



## ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ МАЛОАМПЕРНЫХ ДУГ

Академик НАН Украины **К. А. ЮЩЕНКО, Н. О. ЧЕРВЯКОВ, П. П. КАЛИНА**, инженеры  
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Исследованы энергетические характеристики малоамперных дуг. Установлено, что малоамперные дуги при аргонодуговой сварке характеризуются более высокой (в 3...5 раз) концентрацией теплового потока по сравнению с дугами при плазменно-дуговой наплавке. Основными параметрами, с помощью которых можно в широких пределах управлять формированием сварочной ванны и деформационным состоянием металла зоны термического влияния, являются погонная энергия и коэффициент сосредоточенности теплового потока.

*Ключевые слова:* аргонодуговая сварка, плазменно-дуговая наплавка, эффективная тепловая мощность, эффективный КПД нагрева изделия, распределение теплового потока, погонная энергия

В последнее время все более широкое применение для соединения жаропрочных трудносвариваемых материалов (в частности, при ремонте) находят способы сварки, обеспечивающие ограниченное тепловложение в основной металл [1–3]. В связи с этим важное значение приобретает возможность применения малоамперных дуг, которые характеризуются минимальным вводом тепла в изделие, что повышает технологическую прочность свариваемого материала [4].

Учитывая высокую стоимость материалов на основе никеля и кобальта, а также сложность их механической обработки, для эффективного управления процессом и оптимизации режимов сварки и наплавки с целью снижения склонности к горячим трещинам предпочтительно использовать математическое моделирование формирования сварного шва. Геометрические размеры сварочной ванны, интенсивность протекания фазовых, структурных и объемных превращений при сварке и наплавке в первую очередь определяются особенностью распределения тепла в свариваемых материалах. При расчете температурных полей необходимо принимать во внимание особенность распределения теплового потока дуги по пятну нагрева. Зная эффективную тепловую мощность дуги и радиальное распределение тепла дуги, можно получить представления о распределении тепла по поверхности металла и размерах пятна нагрева [5, 6].

Распределение удельного теплового потока по радиусу пятна нагрева с достаточной степенью точности описывается законом нормального распределения вероятности Гаусса [7, 8] (рис. 1):

$$q_r = q_{\max} e^{-kr^2}; \quad (1)$$

$$q_{\max} = \frac{q_{\text{и}} k}{\pi}, \quad (2)$$

где  $q_r$  — поверхностная плотность теплового потока на расстоянии  $r$  от центра пятна нагрева, Вт/см<sup>2</sup>;  $k$  — коэффициент сосредоточенности, зависящий от размеров и распределения тепла в поперечном сечении пятна нагрева, см<sup>-2</sup> (терминология Н. Н. Рыкалина [7]);  $q_{\max}$  — поверхностная плотность теплового потока в центре пятна нагрева, Вт/см<sup>2</sup>;  $q_{\text{и}}$  — эффективная тепловая мощность нагрева изделия, Вт.

При использовании в расчетах выражения (1) радиусом пятна нагрева принято считать расстояние  $r_{\text{н}} = d_{\text{н}}/2$ , на котором плотность удельного теплового потока  $q_r(r_{\text{н}})$  составляет  $0,05q_{\max}$ . Отсюда следует, что расчетный диаметр пятна нагрева определяется согласно выражению

$$d_{\text{н}} = \frac{3,46}{\sqrt{k}}. \quad (3)$$

При моделировании условий кристаллизационного растрескивания применяют в основном процесс аргонодуговой сварки (АДС) [9–13]. Тепло-

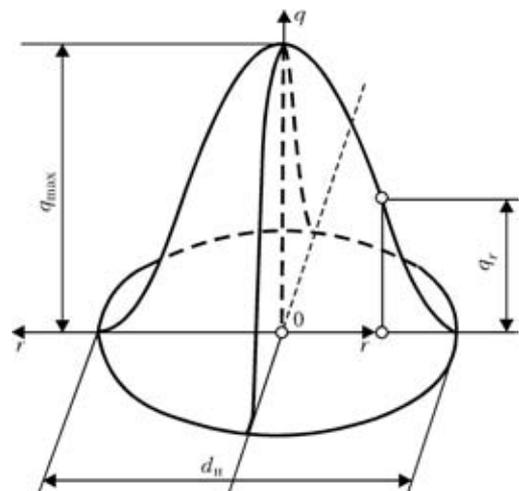


Рис. 1. Схема распределения теплового потока дуги [7]

