



ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОТЫ ПЛАВЛЕНИЯ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА НА ФОРМУ И РАЗМЕРЫ СВАРОЧНОЙ ВАННЫ

В. А. КАРХИН, д-р техн. наук, **А. С. ИЛЬИН**, инж. (С.-Петербург. гос. политехн. ун-т, РФ),
В. В. ПЛОШИХИН, **А. А. ПРИХОДОВСКИЙ**, инженеры (Новые материалы Байройт ГмбХ, Германия)

Разработан алгоритм решения квазистационарной температурной задачи с учетом теплоты плавления и затвердевания (кристаллизации), основанный на методе источников (функций Грина). На примере сварки тонких алюминиевых пластин показано, что теплота плавления оказывает существенное влияние на форму и размеры сварочной ванны и твердой зоны. Отмечено, что термический КПД процесса проплавления η пластины линейным источником может значительно превышать 0,4839 при учете теплоты плавления. Известные упрощенные методы учета теплоты плавления могут привести к значительным ошибкам при определении η . Приведено сравнение между расчетной и экспериментальной формой сварочной ванны.

Ключевые слова: сварка плавлением, уравнение теплопроводности, теплота плавления, сварочная ванна, расчет, метод источников

При анализе термических процессов обычно используют известные аналитические решения температурной задачи, которые не учитывают влияние теплоты фазовых переходов [1–3]. Достоинством таких решений является обобщенность и простота реализации, недостатком — значительная погрешность результатов расчета в высокотемпературной области. Если теплота фазовых переходов в твердом состоянии относительно мала и ею можно пренебречь, то доля теплоты плавления в теплоемкости жидкого металла может достигать 40 % и более (например, в случае алюминиевых сплавов). Численные методы позволяют учитывать теплоту плавления и затвердевания (кристаллизации) [4–6]. Однако опубликованные результаты исследований имеют, как правило, частный характер, вследствие чего трудно выявить общие закономерности и ответить на вопрос: когда можно не учитывать теплоту плавления и какова при этом погрешность расчета.

Цель настоящего исследования — анализ влияния теплоты плавления и затвердевания на температурные поля при стыковой сварке тонких алюминиевых пластин и оценка погрешности расчета размеров и формы сварочной ванны при косвенном учете или неучете теплоты плавления.

Решение температурной задачи с учетом теплоты плавления. Сформулируем температурную задачу при следующих допущениях: тело представляет собой однородную неограниченную пластину без перепада температуры по ее толщине h (температурное поле двухмерное); свойства материала (теплопроводность λ , удельная теплоемкость c , плотность ρ и коэффициент поверхностной теплоотдачи α) не зависят от температуры T ; температурный интервал фазового перехода известен, теплота затвердевания равна теплоте плавления, а теплота превращений в твердой фазе не учитывается; источник теплоты движется прямоли-

нейно вдоль оси x с постоянной скоростью v (рис. 1); в подвижной системе координат x, y , связанной с источником теплоты, температурное поле не изменяется (поле квазистационарно); конвективные потоки в жидкой ванне отсутствуют; теплообмен с окружающей средой происходит по закону Ньютона; температура среды постоянна и равна начальной температуре T_0 . Тогда уравнение баланса энергии в подвижной системе координат имеет вид

$$\lambda \nabla^2 T + \rho r \frac{\partial H}{\partial x} - \frac{2\alpha}{h} (T - T_0) + \frac{q_2}{h} = 0, \quad (1)$$

где $\nabla^2 = \partial^2/\partial x^2 + \partial^2/\partial y^2$ — оператор Лапласа; q_2 — плотность эффективной мощности поверхностного источника; H — энтальпия.

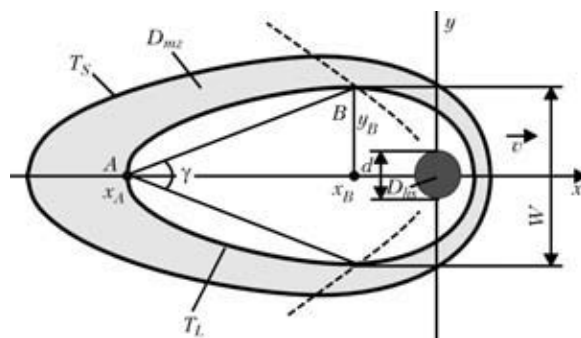


Рис. 1. Схема сварочной ванны и источника теплоты (штриховые линии отделяют зону нагрева от зоны охлаждения; обозначения см. в тексте)

