

Исследование температур в вольфрамовом электроде при горении дуги обратной полярности

© 2021

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

*Советкин Дмитрий Эдуардович*², 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: Рассмотрены особенности выделения энергии в вольфрамовом электроде при действии дуги в аргоне обратной полярности. Обосновано положение о том, что химический состав электрода не оказывает существенного влияния на передачу ему анодной мощности. Удельная эффективная мощность в электрод обоснована и принята 6 Вт/А. Анализировали особенности горения дуги на плоский торец электрода $d=3$ мм по кадрам скоростной видеосъемки. Установлено, что при предельных токах, обеспечивающих расплавление торца, его нагрев достаточно равномерен по сечению. В качестве расчетной схемы выбран непрерывно действующий плоский источник тепла на поверхности полубесконечного стержня с поверхностной теплоотдачей. Получены усредненные значения объемной теплоемкости $c\rho=3,2$ Дж/(см³·°C), коэффициента температуропроводности $a=0,3$ см²/с. За предельный ток был принят такой, при котором достигается температура плавления на торце. По значениям предельного тока и времени начала расплавления торца электрода рассчитано значение коэффициента теплоотдачи электрода b . Выполненная расчетная проверка глубины расплавления для режима с током выше предельного показала хорошее совпадение с экспериментом. Произведен пересчет b для диаметров электрода $d=4, 5, 6$ мм и расчет предельных токов для этих диаметров. Расчетные предельные токи для этих диаметров также хорошо совпадают с экспериментальными. Показано, что увеличение коэффициента a до $0,4$ см²/с не приводит к изменению температур и предельных токов, если одновременно произвести корректировку $c\rho$ из условия постоянства теплофизического комплекса $c\rho a$ ^{0.5}. Получены зависимости температур в электроде во времени и по длине. Зависимость нагрева торца электрода во времени позволяет рассчитать предельные токи при уменьшении времени горения дуги.

Ключевые слова: вольфрамовый электрод; обратная полярность; полубесконечный стержень; горение дуги; теплоотдача; коэффициент температуропроводности; температура плавления; предельный ток; мощность дуги.

Для цитирования: Сидоров В.П., Советкин Д.Э. Исследование температур в вольфрамовом электроде при горении дуги обратной полярности // Frontier Materials & Technologies. 2021. № 4. С. 69–79. DOI: 10.18323/2782-4039-2021-4-69-79.

ВВЕДЕНИЕ

Дуговая сварка в среде инертных газов неплавящимся электродом выполняется преимущественно на постоянном токе прямой полярности (стали и титановые сплавы) и на переменном токе (алюминиевые сплавы) [1]. Основное внимание уделяется работе вольфрамовых электродов на прямой полярности [2; 3]. Дуга обратной полярности используется редко из-за низкой стойкости вольфрамовых электродов, хотя она и обеспечивает наиболее интенсивное разрушение окисной пленки при сварке алюминиевых сплавов и более высокую удельную эффективную мощность на 1 А тока. В ряде случаев используют медные, интенсивно охлаждаемые водой аноды [4]. Соответственно, такой вид сварочной дуги наименее исследован. Напротив, дуговая механизированная сварка плавящимся электродом производится в основном на обратной полярности при высоких плотностях тока. Поэтому некоторые свойства стержневых электродов таких дуг могут быть использованы для оценки процессов на вольфрамовом электроде в дуге обратной полярности, несмотря на значительную разницу температур плавления металлов. При

определенной плотности тока вольфрамовый анод в дуге обратной полярности плавится, и подобие дуг вполне очевидно.

Процессы в анодной области дуг и на анодах из различных металлов считаются подобными вследствие того, что их сущность заключается в проникновении и стекании электронов из столба дуги к положительному полюсу, имеющему те или иные теплофизические характеристики. Эти теплофизические характеристики влияют на скорость нагрева металлического анода при зажигании дуги, его температуру и протяженность анодной области. Очевидно, что длина анодной области уменьшается от максимального значения в момент зажигания дуги до минимального к моменту достижения анодом максимально возможной температуры. При этом анодное падение напряжения также должно снижаться от максимума до минимума. Большинство данных о свойствах стержневых плавящихся анодов относятся к установившемуся процессу, когда известны скорости их расплавления [5].

Определенную роль в нагреве стержневого электрода могут играть плазменные потоки. В дуге прямой полярности они в большинстве случаев направлены на

изделие, и их роль в нагреве вольфрамового электрода проявляется в редких случаях. Данные по коэффициенту расплавления стальных электродов на обратной полярности, в отличие от прямой полярности, достаточно стабильны и почти не зависят от рода защитного газа и химического состава металла анода. Существенную роль в нагреве плавящихся анодов играет теплота Джоуля – Ленца, выделяющаяся в вылете, которая повышается с ростом плотности тока на электроде. Для определения такой мощности известен ряд формул [5; 6], поэтому она может быть вычленена из общей эффективной анодной мощности. Исследованиями также установлено, что температура капель жидкого металла значительно превышает температуру его плавления. Сведения о теплосодержании капель электродного металла немногочисленны и противоречивы. Большинство данных свидетельствует, что увеличение вылета (предварительный подогрев проволоки) приводит к снижению теплосодержания капель [5].

В работе [5] произведена оценка эффективного анодного падения напряжения (эффективной мощности на 1 А тока) для низкоуглеродистой проволоки Св-08Г2С диаметром 2 мм при токе дуги в аргоне 340 А. Она составила $q_y=6,95$ Вт/А при теплосодержании капля 2167 Дж/г. В то же время калориметрические измерения эффективной мощности на изделии в дуге прямой полярности дали $q_y=8,45$ Вт/А для диаметра вольфрамового электрода $d=3,2$ мм и $q_y=7,18$ Вт/А для диаметра $d=2,4$ мм [7], что несколько больше, чем для стержневого плавящегося анода в [5]. Разницу можно объяснить ролью переноса мощности к плоскому изделию из столба дуги конвекцией и излучением. Тенденция повышения удельной эффективной мощности с увеличением диаметра вольфрамового электрода подтверждается данными калориметрирования высоколегированной стали в работе [8], где получено значение удельной эффективной мощности $q_y=9,0$ Вт/А для диаметра вольфрамового электрода $d=4$ мм. По данным [9], для медного водоохлаждаемого анода нами рассчитано значение $q_y=7,57$ Вт/А при длине дуги $L=5$ мм. Таким образом, все оценки удельной эффективной мощности стержневого и плоского плавящихся анодов лежат в интервале от 6,95 до 9,0 Вт/А.

