



УДК 621.791.014:536.2

Сливинский А.А.¹, Препяло А.А.¹, Бондаренко В.Л.², Слюта В.П.²¹ Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт». Украина, г. Киев² ООО «Фрониус Украина». Украина, Киевская обл., с. Княжичи

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ СВАРКИ

В статье представлены результаты сравнительного расчетно-экспериментального анализа тепловых процессов сварки тонколистовой нержавеющей стали аргонодуговым способом вольфрамовым электродом и перспективным методом импульсно-дуговой сварки плавящимся электродом в защитном газе – СМТ. Приведены результаты численного решения задачи теплопроводности методом конечных элементов на базе модели объемного двойного эллипсоидного источника нагрева. Верификация полученных результатов проводилась путем сравнения расчетных термических циклов с экспериментально зарегистрированными во время сварки. Подтверждены технологические и экономические преимущества применения СМТ-метода для соединения тонколистового нержавеющей металла по сравнению с аргонодуговой сваркой вольфрамовым электродом.

Ключевые слова: дуговая сварка в защитных газах; нержавеющая сталь; тонколистовой металл; тепловые процессы; термические циклы; моделирование и расчет.

Введение

Общеизвестной проблемой сварки тонколистового материала является нарушение формирования шва вследствие перемещения кромок вызванных временной сварочной деформацией. В этой связи, сварка вольфрамовым электродом в инертном газе (TIG), благодаря относительно высокой концентрации источника нагрева и незначительному тепловложению в основной металл, является наиболее предпочтительным дуговым способом соединения листового проката толщиной 0,5...2 мм. Однако, характерные для нержавеющей высоколегированных сталей низкий коэффициент теплопроводности и высокий коэффициент линейного расширения, увеличивающие суммарную пластическую деформацию металла шва и околошовной зоны, зачастую требуют использования специализированных прижимных приспособлений, формирующих подкладок, а также отбортовки свариваемых кромок, что не всегда представляется возможным, особенно в условиях ремонтных и монтажных работ.

Перспективной альтернативой использования TIG-сварки для задач соединения тонколистового нержавеющей проката выступают современные методы импульсно-дуговой сварки плавящимся электродом в защитном газе. Использование инверторных источников сварочного тока с системами электронного и электронно-механического управ-

ления и регулирования позволяет реализовать специализированные формы переноса электродного металла с контролируемыми короткими замыканиями [1]. Примером подобных технологических решений является разработанный фирмой «Fronius» метод холодного переноса металла – СМТ (Cold Metal Transfer) [2]. В данном методе алгоритм управления инверторного источника тока сопряжен с механизмом подачи, реализующим реверсирование движения проволоки в моменты короткого замыкания. При этом перенос металла осуществляется «безкапельно», путем коротких замыканий с программируемым снижением тока, практически полностью устраняющим разбрызгивание. СМТ-метод и его комбинация с импульсно-дуговой сваркой «СМТ Pulse» характеризуются низким тепловложением, высокой производительностью, обеспечивают качественное формирование шва при сварке по увеличенному зазору, в том числе на весу без подкладок [3].

Постановка задачи

Решающее влияние на характер и кинетику термомеханических и физико-химических процессов сварки плавлением оказывают тепловые процессы. В этой связи не вызывает сомнений актуальность расчета температурных полей для предложенных способов сварки, с целью их дальнейшего использо-

вания в решении связанных задач для характеристики напряженно-деформированного состояния, структуры и размеров шва и околошовной зоны.

Целью работы был сравнительный расчетно-экспериментальный анализ тепловых процессов сварки тонколистовой нержавеющей стали способами TIG и СМТ. Для этого решались следующие задачи:

- оптимизация режимов сварки для получения качественных стыковых соединений тонколистового металла на весу;
- экспериментальная регистрация термических циклов сварки при помощи термопар;
- расчет температурных полей и построение термических циклов, а также их сравнение с экспериментальными данными.

Методы решения задачи теплопроводности применительно к условиям дуговой сварки

Процесс распределения тепла в твердом теле описывается дифференциальным уравнением теплопроводности, которое в общем случае для декартовой системы координат имеет вид:

$$\text{ср} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_v, \quad (1)$$

где $\text{ср} = \text{ср}(x, y, z, T)$ — функция, описывающая распределение объемной теплоемкости материала; $\lambda_x(x, y, z, T)$, $\lambda_y(x, y, z, T)$, $\lambda_z(x, y, z, T)$ — функции, описывающие распределение теплопроводности материала λ по координатным осям; $q_v = q_v(x, y, z, t)$ — функция, описывающая распределение удельной мощности объемного источника теплоты.