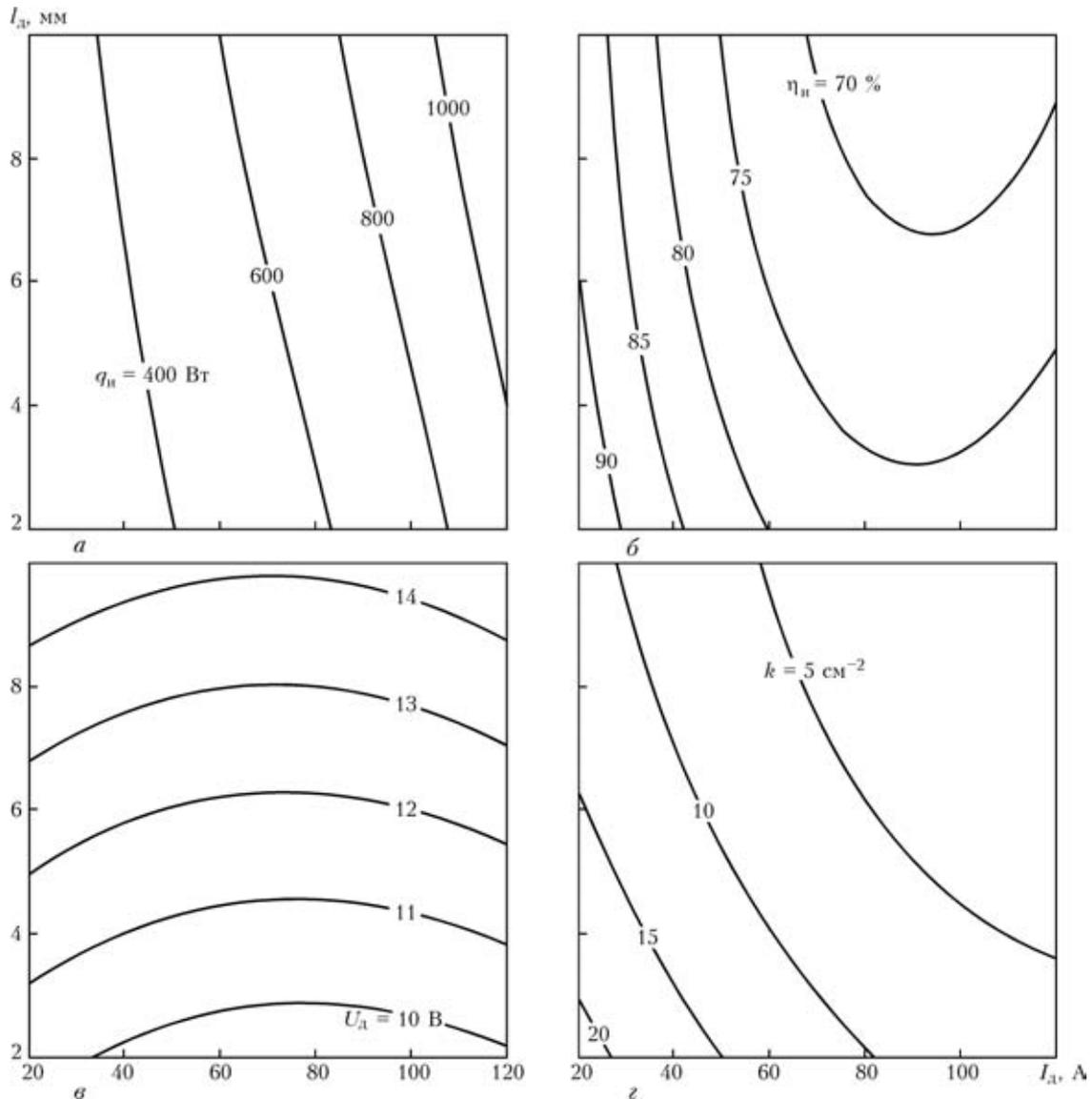


Рис. 2. Зависимость эффективной тепловой мощности дуги  $q_n$  (а) и эффективного КПД  $\eta_n$  нагрева изделия (б), напряжения на дуге  $U_d$  (в) и коэффициента сосредоточенности теплового потока  $k$  (г) от тока дуги  $I_d$  и ее длины  $l_d$