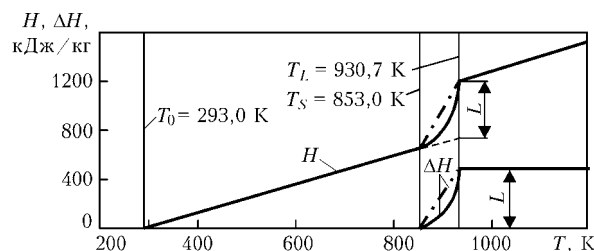


Рис. 2. Температурные зависимости энтальпии H и теплоты плавления ΔH для алюминиевого сплава Al-0,5 % Si (штрихпунктирные линии — упрощенные зависимости)



Выделим из энтальпии H теплоту плавления ΔH (рис. 2):

$$H(T) = c(T - T_0) + \Delta H(T), \quad 0 \leq \Delta H(T) \leq L, \quad (2)$$

где L — полная теплота плавления.

Подставив уравнение (2) в (1), получим

$$\lambda \nabla^2 T + v \rho c \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{2\alpha}{h} (T - T_0) + \frac{q_2}{h} + v \rho \frac{\partial \Delta H}{\partial x} = 0. \quad (3)$$

Это дифференциальное уравнение является нелинейным (из-за последнего члена, нелинейно зависящего от температуры) и может быть преобразовано методом источников (методом функции Грина) в интегральное уравнение, которое решается с заданной точностью методом итераций

$$T^{(i)}(x, y) - T_0 = \iint_{D_{hs}} q_2(\xi, \eta) f(x, y, \xi, \eta) d\xi d\eta + v \rho h \iint_{D_{mz}} \frac{\partial \Delta H^{(i)}}{\partial x}(\xi, \eta) f(x, y, \xi, \eta) d\xi d\eta, \quad (4)$$

где

$$f(x, y, \xi, \eta) = \frac{1}{2\pi\lambda h} \exp\left[-\frac{v(x-\xi)}{2a}\right] K_0 \times \left(\beta \frac{v\sqrt{(x-\xi)^2 + (y-\eta)^2}}{2a}\right), \quad \beta = \sqrt{1 + \frac{8a\alpha}{c\rho h v^2}}.$$

Здесь D_{hs} — область действия источника теплоты ($q_2 \neq 0$); D_{mz} — область твердой фазы ($\partial \Delta H / \partial x \neq 0$) (см. рис. 1); i — номер итерации; f — функция Грина (температура в точке x, y от подвижного линейного источника единичной мощности, действующего в точке ξ, η); a — температуропроводность; K_0 — функция Макдональда; β — критерий влияния теплоотдачи на подвижное температурное поле. Функция K_0 бесконечна в точке $x = \xi, y = \eta$, поэтому интегри-

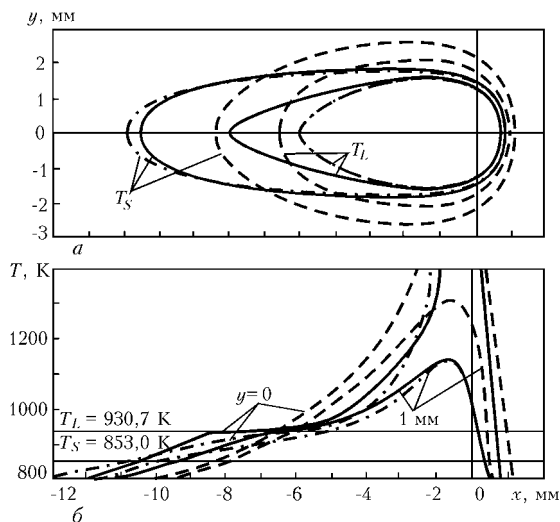


Рис. 3. Влияние теплоты плавления на форму сварочной ванны (а) и распределение температуры (б) при сварке алюминиевого сплава: сплошные кривые — зависимость $\Delta H(T)$ нелинейная; штрихпунктирные — $\Delta H(T)$ линейная; штриховые — теплота плавления не учитывается, $\Delta H(T) = 0$

рование вблизи этой сингулярной точки рекомендуется выполнять численно методом Гаусса в полярной системе координат [7].

