дуг. Причиной является то, что напряжение и КПД сжатой дуги в значительно большей степени зависят от ряда параметров, которые не присущи свободной дуге. К таким параметрам относятся диаметр и длина формирующего канала сопла, расход плазмообразующего газа, расстояние от конца электрода до входного сечения сопла. Наиболее вероятной причиной снижения удельных эффективных мощностей с ростом тока (рис. 4) является снижение катодного и анодного падений напряжения, так как вклад мощности от потока плазмообразующего аргона не изменяется.

Из таблицы 1 следует, что САО для полученных эмпирических формул значительно меньше, чем для среднего значения. Это указывает на то, что полученные формулы более адекватно описывают изменение удельных эффективных мощностей с изменением токов импульсов. Несмотря на снижение удельной эффективной мощности с ростом тока полная эффективная мощность для дуги обратной полярности увеличивается с 2552 до 2850 Вт. Аналогичная зависимость имеет место для дуги прямой полярности.

Данные таблицы 2 показывают, что точность описания удельных эффективных мощностей снижается по сравнению с тем, когда меняется ток импульсов только одной полярности. Сходимость расчетных и опытных значений для обратной полярности близка к сходимости описания данных таблицы 1, в то время как для

Таблица 3. Анализ данных по напряжениям полярностей
 Table 3. The analysis of data on the polarity voltages

Полярность	Формула	САО для формулы, %	САО для среднего, %
EN	$U = 18,14 - 0,051 \cdot I$	0,85	3,5
EP	$U = 35,58 - 0,01 \cdot I$	2,16	2,2

прямой полярности сходимость уменьшается более чем в 2 раза. Это может свидетельствовать о взаимном влиянии токов импульсов одной полярности на характеристики дуги другой полярности. Это также подтверждается сопоставлением данных диаграммы на рис. 3 с расчетными значениями для обратной полярности. Расчет по формуле таблицы 1 дает при 100 А $q_{EP}=24,9$ Вт/А, в то время как опытное значение только 19,0 Вт/А. Поэтому вопрос о влиянии токов импульса одной полярности на характеристики другой требует дополнительного изучения. По данным таблицы 2 установить точно средние токи дуги за период, которые влияют на мощность, переносимую плазмообразующим газом, нельзя, так как данные [17] получены для разных длительностей полярности EP .

Поскольку САО напряжений для прямой полярности отличаются в 4 раза (таблица 3), а для обратной полярности практически одинаковы, то можно утверждать, что формула для EN адекватна, а отклонения напряжения дуги на обратной полярности носят случайный характер. Напряжение в этом случае складывается от действия ряда противоположных факторов. Изменение тока на обеих полярностях приводит к снижению удельной эффективной мощности (рис. 4). Но на прямой полярности это сопровождается небольшим повышением напряжения дуги, а на обратной полярности такого повышения нет. Это означает, что снижение удельной эффективной мощности за счет прианодной области относительно значимее, чем для катодной. Это подтверждается данными рис. 4. Согласно его значениям на прямой полярности снижение удельной эффективной мощности происходит в 1,68 раза, в то время как на обратной в 1,46 раза.

Представляет интерес сравнение полученных результатов с данными работы [21] по изучению влияния тока и напряжения сжатой дуги на эффективный КПД. Баланс полярностей в опытах [21] не изменялся и составлял 50 % для каждой. Дуга горела на пластины из алюминиевого сплава 6061 толщиной 6,3 мм. При напряжении дуги $U=26$ В полная удельная эффективная мощность снизилась с $q_1=17$ Вт/А при токе 100 А до $q_1=10,6$ Вт/А при токе 130 А. При токе 110 А увеличение напряжения дуги с 22 до 32 В привело к повышению с $q_1=9,8$ Вт/А до 17,5 Вт/А. Вид первой зависимости качественно совпадает с полученными нами для медной детали зависимостями q_1 от тока дуги на рис. 4.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

1. Удельная эффективная мощность импульсов сжатой дуги на обратной полярности значительно выше, чем прямой полярности. Удельные эффективные мощности уменьшаются с увеличением тока дуги по линейной зависимости. Значительный вклад в удельную эффективную мощность составляет мощность, переносимая плазмообразующим аргоном, определяемая средним током дуги за период.