вые характеристики малоамперных дуг АДС имеют приближенные количественные значения [8–10], которые при математическом моделировании в значительной степени искажают картину реального процесса. Вследствие этого возникла необходимость в экспериментальном исследовании зависимости эффективной тепловой мощности  $q_3$ , КПД  $\eta_n$  нагрева изделия, коэффициента  $k$  сосредоточенности теплового потока и геометрических параметров шва от параметров режима АДС при малоамперных дугах.

Целью данной работы является исследование энергетических характеристик малоамперных дуг при АДС.

Эффективную тепловую мощность дуг при АДС определяли методом погружного калориметрирования, а коэффициент сосредоточенности теплового потока — с помощью двухсекционного проточного калориметрирования на эксперимен-

тальных установках, описанных в работе [14]. Эффективный КПД нагрева изделия вычисляли как отношение эффективной мощности теплового потока к затраченной электрической мощности дуги. Опыты проводили на горелке АДС с источником питания ВСВУ 315 при сварке пластин из нержавеющей стали. Ток дуги  $I_d$  и ее длину  $l_d$  варьировали в пределах соответственно 20...120 А и 2,5...10,0 мм. Диаметр вольфрамового электрода составлял 3 мм, угол заточки — 30°, радиус притупления — 0,4 мм. В качестве защитного газа использовали аргон. Расход газа  $Q$  и скорость сварки  $v_{св}$  во всех опытах были равны соответственно 10 л/мин и 8 м/ч. Выполняли сварку пластин из нержавеющей стали типа Х20Н16АГ6 размером 90×40 мм и толщиной  $\delta = 5$  мм. После сварки пластины разрезали и подвергали травлению в растворе кислоты. С помощью инструментального микроскопа с десятикратным увеличением измеряли ширину шва  $B_{ш}$

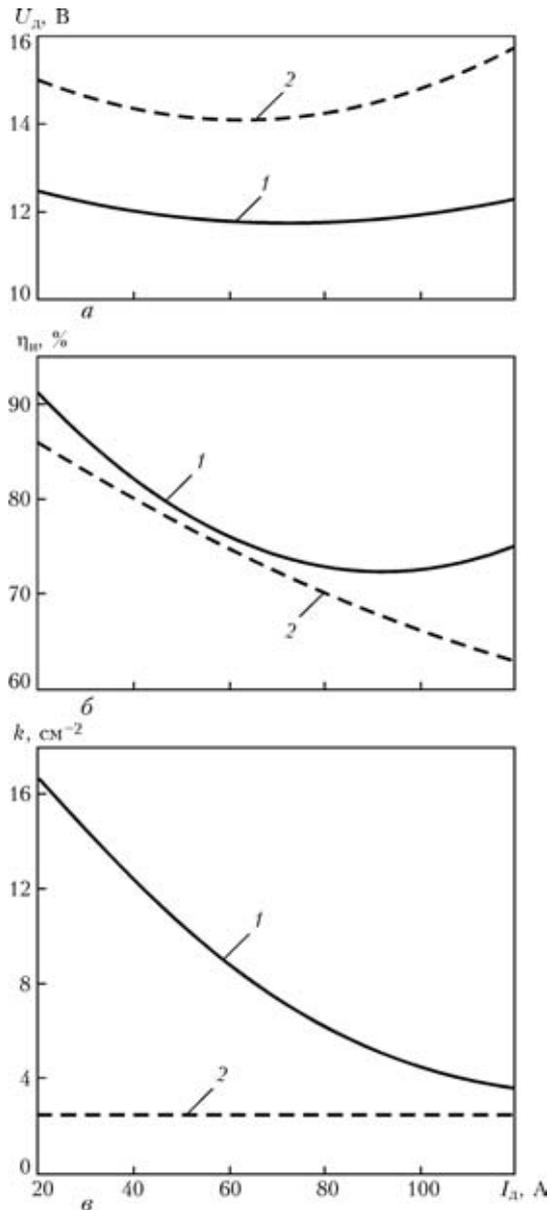


Рис. 3. Зависимость напряжения на дуге  $U_d$  (а), эффективного КПД  $\eta_n$  нагрева изделия (б) и коэффициента сосредоточенности теплового потока  $k$  (в) от тока дуги  $I_d$  при АДС (1) и ПДН (2) [14]