Построим итерационный процесс, взяв за основу алгоритм из работы [8]:

1) на i -й итерации по распределению $\Delta H^{(i)}$ последовательно определяется $\partial \Delta H^{(i)} / \partial x$ и по уравнению (4) вычисляется температура $T^{(i)}$;

2) на следующей ($i + 1$)-й итерации вычисляется $\Delta H^{(i+1)}$ с учетом ограничений:

$$\begin{aligned} \Delta H^{(i+1)} &= \Delta H^{(i)} + \omega c [T^{(i)} - T(\Delta H^{(i)})]; \\ \Delta H^{(i+1)} &= \max[0, \Delta H^{(i+1)}]; \\ \Delta H^{(i+1)} &= \min[L, \Delta H^{(i+1)}], \end{aligned} \quad (5)$$

где ω — итерационный параметр, $\omega > 0$; $T(\Delta H)$ — обратная функция (T — функция теплоты плавления ΔH). Из сходимости итерационного процесса ($\Delta H^{(i+1)} = \Delta H^{(i)}$) следует выполнение условия фазового превращения $T = T(\Delta H)$.

Отметим, что теплота затвердевания может отличаться от теплоты плавления, например при легировании сварочной ванны присадочным материалом. Это может быть учтено в уравнениях (4) и (5). Влияние ограниченности пластины по ширине несложно учесть методом отражения [2].

Пример. Рассмотрим температурное поле при лазерной сварке алюминиевого сплава, содержащего 0,5 % Si. Его свойства и режимы лазерной сварки представлены ниже.

Свойства алюминиевого сплава Al-0,5 % Si и режим лазерной сварки

Теплопроводность λ , Вт/(м·К)	215
Плотность ρ , кг/м ³	2710
Удельная теплоемкость c , Дж/(кг·К)	1085
Температура солидуса T_S , К	853
Температура ликвидуса T_L , К	930,7
Теплота плавления L , кДж/кг	460
Коэффициент теплоотдачи α , Вт/(м ² ·К)	50
Толщина пластины h , мм	1,5
Эффективная мощность q_{net} , Вт	1450
Диаметр пятна нагрева d , мм	0,5
Скорость сварки v , мм/с	46,67
Начальная температура T_0 , К	293

Теплопроводность определяли лазерным методом. С помощью программы Thermo-Calc [9] и базы данных [10] вычисляли температуру солидуса T_S и ликвидуса T_L , а также c и $\Delta H(T)$. При этом использована модель Гулливера-Шайля [11], а также предполагалась полная химическая однородность жидкой фазы и отсутствие диффузии в твердой фазе. Безразмерная теплота плавления

$$\Lambda = \frac{L}{c(T_L - T_0)}$$

составляла 0,6648, что соответствовало 40 % теплоты плавления в теплосодержании металла при T_L . Эффективную мощность определяли путем решения соответствующей обратной задачи теплопроводности [12, 13]. Низкое значение критерия Прандтля ($Pr < 0,01$) указывает на то, что в жидкой фазе теплота распространяется преимущественно за счет теплопроводности.

При большой скорости сварки алюминиевого сплава сварочная ванна вытянута (рис. 3, а). Длина



Рис. 4. Внешний вид сварного шва при лазерной сварке алюминиевого сплава со скоростью 46,67 мм/с. На шов нанесены изотермы ликвидуса, рассчитанные с учетом линейной (правая изотерма) и нелинейной (левая изотерма) температурной зависимости теплоты плавления

ванны (изотермы ликвидуса) и особенно ширина твердожидкой зоны в хвостовой части ванны чувствительны к виду температурной зависимости теплоты плавления $\Delta H(T)$. При нелинейной зависимости $\Delta H(T)$ градиент температуры перед фронтом затвердевания мал (рис. 3, б), ванна имеет более вытянутую форму, а ширина твердожидкой зоны более узкая, чем при упрощенной линейной зависимости $\Delta H(T)$ (рис. 3, а).

При сравнении расчетных изотерм ликвидуса с экспериментальными данными, представленными на рис. 4, видно, что нелинейная зависимость теплоты плавления лучше соответствует заостренной форме хвостовой части сварочной ванны (видимым «чешуйкам» на поверхности шва). Похожая расчетная каплевидная форма сварочной ванны получается при лазерной сварке алюминиевого сплава Al-0,4% Mg-1,2% Si со скоростью 117 мм/с, если учитывается нелинейная зависимость доли жидкой фазы от температуры [5].

