



УДК 621.791.72

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГИБРИДНОЙ СВАРКИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ*

В.Ю. ХАСКИН², В.Н. КОРЖИК^{1,2}, В.Н. СИДОРЕЦ², А.И. БУШМА², ВУ БОЙИ¹, ЛО ЗИЕ¹

¹Китайско-украинский институт сварки им. Е.О. Патона (Гуандунский Генеральный Институт промышленных технологий (Гуанчжоуский научно-исследовательский институт цветных металлов)), Китай

²ИЭС им. Е. О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Одним из актуальных направлений современной науки и техники в области сварки металлов плавлением является создание новых лазерно-дуговых источников тепла. Учет их физических особенностей может способствовать росту производительности лазерно-дуговой сварки за счет повышения эффективного КПД, т.е. увеличения отношения мощности теплового источника, действующей на металл при сварке, к суммарной мощности электрической дуги и лазерного излучения. Одним из путей повышения эффективного КПД сварки является снижение потерь лазерной энергии, связанных с отражением излучения от свариваемой поверхности. В работе изучено влияние сопутствующего подогрева, обеспечиваемого электрической дугой, на изменение условий поглощения лазерного излучения алюминиевыми сплавами при их лазерно-дуговой сварке. На основе изучения поведения парогазового канала при гибридной сварке была сформулирована и решена задача по определению температурной зависимости коэффициента поглощения лазерного излучения алюминием в рамках модели почти свободных электронов. Сравнение полученных расчетных зависимостей поглощательной способности с имеющимися экспериментальными данными показало удовлетворительное совпадение. Для определения таких параметров режима лазерно-дуговой сварки, как мощность дуговой составляющей и расстояние между зоной действия дуги и осью лазерного пучка, решали соответствующее уравнение теплопроводности. Экспериментальная проверка предложенного подхода к повышению эффективного КПД гибридной сварки, проведенная на образцах из алюминиевого сплава АМг6, подтвердила достоверность спрогнозированных результатов. Библиогр. 12, рис. 7.

Ключевые слова: лазерно-дуговая сварка, алюминиевые сплавы, излучение CO₂-лазера, коэффициент поглощения, сварочный ток, скорость сварки

Одной из актуальных проблем современной науки и техники в области сварки металлов плавлением является создание новых источников тепла, которые позволяют управлять концентрацией тепловой энергии, вводимой в металл в процессе сварки. Это, в конечном итоге, дает возможность обеспечить требуемые производительность сварки, качество получаемого сварного соединения, стабильность процесса и воспроизводимость его результатов. В качестве такого управляемого источника тепла для сварки металлических материалов в последние годы все чаще используется комбинированный лазерно-дуговой источник, который реализуется путем совместного теплового воздействия на свариваемый металл (в пределах общей зоны нагрева) сфокусированным лазерным пучком и электрической дугой [1].

Вместе с тем закономерности взаимного влияния составляющих лазерно-дугового источника тепла и их совместного воздействия на различные металлические материалы изучены пока недостаточно. Исследование физики процессов взаимодействия составляющих лазерно-дугово-

го источника тепловой энергии между собой и их комбинированного воздействия на свариваемый металл, разработка соответствующих математических моделей и компьютерное моделирование указанных процессов представляют собой весьма актуальные научно-технические задачи. К таким задачам относится учет физических особенностей гибридной лазерно-дуговой сварки алюминиевых сплавов, позволяющий повысить ее производительность за счет повышения эффективного КПД, т.е. увеличения отношения мощности теплового источника, действующего в металле при сварке, к суммарной мощности электрической дуги и лазерного излучения. Одним из путей повышения эффективного КПД сварки является снижение потерь лазерной энергии, связанных с отражением излучения от свариваемой поверхности.

