

нтами. Для отримання імпульсного струму розряду в коло керування регулюючих транзисторів, тобто в їх базові кола, подається сигнал з виходу генератора прямокутних імпульсів. Регулювання потужності розряду в цьому випадку можна проводити не тільки зміною амплітуди керуючих імпульсів, але й регулюванням їх частоти в діапазоні 0,1...1000 Гц і шпаруватості в межах 1,5...4. Це значно розширює можливості джерела, оскільки дозволяє здійснювати при підвищених тисках газу достатньо локальний, і в той же час, досить плавний нагрів виробу. Кількість паралельно з'єднаних силових транзисторів обирається за умови 5...7-ми кратного запасу за струмом, оскільки вони працюють під час напруги на колекторі, що наближаються до їх граничних значень.

Перспективним є застосування у транзисторних джерелах живлення тліючого розряду у промислових універсальних установках для дифузійного зварювання та паяння виробів широкої гами типорозмірів сучасних високовольтних біполярних транзисторів серії IGBT, що забезпечують робочі струми до 100...600 А. Це дозволить полегшити умови роботи транзисторів і водночас створити джерела та установки підвищеної потужності.

Висновки. На основі розгляду особливостей тліючого розряду, як джерела енергії в процесах зварювання тиском, визначено, що оптимальним для живлення потужного тліючого розряду (при струмах більше 1 А) є джерело, побудоване на принципі амплітудного регулювання струму, яке має крутопадаючу або вертикальну зовнішню характеристику.

Список використаних джерел

1. Казаков Н. Ф. Диффузионная сварка материалов / Н. Ф. Казаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 311 с.
2. Котельников Д. И. Применение оборудования для сварки и пайки в тлеющем разряде / Д. И. Котельников. – Чернигов: ВСНТО, 1981. – 57 с.
3. Уэймаус Д. Газоразрядные лампы / Д. Уэймаус. – М.: Энергия, 1977. – 382 с.
4. Руденко В. С. Преобразовательная техника / В. С. Руденко, В. И. Сенько, И. М. Чижено. – К.: Вища школа, 1978. – 424 с.

УДК 621.791.754:51-74

И.В. Пентегов, д-р техн. наук

В.Н. Сидорец, д-р техн. наук

О.И. Петриенко, канд. техн. наук

А.М. Жерносеков, канд. техн. наук

Черниговский государственный технологический университет, г. Чернигов, Украина

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

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА РАСПЛАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОДА ПРИ ДУГОВОЙ СВАРКЕ СТАЛЕЙ

Получено и исследовано зависимости коэффициента расплавления электрода от параметров процесса дуговой сварки. Проведен сравнительный анализ процессов плавления с испарением металла электрода, подогрева электрода и без таковых. Выявлено влияние этих факторов на коэффициент расплавления электрода. Выполнено сравнение полученных результатов с экспериментальными данными.

Отримано та досліджено залежності коефіцієнта розплавлення електрода від параметрів процесу дугового зварювання. Проведено порівняльний аналіз процесів плавлення з випаровуванням металу електрода, підігріву електрода і без таких. Виявлено вплив цих факторів на коефіцієнт розплавлення електрода. Виконано порівняння отриманих результатів з експериментальними даними.

Dependence of the electrode melting from the arc welding process parameters has been obtained and investigated. A comparative analysis of the melting process with the evaporation of the metal electrode, an electrode heating and without them was been carried out. The influence of these factors on the rate of electrode melting was been revealed. The obtained results were been compared with experimental data.

Введение. Скорость плавления электрода есть основным фактором, который влияет на производительность процесса дуговой сварки, и определяет его энергетическую и экономическую эффективность. Поэтому исследование зависимости скорости плавления

ния от различных параметров процесса является актуальным, особенно в наше время, когда вопросы ресурсо- и энергосбережения стали первоочередными.

Плавление электрода при дуговых способах сварки происходит посредством нагрева металла электрода дугой от температуры окружающей среды T_0 до температуры капли T_{drop} . Основной характеристикой плавления электрода является массовая скорость плавления G_{melt} , измеряемая массой расплавленного металла электрода в единицу времени (кг/с) [1; 2; 3]. На практике пользуются средней скоростью плавления, относительное количество расплавленного металла электрода ко времени сварки [3].

