

DOI: 10.21821/2309-5180-2017-9-1-121-131

MATHEMATICAL MODEL ELABORATION OF MULTI-PASS ARC WELDING

A. V. Makarchuk¹, N. V. Makarchuk¹, V. N. Startsev²

1 — Admiral Makarov State University of Maritime and Inland Shipping,
St. Petersburg, Russian Federation.

2 — Academician I. V. Gorynin Central Research Institute of Structural Materials “Prometey”,
St. Petersburg, Russian Federation.

The article discusses approaches to the creation of predictive models of metal microstructure and mechanical properties of welded joints in multi-pass welding. The main component of this model is the calculation of thermodynamic cycles of weld passes for a particular point of the weld and heat-affected zone (HAZ). The mathematical model of multi-pass arc welding, based on physical processes, taking into account phase transitions at melting, solidification and evaporation of metal was elaborated. Introduction in the developed model, the function state of the metal (metal part in the solid state) has allowed to take into consideration the release and absorption of latent heat of phase transition during melting and solidification in the source term of the conductivity equation. The developed model allows to evaluate the influence of welding parameters, sequence of welding passes, design and dimensions of the structure and heating conditions on the thermal cycle which determines mechanical properties and structure of the metal in the weld zone and in HAZ. Additionally, calculation the equation of conductivity in this form, moving seamlessly from the temperature's dependencies by the coordinate into dependencies by time. The developed mathematical model was applied to the calculation of thermal cycles in multi-pass welding sheet material, low carbon and low alloy steel with a thickness of 20 mm with a V-shaped groove of the joint. The calculation results allowed to determine the transverse shape of welded joint and the position of the main temperature lines in the area of the weld and heat-affected zone. The following main parameters of the thermal cycle at multi-pass welding were evaluated: maximal temperatures, holding time and rate of heating and cooling of the metal in the weld zone and in HAZ in temperature transformation range of the austenite. In multi-pass welding each point of the weld and heat-affected zone undergoes a large number of different thermal cycles. Such repeated thermal cycles affect the metal previously completed passes of weld and HAZ. In the result, the welded joint is an assembly of layers with heterogeneous structure and mechanical properties. Microstructure in the weld zone and in HAZ is predicted based on the calculated thermal cycles.

Keywords: mathematical model, multi-pass arc welding, thermal cycle, heat-affected zone, microstructure.

For citation:

Makarchuk, Aleksandra V., Nataliya V. Makarchuk, and Vasilii N. Startsev. “Mathematical model elaboration of multi-pass arc welding.” *Vestnik Gosudarstvennogo universiteta morskogo i rechnogo flota imeni admirala S.O. Makarova* 9.1 (2017): 121–131. DOI: 10.21821/2309-5180-2017-9-1-121-131.

УДК 621.791

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ МНОГОПРОХОДНОЙ ДУГОВОЙ СВАРКИ

А. В. Макаrchук¹, Н. В. Макаrchук¹, В. Н. Старцев²

1 — ФГБОУ ВО «ГУМРФ имени адмирала С. О. Макарова»,
Санкт-Петербург, Российская Федерация.

2 — ГНЦ ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей» НИЦ «Курчатовский институт»,
Санкт-Петербург, Российская Федерация.

В статье рассматриваются подходы к созданию модели прогнозирования микроструктуры металла и механических свойств сварного соединения при многопроходной сварке. Основной составляющей этой модели является математический расчет термодинамических циклов проходов сварки для конкретной точки сварного шва и зоны термического влияния. На основе физических процессов, сопровождающих сварку, разработана математическая модель многопроходной дуговой сварки с учетом фазовых переходов при плавлении, затвердевании и испарении металла. Введение в разработанную модель функции состояния металла