Целью данной работы является изучение влияния сопутствующего подогрева, обеспечиваемого электрической дугой, на изменение условий поглощения лазерного излучения алюминиевыми сплавами при их лазерно-дуговой сварке, а также определение параметров режима сварки, обеспе-

* Работа выполнена при финансовой поддержке в рамках программы иностранных экспертов в КНР № WQ20124400119, проекта R&D инновационной группы провинции Гуандун (КНР) № 2011101C0104901263 и международного проекта Министерства науки и техники КНР № 2013DFR70160.

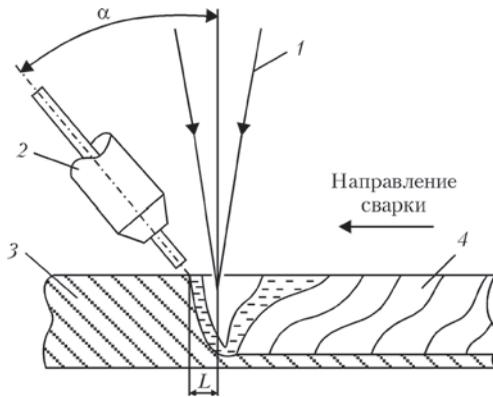


Рис. 1. Схема гибридной лазерно-дуговой сварки: 1 — сфокусированное лазерное излучение; 2 — плавящийся электрод; 3 — свариваемый образец; 4 — шов

чивающих повышение эффективного КПД за счет снижения потерь лазерной энергии. При этом учет теплового действия дуги не зависит от того, каким электродом (плавящимся или неплавящимся) она образована.

Лазерно-дуговая сварка, как и лазерная, характеризуется образованием парогазового канала проплавления в свариваемом металле. В работе [2] детально описано поведение этого канала в процессе сварки. В частности, отмечено, что на его передней стенке существует слой расплавленного металла, испытывающий постоянные «возмущения», — образование искривления в виде ступеньки, которая периодически перемещается по высоте канала. При этом удаление материала с передней стенки осуществляется послойно при перемещении ступеньки сверху вниз. Это можно объяснить увеличением слоя расплавленного металла на передней стенке, происходящим за счет перехода энергии излучения в выделяющуюся на этой стенке тепловую энергию, в сочетании с происходящими в сварочной ванне гидродинамическими процессами.

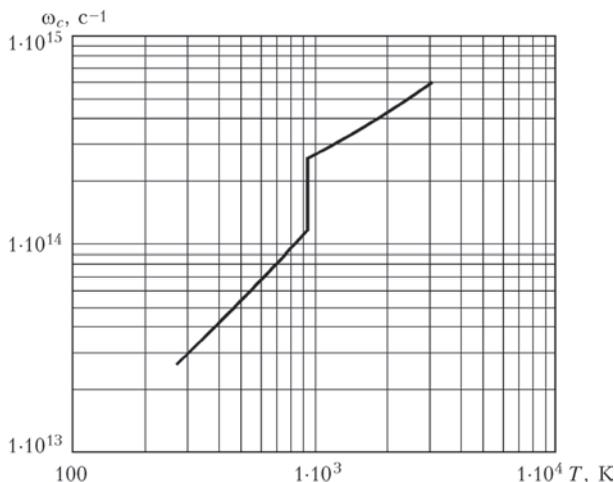


Рис. 2. Зависимость частоты релаксации $\omega_c(T)$ от температуры T для алюминия при воздействии на него излучения CO_2 -лазера ($\lambda = 10,6$ мкм)

Известно, что часть энергии излучения поглощается свариваемым металлом, а часть отражается от него. Доля поглощенного излучения тем больше, чем выше температура металла. Образовавшийся на передней стенке расплав хорошо поглощает излучение, однако за счет перемещения по ходу сварки передняя часть лазерного пучка все время попадает на слабо нагретый металл, что приводит к снижению коэффициента поглощения. Логично предположить, что локальный подогрев до определенных температур достаточно небольшого участка свариваемого металла, находящегося непосредственно перед парогазовым каналом по ходу сварки, способен существенно повысить коэффициент поглощения лазерного излучения. В случае лазерно-дуговой сварки, осуществляемой по приведенной на рис. 1 схеме, такой локальный подогрев осуществляется электрической дугой. Возникает задача достижения минимальных температур, достаточных для максимально возможного увеличения коэффициента поглощения излучения, в зависимости от скорости сварки и геометрии свариваемого изделия.