Отметим, что вид зависимости $\Delta H(T)$ может быть весьма сложным (он зависит от распределения ликвирующих элементов и вида равновесной фазовой диаграммы, возможен скачок при температуре образования эвтектики). Любая зависимость $\Delta H(T)$ может быть учтена в (4) по формуле

$$\partial \Delta H / \partial x = (\partial \Delta H / \partial T) \cdot (\partial T / \partial x).$$

Варьирование итерационного параметра ω в (5) показало, что наибольшая скорость сходимости (десятки итераций, когда на последней итерации температура в любой точке изменяется не более чем на 0,01 К) обеспечивается при $\omega = 0,6...1,2$ (чем больше нелинейность $\Delta H(T)$, тем меньше ω).

Влияние теплоты плавления на ширину шва. Теплота плавления приводит к значительному уменьшению ширины сварочной ванны. Это практически не зависит от вида функции $\Delta H(T)$ (см. рис. 3, а): ширина шва составляет 3 мм при линейной зависимости $\Delta H(T)$ и 3,04 мм — при нелинейной. Ширина шва W также практически не зависит от диаметра равномерно распределенного источника d , если $W > 2d$. Например, изменение d от 0,5 мм до нуля приводит к уменьшению W на 2%. По этой причине далее принимается сос-

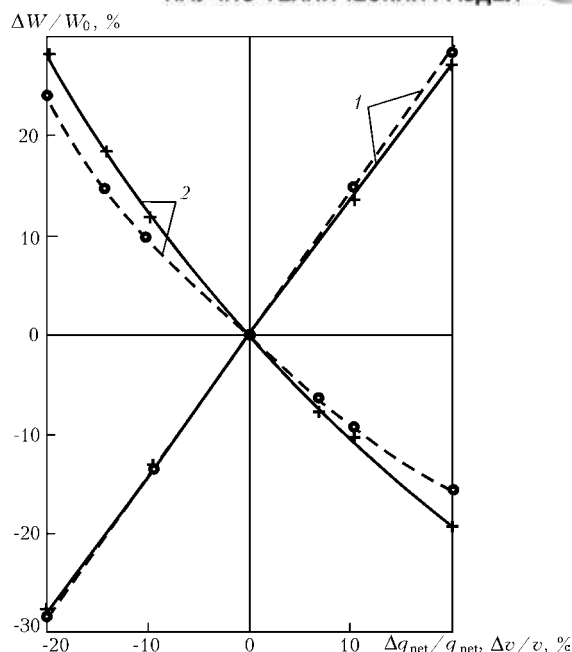


Рис. 5. Зависимость относительного изменения ширины шва $\Delta W/W_0$ от относительного изменения эффективной мощности $\Delta q_{net}/q_{net}$ (1) и скорости $\Delta v/v$ (2) при сварке алюминиевого сплава: сплошные кривые — теплота плавления учитывается, штриховые — не учитывается; средние точки соответствуют ширине W_0 и режиму сварки, приведенным выше

редоточенный линейный источник ($d = 0$) и линейная зависимость $\Delta H(T)$.

При сварке неизбежны случайные отклонения размеров шва от заданных. Для систем управления процессом сварки необходимо получить зависимости размеров шва от параметров регулирования (мощности источника и скорости сварки). Учет скрытой теплоты плавления усложняет и замедляет получение таких зависимостей. Возникает вопрос: в каких случаях можно пренебречь скрытой теплотой? Из рис. 5 видно, что изменение значений мощности в пределах 20% приводит к прямо пропорциональному изменению ширины шва, причем коэффициент чувствительности $\partial(W/W_0)/\partial q_{net}$ (угол наклона прямой) зависит от теплоты плавления несущественно (здесь W_0 — ширина шва при средней мощности). Например, теплота плавления алюминиевого сплава уменьшает коэффициент чувствительности на 2%. В то же время коэффициент чувствительности относительно скорости $\partial(W/W_0)/\partial v$ непостоянен и также слабо зависит от теплоты плавления (рис. 5). Отсюда следует, что при вычислении коэффициентов чувствительности теплотой плавления можно пренебречь. Этот вывод справедлив и для трехмерного случая [6].