Скорость плавления зависит от многих факторов (состава электрода и покрытия, флюса, защитного газа, величины сварочного тока, его вида и полярности, длины вылета и диаметра электрода и др.). Опытным путем установлено, что при малых вылетах массовая скорость плавления G_{melt} (производительность) в первом приближении прямо пропорциональна току сварки I :

$$G_{melt} = \alpha_{melt} I. \quad (1)$$

Коэффициент пропорциональности α_{melt} носит название коэффициента расплавления электрода и имеет размерность кг/(с·А). Накоплено большое количество данных по его экспериментальному измерению. Но эти данные плохо поддаются систематизации, т. к. крайне разрознены. Величина коэффициента расплавления α_{melt} сама сложным образом зависит от величины сварочного тока I , его характера и полярности, а также от температуры капли T_{drop} . Определение этих зависимостей при дуговой сварке и является целью этой статьи.

Энергетические характеристики приэлектродных областей. По современным представлениям с привлечением принципа детального равновесия [4; 5; 6; 7] мощность P , поступающая от сварочной дуги в каплю, равна:

$$P = U_{eq} I, \quad (2)$$

где U_{eq} – эквивалентное напряжение при расплавлении дугой [4] имеет различный вид:

$$U_{eq} = \left(U_a + \varphi + \frac{3k_B T_A}{2q_e} \right); \quad U_{eq} = \left(U_k - \varphi - \frac{3k_B T_A}{2q_e} \right). \quad (3)$$

Для сварки на обратной и прямой полярности соответственно. Здесь U_a – анодное падение напряжения, для стали $U_a = 3,5..4$ В [2, 6, 7]; U_k – катодное падение напряжения, для стали $U_k = 13,5..14$ В [2, 6, 7]; φ – работа выхода (для чистого железа $\varphi = 4,31$ В [8], для проволок сварочных стальных марок Св-08А – 3,63 В, Св-08ГА – 3,83 В, Св-10ХМ – 4,15 В, Св-08Г2С – 4,26 В [8]); T_A – температура плазмы дуги, $3k_B T_A / 2q_e$ – напряжение, эквивалентное тепловой энергии электронов в плазме дуги [4, с. 40; 9], где $k_B = 1,38066 \cdot 10^{-23}$ Дж/К – постоянная Больцмана, $q_e = 1,6022 \cdot 10^{-19}$ Кл – заряд электрона.

Последний член в правых частях (3) при сварке на обратной полярности учитывает энергию, передаваемую аноду при соударении электрона с анодом, а при сварке на прямой полярности – энергию, которую необходимо затратить для разгона электрона в катодной области до скоростей электронов в плазме.

При горении дуги в парах железа величину $3k_B T_A / 2q_e$ можно оценить, если в это выражение подставить температуру плазмы дуги T_A , приблизительно определяемую по формуле К.К. Хренова [10; 11] $T_A = 2q_e U_{i,Fe} / 29k_B = 6266$ К, где $U_{i,Fe} = 7,83$ В – потенциал ионизации паров металла железа.

В результате получим $3k_B T_A / 2q_e = 3U_{i,Fe} / 29 \approx 0,81$ В. При наличии в материале электрода элементов с низким потенциалом ионизации (например, цезия) в эту формулу необходимо подставлять потенциал ионизации этого элемента. Окончательно имеем для сварки на обратной и прямой полярности соответственно:

$$U_{eq} = \left(U_a + \varphi + \frac{3}{29} U_i \right); \quad U_{eq} = \left(U_k - \varphi - \frac{3}{29} U_i \right). \quad (4)$$

Здесь U_i – потенциал ионизации элемента в составе проволоки (или обмазки) с наименьшим потенциалом ионизации.

Обычно при обратной полярности $7,4 \text{ В} \leq U_{eq} \leq 9,2 \text{ В}$, при сварке на прямой полярности $7,1 \text{ В} \leq U_{eq} \leq 8,6 \text{ В}$. Следует отметить, что в работе [4] приведены заниженные значения U_{eq} , так как авторы исходили из неточного баланса мощностей.