Для определения температурной зависимости коэффициента поглощения лазерного излучения металлическими материалами $A(T_s)$ будем рассматривать исследуемый металл (алюминий) в рамках модели почти свободных электронов. В этом случае, согласно формулам Друде–Зинера [3], для действительной ϵ_1 и мнимой ϵ_2 частей комплексной диэлектрической проницаемости металла на частоте лазерного излучения $\omega = 2\pi c / \lambda$, где c — скорость света, λ — длина волны излучения, имеем:

$$\epsilon_1 = 1 - \frac{\omega_p^2}{\omega^2 + \omega_c^2}, \quad (1)$$

$$\epsilon_2 \omega = 4\pi\sigma = \frac{\omega_c \omega_p^2}{\omega^2 + \omega_c^2}. \quad (2)$$

Здесь ω_p — частота плазменных колебаний свободных электронов металла; ω_c — частота, численно равная обратному времени релаксации электронов проводимости. Величина плазменной частоты определяется по формуле

$$\omega_p^2 = \frac{4\pi n e N_e}{m_e^*}, \quad (3)$$

где e и m_e^* — заряд и эффективная масса электрона в металле [4].

Концентрация электронов проводимости $N_e = V/\Omega$ определяется через валентность V и атомный объем Ω . Значение валентности для алюминия принималось равным трем. Атомный объем был получен на основе экспериментальных дан-

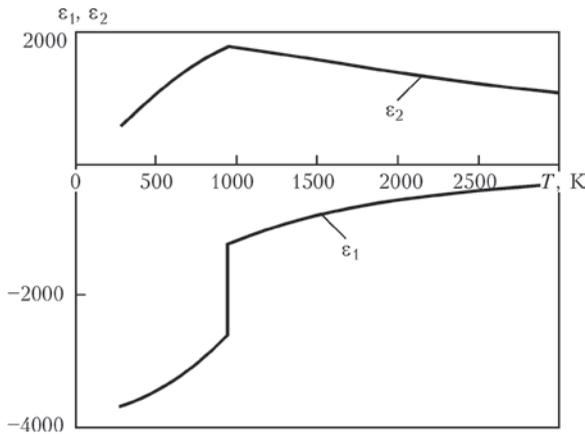


Рис. 3. Зависимости действительной ϵ_1 и мнимой ϵ_2 частей комплексной диэлектрической проницаемости алюминия от температуры T

ных по плотности алюминия, приведенных в работе [5].

В предельном случае постоянного поля, когда $\omega = 0$, высокочастотная оптическая проводимость σ превращается в статическую проводимость металла:

$$\sigma(0) = \frac{N_e e}{m_e \omega_c} \quad (4)$$

Температурную зависимость частоты релаксации ω_c для рассматриваемых металлов в твердом состоянии учитывали с помощью следующей формулы [6]:

$$\omega_c = K' T^5 \int_0^{\theta/T} \frac{z^4 dz}{e^z - 1}, \quad (5)$$

где θ — температура Дебая; K' — константа, которая включает полное сечение рассеяния изолированного атома, массы иона, плотность ионов, волновое число Дебая, температуру Дебая и другие универсальные константы [6].

Значения ω_c и, соответственно, K' при комнатной температуре для алюминия выбирались в соответствии с данными работы [7]. Для алюминия в жидком состоянии использовали экспериментальные значения из работ [8, 9]. Полученные таким образом расчетные данные приведены на рис. 2.