Влияние теплоты плавления на термический КПД. Основной характеристикой эффективного использования вводимой энергии является термический КПД (термическая эффективность) процесса проплавления η_t . Эта величина выражает отношение теплоты, затраченной на нагрев металла до T_L , к эффективной (введенной) энергии q_{net} [2]:

$$\eta_t = \frac{v A_L \rho H(T_L)}{q_{net}},$$

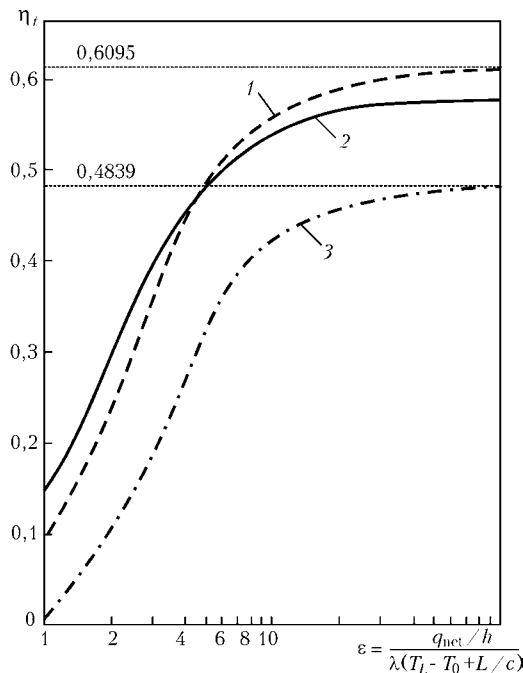


Рис. 6. Влияние теплоты плавления на термический КПД процесса проплавления при сварке теплоизолированных пластин из алюминиевого сплава линейным источником: 1, 3 – решение линейной задачи при условии изменения соответственно эффективной мощности и свойств; 2 – решение нелинейной задачи по (4)

где A_L – площадь поперечного сечения зоны, нагретой до T_L . Для случая сварки пластины и принятой зависимости $H(T)$ (см. рис. 2) имеем

$$\eta_t = \frac{vWh\rho[c(T_L - T_0) + L]}{q_{net}} \quad (6)$$

Проанализируем влияние теплоты плавления на термический КПД при сварке теплоизолированных пластин ($\beta = 1$). Все кривые на рис. 6 получены при варьировании мощности q_{net} (остальные условия приведены на с. 4).

Кривая 2 построена в результате решения нелинейной задачи (3) изложенным методом (уравнения (4) и (5)). Видно, что значение η_t может намного превышать $(\pi e/2)^{-1/2} = 0,4839$. Дополнительное варьирование скорости в широком диапазоне (10...50 мм/с при $\epsilon_1 = 5...30$) практически не изменяет значения термического КПД.

Решение (3) связано с определенными трудностями из-за последнего нелинейного члена $\partial\Delta H/\partial x$, учитывающего теплоту плавления. Возникает вопрос: можно ли исключить этот член (принять $\partial\Delta H/\partial x = 0$), а в оставшемся линейном уравнении приближенно учесть теплоту плавления L по одному из вариантов: изменением коэффициентов в уравнении (свойств материала) или изменением вводимой энергии q_2 ? Оценим погрешность этих двух приближенных методов учета теплоты плавления.

В первом варианте заменим в (3) теплоемкость c на $\bar{c} = c + L/(T_L - T_0)$ и теплопроводность λ на $\bar{\lambda} = \lambda + \alpha\rho L/(T_L - T_0)$, так чтобы температуропроводность a и, следовательно, критерий Пекле Pe не изменились ($a = \lambda/(c\rho) = \bar{\lambda}/(\bar{c}\rho)$ и $Pe = vx/a = const$). Следует заметить, что такая за-

мена равносильна учету теплоты плавления в теплосодержании металла при T_L . Иными словами, $\bar{c}(T_L - T_0) = H(T_L)$, где $H(T_L)$ – заданная энтальпия при T_L (см. рис. 2). Тогда (3) приобретает вид

$$\bar{\lambda}\nabla^2 T + v\rho\bar{c} \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{2\alpha}{h}(T - T_0) + \frac{q_2}{h} = 0. \quad (7)$$

Если источник линейный сосредоточенный ($d = 0$) и расположен в начале координат, то решением уравнения (7) является выражение

$$T(x, y) - T_0 = q_{net}f(x, y, 0). \quad (8)$$

Это решение позволяет построить функцию η_t от аргумента

$$\epsilon = \frac{q_{net}/h}{\bar{\lambda}(T_L - T_0)} = \frac{q_{net}/h}{\lambda(T_L - T_0 + L/c)}.$$

Кривая 3 на рис. 6 не зависит от скорости и одина для всех материалов с различными значениями теплоты плавления. Этот подход используется в работе [2].