Эффективная анодная мощность на стержневом электроде по сравнению с массивным анодом может повышаться благодаря повышению плотности тока в активном пятне, но одновременно снижаться за счет испарения электродного металла. С учетом низких плотностей тока при исследовании вольфрамовых анодов можно в качестве базового значения удельной эффективной анодной мощности принять значение $q_y=6,0$ Вт/А. Именно оно получено при калориметрировании интенсивно охлаждаемого вольфрамового анода в плазмотроне в работе [4].

Изучению процесса нагрева вольфрамовых электродов при сварке дугой, горящей в инертных газах, посвящено сравнительно немного работ. Большинство таких исследований относится к нагреву электрода на постоянном токе прямой полярности [9]. В [9] подробно изложена математическая модель процесса нагрева, учитывающая как свойства катодной области дуги, так и изменение теплофизических свойств вольфрама и условий теплоотдачи, а также выделение энергии

в вылете. Роль нагрева вылета настолько значительна, что при некоторых параметрах имеет место смещение максимальных температур в противоположную от торца сторону [9; 10] и разрушение электродов именно в этой области [9; 11]. Проблемой использования таких моделей для инженерной практики является то, что весьма сложно оценивать многообразные условия теплоотдачи от электрода и влияние его химического состава и формы рабочей части на мощность прикатодной области, направленную в электрод. Адекватные параметры любой модели все равно необходимо определять для конкретных условий, которые весьма разнообразны. В основном теоретически изучалось установившееся тепловое состояние электродов. Процессу его достижения уделялось недостаточно внимания. Между тем это имеет большое значение, например, для технологии дуговой точечной сварки или технологии сварки коротких швов, когда можно использовать режимы, при которых нагрев электрода не достигает равновесного состояния.

В работах [9; 12] обобщены результаты собственных исследований нагрева электрода в дуге переменного тока и в дуге с разнополярными импульсами тока прямоугольной формы. В [9] отмечается ограниченное число работ по исследованию характера нагрева вольфрамовых электродов, что объясняется сложностью измерения высоких температур и близостью столба дуги. Утверждается, что только для тонких электродов расчет необходимо вести с учетом поверхностной теплоотдачи, а тепло Джоуля – Ленца следует учитывать при больших плотностях тока порядка 40 А/мм². Стойкость электродов на прямой полярности зависит от вида катодного пятна – диффузное оно или сосредоточенное.

В работе [13] численным методом исследовалось взаимодействие дуги с алюминиевой деталью и вольфрамовым электродом при действии разнополярного тока с прямоугольной формой импульсов. Длительность импульсов полярности *EP* (electrode positive) составляла 0,3 периода при частоте 70 Гц. Результаты расчетов температур на кончике электрода представлены в таблице 1.

Температура в период *EP* намного превышает температуру плавления вольфрама. По-видимому, температура рассчитывалась для стационарного состояния дуг, ибо тепловая инерционность нагрева и охлаждения электрода под действием импульсов намного превышает инерционность выделения энергии от приэлектродных областей дуги и тепла Джоуля. В этом случае целесообразно оперировать средними температурами торцов за период с учетом длительности импульсов. Средняя температура торца T_C , согласно нашим вычислениям (таблица 1), для тока 150 А ниже температуры плавления вольфрама, а для тока 250 А почти на 600 К выше.

В работах [14; 15] выполнен численный расчет образования капли на аноде с учетом изменения теплофизических свойств стального электрода. В [14] расчет включал три стадии. На первой стадии расчет велся до появления на торце электрода тонкого жидкого слоя. Однако данные о росте температур на этой стадии в работе [14] отсутствуют. Величина анодной мощности определялась при эффективном КПД дуги для электрода $\eta_3=0,4$, однако данные о напряжении дуг также не приводятся. Сравнение расчетных и экспериментальных

Таблица 1. Результаты расчета температур на торце электрода, К [13]
 Table 1. The results of calculation of the electrode tip temperatures, K [13]

I, A	Полярность		T _c , K
	EN	EP	
150	3120	3890	3351
250	3682	5815	4321

данных производилось в основном по массе образовавшейся жидкой капли. Другое решение подобной задачи представлено в работе [15]. Здесь уже выбран коэффициент ввода мощности в электрод $\eta_3=0,7$, что является явно завышенным, особенно в свете того, что напряжение дуги изменяли от 30 до 60 В.

Цель исследования – разработка методики определения допустимых токов на вольфрамовые электроды в дуге обратной полярности на основе теоретического расчета температур торца.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Для расчета приращения температур ΔT в вольфрамовом электроде в начальный период горения дуги в качестве исходной была выбрана формула распространения тепла от действия мгновенного плоского источника тепла в бесконечном стержне [6]:

$$\Delta T = \frac{Q}{F \cdot c_p \cdot (4 \cdot \pi \cdot a \cdot t)^{0.5}} \cdot \exp\left(-\frac{x^2}{4 \cdot a \cdot t} - b \cdot t\right), \quad (1)$$

где Q – количество теплоты, выделенной мгновенным плоским источником, Дж;

F – площадь поперечного сечения стержня, см²;

c_p – объемная теплоемкость металла стержня, Дж/(см³·°C);

a – коэффициент температуропроводности вольфрама, см²/с;

b – коэффициент теплоотдачи с поверхности стержня, с⁻¹;

t – время с момента начала действия источника тепла, с;

x – координата от плоскости действия источника до рассматриваемого сечения, см.

Коэффициент теплоотдачи для стержня определяется по формуле [16]

$$b = \frac{\alpha p}{c_p \cdot F}, \quad (2)$$

где α – коэффициент поверхностной теплоотдачи, Вт/(см²·°C);

p – периметр стержня, см.

Для стержня круглого сечения получаем

$$b = \frac{4\alpha}{c_p d},$$

где d – диаметр стержня, см.