(доля металла в твердом состоянии) позволила учесть выделение и поглощение скрытой теплоты фазового перехода при плавлении и затвердевании в источниковом члене уравнения теплопроводности. Разработанная квазистационарная модель позволяет установить влияние режима сварки, последовательности укладки сварочных валиков, формы и размеров изделия и условий подогрева на термический цикл, от которого зависят структура и свойства основного металла в зоне термического влияния. Кроме того, решение уравнения теплопроводности в данной форме позволяет легко переходить от температурных зависимостей по координате к зависимостям по времени. Разработанная математическая модель применена к расчету термических циклов при многопроходной сварке листового материала малоуглеродистой низколегированной стали толщиной 20 мм с V-образной разделкой кромок стыка. Результаты расчета позволили определить поперечную форму сварного соединения и положение основных температурных линий в зоне шва и зоны термического влияния. Определены основные количественные параметры термических циклов при многопроходной сварке, такие как максимальные температуры, время пребывания и скорости нагрева и охлаждения металла шва и зоны термического влияния в интервалах температур превращения аустенита. При многопроходной сварке каждая точка шва и зоны термического влияния проходит большое количество разных термических циклов. Такие повторные термические циклы воздействуют на металл ранее выполненных проходов шва и зоны термического влияния. В результате сварное соединение представляет собой агрегат слоев с неоднородной структурой и механическими свойствами. На основании рассчитанных термических циклов прогнозируется микроструктура зоны шва и зоны термического влияния.

Ключевые слова: математическая модель, многопроходная сварка, термический цикл, зона термического влияния, микроструктура.

Для цитирования:

Макарчук А. В. Разработка математической модели многопроходной дуговой сварки / А. В. Макарчук, Н. В. Макарчук, В. Н. Старцев // Вестник Государственного университета морского и речного флота имени адмирала С. О. Макарова. — 2017. — Т. 9. — № 1. — С. 121–131. DOI: 10.21821/2309-5180-2017-9-1-121-131.

Введение

В современном судостроении широко применяется многопроходная дуговая сварка для сборки судовых конструкций. Особые требования предъявляются к работоспособности корпусных конструкций, где сосредоточено основное количество сварных швов, выполненных многопроходной дуговой сваркой. Сварка сопровождается большим количеством физико-химических процессов, связанных с нагревом, плавлением, охлаждением и кристаллизацией металла шва, его взаимодействием с флюсами, шлаками и газами, структурными и объемными превращениями основного металла в зоне термического влияния. Таким образом, тепловые процессы в зоне сварки определяют физико-химические и механические свойства сварного шва [1] – [3].

В связи с этим большой интерес представляет моделирование физических процессов, происходящих при сварке. При этом моделирование теплового состояния объекта сварки является наиболее востребованным, так как температурное поле определяет форму осей кристаллитов, а, следовательно, и микроструктуру металла шва, что влияет на характер распределения деформаций и деформационную способность металла в температурном интервале хрупкости. Теоретическое исследование процессов теплообмена в настоящее время в значительной степени базируется на их численном моделировании с использованием ЭВМ [3] – [6].

Предлагаемая модель многопроходной сварки дается в приложении к автоматической многопроходной сварке под флюсом. Применение ее к другим видам многопроходной сварки (в газовой защите или ручной плавящимися электродами) потребует минимальных изменений в граничных условиях.

Математическая модель многопроходной дуговой сварки

Физическую картину многопроходной автоматической дуговой сварки под флюсом можно описать следующим образом. Имеются два листа металла, которые образуют сборку, определяемую чертежами конструкции. Листы металла имеют в месте стыка заданную разделку кромок. Место разделки кромок и часть поверхности свариваемых листов покрыта слоем флюса. Сквозь слой

флюса к поверхности металла в разделке подается сварочная проволока, между ней и металлом горит электрическая дуга. Сварочная проволока движется вдоль кромок по разделке основного металла. Расплавленный металл проволоки и основного металла формирует валик наплавленного металла и нагревает листы основного металла. Валики накладываются последовательно друг за другом в определенном порядке, заполняя разделку листов.