Во втором варианте энергию, идущую на плавление металла и распределенную по фронту плавления, отнесем к центру источника, т. е. формально заменим мощность на $q_{net} - vWh\rho L$ и воспользуемся уравнением (8). Далее определим ширину шва методом итераций и термический КПД по (6) (рис. 6, кривая 1).

Значение асимптоты при таком подходе можно найти аналитически, пользуясь схемой быстро движущегося линейного источника. Ширина шва при отсутствии теплоотдачи определяется по формуле

$$W = \frac{q_{net}/(vh)}{\sqrt{\pi e/2}c\rho(T_L - T_0) + \rho L}.$$

Подставляя это выражение в (6), получим

$$\eta_t = \frac{1 + \Lambda}{\sqrt{\pi e/2} + \Lambda}.$$

Из этой формулы следует, что значения термического КПД возрастают с увеличением Λ (например, за счет температуры подогрева T_0). Значение асимптоты для алюминиевого сплава составляет 0,6095.

Из рис. 6 видно, что кривые 1–3 не совпадают. Точность второго подхода (кривая 1) значительно выше. Первый подход дает явно заниженные результаты (кривая 3). Отметим, что дополнительное повышение термического КПД может произойти за счет распределенно-теплого источника в поперечном направлении.

Влияние теплоты плавления на форму фронта затвердевания. Зеренная структура металла шва определяется формой фронта кристаллизации, имеющей угол γ [14] (см. рис. 1):

$$\gamma = 2 \arctg \frac{y_B}{x_B - x_A}. \quad (9)$$

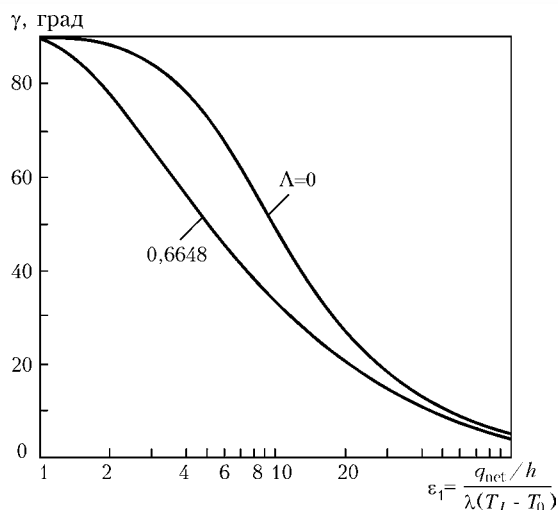


Рис. 7. Влияние теплоты плавления на угол фронта затвердевания при сварке теплоизолированных пластин из алюминиевого сплава линейным источником

Из условия $T(x_B, y_B) = T_L$ и $\partial T / \partial x(x_B, y_B) = 0$ можно найти координату точки B , а из $T(x_A, 0) = T_L$ — координату точки A и, следовательно, угол γ по (9).

Угол фронта кристаллизации γ тем меньше, чем больше мощность источника (рис. 7). Теплота плавления влияет в значительной степени на уменьшение значений γ (отношение ширины ванны к длине хвостовой части ванны).

Отметим, что разработанная методика может учитывать теплоту любых фазовых переходов (например, $\alpha \leftrightarrow \gamma$ -превращений в стали). Аналогичная расчетная методика может быть разработана для анализа трехмерного температурного поля с учетом теплоты плавления. Принципиальные отличия будут в виде дифференциального уравнения (3) и решения (4) (отличаются функцией Грина f).

Выводы

1. Предложенный алгоритм решения квазистационарного уравнения теплопроводности аналитическим методом источников позволяет учитывать влияние теплоты плавления и затвердевания на температурные поля при сварке.