Для определения приращения температур в полубесконечном стержне, каким можно считать вольфрамовый электрод, при непрерывном действии источника тепла в течение времени t_K необходимо проинтегрировать формулу (1) от 0 до времени окончания действия источника t_K :

$$\Delta T = 2q \int_0^{t_K} f(t) dt, \quad (3)$$

где q – эффективная мощность теплового воздействия дуги на торец электрода-анода, так как энергию мгновенного источника тепла можно записать в виде

$$Q = q dt. \quad (4)$$

Коэффициент 2 в формуле (3) учитывает, что в электродном стержне тепло распространяется в одном направлении.

В интеграле (3) имеем три неизвестных коэффициента, так как отношение q/c_p является общим коэффициентом пропорциональности. Этот коэффициент показывает объем металла в см³, который нагревается на 1 °C за 1 с. Для однозначного отыскания всех коэффициентов необходимы три независимо измеренных температуры электрода, а затем решение системы трех нелинейных уравнений. В качестве примера таких температур можно использовать измерение глубины расплавления вольфрама при различных значениях мощности и времени действия дуги. В частности, возможны измерения времени от момента зажигания дуги до появления жидкой фазы на торце электрода. Однако в проведении трех таких замеров нет необходимости. Достаточно эффективно зарекомендовал себя метод приведения коэффициентов математической модели к условиям эксперимента [17]. Так, для целей автоматического регулирования размера сварного шва по математической модели использована схема точечного или распределенного по нормальному закону по поверхности изделия источника тепла, несмотря на то, что калориметрические значения эффективной мощности существенно отличаются в большую сторону от модельных значений [7; 8]. Основными требованиями метода приведения являются качественное совпадение описания математической моделью исследуемой величины и отыскание коэффициентов модели на основе экспериментальных данных в определенных интервалах

параметров и их последующее использование именно в этих интервалах. Число коэффициентов, получаемых на основе эксперимента, может равняться числу параметров, для определения которых модель будет использована. В нашем случае это максимальная температура в заданном сечении электрода. Поэтому может определяться только один коэффициент модели (3). Этим коэффициентом наиболее целесообразно выбрать коэффициент температуропроводности b . Коэффициент температуропроводности a , а также объемная теплоемкость c_p могут быть приняты усредненными, как это обычно происходит при использовании классических линейных моделей [6].

Для определения усредненных значений двух коэффициентов для вольфрама использовали данные [18]. В интервале температур от 300 до 3400 °С удельная теплоемкость вольфрама увеличивается примерно в 2 раза от 0,132 до 0,263 Дж/(г·°С). При этом плотность вольфрама уменьшается с 19,6 до 18,0 г/см³. Усреднение данных дало нам среднее значение объемной теплоемкости для этого интервала температур $c_p=3,2$ Дж/(см³·°С). В том же интервале температур коэффициент температуропроводности уменьшается с 0,640 до 0,212 см²/с [19; 20]. Усреднение этого коэффициента в интервале температур 1600–3000 °С дает значение $a=0,3$ см²/с. Это более высокий для металла коэффициент по сравнению со сталью ($a=0,08$ см²/с), что приводит к быстрому распространению температуры вглубь электрода и снижает тепловую нагрузку в зоне, близкой к его торцу. В связи с тем, что теплофизический параметр $c_p a^{0,5}$ входит в общий коэффициент пропорциональности, целесообразно произвести его усреднение. Оно было выполнено по четырем температурам в исследуемой области (таблица 2).

В таблице 2 среднее значение коэффициента $c_p a^{0,5}=1,867$ Дж/(см²·°С·с^{0,5}). Среднее алгебраическое отклонение (САО) четырех значений таблицы 1 от среднего составляет САО=4,47 % [21]. Такое небольшое отклонение указывает, что зависимость теплофизических коэффициентов от температуры не должна существенно влиять на адекватность расчета.

Интеграл (3) напрямую не учитывает выделение энергии от протекания тока по электроду. Однако, по мнению [9], при малых плотностях тока влияние такой мощности на картину распределения температур невелико. В то же время выделение энергии Джоуля – Ленца в объеме электрода увеличивает его поверхностную теплоотдачу и косвенно учитывается при определении коэффициента b . Для расчета приращения температур с помощью интеграла (3) была разработана компьютерная программа на языке C#, использующая стандартный алгоритм интегрирования по методу Симпсона [22]. При интегрировании 1 с действия источника разбивалась на 50 отрезков. Значения расчетных температур округлялись с точностью до 1 °С.

Экспериментально изучали нагрев вольфрамового электрода при отсутствии сопла сварочной горелки. Дугу питали от сварочного источника питания БРИМА 200 AC/DC. В процессе горения дуги выполняли видеосъемку дуги и электрода со скоростью 1000 к/с через сварочный светофильтр. Режимы горения дуги регулировали как изменением ее тока, так и соотношением длительности протекания импульсов обратной и пря-

мой полярности. При включении дуги с прямоугольными разнополярными импульсами тока преобладали по времени импульсы обратной полярности. Время горения дуги фиксировали с помощью видеосъемки со скоростью 120 к/с. Параметры опытов сведены в таблицу 3.

Теплофизические коэффициенты, принятые в расчетах, приведены в таблице 4.

Режимы нагрева электрода дугой сведены в таблицу 5.

После выключения дуги проводили визуальный осмотр торца электрода и его фотографирование, определяли наличие его плавления или его отсутствие. Внешний вид рабочих концов электродов без оплавления и с оплавлением представлен на рис. 1. Режим, близкий к критическому по образованию температуры плавления на торце, использовали для расчета из (3) коэффициента температуропроводности b . Полученное значение b для диаметра электрода 3 мм использовали для его перерасчета для других диаметров (таблица 6) и рассчитывали для них критические токи в дуге обратной полярности, при которых на торце электрода достигается температура плавления. Полученные критические токи сравнивали с приводимыми в литературе [23]. На основе полученных результатов проводили расчет критических токов при уменьшении времени горения дуги. Для расчета тока в электрод, эквивалентного току обратной полярности, использовали следующий подход. В работе [23] установлено соотношение между экспериментальными значениями средних допустимых токов на вольфрамовые электроды на прямой и обратной полярности. Отношение для диаметра 3 мм составляет 4,1. Эффективный ток рассчитывали по формуле

$$I = I_{EP} \cdot \varphi + \frac{I_{EP} \cdot (1 - \varphi)}{4,1}, \quad (5)$$

где φ – доля времени действия импульса тока обратной полярности от времени периода. Значения эквивалентных токов приведены в таблице 5.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