Плавление электрода без учета испарения с поверхности капли. Рассмотрим вначале случай, когда испарение металла с поверхности капли мало и им можно пренебречь. В этом случае тепловложение в металл электрода от дуги, которое характеризуется мощностью P , идет на нагрев металла электрода, поступающего в зону плавления, от температуры электрода T_0 до температуры капли T_{drop} , и на тепло, затрачиваемое на фазовые переходы. Этот баланс мощностей может быть записан следующим образом:

$$P = U_{eq} I = G_{melt} \left(\int_{T_0}^{T_{drop}} C_p(T) dT + \Sigma \lambda \right), \quad (5)$$

где $C_p(T)$ – удельная теплоемкость стали, Дж/(кг·К); сумма удельных теплот фазовых превращений железа: $\Sigma \lambda = \lambda A_2 + \lambda A_3 + \lambda A_4 + \lambda A_5$.

Для определения теплосодержания расплавленного металла необходимо знать все теплофизические параметры стали. Ввиду некоторого разброса теплофизических параметров для разных марок сталей нами были использованы параметры чистого железа.

На рис. 1 приведена опытная кривая зависимости удельной теплоемкости $C_p(T)$ чистого железа от температуры [12, с. 94]. Температурные зависимости удельной теплоемкости низкоуглеродистой стали (0,1 %C) приведены в работах [13, с.143; 14, с.194]. Значения удельной теплоты для каждого фазового превращений железа были взяты из этих же монографий.

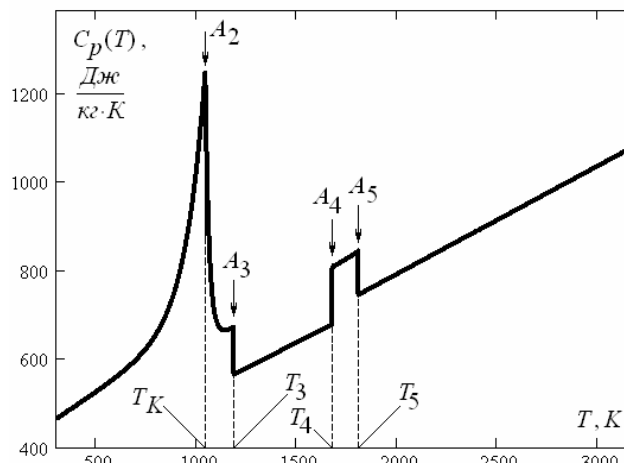


Рис. 1. Температурная зависимость удельной теплоемкости C_p для чистого железа в интервале температур от 0 до 3300 К [12]

В случае, когда потерями тепла от электрода на конвекцию и излучение можно пренебречь, получаем уравнение для определения коэффициента расплавления α_{melt} при отсутствии испарения с поверхности капли и коротких замыканий. Из уравнений (1) и (5) найдем

$$\alpha_{melt} = \frac{G_{melt}}{I} = \frac{U_{eq}}{\int_{T_0}^{T_{drop}} C_p(T) dT + \Sigma \lambda}. \quad (6)$$

Из формулы (6) следует, что коэффициент расплавления α_{melt} сильно зависит от температуры капли расплавленного металла.

Будем оперировать со средней температурой капли T_{drop} [15; 16], являющейся важным технологическим параметром, влияющим на глубину проплавления сварного шва. Дело в том, что на границе капли с электродом температура капли близка к температуре плавления металла T_{melt} , а на границе капли с дугой температура капли близка к температуре кипения T_b металла электрода, при этом, благодаря интенсивному перемешиванию в середине капли температура выравнивается, и эту температуру будем рассматривать как среднюю температуру T_{drop} , которая в свою очередь зависит от величины сварочного тока.