При задаче соответствующих условий однозначности, а именно: а) геометрических условий, задающих размеры и форму тела; б) начальных условий, задающих пространственное распределение температуры внутри тела в начальный момент времени ($t = 0$); в) граничных условий, характеризующих процесс теплообмена между поверхностью тела и окружающей средой, уравнение (1) позволяет описать пространственно-временное распределение температуры в свариваемых телах, вне объема сварочной ванны.

Ввиду отсутствия на данный момент аналитического решения дифференциального уравнения теплопроводности (1) в общем виде, в научно-исследовательской практике используются два подхода для расчета тепловых процессов при дуговой сварке: численные методы (как правило, метод конечных элементов — МКЭ) и аналитические методы, рассматривающие частные случаи уравнения (1) за счет введения определенных допущений и упрощений.

Как правило, для решения типовых практических задач теплопередачи при сварке, рассматри-

ваются упрощенные схемы нагреваемых тел: полубесконечное тело, бесконечная пластина, плоский слой и др. В качестве начального условия принимают равномерное распределение температуры в начальный момент времени:

$$T(x, y, z, 0) = T_n = \text{const}. \quad (2)$$

Тепловой поток через граничную поверхность принимается равным нулю (адиабатическая граница) или же задается из условия:

$$\lambda \text{grad}T = \alpha(T - T_c), \quad (3)$$

где α — коэффициент полной поверхностной теплоотдачи, принимающийся независимым от температуры, а T_c — температура окружающей среды.

Кроме того, значительно упрощающими расчет условиями являются изотропность нагреваемого тела и независимость его теплофизических свойств λ , ср от температуры.

Первые работы, посвященные аналитическому решению задачи теплопроводности для условий дуговой сварки [4-6] опираются на фундаментальные труды по теплофизике [7, 8]. В этих работах предложены упрощенные расчетные модели сосредоточенных (точечных и линейных) источников нагрева, которые, благодаря своей простоте, широко используются, в инженерной практике, и по сей день. Кроме того, для случаев поверхностной сварочной дуги, предложена модель с нормально-круговым распределением удельного теплового потока дуги по пятну нагрева. На базе этой модели в [9] предложен расчет температурных полей дуговой сварки путем построения функции Грина для уравнения теплопроводности.

Более сложную математическую задачу представляют собой поиски решения уравнения (1) для моделей источников нагрева с объемным распределением удельной тепловой мощности, позволяющих точнее описать внесение тепла в свариваемое тело по сравнению с сосредоточенными или плоскими моделями источников нагрева. В работе [10] предложены модели с нормальным распределением удельной тепловой мощности вдоль осей Ox , Oy и линейным, экспоненциальным и нормальным распределениями по оси Oz . Также даны варианты функционально-аналитического решения уравнения (1) для этих случаев с использованием функции Грина.

В настоящее время в научно-исследовательской практике, для анализа тепловых процессов дуговой сварки чаще всего используется объемный источник нагрева по Голдаку [11] с нормальным (гауссовым) распределением удельной тепловой мощности по всем координатным осям в объеме тела, имеющего форму эллипсоида (рис. 1).

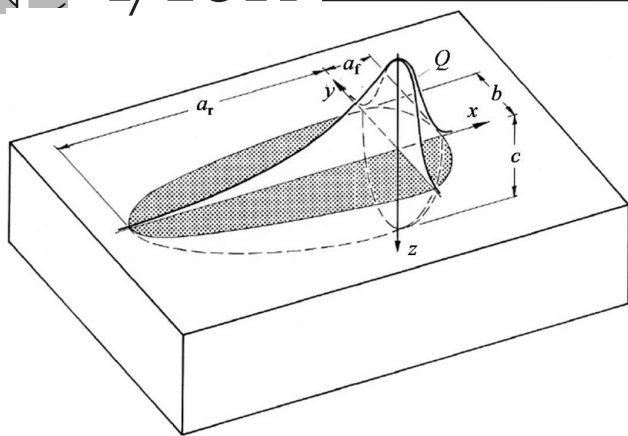


Рис. 1. Модель двойного эллипсоидного источника тепла по Голдаку

Особенностью модели является независимое задание распределения удельной тепловой мощности q_v во фронтальной (индекс f) и хвостовой (индекс r) частях эллипсоида:

$$q_{v,f} = f_f \frac{6\sqrt{3}q}{a_f b c \pi^{3/2}} \exp \left\{ -3 \left[\left(\frac{x+v(t-\tau)}{a_f} \right)^2 + \left(\frac{y}{b} \right)^2 + \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right] \right\}, \quad (4)$$

$$q_{v,r} = f_r \frac{6\sqrt{3}q}{a_r b c \pi^{3/2}} \exp \left\{ -3 \left[\left(\frac{x+v(t-\tau)}{a_r} \right)^2 + \left(\frac{y}{b} \right)^2 + \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right] \right\}, \quad (5)$$

$$q = \eta IU, \quad (6)$$

где q — эффективная тепловая мощность источника нагрева; η — КПД сварочной дуги; I — ток сварки; U — напряжение сварки; τ — время запаздывания, отсчитываемое от начала действия источника; t — текущее время; v — скорость перемещения источника (скорость сварки); x, y, z — полуоси эллипсоида в направлении координатных осей Ox, Oy, Oz ; f_f и f_r — коэффициенты, определяющие соотношение тепла, вносимого во фронтальную и хвостовую части эллипсоида; a_f, a_r, b, c — соответствующие радиусы нормального распределения.

Коэффициенты f_f и f_r соотносятся следующим образом:

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r}; \quad f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r}; \quad f_f + f_r = 2. \quad (7)$$

Согласно [11] для общих случаев дуговой сварки рекомендовано принимать: $f_f = 0,4$; $f_r = 1,6$.

Следует отметить, что параметры a_f, a_r, b и c в (4) и (5) — независимы и могут принимать различные

значения в каждом из этих уравнений. Это позволяет гибко оптимизировать модель для конкретных случаев сварки изменяя ее форму от почти сферической до сильно вытянутой вдоль оси Ox .

Вместе с тем, калибровка модели Голдака остается наиболее сложным вопросом ее непосредственного применения для сугубо теоретического анализа тепловых процессов сварки. Линейные размеры реальной сварочной ванны превышают соответствующие размеры задаваемого эллипсоида. Необходимые для расчета по уравнениям (4) и (5) значения геометрических параметров модели a_f, a_r, b, c , связаны с дисперсией функции нормального распределения, которая, в свою очередь, зависит от параметров режима сварки, которые также присутствуют в указанных уравнениях. В этой связи аналитические решения задачи теплопроводности с использованием модели Голдака, предложенные авторами работ [12–14] пока не могут рассматриваться в качестве универсальных методов расчета тепловых процессов дуговой сварки и требуют уточнений.

Чаще всего модель двойного эллипсоидного источника тепла используется для численных решений задачи теплопроводности при сварке, в том числе и в коммерческих программных комплексах для конечно-элементного моделирования термомеханических процессов сварки (ANSYS, SYSWELD, Simufact и др.).

Оборудование и материалы

Исследования проводились на нержавеющей стали двух наиболее распространенных структурных классов — аустенитного и ферритного. Химический состав и толщина свариваемого листового проката представлены в табл. 1.

Образцы сваривались стыковыми швами, на весу (без формирующих подкладок) дуговой сваркой вольфрамовым электродом в аргоне без присадки (TIG) и методом CMT Pulse. В первом случае использовался источник питания Fronius MagicWave 2200 Job и механизированная установка для перемещения горелки. Дуговая сварка плавящимся электродом в смеси газов методом CMT Pulse проводилась на специальном автоматизированном стенде, укомплектованном источником питания Fronius TransPuls Synergic 3200 и горелкой Robacta Drive CMT. В качестве защитного газа при TIG сварке использовался чистый технический аргон, при сварке методом CMT Pulse стали AISI 430 — смесь 88% Ar + 12% CO₂, а для сварки стали AISI 304L — 98% Ar + 2% CO₂. Для сварки образцов методом CMT Pulse использовалась электродная проволока одинакового с основным материалом структурного класса, диаметром 1,2 мм.

Основным критерием при подборе режима сварки было получения полного проплавления и качественного формирования шва в условиях сварки на

Таблица 1.