Представленная на этом рисунке температурная зависимость имеет характерный разрыв при температуре плавления металла T_m . По формулам (1) и (2) с использованием (3)–(5) были построены температурные зависимости действительной и мнимой частей комплексной диэлектрической проницаемости для алюминия на частоте излучения CO_2 -лазера ($\lambda = 10,6$ мкм), изображенные на рис. 3 (здесь и далее температура выражена в градусах Кельвина).

Для дальнейших расчетов удобно ввести действительную n и мнимую k части комплексного показателя преломления металла на частоте лазерного излучения

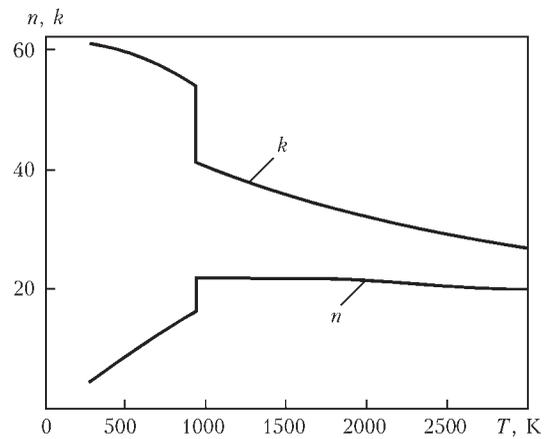


Рис. 4. Зависимости действительной n и мнимой k части комплексного показателя преломления алюминия от температуры T

$$\sqrt{\epsilon} = \sqrt{\epsilon_1 + i\epsilon_2} = n + ik, \quad (6)$$

используя для этого следующие формулы:

$$n = \sqrt{\frac{\sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2} + \epsilon_1}{2}}, \quad (7)$$

$$k = \sqrt{\frac{\sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2} - \epsilon_1}{2}}. \quad (8)$$

Температурные зависимости действительной и мнимой части комплексного показателя преломления для алюминия представлены на рис. 4.

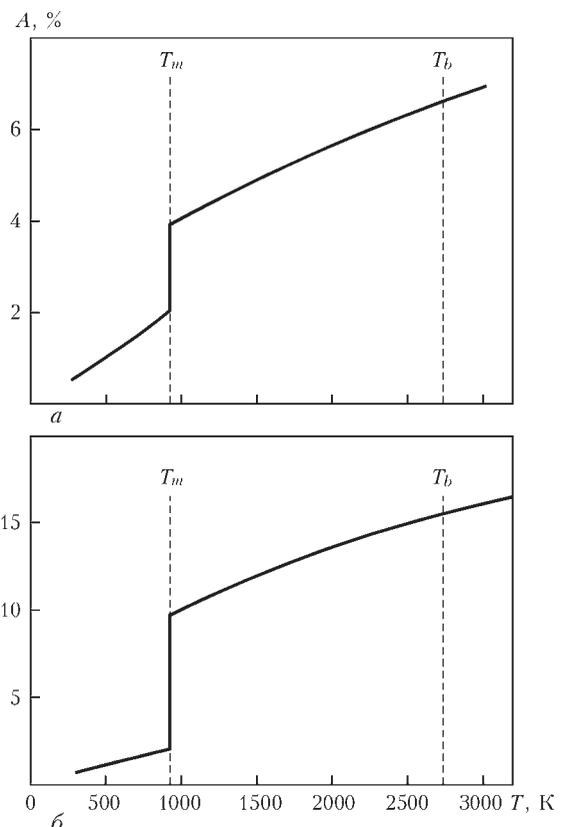


Рис. 5. Зависимости поглощательной способности A алюминия от температуры T : а — для длины волны 10,6; б — 1,06 мкм