По результатам видеосъемки было установлено, что на докритическом режиме опыта 1, не приведшем к расплавлению торца, анодная область дуги и нагретая до высокой температуры область электрода на начальном этапе были смещены от оси электрода (рис. 1). Это может свидетельствовать о протекании электронного тока не только через торец, но и через боковую поверхность электрода. Постепенно увеличивающийся во времени факел нагретого газа направлен от алюминиевой детали к электроду и также обтекает электрод больше с одной стороны. Установившийся процесс горения дуги наступил через 4,8 с после ее зажигания (рис. 1 б). К этому моменту электрод нагрелся почти равномерно по сечению, и затем наблюдались небольшие поперечные колебания анодной области по торцу, фиксируемые по колебаниям столба дуги. Из-за неравномерного нагрева электрода по сечению на начальной стадии оказалось подплавленной одна сторона торца (рис. 1 с).

При существенном увеличении тока в опыте 2 процесс зажигания и горения дуги существенно изменился.

Таблица 2. Значения коэффициента $сра^{0,5}$ при разных температурах
 Table 2. Values of $сра^{0,5}$ coefficient at different temperatures

T, K	300	1000	2000	3000
$сра^{0,5}$	2,034	1,826	1,781	1,827

Таблица 3. Постоянные параметры экспериментов
 Table 3. Constant parameters of experiments

№	Параметр	Обозначение	Величина
1	Марка электрода	ИВТ	–
2	Диаметр электрода	d	3,0 мм
3	Расход аргона	G	8 л/мин
4	Вылет электрода	H	30 мм
5	Форма торца	–	Плоская
6	Расстояние от торца электрода до детали	L	1,9 мм
7	Марка сплава детали	АМг6	–
8	Размеры детали	L×B×S	100×40×4 мм

Таблица 4. Теплофизические свойства
 Table 4. Heat-transfer properties

Величина	Температура плавления	Начальная температура	Объемная теплоемкость	Коэффициент температуропроводности
Обозначение	T_L	T_0	c_p	a
Размерность	°C	°C	Дж/(см ³ ·°C)	см ² /с
Значение	3422	22	3,2	0,3

Анодная область образовалась широким фронтом по всей поверхности торца при наличии колебаний с небольшой амплитудой по его поверхности. Плазменный поток преобладал со стороны изделия в направлении электрода, но обтекал электрод более равномерно при некотором смещении факела по одну сторону от электрода. В процессе горения дуги изотермы на вольфраме, характеризующиеся границами желтого, белого и черного цветов, постепенно перемещаются в сторону, противоположную торцу. Наблюдается постепенное увеличение мощности плазменного факела. Возможно, это связано с увеличением температуры нагрева алюминия и ростом его испарения с поверхности сварочной ванны. Различить образование капли расплавленного вольфрама во время горения дуги по кадрам видео не уда-

лось. После выключения дуги на конце электрода наблюдалась полусферическая капля (рис. 2), которая постепенно вытянулась в направлении торца. За счет перемещения жидкого металла дистанция между концом электрода и деталью уменьшилась.

Затем проводились опыты 3 и 4 при подключении 10 % длительности импульсов прямой полярности. Характер зажигания и горения дуги при подключении импульсов прямой полярности изменился (рис. 3 а, 3 б). При зажигании некоторое время имели место перерывы в горении дуги на одной из полярностей. В опыте 3, как и в опыте 1, дуга сначала горела на одну сторону торца электрода. Через 0,9 с после включения дуги анодная зона скачком переместилась на противоположную сторону торца. При этом факел пульсирует

Таблица 5. Изменяемые параметры экспериментов
Table 5. Variable parameters of experiments

№ опыта	Относительная длительность в периоде, %		Ток, А		Время, с	Плавление горца, (+) – (-)
	EP	EN	Импульс	Эквивалент		
1	100	0	28	28	11,38	–
2	100	0	53	53	9,75	+
3	90	10	33	30,5	13,28	–
4	90	10	56	51,8	10,19	+
5	75	25	38	30,8	11,89	–
6	75	25	72	58,4	9,64	+
7	60	40	53	36,6	10,85	–
8	60	40	88	60,8	10,29	+

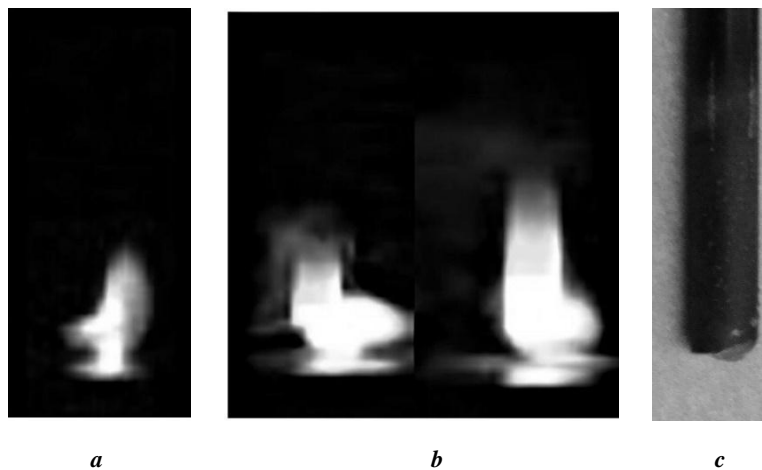


Рис. 1. Опыт 1. Изменение свечения дуги и электрода во времени и внешний вид торца после отключения дуги:
a – начальная стадия; b – завершающая стадия; c – торец электрода после опыта
Fig. 1. Experiment 1. Change in arc and electrode glow over time and tip appearance after arc interruption:
a – the initial stage; b – the closing stage; c – the electrode tip after the experiment