Известно, что при сварке в защитных газах на обратной полярности теплосодержание капли на торце электрода выше, чем при сварке на прямой полярности. Обобщенный график эмпирических зависимостей температуры капли T_{drop} от тока, построенный по данным работ [15; 17; 18; 19] для диаметров электродов 1, 1,2, 1,6, 2 мм, приведен на рис. 2. При сварке в аргоне, в смесях газов или в гелии T_{drop} следует выбирать ближе к верхней границе рекомендуемого диапазона температур. Таким образом, T_{drop} может выбираться с отклонением от экспериментальных кривых в ту или другую сторону. Для больших толщин изделий рекомендуется выбирать T_{drop} выше средних значений, при малых толщинах – наоборот. При отклонении в сторону возрастания температуры T_{drop} глубина проплавления увеличивается, при отклонении в сторону уменьшения температуры глубина проплавления уменьшается, что полезно при наплавке.

При ручной дуговой сварке T_{drop} уменьшается с ростом частоты коротких замыканий и это позволяет регулировать величину T_{drop} при сварке штучным электродом.

Подставляя в формулу (6) значения U_{eq} из выражений (4) для обратной полярности и значения T_{drop} на верхней и нижней границах зоны обратной полярности рис. 2, получим сплошные кривые на рис. 3, ограничивающие область возможных значений α_{melt} при сварке на обратной полярности и отсутствии испарения с поверхности капли.

Аналогично, получим пунктирные кривые на рис. 3, ограничивающие область возможных значений α_{melt} при сварке на прямой полярности и отсутствии испарения с поверхности капли.

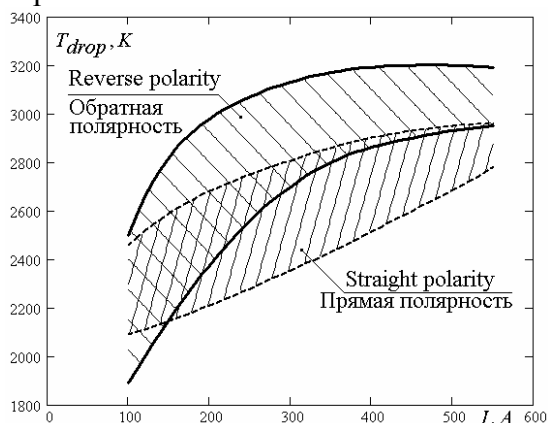


Рис. 2. Области изменения средней температуры капли расплавленного металла при сварке в инертных газах (обобщение опытных данных [15; 17; 18; 19])

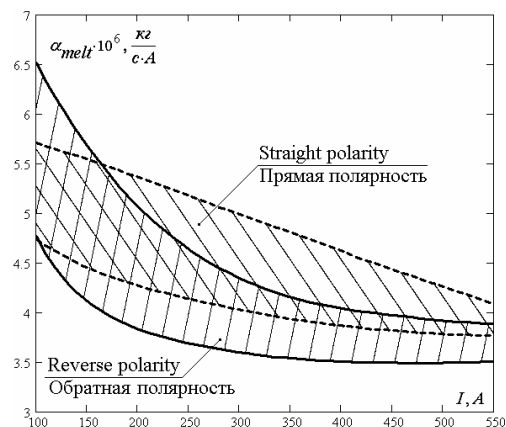


Рис. 3. Области изменения коэффициента расплавления α_{melt} для случая, когда испарением с поверхности капли можно пренебречь и подогрев электрода отсутствует

Заметим, что чем ниже температура капли, тем больше коэффициент расплавления α_{melt} . При этом увеличивается количество наплавленного металла, но значительно уменьшается глубина проплавления основного металла. Режимы с большими коэффициентами расплавления α_{melt} выбирают при наплавке, при сварке выбирают режимы с

повышенными температурами капли и уменьшенным коэффициентом расплавления α_{melt} . Для этого случая больше подходит сварка на обратной полярности с более высокими температурами капель. С ростом сварочного тока различия в температурах капель при прямой и обратной полярностях уменьшаются.

Плавление электрода с учетом испарения металла с поверхности капли. Необходимо отметить, что пренебрежение процессами испарения приводит к получению завышенных значений коэффициентов расплавления α_{melt} .