Химический состав используемых сталей согласно ASTM

| Сталь | C | Mn | P | S | Si | Cr | Ni | Толщина, мм |
|-----------|-------|------|--------|-------|------|-------|------|-------------|
| AISI 304L | <0,03 | <2,0 | <0,04 | <0,03 | <1,0 | 18-20 | 8-12 | 1,5 |
| AISI 430 | <0.12 | <1.0 | <0.045 | <0.03 | <1.0 | 16-18 | - | 2 |

Таблица 2.

Режимы сварки вольфрамовым электродом в аргоне

| Сталь | Ток, А | Напряжение, В | Скорость сварки, м/ч | Расход газа, л/мин. |
|-----------|--------|---------------|----------------------|---------------------|
| AISI 430 | 110 | 9,5 | 12 | 12 |
| AISI 304L | 100 | 10 | 20 | 12 |

Таблица 3.

Режимы сварки методом СМTPulse

| Сталь | Ток*, А | Напряжение*, В | Скорость сварки, м/ч | Расход газа, л/мин. | Скорость подачи проволоки*, м/ч |
|-----------|---------|----------------|----------------------|---------------------|---------------------------------|
| AISI 430 | 268 | 17,2 | 63 | 15 | 7,3 |
| AISI 304L | 187 | 21 | 108 | 15 | 7 |

* - усредненные данные.

весу. Пластины с предварительно приваренными к поверхности термопарами были собраны без зазора на прихватках.

Режимы сварки для каждого отдельного случая приведены в табл. 2 и 3.

Во время сварки при помощи термопар проводилось измерение термических циклов в трех равноотдаленных точках зоны термического влияния (ЗТВ) на поверхности образцов. Для проведения измерений использовались сертифицированные термопары типа «К» в стекловолоконной оплетке. Тарирование термопар проводилось по температурам таяния льда, кипения воды и плавления олова марки ЧДА. К поверхности свариваемых пластин спаи термопар крепились методом рельефной конденсаторной сварки. Этот метод был выбран взамен классическому «зачеканиванию» так как обеспечивал постоянный стабильный контакт спая с металлом, который не прерывался вследствие температурных деформаций. Крепление термопар производилось на расстоянии 4, 6 и 8 мм от оси шва на тыльной поверхности пластин.

Запись термических циклов осуществлялась на ПК в режиме реального времени, при помощи микропроцессорного модуля TRITON 3000U и специализированного ПО, позволяющих автоматически превращать значения термо-ЭДС в температуру, с точностью измерений ± 0.5 градусов.

Термические циклы сварки

Полученные экспериментальным путем термические циклы сварки представлены на рис. 2 и 3. Для удобства сравнения они искусственно разнесены по

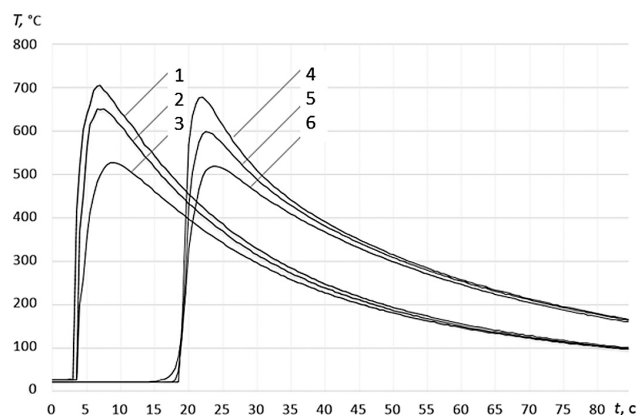


Рис. 2. Термические циклы в точках ЗТВ стали AISI 304L, отдаленных от оси шва на 4, 6 и 8 мм для метода СМTPulse (1, 2 и 3 соответственно) и TIG сварки (4, 5 и 6)

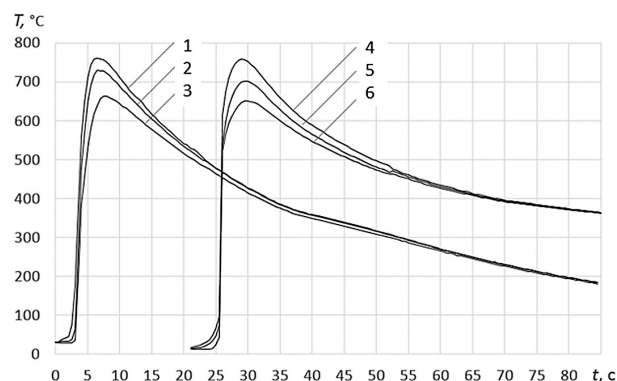


Рис. 3. Термические циклы в точках ЗТВ стали AISI 430, отдаленных от оси шва на 4, 6 и 8 мм для метода СМTPulse (1, 2 и 3 соответственно) и TIG сварки (4, 5 и 6)