2. Теплота плавления уменьшает ширину шва. Относительное изменение ширины шва при вариации вводимой энергии или скорости сварки в пределах 20 % зависит от теплоты плавления незначительно. При этом зависимость от энергии носит линейный характер, от скорости — нелинейный.

3. Вид температурной зависимости теплоты плавления оказывает существенное влияние на ширину твердожидкой зоны и форму фронта затвер-

An algorithm is developed for solving the quasistationary temperature problem, taking into account the heat of melting and solidification, based on the method of sources (Green function). The case of welding thin aluminum plates is used to demonstrate, that the melting heat has a significant influence on the shape and dimensions of the weld pool and solid-liquid zone. It is noted, that the thermal efficiency of the process of melting η , of a plate by a linear source can be much higher than 0.4839, allowing for the melting heat. Known simplified methods of allowing for the melting heat may lead to considerable errors in η , determination. A comparison of the calculated and experimental shape of the weld pool is given.

девания жидкого металла. Так, при лазерной сварке алюминиевого сплава Al-0,5 % Si со скоростью 47 мм/с сварочная ванна имеет каплевидную форму.

4. С учетом теплоты плавления значения термического КПД процесса проплавления пластины линейным источником может значительно превышать 0,4839. Известные упрощенные методы учета влияния теплоты плавления могут привести к значительным ошибкам. Из них более точным является метод, связанный с уменьшением эффективной (вводимой) энергии на величину, идущую на плавление металла.

5. С увеличением теплоты затвердевания угол фронта затвердевания уменьшается.

6. Совпадение между расчетной и экспериментальной формой сварочной ванны удовлетворительное.

1. Rosenthal D. Etude theorique du regime thermique pendant la soudure a l'arc // II Congres National des Sciences. — Bruxelles, 1935. — P. 1277-1292.
2. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. — М.: Машгиз, 1951. — 296 с.
3. Махиенко В. И., Кравцов Т. Г. Тепловые процессы при механизированной наплавке деталей типа круговых цилиндров. — Киев: Наук. думка, 1976. — 159 с.
4. Kou S. Simulation of heat flow during the welding of thin plates // Metallurgical Transactions A. — 1981. — 12A, Dec. — P. 2025-2030.
5. Bergmann H. W., Hilbinger R. M. Numerical simulation of centre line hot cracks in laser beam welding of aluminium close to the sheet edge // Mathematical modelling of weld phenomena 4 / Ed. H. Cerjak. — London, 1998. — P. 658-668.
6. Tosello I., Tissot F. X., Barras M. Modelling of weld behaviour for the control of the GTA process by computer aided welding // Ibid. — P. 80-103.
7. Ramachandran P. A. Boundary element methods in transport phenomena // Computational mechanics publications. — London: Elsevier Applied Science, 1994. — 406 p.
8. Prakash C., Samonds M., Singhal A. K. A fixed grid numerical methodology for phase change problems involving a moving heat source // Intern. J. of Heat and Mass Transfer. — 1987. — 30, № 12. — P. 2690-2694.
9. Thermo-Calc & DICTRA, computational tools for materials science / J.O. Andersson, T. Helander, L. Hoglund // Calculation of phase diagrams. — 2002. — 26. — P. 273-312.
10. COST 507 — Final Report: Thermochemical database for light metal alloys (Vol. 2) / Ed. I. Ansara, A. T. Dinsdale, M. H. Rand. — European Communities, 1998.
11. Saunders N., Miodownik A. P. Calculation of phase diagrams // A comprehensive guide. Pergamon Materials Series. — Oxford; New York; Tokyo: Elsevier Science, 1998. — Vol. 1.
12. Inverse modelling of fusion welding processes / V. A. Karkhin, V. V. Plochikhine, A. S. Ilyin, H. W. Bergmann // Mathematical modelling of weld phenomena 6 / Ed. H. Cerjak. — London: Maney publ., 2002. — P. 1017-1042.
13. Кархин В. А., Пlochихин В. В., Бергман Х. В. Моделирование тепловых и кристаллизационных процессов при лазерной сварке алюминиевых пластин // Автомат. сварка. — 2002. — № 8. — С. 11-15.
14. Plochikhine V., Bergmann H. W. Correlation between the welding parameters and the grain structure for the fast moving high power line heat source in a thin plate // Mathematical modelling of weld phenomena 5 / Ed. H. Cerjak. — London, 2001. — P. 269-281.

Поступила в редакцию 05.02.2003