2. Эффективный КПД не может служить для оценки проплавляющей способности дуги и менее приемлем в этом отношении для определения эффективной мощности сжатой дуги в связи со значительной зависимостью напряжения дуги от ее параметров.

3. Использование импульсов тока различной величины в сжатой дуге приводит к изменению энергии, поглощаемой плазмообразующим газом, что должно приводить к пульсациям давления сжатой дуги.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гринюк А.А., Коржик В.Е., Шевченко Е.Н., Бабич А.А., Пелешенко С.И., Чайка В.Г., Тищенко А.Ф., Ковбасенко Г.В. Основные тенденции развития плазменно-дуговой сварки алюминиевых сплавов // Автоматическая сварка. 2015. № 11. С. 39–50. DOI: [10.15407/tpwj2015.11.04](https://doi.org/10.15407/tpwj2015.11.04).
2. Wang L.L., Wei J.H., Xue J.X., DebRoy T. A pathway to microstructural refinement through double pulsed gas metal arc welding // Scripta Materialia. 2017. Vol. 134. P. 61–65. DOI: [10.1016/j.scriptamat.2017.02.034](https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2017.02.034).
3. Wang Y., Qi B., Cong B., Zhu M., Lin S. Keyhole welding of AA2219 aluminum alloy with double-pulsed variable polarity gas tungsten arc welding // Journal of Manufacturing Processes. 2018. Vol. 34. P. 179–186. DOI: [10.1016/j.jmapro.2018.06.006](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.06.006).
4. Савинов А.В., Лапин И.Е., Лысак В.И. Дуговая сварка неплавящимся электродом. М.: Машиностроение, 2011. 477 с.
5. 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. 89–95. DOI: [10.1016/j.jmatprotec.2017.05.027](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.05.027).
6. Haelsig A., Kusch M., Mayer P. New findings on the efficiency of gas shielded arc welding // Welding in the World. 2012. Vol. 56. № 11–12. P. 98–104. DOI: [10.1007/BF03321400](https://doi.org/10.1007/BF03321400).
7. Yarmuch M.A.R., Patchett B.M. Variable AC polarity GTAW fusion behavior in 5083 aluminum // Welding Journal. 2007. Vol. 86. № 7. P. 196–200.
8. 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](https://doi.org/10.1007/s12206-014-0736-8).
9. Короткова Г.М. Источники питания переменного тока для сварки неплавящимся электродом алюминиевых сплавов. Тольятти: ТГУ, 2009. 335 с.
10. Jeong H., Park K., Cho J. Numerical analysis of variable polarity arc weld pool // Journal of Mechanical Science and Technology. 2016. Vol. 30. № 9. P. 4307–4313. DOI: [10.1007/s12206-016-0845-7](https://doi.org/10.1007/s12206-016-0845-7).
11. Jeong H., Park K., Baek S., Cho J. Thermal efficiency decision of variable polarity aluminum arc welding through molten pool analysis // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2019. Vol. 138. P. 729–737.
12. Драйпер Н., Смит Г. Прикладной регрессионный анализ. М.: Диалектика, 2016. 912 с.
13. Wang L.L., Wei J.H., Wang Z.M. Numerical and experimental investigations of variable polarity gas tungsten arc welding // International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2018. Vol. 95. № 5–8. P. 2421–2428. DOI: [10.1007/s00170-017-1387-6](https://doi.org/10.1007/s00170-017-1387-6).
14. Сидоров В.П., Советкин Д.Э., Борисов Н.А. О плавлении алюминиевого электрода аргоновой дугой