Используя полученные значения n и k , определим коэффициент поглощения лазерного излучения, нормально падающего на плоскую поверхность металла (поглощательную способность), по известной формуле

$$A = \frac{4n}{(1+n)^2 + k^2}. \quad (9)$$

В некоторых случаях более важным параметром является коэффициент отражения (отражательная способность), которую можно определить по формуле

$$R = 1 - A = \frac{(1-n)^2 + k^2}{(1+n)^2 + k^2}. \quad (10)$$

На рис. 5, а представлены результаты расчетов температурных зависимостей коэффициента поглощения излучения CO₂-лазера для алюминия в диапазоне температур от комнатной до температуры кипения металла T_b и выше. Аналогичные расчеты были проведены и для определения поглощательной способности алюминиевой поверхности в случае падения на нее излучения Nd:YAG-лазера ($\lambda = 1,06$ мкм). Они показали идентичность поведения обеих зависимостей с тем отличием, что абсолютные значения коэффициента поглощения излучения Nd:YAG-лазера выше, чем излучения CO₂-лазера (рис. 5, б).

Полученные для обоих типов излучения расчетные зависимости поглощательной способности сравнивали с имеющимися экспериментальными данными [6–9], при этом совпадение было вполне удовлетворительным. Согласно зависимостям, приведенным на рис. 5, для достижения максимальных значений коэффициента поглощения поверхность свариваемого алюминиевого сплава в зоне действия лазерного излучения обеих длин волн (10,6 и 1,06 мкм) следует нагревать до температуры кипения T_b . Однако даже нагрева до температуры плавления T_m достаточно для резкого скачкообразного увеличения поглощательной способности.

Для определения таких параметров режима лазерно-дуговой сварки, как мощность Q_a дуговой составляющей и расстояние L между точкой подвода электродной проволоки и осью лазерного излучения (см. рис. 1), необходимо решить соответствующее уравнение теплопроводности. Для упрощения задачи будем рассматривать стационарный случай нагрева алюминиевой пластины толщиной δ дуговым источником, тепловой поток которого определяется по зависимости

$$Q_a = \eta IU, \quad (11)$$

где η — КПД дуги плавящегося электрода (обычно принимают $\eta = 0,8$); I — сварочный ток, А; U — напряжение на дуге, В.

Предположим, что пространственное распределение теплового потока, вводимого в образец, симметрично относительно оси, перпендикулярной его поверхности (т.е. симметрично относительно оси лазерного пучка). В связи с этим сформулируем математическую модель нагрева рассматриваемого образца в осесимметричной постановке. Уравнение теплопроводности в металле запишем в цилиндрической системе координат с учетом осевой симметрии температурного поля (при этом ось r направлена вдоль поверхности образца, а ось z направлена внутрь образца, перпендикулярно его поверхности).

$$C_m(T)\rho_m(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\lambda_m(T)\frac{\partial T}{\partial r}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_m(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right), \quad (12)$$

где $C_m(T)$, $\rho_m(T)$, $\lambda_m(T)$ — эффективная теплоемкость металла (с учетом скрытой теплоты плавления), плотность и коэффициент теплопроводности, соответственно.

Краевую задачу для уравнения (12) поставим в области $0 \leq r \leq R$, $0 \leq z \leq \delta$, $t \geq 0$, где R — радиус расчетной области, δ — толщина образца. В качестве начального условия во всей области задается температура T_0 , равная температуре окружающей среды. При $r = 0$ ставится условие симметрии температурного поля:

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0. \quad (13)$$

Предполагается, что за характерное время, на котором необходимо найти решение задачи, тепловое возмущение не доходит до внешних границ расчетной области, т.е. на этих границах подерживается начальная температура

$$T(r, \delta, t) = T(r, z, t) = T_0. \quad (14)$$

На поверхности образца, на которую воздействует импульсный источник тепла, ставится следующее граничное условие:

$$-\lambda_m(T)\frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=0} = Q_a. \quad (15)$$

Здесь $Q_a(r, t)$ — пространственно-временное распределение теплового потока, вводимого в металл импульсным дуговым разрядом, определяемое согласно зависимости (11) по среднему значению сварочного тока.

Максимальная температура T_c в центре дугового источника мощностью Q_a определялась по закону Ньютона–Рихмана $Q_a = \alpha(T_c - T_0)$, где α — коэффициент теплоотдачи, [Вт/(м²·К)], найденный экспериментально для алюминиевого сплава АМг6 ($1/\alpha = 0,55 \dots 0,60$).