шкале времени. Можно видеть практически идентичное тепловое воздействие на материал для TIG и CMT Pulse методов. При этом следует учитывать, что для выбранных условий сварки, производительность метода CMT Pulse приблизительно в 5 раз превышает таковую у TIG-способа, при уменьшении погонной энергии сварки приблизительно на 20%.

Максимальные температуры в одних и тех же точках ЗТВ при сварке обоими способами практически одинаковы, несмотря на более мощный режим сварки методом CMT Pulse. За счет увеличенной скорости сварки методом CMT Pulse зона термического влияния в основном металле намного уже, чем при сварке неплавящимся электродом. Погонная энергия сварки методом CMT Pulse ниже в обоих случаях, чем при сварке неплавящимся электродом.

Численное решение задачи теплопроводности

Результаты проведенных ранее исследований [15] свидетельствуют о существенных, в сравнении с экспериментальными данными, погрешностях расчетных термических циклов, построенных на базе моделей сосредоточенных источников тепла, даже в случае задания функций, учитывающих изменения теплофизических свойств материала от температуры. Таким образом, в дальнейшем задача теплопроводности для условий сварки решалась методом конечных элементов на базе двойного эллипсоидного источника нагрева, калибровка геометрических параметров которого выполнялась по результатам металлографических исследований выполненных сварных образцов.

Геометрические условия однозначности задавались САД моделями, точно воспроизводящими размеры, форму и условия закрепления сварных образцов. При этом использовалась градиентная сетка конечных элементов, загущенная в области сварного шва и ЗТВ (рис. 4). Параметр единичного кубического элемента в модели составлял 0,5 мм.

Температура тела в начальный момент времени принималась равной 18 °С, что соответствовало температуре в лаборатории на момент проведения экспериментов. Граничные условия задавались из уравнения (3), где $\alpha \approx 60$ Дж/(с·м²·К). Температурные зави-

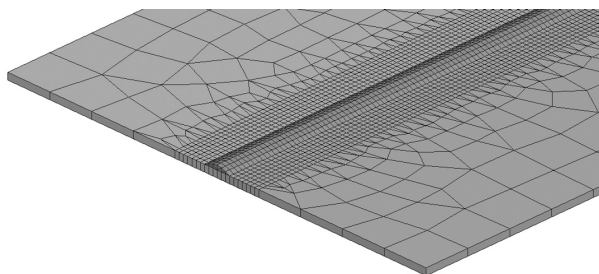


Рис. 4. Фрагмент САД модели образца с сеткой конечных элементов

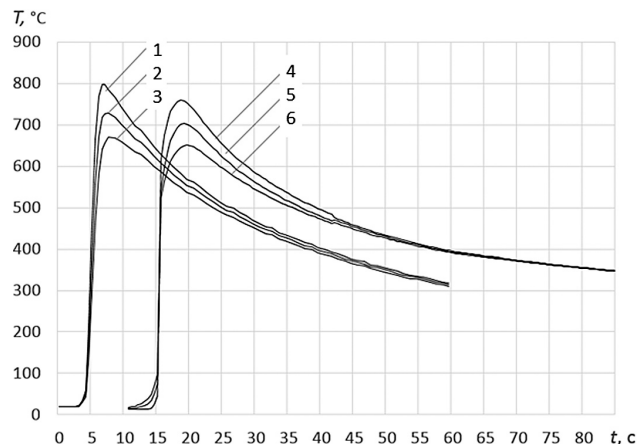


Рис. 5. Термические циклы TIG сварки стали AISI 430 в точках ЗТВ, отдаленных от оси шва на 4, 6 и 8 мм: 1, 2 и 3 – расчетные данные; 4, 5 и 6 – экспериментальные данные соответственно