и глубину проплавления  $h_{пр}$ . Каждый опыт повторяли не менее четырех раз. В результате статистической обработки экспериментальных данных получены уравнения регрессии в виде полиномов второй степени:

$$\eta_n(I_d, l_d) = 108,227 - 0,636I_d - 1,396l_d - 6,142 \cdot 10^{-3} I_d l_d + 3,618 \cdot 10^{-4} I_d^2 + 0,063 l_d^2 \quad [\%], \quad (4)$$

$$k(I_d, l_d) = 31,659 - 0,314I_d - 2,342l_d + 5,4 \cdot 10^{-3} I_d l_d + 1,114 \cdot 10^{-3} I_d^2 + 0,081 l_d^2 \quad [\text{см}^{-2}]; \quad (5)$$

$$h_{пр}(I_d, l_d) = -1,069 + 0,054I_d - 0,6l_d + 1,278 \cdot 10^{-3} I_d l_d - 1,1 \cdot 10^{-4} I_d^2 + 0,017 l_d^2 \quad [\text{мм}]. \quad (6)$$

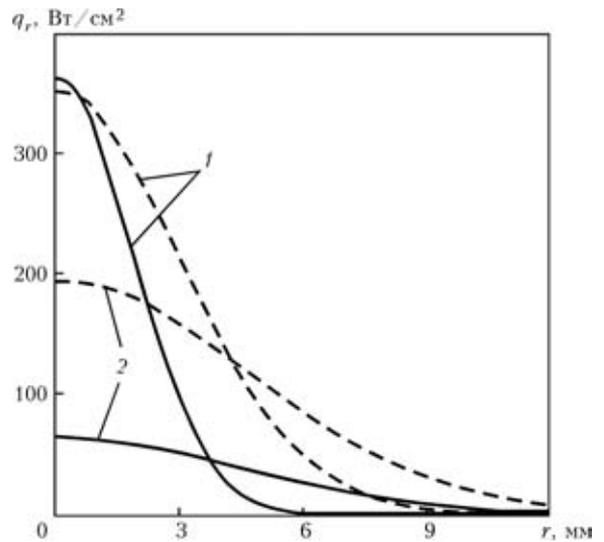


Рис. 4. Распределение удельного теплового потока дуги  $q_r$  по радиусу  $r$  пятна нагрева в случае АДС (1) и ПДН (2) при  $I_d = 30$  (сплошные кривые) и при 100 А (штриховые)