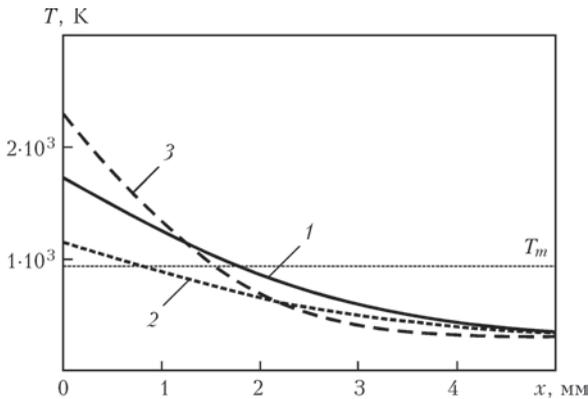


Рис. 6. Распределение температур T на поверхности алюминиевой пластины толщиной 2 мм от дугового источника по направлению сварки x : 1 — $I = 150$ А, $v_{св} = 130$ м/ч; 2 — $I = 100$ А, $v_{св} = 120$ м/ч; 3 — $I = 200$ А, $v_{св} = 300$ м/ч

Решение задачи (12)–(15) находилось численно методом Писмена–Рэкфорда [10] для алюминиевой пластины толщиной 2 мм. При проведении всех расчетов использовали теплофизические характеристики алюминиевого сплава АМг6, приведенные в работе [11]. Рассчитывали распределение температуры, создаваемой дуговым источником мощностью Q_a на поверхности алюминиевой пластины по оси x в направлении, противоположном направлению сварки. Скорость сварки $v_{св}$ учитывали при определении времени воздействия дугового источника, рассчитываемого по зависимости $\tau = d/v_{св}$, где d — размер теплового источника на поверхности свариваемой пластины (приняли $d = 2$ мм).

Были проведены расчеты для трех случаев сварки: со средними технологическими показателями ($Q_a \approx 3,1$ кВт, $I \approx 150$ А, $v_{св} = 130$ м/ч), на экономичном режиме со сравнительно невысокими скоростью и мощностью ($Q_a \approx 2,1$ кВт, $I \approx 100$ А, $v_{св} = 120$ м/ч) и высокопроизводительная ($Q_a \approx 4,1$ кВт, $I \approx 200$ А, $v_{св} = 300$ м/ч). Для этих трех случаев определили распределение температур по оси x от центра действия дугового источника энергии (рис. 6). Результаты расчетов показали, что в случае сварки со средними технологическими показателями расстояние L между точкой подвода электродной проволоки и осью лазерного излучения не должно превышать 2 мм. При сварке на экономичном режиме расстояние L должно находиться в пределах до 0,8 мм, а при высокопроизводительной сварке — до 1,5 мм. Превышение расчетных расстояний приведет к снижению поглощающей способности $A(T)$, повышению доли потерь лазерного излучения за счет его отражения от поверхности свариваемого алюминиевого сплава и, как следствие, к снижению производительности. Отметим, что дальнейшее повышение производительности гибридной сварки приводит к необходимости уменьшения расстояния L . Это, по достижении определенных параметров режи-

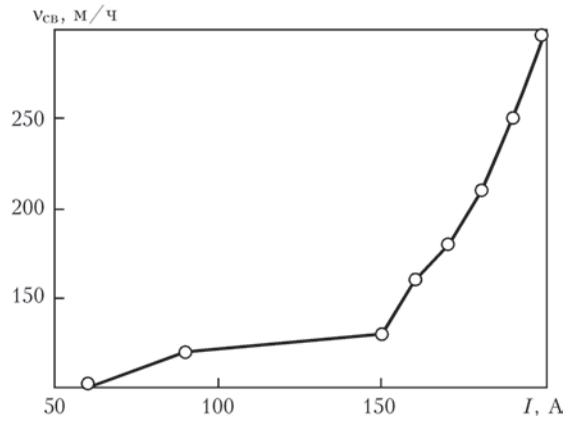


Рис. 7. Зависимость скорости $v_{св}$ лазерно-дуговой сварки сплава АМг-6 ($\delta = 2$ мм) от тока дуги I (мощность излучения CO_2 лазера 2,5 кВт)

ма, может привести к ухудшению поглощательной способности и получению непровара из-за проблематичности обеспечения условия $L < 1,0$ мм.