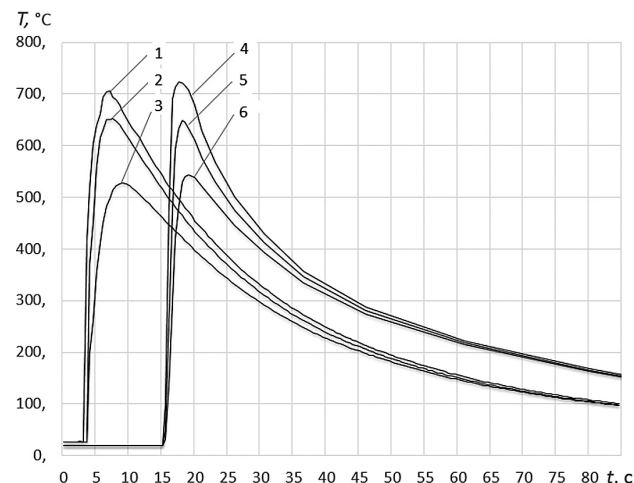


Рис. 6. Термические циклы сварки методом CMT Pulse стали AISI 304L в точках ЗТВ, отдаленных от оси шва на 4, 6 и 8 мм: 1, 2 и 3 – экспериментальные данные; 4, 5 и 6 – расчетные данные соответственно

симости теплофизических свойства сталей AISI 430 и AISI 304L были заданы в виде полиномов [16] по данным литературных источников [17, 18].

Эффективная тепловая мощность источника нагрева задавалась по уравнению (6), при этом для CMT-дуги вводились усредненные параметры режима согласно табл. 3. Термический коэффициент полезного действия дуги для TIG сварки принимался равным 0,7, а для метода CMT – 0,85 по данным [19].

После проведения расчетов результаты были обработаны и представлены в виде графиков для дальнейшего сравнения (рис. 5, 6).

Выводы

1. Применение CMT-метода дуговой сварки плавящимся электродом в защитном газе для соединения тонколистовой нержавеющей стали, по

сравнению с аргодуговой сваркой вольфрамовым электродом может обеспечивать значительный рост производительности, при практически неизменном тепловложении в основной металл.

2. Анализ экспериментально зафиксированных термических циклов показывает, что метод CMT Pulse обеспечивает прирост скорости сварки в 5,25 и 5,4 раза для стали AISI 430 и AISI 304L соответственно, в сравнении с базовой технологией TIG сварки. При этом погонная энергия сварки методом CMT Pulse ниже, чем для TIG способа на 19,1% и 27,7% соответственно.

3. Конечно-элементное моделирование тепловых процессов сварки на базе двойного эллипсоидного источника нагрева по Голдаку позволяет с высокой точностью прогнозировать кинетику теплового воздействия на свариваемые изделия, в том числе и для методов импульсно-дуговой сварки со сложными алгоритмами управления переносом электродного металла.