Поэтому при более уточненном подходе учтем влияние испарения металла с поверхности капли. Так как на практике массовая скорость расплавления G_{melt} измеряется массой укорочения электрода в единицу времени, то масса испарившегося металла G_{ev} в единицу времени уже содержится в G_{melt} . Пусть его доля в расплавленном металле G_{melt} составляет ξ . Тогда можно записать $G_{ev} = \xi \cdot G_{melt}$, а количество металла, оставшегося в расплавленном состоянии, будет равно $G_{melt} \cdot (1 - \xi)$.

Баланс мощностей в этом случае может быть записан следующим образом:

$$U_{eq} I = (1 - \xi) G_{melt} \left[\int_{T_0}^{T_{drop}} C_p(T) dT + \Sigma \lambda \right] + \xi G_{melt} \left\{ \int_{T_0}^{T_A} C_p(T) dT + \Sigma \lambda + r \right\}. \quad (7)$$

Здесь выражение в квадратных скобках представляет теплосодержание капель расплавленного металла при температуре T_{drop} , а выражение в фигурных скобках представляет некоторое усредненное теплосодержание паров железа (r – удельная теплота парообразования железа) при температуре плазмы дуги T_A (пары железа попадают в столб дуги и верхний предел интегрирования в интеграле в фигурных скобках согласно принципа детального равновесия должен быть равен T_A).

Из уравнений (1) и (7) найдем формулу для определения коэффициента расплавления α_{melt} при учете испарения с поверхности капли и отсутствии коротких замыканий

$$\alpha_{melt} = \frac{G_{melt}}{I} = \frac{U_{eq}}{(1 - \xi) \left[\int_{T_0}^{T_{drop}} C_p(T) dT + \Sigma \lambda \right] + \xi \left[\int_{T_0}^{T_A} C_p(T) dT + \Sigma \lambda + r \right]}. \quad (8)$$

Величина ξ согласно исследованиям А.В. Петрова [20] составляет около 9..10 % и не зависит от величины сварочного тока. Вообще величина G_{ev} по своей сути должна быть обратно пропорциональна скрытой теплоте парообразования и прямо пропорциональна удельной энергии, идущей на расплавление металла [21], поэтому ξ близко к величине

$$\xi = \frac{G_{ev}}{G_{melt}} = \frac{\int_{T_0}^{T_{drop}} C_p(T) dT + \Sigma \lambda}{\int_{T_0}^{T_A} C_p(T) dT + \Sigma \lambda + r}. \quad (9)$$

Например, при $T_b = 1808$ К, $T_0 = 293$ К и $T_A = 6266$ К, доля ξ , определенная по формуле (9), будет равна $\xi = 10$ %. Эта формула проще и существенно отличается от подобной формулы, предложенной В.И. Дятловым [21].

В случае отсутствия подогрева электрода, подставляя в формулу (8) $T_0 = 293$ К, $\xi = 10$ % и значения U_{eq} из выражений (4) для обратной полярности и значения T_{drop} на верхней и нижней границах зоны обратной полярности на рис. 2, получим сплошные кривые на рис. 4, ограничивающие область возможных значений α_{melt} при сварке на обратной полярности при учете испарения с поверхности капли. Аналогично, получим пунктирные кривые на рис. 4, ограничивающие область возможных значений α_{melt} при сварке на прямой полярности при учете испарения с поверхности капли при отсутствии подогрева электрода.

Сравнение кривых на рис. 4, полученных с учетом испарения металла, с кривыми на рис. 3, полученных при отсутствии испарения металла, показывает, что коэффициент расплавления α_{melt} при учете испарения с поверхности капли уменьшается в 1,4..1,8 раза. Поэтому можно сделать вывод, что учет влияния испарения обязателен.