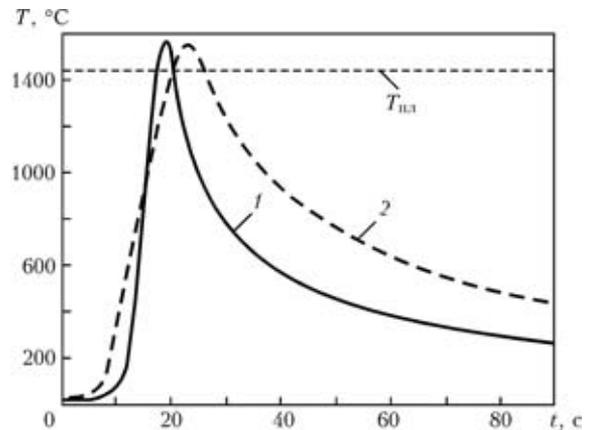


Рис. 5. Термические циклы АДС (1) и ПДН (2),  $T_{пл}$  — температура плавления

Как видно из кривых рис. 2, построенных на основе уравнений регрессии, эффективная тепловая мощность дуги в основном зависит от тока дуги. Эффективный КПД нагрева изделия в исследуемом диапазоне токов дуги при АДС составляет 70...90 %, что на 2...10 % выше, чем при плазменно-дуговой наплавке порошком (ПДН) (рис. 3, а) [6, 14]. С повышением тока дуги он снижается, что связано с возрастанием потерь тепла вследствие увеличения поперечного сечения дуги. Значения коэффициента сосредоточенности  $k$  теплового потока также заметно уменьшаются с увеличением тока дуги в отличие от обжатых дуг наплавочных плазмотронов, у которых  $k$  практически не зависит от тока (рис. 3, б) и его значения находятся в пределах от 4 до 18  $\text{см}^{-2}$ .

Изменение длины дуги от 2 до 10 мм на тепловых характеристиках дуги сказывается незначительно. С увеличением  $l_d$  наблюдается некоторое повышение  $q_n$  при одновременном снижении  $\eta_n$  и  $k$ , причем у последних эта зависимость про-

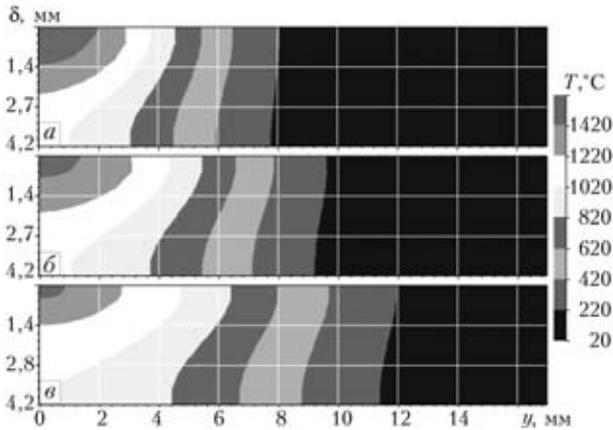


Рис. 6. Температурное поле и сварочная ванна в поперечном сечении пластины (математический расчет выполнен по схеме нормально распределенного источника тепла [8]); а —  $l_d = 2,5$ ; б — 6,0; в — 10,0 мм

является более существенно с увеличением  $l_d$  (см. рис. 2, а, б, в).

Как показали результаты исследований, изложенные в настоящей работе, а также в [6, 14], при характерных технологических параметрах режима наплавки в случае АДС с присадочной проволокой ( $l_d = 5$  мм) и ПДН порошком ( $l_d = 7,5$  мм и диаметрах плазмообразующего и формирующего сопла соответственно 3,5 и 9,0 мм) дуги при АДС характеризуются более высокой сосредоточенностью теплового потока по сравнению с ПДН (рис. 3 и 4), что способствует глубокому проплавлению и значительной концентрации напряжений в основном металле.

Используя полученные значения эффективного КПД нагрева изделия и коэффициента сосредоточенности теплового потока можно с достаточной точностью аналитически определить температурные поля в основном металле при заданном режиме. На рис. 5 представлены определенные с помощью расчетной схемы нормально распределенного источника тепла термические циклы в точке по оси шва на поверхности пластины, наг-

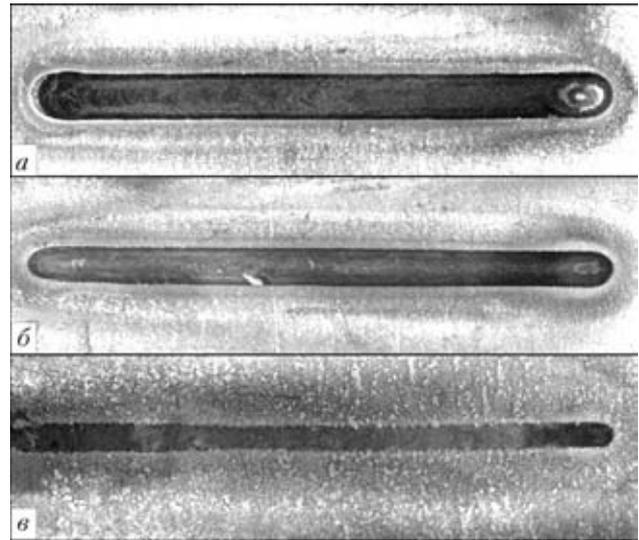


Рис. 7. Вид наплавленного металла и ЗТВ на пластине из нержавеющей стали (а-в — см. рис. 6)