- прямой полярности // Вектор науки Тольяттинского государственного университета. 2019. № 4. С. 52–57. DOI: [10.18323/2073-5073-2019-4-52-57](https://doi.org/10.18323/2073-5073-2019-4-52-57).
15. 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](https://doi.org/10.18323/2073-5073-2020-4-34-42).
 16. Сидоров В.П., Советкин Д.Э. Эффективная мощность разнополярной дуги в аргоне с вольфрамовым электродом при сварке алюминия // Вестник ПНИПУ. Машиностроение, материаловедение. 2021. Т. 23. № 1. С. 5–12. DOI: [10.15593/2224-9877/2021.1.01](https://doi.org/10.15593/2224-9877/2021.1.01).
 17. Jiang F., Li Ch., Chen Sh. Experimental investigation on heat transfer of different phase in variable polarity plasma arc welding // *Welding in the World*. 2019. Vol. 63. № 4. P. 1153–1162. DOI: [10.1007/s40194-019-00722-3](https://doi.org/10.1007/s40194-019-00722-3).
 18. Сидоров В.П., Столбов В.И., Куркин И.П. Определение эффективной мощности источника нагрева при сварке плазменной трёхфазной дугой // Сварочное производство. 1988. № 5. С. 30–32.
 19. Физика и техника низкотемпературной плазмы. М.: Атомиздат, 1972. 352 с.
 20. Рыкалин Н.Н., Николаев А.В., Асонов А.Н. Электрические и энергетические характеристики плазменной дуги при модуляции тока // Автоматическая сварка. 1975. № 11. С. 1–5.
 21. Evans D.M., Huang D., McClure J.C., Nunes A.C. Arc efficiency of Plasma Arc Welding // *Welding Journal*. 1998. Vol. 77. № 2. P. 53–58.
 7. Yarmuch M.A.R., Patchett B.M. Variable AC polarity GTAW fusion behavior in 5083 aluminum. *Welding Journal*, 2007, vol. 86, no. 7, pp. 196–200.
 8. 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](https://doi.org/10.1007/s12206-014-0736-8).
 9. Korotkova G.M. *Istochniki pitaniya peremennogo toka dlya svarki neplavyashchimsya elektrodom alyuminievyykh splavov* [AC power supplies for TIG welding of aluminum alloys]. Togliatti, TGU Publ., 2009. 335 p.
 10. Jeong H., Park K., Cho J. Numerical analysis of variable polarity arc weld pool. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2016, vol. 30, no. 9, pp. 4307–4313. DOI: [10.1007/s12206-016-0845-7](https://doi.org/10.1007/s12206-016-0845-7).
 11. Jeong H., Park K., Baek S., Cho J. Thermal efficiency decision of variable polarity aluminum arc welding through molten pool analysis. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, vol. 138, pp. 729–737.
 12. Draper N., Smit H. *Prikladnoy regressionny analiz* [Applied Regression Analysis]. Moscow, Dialektika Publ., 2016. 912 p.
 13. Wang L.L., Wei J.H., Wang Z.M. Numerical and experimental investigations of variable polarity gas tungsten arc welding. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, vol. 95, no. 5-8, pp. 2421–2428. DOI: [10.1007/s00170-017-1387-6](https://doi.org/10.1007/s00170-017-1387-6).
 14. Sidorov V.P., Sovetkin D.E., Borisov N.A. Concerning the melting of an aluminium electrode by the argon arc of straight polarity. *Science Vector of Togliatti State University*, 2019, no. 4, pp. 52–57. DOI: [10.18323/2073-5073-2019-4-52-57](https://doi.org/10.18323/2073-5073-2019-4-52-57).
 15. 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. *Science Vector of Togliatti State University*, 2020, no. 4, pp. 34–42. DOI: [10.18323/2073-5073-2020-4-34-42](https://doi.org/10.18323/2073-5073-2020-4-34-42).
 16. Sidorov V.P., Sovetkin D.E. Effective power of bipolar argon arc with a tungsten electrode for aluminum welding. *Bulletin of Perm National Research Polytechnic University. Mechanical engineering, Materials Science*, 2021, vol. 23, no. 1, pp. 5–12. DOI: [10.15593/2224-9877/2021.1.01](https://doi.org/10.15593/2224-9877/2021.1.01).
 17. Jiang F., Li Ch., Chen Sh. Experimental investigation on heat transfer of different phase in variable polarity plasma arc welding. *Welding in the World*, 2019, vol. 63, no. 4, pp. 1153–1162. DOI: [10.1007/s40194-019-00722-3](https://doi.org/10.1007/s40194-019-00722-3).
 18. Sidorov V.P., Stolbov V.I., Kurkin I.P. Determination of the effective power of the heating source when welding with a plasma three-phase arc. *Svarochnoe proizvodstvo*, 1988, no. 5, pp. 30–32.
 19. *Fizika i tekhnika nizkotemperaturnoy plazmy* [Low-temperature plasma physics and technology]. Moscow, Atomizdat Publ., 1972. 352 p.
 20. Rykalin N.N., Nikolaev A.V., Asonov A.N. Electrical and energy characteristics of a plasma arc with current modulation. *Automatic welding*, 1975, no. 11, pp. 1–5.
 21. Evans D.M., Huang D., McClure J.C., Nunes A.C. Arc efficiency of Plasma Arc Welding. *Welding Journal*, 1998, vol. 77, no. 2, pp. 53–58.