Экспериментальную проверку спрогнозированного подхода к повышению эффективного КПД гибридной сварки за счет выбора расстояния L между точкой подвода электродной проволоки и осью лазерного излучения проводили на образцах из алюминиевого сплава АМг6 толщиной $\delta = 2$ мм с применением электродной проволоки Св-АМг6 диаметром 1,2 мм. При этом использовали CO_2 -лазер ЛТ-104 мощностью до 10 кВт [12] и типовое оборудование Fronius TPS-2700 для сварки плавящимся электродом. Гибридную сварку проводили в среде аргона с расходами для защиты корня шва 8...10 л/мин и сварочной ванны 12...14 л/мин. При этом мощность излучения, попадающего на образец, составляла 2,5 кВт, а сварочный ток изменяли в пределах $I = 60...300$ А. Расстояние между точкой подвода электродной проволоки и осью лазерного излучения составляло $L = 1...2$ мм (в среднем 1,5 мм). Первой по ходу сварки располагали электрическую дугу, затем сфокусированное лазерное излучение. В ходе экспериментов, повышая ток I , определяли скорость сварки $v_{св}$ по критерию формирования качественного соединения. В результате была получена зависимость, приведенная на рис. 7.

Анализ характера данной зависимости позволяет утверждать следующее. До тех пор, пока мощности дугового теплового источника, действующего на поверхности свариваемого алюминиевого сплава, не стало достаточно для того, чтобы создать на этой поверхности ванну расплава, протяженность которой по оси x превысила бы величину L , производительность сварки практически не повышалась с повышением сварочного тока. При этом значительная часть мощности лазерного излучения терялась за счет отражения от поверхности сплава. Как только мощности теплового источника хватило для создания ванны расплава требуемой протяженности, имело место резкое



повышение производительности сварки, определяемое ее скоростью. По нашему мнению, оно обусловлено скачкообразным повышением поглощательной способности и, соответственно, повышением эффективного КПД сварки за счет снижения потерь лазерной энергии.

Таким образом, при гибридной лазерно-дуговой сварке алюминиевых сплавов, для повышения эффективного КПД процесса, электрическая дуга должна обеспечивать такой сопутствующий подогрев, который позволит создать ванну расплава, перекрывающую зону действия сфокусированного лазерного излучения. При этом доля поглощенного лазерного излучения скачкообразно возрастает как минимум вдвое для длины волны CO₂-лазера и примерно втрое для длины волны Nd:YAG-лазера, что положительно сказывается не только на общем энергетическом вкладе, но и на стабилизации самой электрической дуги.

1. Шелягин В.Д., Хаскин В.Ю. Тенденции развития лазерно-дуговой сварки // Автомат. сварка. – 2002. – № 6. – С. 28–33.
2. Лазерная техника и технология. В 7 кн. Кн. 5. Лазерная сварка металлов: Уч. пособие для вузов / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов; Под ред. А.Г. Григорьянца. – М.: Высш. шк., 1988. – 207 с.