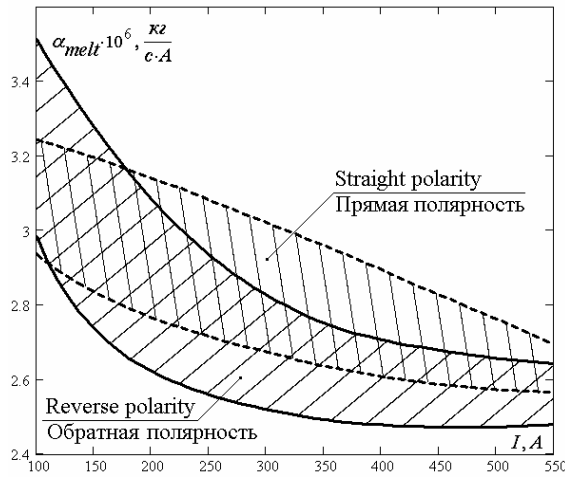


Рис. 4. Области изменения коэффициента расплавления α_{melt} при учете испарения с поверхности капли и отсутствии подогрева электрода

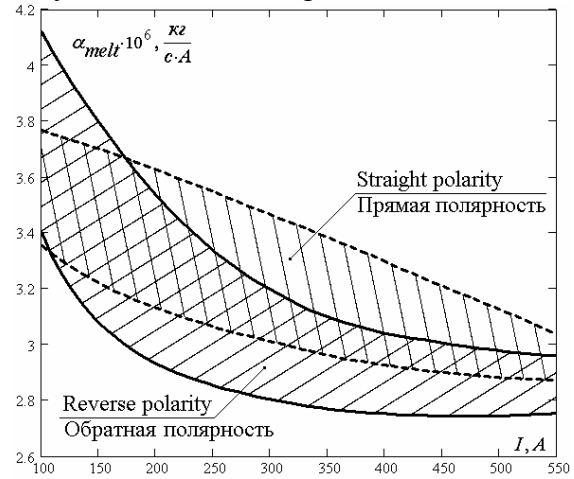


Рис. 5. Области изменения коэффициента расплавления α_{melt} при учете испарения с поверхности капли и подогреве электрода на 400 °C

Хотя величина ξ невелика, второе слагаемое в знаменателе выражения (8) сравнимо по величине с первым слагаемым из-за большой величины теплосодержания паров железа, что, собственно, и обуславливает существенное снижение коэффициента расплавления α_{melt} при учете испарения металла с поверхности капли.

Плавление электрода с учетом его подогрева. Отметим, что температура электрода, близкая к $T_0 = 293$ К, наблюдается при подводной сварке, а также в начале сварки штучным электродом при ручной дуговой сварке. В конце сварки штучным электродом на воздухе, также при механизированной сварке, особенно с длинным вылетом, электрод может подогреваться на 400 °C ($T_0 = 693$ К). При этом уравнение (9) дает $\xi = 8,5$ % и, пересчитывая формулу (8) при этих новых значениях T_0 и ξ , получим для α_{melt} семейство кривых, приведенное на рис. 5.

Сравним полученные на рис. 5 результаты с известными опытными данными различных авторов.

При сварочном токе 100 А и средней температуре капли 1900 К величина α_{melt} лежит в интервале $(3,4..4,1) \cdot 10^{-6}$ кг/(с·А). При сварочном токе 150 А и средней температуре капли 2150 К величина α_{melt} лежит в интервале $(3,1..3,8) \cdot 10^{-6}$ кг/(с·А). При сварочном токе 200 А и средней температуре капли 2375 К величина α_{melt} лежит в интервале $(2,93..3,54) \cdot 10^{-6}$ кг/(с·А). Эти величины хорошо согласуются с величинами $\alpha_{melt} = 3,2 \cdot 10^{-6}$ кг/(с·А) и $\alpha_{melt} = 3,75 \cdot 10^{-6}$ кг/(с·А), приведенными в работах [2; 17; 20; 22]. Величины α_{melt} , приведенные в работе [1], сильно завышены, так как в этой работе не учитывалось влияние испарения на коэффициент расплавления электрода.

При сварке на переменном токе для получения правильного результата в формуле (8) необходимо брать среднеарифметическое значение U_{eq} [2], равное согласно (4)

$$U_{eq} = \frac{U_a + U_k}{2}. \quad (10)$$

При сварке под водой величина α_{melt} уменьшается на 9..10 %, поэтому для сохранения технологических режимов сварки ток сварки необходимо увеличивать на эти же 9..10 % по сравнению со сваркой в воздухе.