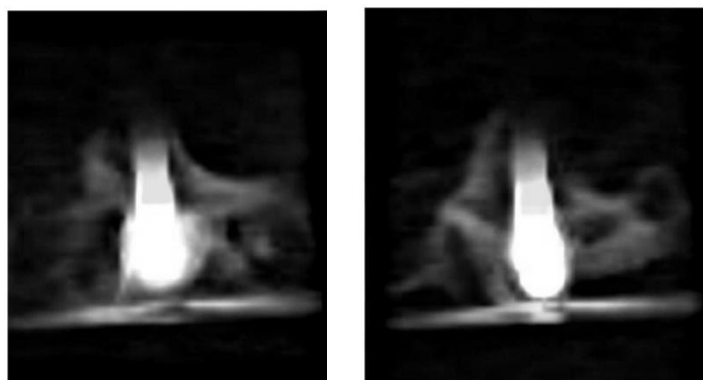


Рис. 2. Опыт 2. Изменение капли на электроде после выключения дуги
Fig. 2. Experiment 2. Change of a drop on the electrode after arc interruption

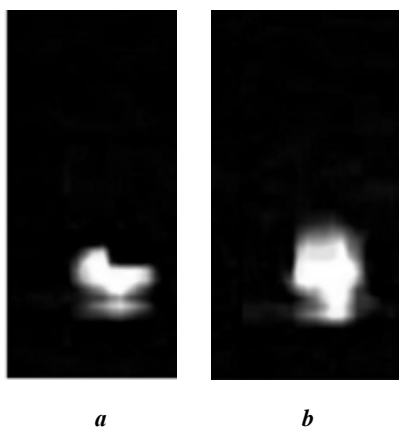


Рис. 3. Опыт 3. Горение дуги при импульсах прямой полярности:
a – начальная стадия; *b* – завершающая стадия
Fig. 3. Experiment 3. Arcing at the reverse polarity impulses:
a – initial stage, *b* – final stage

с длительностью, которая показывает, что он образуется на обратной полярности и обтекает электрод не вполне симметрично. Через 2,3 с электрод был нагрет почти равномерно в поперечном направлении с небольшим преобладанием разогрева одной части. При 5 с торец электрода на видеокдрах просматривался и оставался плоским. После выключения дуги электрод сохранил плоскую форму. При этом произведение эквивалентного тока на время горения дуги в опыте 3, характеризующее введенную в электрод энергию, на 27 % больше, чем в опыте 1.

В опытах 5 и 6 тенденции особенностей нагрева электрода во времени подтвердились. В опыте 5 ток оказался существенно меньше критического, а в опыте 6, наоборот, существенно больше.

За критический ток, при котором наблюдается расплавление торца электрода, был выбран эквивалентный ток из опыта 7 $I=36,6$ А, для которого имело место небольшое оплавление части поверхности торца электрода.

Следует отметить, что максимальные допустимые токи для чистого вольфрамового электрода и вольфрама с оксидными добавками на обратной полярности согласно ГОСТ ИСО 6848-2020 одинаковы для диаметров 3,0 и 3,2 мм и равны $I_D=35$ А. Между тем площади сечения таких электродов отличаются почти на 14 %. Данные стандарта подтверждают, что состав электрода не оказывает влияния на его стойкость на полярности *EP*. Указанный в ГОСТ ИСО 6848-2020 ток близок к выбранному нами значению.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

При расчете по формуле (3) для данного режима приращение температуры торца до $\Delta T_L=3400$ °С вольфрама дало значение коэффициента $b=0,231$ с⁻¹ (рис. 4).

Градиент температур в области, близкой к торцу, достаточно велик – около 250 °С/мм и постепенно снижается в конце графика до 85 °С/мм.

Изменение температур в торцевом и соседнем сечении во времени представлены на рис. 5.

На начальном этапе наблюдается быстрый рост температуры, который затем постепенно замедляется.

Можно считать, что при времени 12 с наступает тепловое равновесие и нагрев электрода практически прекращается. С помощью графика температур на рис. 5 легко найти предельный ток при уменьшении времени горения дуги. Допустим, что мы хотим найти такой ток для времени горения дуги 3 с. Приращение температуры на торце при 3,0 с составляет 2600 °С. Отношение максимально допустимой температуры 3400 °С к данной температуре составляет $3400/2600=1,308$. Следовательно, во столько же раз можно увеличить ток при включении дуги на 3,0 с. Получаем допустимый в этом случае ток $I=36,6 \cdot 1,308 = 47,86$ А, или $I \approx 48$ А.

По полученным значениям коэффициентов *b* для других диаметров электрода подбирали критические токи I_K нарастания температуры на торце до ΔT_L за время действия источника тепла 12 с (таблица 6).

Полученные нами значения допустимых токов хорошо совпадают с максимальными допустимыми токами в [23]. Это свидетельствует о применимости предлагаемой методики определения допустимых токов при уменьшении времени горения дуги. При повышении площади сечения электрода в 4 раза допустимый ток на электрод увеличился в 3,07 раза. Температура торца во времени изменяется не очень сильно на разных диаметрах. Поэтому и допустимые токи на разных диаметрах при заданном времени горения дуги изменяются во многом аналогично приведенным на рис. 5.

В результате измерения длины электрода до зажигания дуги и после ее отключения по результатам опыта 2 получено, что граница расплавления вольфрама достигала 4,5 мм от торца. Расчет температур при токе 55 А дал значение в этом сечении $T=3465$ °С, что всего на 63 °С больше температуры плавления. Это менее чем на 2 % отличается от температуры плавления. Температура в торцевом сечении при этом составила 4927 °С.

В таблице 6 приведены эффективные мощности в алюминиевую деталь q_{II} для полученных предельных токов. Они рассчитаны по формуле, полученной в [24], с учетом действия плазменных потоков и излучения свободной дуги. Таким образом, на обратной полярности могут быть генерированы значительные мощности для сварки коротких швов на тонколистовых конструкциях.