Литература

- [1] Жерносеков А. М. Тенденции развития управления процессами переноса металла в защитных газах (Обзор) // Автомат. сварка. — 2012. — № 1. — С. 33-38.
- [2] Бондаренко В. Л. Дуговая сварка с импульсной подачей электродной проволоки — процесс CMT, предложенный фирмой «Фрониус» // Автомат. сварка. — 2004. — № 12. — С. 55-58.
- [3] Trommer G., Fritsche H. P. Puls-Mix: Neues Verfahren des CMT-Prozesses // Schweizer Maschinenmarkt. — 2008. — № 19. — S. 50-53.
- [4] Rosenthal D. Mathematical Theory of Heat Distribution during Welding and Cutting // Welding Journal. — 1941. — vol. 20 (5). — pp. 220-s — 234-s.
- [5] Рыкалин Н. Н. Пространственное распределение температуры при дуговой сварке. — М.: Изд-во АН СССР, 1941. — 54 с.
- [6] Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. — М.: МАШГИЗ, 1951. — 296 с.
- [7] Carslaw H. S. Introduction to the Mathematical Theory of the Conduction of Heat in Solids. — New York: MacMillan, 1921. — 150 p.
- [8] Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел; перевод со 2-го англ. издания под ред. А. А. Померанцева. — М.: Наука, 1964. — 488 с.
- [9] Eager W., Tsai N. S. Temperature Fields Produced by Traveling Distributed Heat Sources // Welding Journal. — 1983. — vol. 62 (12). — pp. 346-s — 355-s.
- [10] Кархин В. А., Хомич П. Н., Иванов С. Ю. Модели источников теплоты для прогнозирования тепловых полей при сварке плавлением // Известия ТулГУ. Технические науки. — 2010. — Вып. 4. Ч. 1. — С. 241-254.
- [11] Goldak J., Chakravarti A., Bibby M. A new finite element model for welding heat source // Metallurgical Trans. B. — 1984. — 15B. — pp. 299-305.
- [12] Nguyen N. T., Ohta A., Matsuoka K., Suzuki N., Maeda Y. Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources // Welding Journal. — 1999. — vol. 78 (11). — pp. 265-s — 274-s.
- [13] Nguyen N. T., Mai Y. W., Simpson S., Ohta A. Analytical Approximate Solution for Double Ellipsoidal Heat Source in Finite Thick Plate // Welding Journal. — 2004. — vol. 83 (3). — pp. 82-s — 93-s.
- [14] Fachinotti V. D., Cardona A. Semi-Analytical Solution of the Thermal Field Induced by a Moving Double-Ellipsoidal Welding Heat Source in a Semi-Infinite Body // International Journal for Numerical Methods in Biomedical Engineering. — 2011. — vol. 27 (4). — pp. 595-607.
- [15] Сливінський О. А., Бойко В. П., Препіяло А. О. Розрахунок теплових процесів TIG-зварювання за допомогою моделі подвійного еліпсоїдного джерела тепла // Зварювання та споріднені процеси і технології: VI Всеукраїнська міжгалузева науково-технічна конференція студентів, аспірантів та наукових співробітників. — К.: 29-31 травня 2013 р. — С. 15.
- [16] Сливінський О. А., Білицький Є. В. Визначення температурної залежності теплофізичних показників сталі AISI 430 в аналітичному вигляді // Зварювання та споріднені процеси і технології: VI Всеукраїнська міжгалузева науково-технічна конференція студентів, аспірантів та наукових співробітників. — К.: 29-31 травня 2013 р. — С. 13.
- [17] Ho C. Y., Chu T. K. Electrical Resistivity and Thermal Conductivity of Nine Selected AISI Stainless Steels // CINDAS Report. — 1977. — vol. 45. — 46 p.
- [18] Jenkins R. J., Westover R. W. Thermal Diffusivity of Stainless Steel from 20° to 1000° C // J. Chem. Eng. Data. — 1962. — vol. 7 (3). — pp. 434-437.
- [19] Pepe N., Egerland S., Colegrove P. A., a. o. Measuring the Process Efficiency of Controlled Gas Metal Arc Welding Processes // Science and Technology of Welding & Joining. — 2011. — vol. 16 (5). — pp. 412-417.



Slyvinsky O.A.¹, Prepiialo A.O.¹, Bondarenko V.L.², Slyuta V.P.²

¹ National Technical University of Ukraine «Kyiv Polytechnic Institute». Ukraine, Kiev.

² Fronius Ukraine GmbH. Ukraine, Kiev region, Knyazhychi.

CALCULATION AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THERMAL PROCESSES OF THIN-SHEET STAINLESS STEEL WELDING USING TIG AND CMT METHODS

The article presents the results of a comparative computational and experimental analysis of the thermal processes of thin-sheet stainless steel welding using TIG and CMT methods. In addition, it presents the results of computation of heat conduction problem using finite element method based on the double ellipsoidal heat source model. Verification of the results was carried out by comparing the calculated thermal cycles with the ones that are registered experimentally during welding. Confirmed the technological and economic benefits of using CMT method for joining thin-sheet stainless steel instead of TIG welding method.

Keywords: gas metal arc welding; stainless steel; thin-sheet metal; thermal processes; thermal cycles; simulation and computation.