REFERENCES

1. Grinyuk A.A., Korzhik V.E., Shevchenko E.N., Babich A.A., Peleshenko S.I., Chayka V.G., Tishchenko A.F., Kovbasenko G.V. Main tendencies in development of plasma-arc welding of aluminum alloys. *Automatic Welding*, 2015, no. 11, pp. 39–50. DOI: [10.15407/tpwj.2015.11.04](https://doi.org/10.15407/tpwj.2015.11.04).
2. Wang L.L., Wei J.H., Xue J.X., DebRoy T. A pathway to microstructural refinement through double pulsed gas metal arc welding. *Scripta Materialia*, 2017, vol. 134, pp. 61–65. DOI: [10.1016/j.scriptamat.2017.02.034](https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2017.02.034).
3. Wang Y., Qi B., Cong B., Zhu M., Lin S. Keyhole welding of AA2219 aluminum alloy with double-pulsed variable polarity gas tungsten arc welding. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, vol. 34, pp. 179–186. DOI: [10.1016/j.jmapro.2018.06.006](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.06.006).
4. 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.
5. 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. 89–95. DOI: [10.1016/j.jmatprotec.2017.05.027](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.05.027).
6. Haelsig A., Kusch M., Mayer P. New findings on the efficiency of gas shielded arc welding. *Welding in the World*, 2012, vol. 56, no. 11-12, pp. 98–104. DOI: [10.1007/BF03321400](https://doi.org/10.1007/BF03321400).

Effective power of a constricted welding arc with heteropolar current pulses

© 2021

*Vladimir P. Sidorov**¹, Doctor of Sciences (Engineering), Professor,
professor of Chair “Welding, Pressure Treatment of Materials and Allied Processes”

*Dmitry E. Sovetkin*², 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/0000-0002-6942-4501>

Abstract: The authors reviewed the research works on the effective power of direct and reverse polarity welding arcs with a non-consumable electrode in argon. The study shows that it is difficult to use the arc effective efficiency for effective power determination. It applies to the constricted arc more than to the free one. Based on data analysis for the effective power of polarities and the effective efficiency of a constricted arc burning toward the cooper heat flow calorimeter, the authors calculated the specific effective power of polarities and arc stresses. The maximum values are 23.2 W/A for the reverse polarity arc; and 14.2 W/A for the direct polarity arc. The study identified that the decrease in the specific effective power of polarities at the current increase within 100–150 A is well described by linear dependencies. With the current increase, there is a linear decrease in the direct polarity arc stress, while the reverse polarity arc stress remains constant. The spread of data for the specific effective power of polarities is about two times less than the spread for effective efficiency. Using a 2D mathematical model of the constricted arc column in a closed area, the authors calculated the power absorbed by plasma-forming argon and nozzle walls. As a result, the authors obtained the dependencies of the power transferred by argon on the nozzle channel length and the arc current. The specific effective power of argon flow for analyzed current densities and argon consumption shows poor dependence on the arc current and is equal to 5.5 W/A approximately. The power contribution of plasma-forming argon to the effective power of the constricted arc increases with the current increase.

Keywords: plasma welding; current pulses; polarity; effective power; calorimetry; field density; plasma heat content; arc force.

For citation: Sidorov V.P., Sovetkin D.E. Effective power of a constricted welding arc with heteropolar current pulses. *Vektor nauki Tolyattinskogo gosudarstvennogo universiteta*, 2021, no. 2, pp. 57–66. DOI: 10.18323/2073-5073-2021-2-57-66.