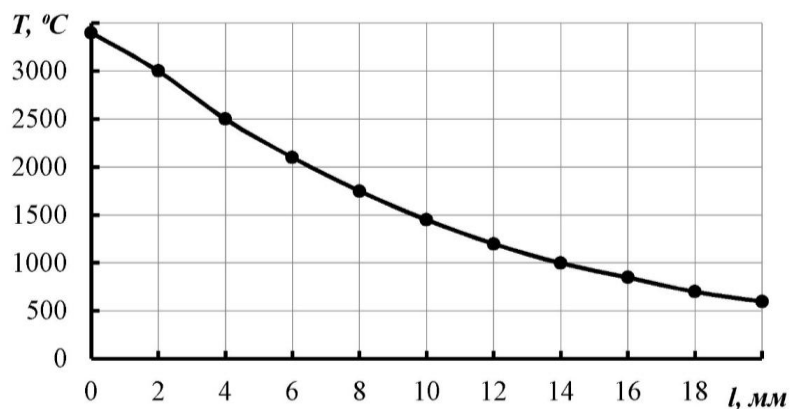


Рис. 4. Изменение приращения температур по длине электрода $t=10,85$ с; $q_1=6,0$ Вт/А, $I=36,6$ А, $b=0,231$ с⁻¹
 Fig. 4. Change in the temperature increment along the electrode length $t=10.85$ s; $q_1=6.0$ W/A, $I=36.6$ A, $b=0.231$ с⁻¹

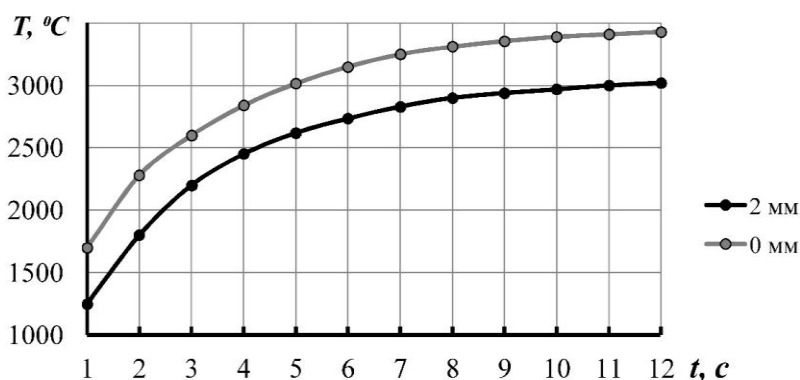


Рис. 5. Зависимости приращения температур в электроде от времени действия дуги $d=3$ мм; $q_1=6,0$ Вт/А, $I=36,6$ А, $b=0,231$ с⁻¹
 Fig. 5. The dependences of temperature increment in an electrode on the arc operation time $d=3$ mm; $q_1=6.0$ W/A, $I=36.6$ A, $b=0.231$ с⁻¹

Таблица 6. Расчетные критические токи I_k нарастания температуры на торце для диаметров электрода 3,0–6,0 мм
 Table 6. Calculated critical currents I_k of temperature rise at the tip for the electrode diameters of 3.0–6.0 mm

Диаметр, мм	3,0	4,0	5,0	6,0
$b, с^{-1}$	0,231	0,174	0,1386	0,116
$I_k, А$	36,6	57,6	82,9	112,3
I_{MAX} [22]	40	50	70	100
$q_{П}, Вт$	443	725	1094	1560

Кривые, аналогичные верхней кривой на рис. 5, позволяют рассчитывать допустимые токи на электрод при рассматриваемом времени горения дуги для нескольких диаметров электрода. При этом с помощью зависимостей удельной эффективной мощности дуги полярности EP можно рассчитывать эффективную мощность дуги на разных токах, а на основе линейных математических

моделей определять требуемую эффективную мощность при точечной плазменной сварке алюминия. Таким образом, можно будет определить диаметр электрода и время сварки для проплавления пластин различной толщины на обратной полярности и в дуге VP-GTAW (Variable Polarity-Gas Tungsten Automatic Welding). Между калориметрической и модельной эффективными

мощностями существует взаимосвязь, соотношение примерно одинаковое как для сварки высоколегированных сталей [7; 8], так и для алюминиевых сплавов [25; 26].

Для проверки возможностей метода приведения в отношении принятия усредненных коэффициентов модели было изменено значение коэффициента температуропроводности в формуле (3) и принято $a=0,4 \text{ см}^2/\text{с}$. В этом случае объемная теплоемкость металла также должна быть скорректирована в соответствии с тем, что коэффициент $сra^{0,5}$ должен оставаться постоянным. Поскольку в первом расчете $сr=3,2 \text{ Дж}/(\text{см}^3\cdot\text{°C})$, то в новом расчете должно использоваться значение $сr=2,77 \text{ Дж}/(\text{см}^3\cdot\text{°C})$. В расчете применяли найденный ранее коэффициент $b=0,231 \text{ с}^{-1}$. В результате получили, что на всей кривой зависимости температуры от времени (рис. 5) очень хорошее совпадение температур. В момент времени $t=10,85 \text{ с}$ расчетная температура была больше, чем для графика рис. 5, всего на 2 °C . В случае, если не выполнять корректировку объемной теплоемкости, то следует получить новое значение коэффициента температуропроводности b . Результаты расчетов критических токов с высокой точностью будут повторять полученные ранее.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

1. Линейная математическая модель нагрева вольфрамового электрода с плоским торцом дугой обратной полярности в период теплонасыщения позволяет по току и времени появления плавления на торце рассчитывать предельные токи при изменении времени горения дуги.

2. При выборе теплофизических коэффициентов модели следует проводить усреднение в исследуемом интервале температур объемной теплоемкости и коэффициента температуропроводности и параметра, позволяющее выбирать их связно. Это позволяет варьировать оба теплофизических коэффициента без значительного изменения результатов расчета.

3. На режимах без оплавления торца электрода дуга некоторое время горит несимметрично относительно оси электрода. Увеличение плотности тока приводит к сокращению времени несимметричного горения дуги.