References

- [1] Jernosekov A. M. Tendentsiirazvitiyaupravleniyaprotsessamiperenosametalla v zashchitnykhgazakh (Obzor) // Avtomat. svarka. – 2012. – № 1. – P. 33-38. (Russian)
- [2] Bondarenko V. L. Dugovayasvarka s impul'snoypodacheyelektroodnoyprovodki – protsess SMT, predlozhennyfirmoy «Fronius» // Avtomat. svarka. – 2004. – № 12. – P. 55-58. (Russian)
- [3] Trommer G., Fritsche H. P. Puls-Mix: Neues Verfahren des CMT-Prozesses // Schweizer Maschinenmarkt. – 2008. – № 19. – S. 50-53.
- [4] Rosenthal D. Mathematical Theory of Heat Distribution during Welding and Cutting // Welding Journal. – 1941. – vol. 20 (5). – pp. 220-s – 234-s.
- [5] Rykalin N. N. Prostranstvennoyeraspredeleniyetemperaturypridugovoysvarke. – M.: Izd-vo AN SSSR, 1941. – 54 p. (Russian)
- [6] Rykalin N. N. Raschetyteplovykhprotsessovprisvarke. – M.: MASHGIZ, 1951. – 296 c.(Russian)
- [7] Carslaw H. S. Introduction to the Mathematical Theory of the Conduction of Heat in Solids. – New York: MacMillan, 1921. – 150 p.
- [8] Karslou G., Yeger D. Teploprovodnost' tverdykhmetal; perevod so 2-go angl.izdaniya pod red. A. A. Pomerantseva. – M.: Nauka, 1964. – 488 p.
- [9] Eager W., Tsai N. S. Temperature Fields Produced by Travelling Distributed Heat Sources // Welding Journal. – 1983. – vol. 62 (12). – pp. 346-s – 355-s.
- [10] Karkhin V. A., Khomich P. N., Ivanov S. Yu. Modeliistochnikovteplotydyaprognozirovaniyateplovykhpoleyprisvarke-plavleniyem // IzvestiyaTulGU. Tekhnicheskienauki. – 2010. – Vyp. 4. CH. 1. – S. 241-254.(Russian)
- [11] Goldak J., Chakravarti A., Bibby M. A new finite element model for welding heat source // Metallurgical Trans. B. – 1984. – 15B. – pp. 299-305.
- [12] Nguyen N. T., Ohta A., Matsuoka K., Suzuki N., Maeda Y. Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources // Welding Journal. – 1999. – vol. 78 (11). – pp. 265-s – 274-s.
- [13] Nguyen N. T., Mai Y. W., Simpson S., Ohta A. Analytical Approximate Solution for Double Ellipsoidal Heat Source in Finite Thick Plate // Welding Journal. – 2004. – vol. 83 (3). – pp. 82-s – 93-s.
- [14] Fachinotti V. D., Cardona A. Semi-Analytical Solution of the Thermal Field Induced by a Moving Double-Ellipsoidal Welding Heat Source in a Semi-Infinite Body // International Journal for Numerical Methods in Biomedical Engineering. – 2011. – vol. 27 (4). – pp. 595-607.
- [15] Slyvinsky O. A., Boyko V. P., Prepiialo A. O. Rozrakhunokteplovykhprotsesiv TIG-zvaryuvannyazadopomohoyumodelipodviynohoelipsoyidnohodzherelatepla // Zvaryuvannya ta sporidneniprotsesy i tekhnolohiyi: VI Vseukrayinskamizhhaluzevanaukovo-tekhnichnakonferentsiyastudentiv, aspirantiv ta naukovykhspivrobitnykiv. – K.: 29-31 travnya 2013 r. – S. 15. (Ukrainian)
- [16] Slyvinsky O. A., Bilytsky Y. V. Vyznachennyatemperaturnoyizalezhnostiteplofizychnykhpokaznykivstali AISI 430 v analitychnomuviylyadi // Zvaryuvannya ta sporidneniprotsesy i tekhnolohiyi: VI Vseukrayinskamizhhaluzevanaukovo-

- tekhnichnakonferentsiyastudentiv, aspirantiv ta naukovykhspivrobitnykiv. – K.: 29-31 travnya 2013 r. – S. 13. (Ukrainian)
- [17] Ho C. Y., Chu T. K. Electrical Resistivity and Thermal Conductivity of Nine Selected AISI Stainless Steels // CINDAS Report. – 1977. – vol. 45. – 46 p.
- [18] Jenkins R. J., Westover R. W. Thermal Diffusivity of Stainless Steel from 20° to 1000° C // J. Chem. Eng. Data. – 1962. – vol. 7 (3). – pp. 434-437.
- [19] Pepe N., Egerland S., Colegrove P. A., a. o. Measuring the Process Efficiency of Controlled Gas Metal Arc Welding Processes // Science and Technology of Welding & Joining. – 2011. – vol. 16 (5). – pp. 412-417.