Коэффициент расплавления α_{melt} в начале сварки штучным электродом – на эти же 9..10 % меньше чем в конце, когда остаток электрода сильно перегрет.

Выводы. Предложенный подход позволяет определить зависимости коэффициента расплавления электрода при дуговой сварке от тока, его вида и полярности, от температуры капли электродного металла, а также учесть испарение с поверхности капли и подогрев электрода.

Испарение металла с поверхности капли значительно снижает коэффициент расплавления электрода, поэтому для увеличения производительности перспективно применять технологии дуговой сварки, которые протекают с минимальным испарением, например, импульсно-дуговую сварку, где есть возможность регулировать процесс формирования и переноса капель.

Подогрев электрода повышает коэффициент расплавления электрода, что нельзя не учитывать при механизированной сварке с длинным вылетом, а также при сварке штучным электродом.

Список использованных источников

1. Теоретические основы сварки / В. В. Фролов, В. А. Винокуров, В. Н. Волченко [и др.]. – М.: Высшая школа, 1970. – 592 с.
2. Лесков Г. И. Электрическая сварочная дуга / Г. И. Лесков. – М.: Машиностроение, 1970. – 335 с.
3. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением / под ред. акад. Б. Е. Патона. – М.: Машиностроение, 1974. – 768 с.
4. Nakamura T. Wire Melting Behavior by Non-Steady Heat Conduction Numerical Analysis in Gas Metal Arc Welding. Development of Ultra-Narrow Gap GMA Welding Process. Report 2. / T. Nakamura, K. Hiraoka // Quarterly Journal of the Japan Welding Society. – 2002. – Vol. 20. – No.1. – P. 53-62.
5. Рабкин Д. М. Энергетическое исследование приэлектродных областей мощной сварочной дуги / Д. М. Рабкин // Автоматическая сварка. –1951. – № 2. – С. 3-25.
6. Schellhase M. Der Schweißlichtbogen – ein technologisches Werkzeug / M. Schellhase. – Berlin: VEB Verlag Technik, 1985. – 236 s.
7. Ленивкин В. А. Технологические свойства сварочной дуги в защитных газах / В. А. Ленивкин, Н. Г. Дюргеров, Х. Н. Сагиров. – М.: Машиностроение, 1989. – 264 с.
8. Фоменко В. С. Эмиссионные свойства материалов: справочник / В. С. Фоменко. – К.: Наукова думка, 1981. – 338 с.
9. Ерохин А. А. Основы сварки плавлением. Физико-химические закономерности / А. А. Ерохин. – М.: Машиностроение, 1973. – 448 с.
10. Хренов К. К. Температура сварочной дуги / К. К. Хренов // Автогенное дело. –1949. – № 8. – С. 14-15.
11. Пентегов И. В. Обобщение формулы К. К. Хренова для определения температуры плазмы сварочной дуги / И. В. Пентегов // Автоматическая сварка. – 2004. – № 8. – С. 50-51.
12. Гудремон Э. Специальные стали: в 2-х томах. Т. 1 / Э. Гудремон. – М.: Металлургия, 1966. – 736 с.
13. Теория сварочных процессов / В. Н. Волченко, В. М. Ямпольский, В. А. Винокуров [и др.]; под ред. В. В. Фролова. – М.: Высшая школа, 1988. – 559 с.
14. Бабат Г. И. Индукционный нагрев металлов и его промышленное применение / Г. И. Бабат. – Москва-Ленинград: Энергия, 1965. – 552 с.
15. Походня И. К. Теплосодержание капель электродного металла при сварке в углекислом газе / И. К. Походня, А. М. Суптель // Автоматическая сварка. – 1970. – № 10 (211). – С. 6-8.
16. Modelling and Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding / Wang F., Hou W.K., Hu S.J., et al // Journal of Physics D: Applied Physics. – 2003. – V. 36. – No. 9. – P. 1143-1152.
17. Акулов А. И. Автоматическая сварка в защитных газах плавящимся электродом технологических трубопроводов: автореф. дис. ... д-ра техн. наук / А. И. Акулов. – М., 1964. – 20 с.
18. Потапьевский А. Г. Сварка в защитных газах плавящимся электродом / А. Г. Потапьевский. – М.: Машиностроение, 1974. – 240 с.