ретой до одной и той же температуры, при АДС ( $q_{и} = 580$  Вт) и ПДН ( $q_{и} = 1000$  Вт). В начальный период нагрева нарастание температуры до ее максимального значения при АДС происходит в 2 раза быстрее. Пребывание металла в условиях максимальной температуры при ПДН значительно дольше. Для конечного периода остывания металла при ПДН характерна более низкая скорость охлаждения по сравнению с АДС. Как видно из рис. 6 (математическое моделирование сварки нержавеющей стали с  $T_{пл} \approx 1420$  °С), с увеличением сосредоточенности теплового потока возрастает градиент температур в зоне термического влияния (ЗТВ), что является отрицательным фактором для свариваемости жаропрочных материалов, поскольку высокий градиент напряжений приводит к образованию горячих трещин. Увеличение сосредоточенности теплового потока способствует росту глубины проплавления шва и его ширины, хотя при этом длина дуги и соответственно нап-

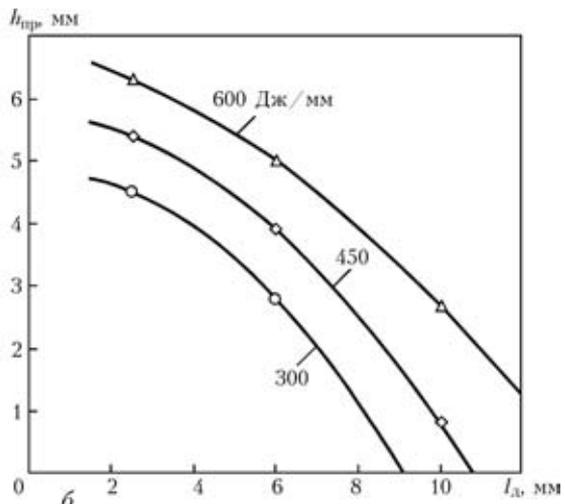
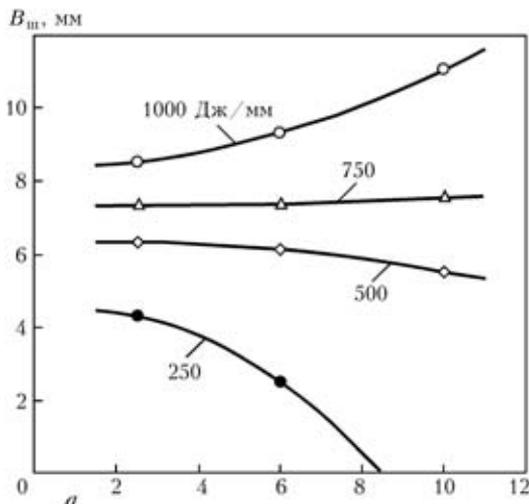


Рис. 8. Зависимость ширины шва  $B_{ш}$  (а), глубины проплавления  $h_{пр}$  (б) от длины дуги и погонной энергии сварки



ражение уменьшаются, что подтверждено экспериментально (рис. 7).

Помимо сосредоточенности теплового потока, на геометрические параметры шва также влияет погонная энергия [12] (рис. 8, а, б). Так, для нержавеющей стали при погонной энергии до 700 Дж/мм с ростом длины дуги ширина шва и глубина его проплавления уменьшаются. Причем с увеличением погонной энергии характер падающей кривой становится более пологим. При погонной энергии свыше 700 Дж/мм с ростом длины дуги (напряжением на дуге) изменение ширины шва характеризуется монотонно-возрастающей кривой (см. рис. 8, а).

Таким образом, основными параметрами, при помощи которых можно в широких пределах управлять формированием сварочной ванны и деформационным состоянием металла ЗТВ, являются сосредоточенность теплового потока и погонная энергия.

При сварке жаропрочных сплавов для увеличения стойкости к кристаллизационным трещинам процесс сварки необходимо осуществлять с невысокой погонной энергией и низкой сосредоточенностью теплового потока, тем самым обеспечиваются низкий градиент температур в ЗТВ и минимальное тепловложение в основной металл.