3. Носков М.М. Оптические и магнитооптические свойства металлов. – Свердловск: УНЦ АН СССР, 1983. – 219 с.
4. Киселев А.И., Акашев Л.А., Кононенко В.И. Эффективная масса электронов в расплавах алюминия, цезия и бинарной системы Al–3 at. % Ce // Ж. техн. физики. – 2004. – Т. 74, Вып. 3. – С. 20–23.
5. Зиновьев В.Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах. Справочник. – М.: Металлургия, 1989. – 384 с.
6. Ujihara K. Reflectivity of metals at high temperatures // J. of Applied Physics. – 1972. – 43, № 5. – P. 2376–2383.
7. Optical properties of the metals Al, Co, Cu, Au, Fe, Pb, Ni, Pd, Pt, Ag, Ti, and W in the infrared and far infrared / M.A. Ordal, L.L. Long, R.J. Bell et. al. // Applied Optics. – 1983. – 22, № 7. – P. 1099–1119.
8. Miller J. Optical properties of liquid metals at high temperatures // Phil. Mag. – 1969. – Vol. 20, № 12. – P. 1115–1132.
9. Comins N.R. The Optical Properties of Liquid Metals // Ibid. – 1972. – Vol. 25, Issue 4. – P. 817–831.
10. Peacemen D.W., Rachford H.H. The Numerical solution of parabolic and elliptic differential equations // J. Soc. Ind. Appl. Math. – 1955. – Vol. 3. – P. 28–41.
11. Белецкий В.М., Кривов Г.А. Алюминиевые сплавы (состав, свойства, технология, применение). Справочник / Под общ. ред. И.Н.Фридляндера. – К.: Коминтех, 2005. – 365 с.
12. Технологический CO₂-лазер ЛТ104 мощностью 10 кВт / В.П. Гарашук, В.Д. Шелягин, О.К. Назаренко и др. // Автомат. сварка. – 1997. – № 1. – С. 36–39.

Поступила в редакцию 30.09.2015

Сварочные электроды для ответственных конструкций. – Каталог. Сумы, 2015. – 44 с.

Каталог включает описание 138 марок покрытых электродов для сварки различных марок сталей, чугуна, цветных металлов, а также электродов для наплавки:

- электроды для сварки углеродистых и низколегированных сталей (40 марок);
- электроды для сварки легированных теплоустойчивых сталей (24 марки);
- электроды для сварки высоколегированных сталей (50 марок);
- электроды для сварки чугуна и цветных металлов (10 марок);
- электроды для наплавки (14 марок).

ООО «Сумы-Электрод» как дочернее предприятие ПАО «Сумское научно-производственное объединение», является ведущим традиционным производителем сварочных электродов специального назначения в Украине.

Высокое качество сварочных электродов, их соответствие международным стандартам, обеспечивают высокий уровень и надежность оборудования, выпускаемого объединением, которое эксплуатируется в самых экстремальных условиях: на предприятиях химической промышленности, нефтегазовой отрасли, используется в магистральных газопроводах, военно-промышленном комплексе, на атомных электростанциях и т.д.

Тесное сотрудничество с ведущими научными центрами в области сварки и высокой профессионализм наших специалистов позволили в совершенстве отработать стабильную классическую технологию производства 175 марок сварочных электродов и 41 марки сварочной проволоки, на которые получен сертификат соответствия.

Сегодня предприятие оснащено швейцарским оборудованием замкнутого технологического цикла и современной лабораторно-исследовательской базой, позволяющей проводить весь комплекс исследований и испытаний в соответствии с требованиями НТД на выпускаемую продукцию. Электродное производство имеет сертификат на систему управления качеством по ДСТУ ISO 9001:2009, сертификат «Регистра Судоходства Украины», а также разрешение на поставку сварочных материалов для ГП НАЕК «ЭНЕРГОАТОМ». Наши сварочные электроды и проволока включены в основной перечень продукции аттестации системы качества Сумского НПО по ISO 9001:2008 фирмой «Бюро ВЕРИТАС».

Предприятие готово принять и выполнить любой заказ на изготовление сварочных электродов, провести полный цикл их сертификационных испытаний, обеспечить соответствие всех требований НТД и гарантировать высокое качество своей продукции. Кроме этого предприятием изготавливаются электроды по отдельно согласованным с заказчиком техническим требованиям.

E-mail: frunze@i.ua