19. Походня И. К. Плавление электродов и взаимодействие металла с газами при дуговой сварке: автореф. дис. ... д-ра техн. наук / И. К. Походня. – К., 1968. – 42 с.
20. Петров А. В. Перенос металла в дуге при сварке плавящимся электродом в среде защитных газов / А. В. Петров // Автоматическая сварка. – 1955. – № 2. – С. 26-33.
21. Дятлов В. И. Элементы теории переноса электродного металла при электродуговой сварке / В. И. Дятлов // Новые проблемы сварочной техники: сборник. – К.: Техника, 1964. – С. 167-182.
22. Хренов К. К. Электрическая сварочная дуга / К. К. Хренов. – М.: Машгиз, 1949. – 204 с.

УДК 621.791.75:537.523:621.373.7

А.И. Бушма, канд. техн. наук

В.Н. Сидорец, д-р техн. наук

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

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ЛАЗЕРНО-ДУГОВОГО РАЗРЯДА

Найдено закономерности изменения радиуса при изменении тока, что позволило определить динамическое силовое воздействие колебательного лазерно-дугового разряда. Установлено, что давление по оси разряда на фронте импульса тока колебательного лазерно-дугового разряда гораздо больше, чем давление, создаваемое лазерно-дуговым разрядом постоянного тока, особенно, если колебания близки к релаксационным. По своему силовому воздействию колебательный лазерно-дуговой разряд подобен известным процессам дуговой сварки модулированным током и импульсно-дуговой сварки.

Знайдені закономірності зміни радіуса при зміні струму, що дозволило визначити динамічну силову дію коливального лазерно-дугового розряду. Встановлено, що тиск по осі розряду на фронті імпульсу струму коливального лазерно-дугового розряду набагато більший, ніж тиск, що створюється лазерно-дуговим розрядом постійного струму, особливо, якщо коливання близькі до релаксаційних. По своєму силовій дії коливальний лазерно-дуговий розряд подібний відомим процесам дугового зварювання модульованим струмом та імпульсно-дугового зварювання.

Regularities of the radius change when the current changes, which allowed determining the dynamic force effect of the oscillatory laser-arc discharge, were been found. It is established that the pressure on the axis of the discharge on the front of current pulse of oscillating laser-arc, far more than the pressure produced by dc laser-arc discharge, especially if the oscillations are close to the relaxation ones. In terms of power influence the oscillating laser-arc is similar to the known processes of the arc welding by modulated current and pulse-arc welding.

Введение. Комбинированные лазерно-дуговые процессы и технологии, в частности сварка и обработка материалов [1-3], обеспечивают значительное увеличение производительности изготовления изделий, а также повышение их качества. Синергетический эффект при воздействии лазерного пучка и электрической дуги на обрабатываемую поверхность позволяет получить новые типы изделий, соединений и конструкций, которые невозможно осуществить с помощью лазера и электрической дуги в отдельности. Именно поэтому в последние десятилетия эти процессы привлекают пристальное внимание ученых всего мира.

Авторами были разработаны принципы построения специализированных источников питания лазерно-дугового разряда [4], т. к. применение обычного сварочного оборудования, в частности источников питания электрической дуги, не всегда экономически оправдано.

Решение этой задачи базировалось на анализе электрических цепей с сосредоточенными параметрами, в состав которых входит лазерно-дуговой разряд, как элемент цепи. Для этого авторами было проведено исследование статических вольтамперных характеристик этого разряда [5].

Было обнаружено, что в исследуемой системе могут возникать автоколебания тока лазерно-дугового разряда, и исследованы их амплитудно-частотные характеристики [6]. Сделан вывод, что эти автоколебания могут стать основой при разработке новых сварочных технологий. Амплитудно-частотные характеристики показали, что эти технологии подобны известным технологиям дуговой сварки модулированным током и импу-