4. Разработанная методика расчета распределения температур в электроде позволяет определять оптимальные режимы сварки коротких и точечных швов на алюминиевых сплавах свободной и сжатой дугой обратной полярности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Дриц А.М., Овчинников В.В. Сварка алюминиевых сплавов. М.: Руда и металлы, 2017. 440 с.
- Вологдин Е.А. Сравнительный анализ вольфрамовых электродов при сварке погруженной дугой // Молодежный вестник ИрГТУ. 2018. Т. 8. № 1. С. 36–41.
- Пономарев К.Е., Стрельников И.В. К вопросу выбора марки вольфрамовых электродов для сварки (обзор) // Сварка и Диагностика. 2019. № 1. С. 32–36.
- Щицын Ю.Д., Косолапов Ю.А., Струков Н.Н. Распределение энергии в сжатой дуге при работе плазматрона на токе обратной полярности // Сварка и Диагностика. 2010. № 3. С. 13–16.
- Ленивкин В.А., Дюргеров Н.Г., Сагиров Х.Н. Технологические свойства сварочной дуги в защитных газах. М.: БМП-ПР, 2011. 367 с.
- Кархин В.А. Тепловые процессы при сварке. СПб.: Политехнический университет, 2015. 572 с.
- Giedt W.H., Tallerico L.N., Fuerschbach P.W. GTA Welding Efficiency: Calorimetric and Temperature Field Measurements // Welding Journal. 1989. Vol. 68. № 1. P. S28–S32.
- Сидоров В.П., Советкин Д.Э., Мельзитдинова А.В. Эффективная мощность дуги прямой полярности с неплавящимся электродом // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение. 2020. Т. 22. № 2. С. 5–11.
- Савинов А.В., Лапин И.Е., Лысак В.И. Дуговая сварка неплавящимся электродом. М.: Машиностроение, 2011. 477 с.
- Дороднов А.М., Козлов Н.П., Помелов Я.А. Об эффекте «электронного» охлаждения на термоэмиссионном дуговом катоде // Теплофизика высоких температур. 1973. Т. 11. № 4. С. 724–727. URL: mathnet.ru/links/004c037a168cdc3e179745c45ee5c78a/tvt9873.pdf.
- Атрощенко В.В., Бычков В.М., Селиванов А.С. Экспериментальное определение предельных токовых нагрузок для лантанированных вольфрамовых электродов // Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. 2009. Т. 13. № 1. С. 161–165.
- Савинов А.В. Стойкость неплавящихся электродов при аргонодуговой сварке на переменном токе // Известия Волгоградского государственного технического университета. 2013. № 6. С. 142–147.
- Pan J.J., Hu S.S., Yang L.J., Li H. Simulation and analysis of heat transfer and fluid flow characteristics of variable polarity GTAW process based on a tungsten-arc-specimen coupled model // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2016. Vol. 96. P. 346–352. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.01.014](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.01.014).
- Тарасов Н.М., Горлов А.К., Лашко С.Н. Численное моделирование процесса формирования капли расплавленного металла на торце плавящегося электрода // Автоматическая сварка. 2002. № 6. С. 24–27. URL: patonpublishinghouse.com/as/pdf/2002/as200206all.pdf.
- Суворов С.В., Вахрушев А.В. Численное моделирование каплеобразования электрода при сварке // Химическая физика и мезоскопия. 2018. Т. 20. № 3. С. 335–341.
- Теория сварочных процессов / под ред. В.М. Неровного. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. 752 с.
- Сидоров В.П., Мельзитдинова А.В. Расчет точности параметров аргонодуговой и контактной сварки. Тольятти: Анна, 2018. 252 с.
- Зиновьев В.Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах. М.: Металлургия, 1989. 384 с.
- Lassner E., Schubert W.D. Tungsten: properties, chemistry, technology of the element, alloys, and chemical