## Выводы

1. При малоамперной АДС эффективный КПД нагрева изделия изменяется в пределах 70...85 % при  $I_d = 20...120$  А.

2. Коэффициент сосредоточенности теплового потока при АДС в значительной степени зависит от тока и длины дуги и составляет 3...20 см<sup>-2</sup>.

3. Ширина шва и глубина проплавления при погонной энергии до 700 Дж/мм с увеличением длины дуги уменьшаются. При дальнейшем увеличении погонной энергии ширина шва возрастает.

4. При характерных параметрах режимов наплавки, малоамперные дуги при АДС отличаются

более высокой (в 3...5 раз) сосредоточенностью теплового потока по сравнению с дугами ПДН.

1. Влияние физических характеристик литых никелевых жаропрочных сплавов на развитие термомеханических процессов при сварке плавлением / В. С. Савченко, К. А. Ющенко, В. И. Махненко // Автомат. сварка. — 1993. — № 11. — С. 6–9.
2. Сорокин Л. И., Лукин В. И., Багдасаров В. И. Свариваемость литейных жаропрочных никелевых сплавов типа ЖС6 // Свароч. пр-во. — 1997. — № 6. — С. 12–17.
3. Особенности сварки высоконикелевых дисперсионотвердеющих жаропрочных сплавов и ремонта изготавливаемых из них изделий / В. С. Савченко, К. А. Ющенко, Н. И. Саволей, А. В. Шавель // Автомат. сварка. — 1993. — № 10. — С. 31–33.
4. Прохоров Н. Н. Физические процессы в металлах при сварке. Т. II: Внутренние напряжения, деформации и фазовые превращения. — М.: Металлургия, 1976. — 600 с.
5. Демьянцевич В. П., Михайлов Н. П. Исследование распределения тепла микроплазменной дуги при смещении центра пятна нагрева с оси стыка // Свароч. пр-во. — 1973. — № 6. — С. 1–3.
6. Гладкий П. В. Тепловые характеристики дуги наплавочных плазмотронов // Автомат. сварка. — 1999. — № 1. — С. 13–17.
7. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. — М.: Машгиз, 1951. — 296 с.
8. Сварка в машиностроении: Справочник: В 4 т. / Под ред. Н. А. Ольшанского. — М.: Машиностроение, 1978. — Т. 1. — 504 с.
9. Glickstein S. S., Frieman E., Yenischvich W. Investigation of alloy 600 welding parameters // Welding J. — 1975. — № 4. — P. 113–122.
10. Lee S.-Y., Na S.-J. A numerical analysis of a stationary gas tungsten welding arc considering various electrode angels // Ibid. — 1996. — № 9. — P. 269–279.
11. Исследование особенностей деформационных процессов при сварке никелевых сплавов с ограниченной свариваемостью / К. А. Ющенко, В. С. Савченко, Н. О. Червяков, Е. А. Великоиваненко // Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах: Сб. тр. междунар. конф., 16–20 сент. 2002 г., пос. Кацивели, Крым, Украина. — Киев: Ин-т электросварки им. Е. О. Патона, 2002. — С. 127–132.
12. Eagar T. W., Tsai N.-S. Temperature fields produced by traveling distributed heat sources // Welding J. — 1983. — № 12. — P. 346–354.
13. Liu W., Tian X., Zhanc X. Preventing weld hot cracking by synchronous rolling during welding // Ibid. — 1996. — № 9. — P. 297–304.
14. Ющенко К. А., Калина П. П., Яровицын А. В. Особенности процесса микроплазменной порошковой наплавки // Автомат. сварка. — 2005. — № 4. — С. 9–15.

Energy and thermal characteristics of low-amperage arcs have been studied. It is established that the low-amperage arcs in argon-arc welding are characterized by a higher (3-5 times) concentration of the heat flow compared to arcs in plasma-arc cladding. Heat input and heat flow concentration are the main parameters, allowing control of weld pool formation and deformation condition of the metal in the HAZ in broad ranges.

Поступила в редакцию 17.02.2005