- compounds. Boston: Springer Science & Business Media, 2012. 422 p.
20. Toliás P. Analytical expressions for thermophysical properties of solid and liquid tungsten relevant for fusion applications // *Nuclear materials and energy*. 2017. Vol. 13. P. 42–57. DOI: [10.1016/j.nme.2017.08.002](https://doi.org/10.1016/j.nme.2017.08.002).
 21. Драйпер Н.Р., Смит Г. Прикладной регрессионный анализ. 3-е изд. М.: Диалектика, 2017. 912 с.
 22. Тарасик В.П. Математическое моделирование технических систем. М.: ИНФРА-М, 2020. 592 с.
 23. Сидоров В.П., Советкин Д.Э., Короткова Г.М. О допустимых токах на вольфрамовый электрод дуги с разнополярными импульсами тока // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение*. 2020. Т. 22. № 4. С. 5–12.
 24. Сидоров В.П., Советкин Д.Э. Эффективная мощность разнополярной дуги в аргоне с вольфрамовым электродом при сварке алюминия // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение*. 2021. Т. 23. № 1. С. 5–12.
 25. 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).
 26. Сидоров В.П., Мельзитдинова А.В., Советкин Д.Э. Требования к точности параметров дуговой сварки стыкового шва на алюминиевом сплаве // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение*. 2021. Т. 23. № 3. С. 66–74.
- REFERENCES**
1. Drits A.M., Ovchinnikov V.V. *Svarka alyuminievykh splavov* [Welding of aluminum alloys]. Moscow, Ruda i metally Publ., 2017. 440 p.
 2. Vologdin E.A. Comparative analysis of tungsten electrodes when submerged ARC welding. *Molodezhnyy vestnik IrGTU*, 2018, vol. 8, no. 1, pp. 36–41.
 3. Ponomarev K.E., Strelnikov I.V. Choose the brand of tungsten electrodes for welding (review). *Svarka i Diagnostika*, 2019, no. 1, pp. 32–36.
 4. Shchitsyn Yu.D., Kosolapov Yu.A., Strukov N.N. Energy distribution in the compressed arc when the plasma torch is operated with reverse polarity current. *Svarka i Diagnostika*, 2010, no. 3, pp. 13–16.
 5. Lenivkin V.A., Dyurgerov N.G., Sagirov Kh.N. *Tekhnologicheskie svoystva svarochnoy dugi v zashchitnykh gazakh* [Processing properties of welding arc in shielding gases]. Moscow, BMP-PR Publ., 2011. 367 p.
 6. Karkhin V.A. *Teplovye protsessy pri svarke* [Thermal processes during welding]. Sankt Petersburg, Politekhnikeskii universitet Publ., 2015. 572 p.
 7. Giedt W.H., Talerico L.N., Fuerschbach P.W. GTA Welding Efficiency: Calorimetric and Temperature Field Measurements. *Welding Journal*, 1989, vol. 68, no. 1, pp. S28–S32.
 8. Sidorov V.P., Sovetkin D.E., Melzitdinova A.V. Effective power of direct polarity arc with non-consumable electrode. *Vestnik Permskogo natsionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroyeniye, materialovedeniye*, 2020, vol. 22, no. 2, pp. 5–11.
 9. Savinov A.V., Lapin I.E., Lysak V.I. *Dugovaya svarka neplavyashchimsya elektrodom* [Arc welding with a non-consumable electrode]. Moscow, Mashinostroyeniye Publ., 2011. 477 p.
 10. Dorodnov A.M., Kozlov N.P., Pomelov Ya.A. About the electron cooling effect at the thermionic arc cathode. *Teplofizika vysokikh temperatur*, 1973, vol. 11, no. 4, pp. 724–727. URL: mathnet.ru/links/004c037a168cdc3e179745c45ee5c78a/tvt9873.pdf.
 11. Atroshchenko V.V., Bychkov V.M., Selivanov A.S. Experimental determination of current carrying capacity for lanthanide tungsten electrodes. *Vestnik Ufimskogo gosudarstvennogo aviatsionnogo tekhnicheskogo universiteta*, 2009, vol. 13, no. 1, pp. 161–165.
 12. Savinov A.V. Resistance of nonmelting electrodes at argon-arc welding at alternating current. *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2013, no. 6, pp. 142–147.
 13. Pan J.J., Hu S.S., Yang L.J., Li H. Simulation and analysis of heat transfer and fluid flow characteristics of variable polarity GTAW process based on a tungsten-arc-specimen coupled model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2016, vol. 96, pp. 346–352. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.01.014](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.01.014).
 14. Tarasov N.M., Gorlov A.K., Lashko S.N. Numerical modelling of the process of formation of a molten metal drop at the tip of a consumable electrode. *Avtomaticheskaya svarka*, 2002, no. 6, pp. 24–27. URL: patonpublishinghouse.com/as/pdf/2002/as200206all.pdf.
 15. Suvorov S.V., Vakhrushev A.V. Numerical modeling of the process of dropship of electrode at welding. *Khimicheskaya fizika i mezoskopiya*, 2018, vol. 20, no. 3, pp. 335–341.
 16. Nerovnyy V.M., ed. *Teoriya svarochnykh protsessov* [Theory of welding processes]. Moscow, MGTU im. N.E. Baymana Publ., 2007. 752 p.
 17. Sidorov V.P., Melzitdinova A.V. *Raschet tochnosti parametrov argonodugovoy i kontaktnoy svarki* [Calculation of parameter accuracy of argonarc and contact welding]. Tolyatti, Anna Publ., 2018. 252 p.
 18. Zinovev V.E. *Teplofizicheskie svoystva metallov pri vysokikh temperaturakh* [Heat-transfer properties of metals at high temperatures]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1989. 384 p.
 19. Lassner E., Schubert W.D. *Tungsten: properties, chemistry, technology of the element, alloys, and chemical compounds*. Boston, Springer Science & Business Media Publ., 2012. 422 p.
 20. Toliás P. Analytical expressions for thermophysical properties of solid and liquid tungsten relevant for fusion applications. *Nuclear materials and energy*, 2017, vol. 13, pp. 42–57. DOI: [10.1016/j.nme.2017.08.002](https://doi.org/10.1016/j.nme.2017.08.002).
 21. Drayper N.R., Smit G. *Prikladnoy regressiionnyy analiz* [Applied Regression Analysis]. 3rd izd. Moscow, Dialektika Publ., 2017. 912 p.
 22. Tarasik V.P. *Matematicheskoe modelirovaniye tekhnicheskikh sistem* [Mathematic simulation of engineering systems]. Moscow, INFRA-M Publ., 2020. 592 p.
 23. Sidorov V.P., Sovetkin D.E., Korotkova G.M. Admissible currents to tungsten arc electrode with multipolar

- current pulses. *Vestnik Permskogo natsionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie*, 2020, vol. 22, no. 4, pp. 5–12.
24. Sidorov V.P., Sovetkin D.E. Effective power of bipolar argon arc with a tungsten electrode for aluminum welding. *Vestnik Permskogo natsionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie*, 2021, vol. 23, no. 1, pp. 5–12.
25. 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).
26. Sidorov V.P., Melzitdinova A.V., Sovetkin D.E. Requirements for the arc welding parameters accuracy of a butt joint on an aluminum alloy. *Vestnik Permskogo natsionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 66–74.

The study of temperatures in a tungsten electrode at reverse polarity arcing

© 2021

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

Dmitry E. Sovetkin², 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 paper considers the features of energy release in a tungsten electrode under the reverse polarity TIG welding. The study substantiates the statement that the chemical composition of an electrode does not significantly affect the transfer of anode power to it. The specific effective power of an electrode is substantiated and taken as 6 W/A. The authors analyzed the features of arcing on the flat tip of a 3 mm diameter electrode using high-speed video. The analysis identified that at limiting currents ensuring tip melting, the tip heating is uniform over the cross-section. As a design scheme, the authors selected a continuous flat heat source on the semi-infinite rod surface with surface heat transfer. The authors obtained averaged values for volumetric heat capacity $c_p=3.2 \text{ J}/(\text{cm}^3\cdot^\circ\text{C})$ and heat transfer coefficient $a=0.3 \text{ cm}^2/\text{s}$. The current at which the tip melting temperature is reached was taken as a limiting current. Using the limiting current value and start time of the electrode tip melting, the authors calculated the electrode heat transfer coefficient value b . The calculated melting depth for the over-limiting current welding mode showed good coincidence with an experiment. The authors recalculated the b value for the electrodes of 4-, 5-, and 6-mm diameter and calculated limiting currents for these diameters. The design limiting currents for these diameters also showed good coincidence with experimental results. The study showed that the increase of a coefficient up to $0.4 \text{ cm}^2/\text{s}$ does not cause changes in temperature and limiting currents at simultaneous c_p adjustment according to the constant thermal and physical properties $c_p a^{0.5}$. As a result, the authors obtained temperature dependencies for the electrode over time and length. Time dependence of the electrode tip heating allows calculating limiting currents with the decrease in arcing time.

Keywords: tungsten electrode; reverse polarity; semi-infinite rod; arcing; heat transfer; heat transfer coefficient; melting point; limiting current; arc power.

For citation: Sidorov V.P., Sovetkin D.E. The study of temperatures in a tungsten electrode at reverse polarity arcing. *Frontier Materials & Technologies*, 2021, no. 4, pp. 69–79. DOI: 10.18323/2782-4039-2021-4-69-79.