Сформулируем математическую модель распространения тепла в металле в соответствии с описанной физической картиной. Так как предполагается произвольная сборка листов металла, будем искать решение в трехмерной области XYZ (X — продольное направление, Y — ширина, Z — высота). Движением жидкого металла в ванне расплава пренебрегаем. Физические параметры металла, такие как плотность, теплоемкость, теплопроводность, являются функциями температуры. Тогда уравнение нестационарной теплопроводности и движения электрода можно записать в следующем виде:

$$\rho(T) \cdot C_p(T) \cdot \frac{dT}{dt} - \operatorname{div}(\lambda(T) \cdot \operatorname{grad}(T)) = S; \quad (1)$$

$$\frac{dx}{dt} = V_{\text{св}}, \quad (2)$$

где $\rho(T)$ — плотность; $C_p(T)$ — теплоемкость; $\lambda(T)$ — теплопроводность; S — объемные источники тепла; T — температура; $V_{\text{св}}$ — скорость сварки; t — время; x — продольное направление сварки.

Введем в рассмотрение функцию фазового состояния металла (долю металла в твердом состоянии):

$$\text{Solid} = 0,5 \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{4(T - T_L)}{T_L - T_S} + 2\right), \quad (3)$$

где T_S — температура солидуса; T_L — температура плавления.

Эта функция равна единице, если $T < T_S$, и равна нулю, если $T > T_L$, а в интервале температур $T_S < T < T_L$ принимает значение от 1 до 0. При фазовом переходе от твердого состояния к жидкому или от жидкого к твердому поглощается или выделяется скрытая теплота плавления. Если предположить, что количество тепла, выделившееся при фазовом переходе, пропорционально количеству расплавленного металла, то

$$Q = \int_0^1 L \cdot d(\text{Solid}), \quad (4)$$

где L — скрытая теплота плавления; Q — теплота.

Тогда объемный источник тепла в уравнении (1) будет иметь вид

$$S = \rho(T) \cdot L \cdot \frac{d(\text{Solid})}{dt}. \quad (5)$$

Перейдем теперь к системе координат, связанной с электродом. Тогда вместо системы уравнений (1) – (2) получим одно стационарное уравнение:

$$\rho(T) \cdot C_p(T) \cdot V_{\text{св}} \cdot \frac{dT}{dx} = \operatorname{div}(\lambda(T) \cdot \operatorname{grad}(T)) + \rho(T) \cdot L \cdot V_{\text{св}} \cdot \frac{d(\text{Solid})}{dx}. \quad (6)$$

Для задания граничных условий построим методику расчета наплавки одного валика. Разделка кромок металла по высоте делится в соответствии с чертежами на сварку на n слоев. Причем высота предыдущего слоя является верхней поверхностью внутри разделки. В точке с координатами X_0, Y_0, Z_0 на площади, ограниченной радиусом r , действует поверхностный источник тепла с заданным распределением плотности мощности q . Высота металла валика шириной $S_{\text{вал}}$ увеличивается от этой координаты на длине $L_{\text{напл}}$ от высоты предыдущего слоя валиков до высоты следующего слоя, и далее до конца разделки по длине высота валика остается постоянной. Считается, что металл непрерывно поступает в плоскости $Y-Z$ в начале координат и на участке роста высоты

валика в направлении оси X со скоростью $V_{\text{св}}$. После расчета температурного поля переходят к расчету следующего валика и так далее до полного заполнения разделки.

Таким образом, граничные условия можно описать в следующем виде.

В начале расчетной области в плоскости $Y - Z$ и на участке роста высоты валика задается начальная температура и скорость сварки:

$$T = T_0; \quad V = V_{\text{св}}. \quad (7)$$

На верхней поверхности листов основного металла в полосе шириной h в обе стороны от оси разделки, которая покрыта флюсом, задается условие теплоизоляции

$$\frac{dT}{dn} = 0, \quad (8)$$

где n — направление нормали.

На остальной части верхней поверхности, боковой и нижней части листов задается условие конвективного теплообмена

$$\lambda \cdot \frac{dT}{dn} = -\alpha \cdot k \cdot (T - T_{\text{воз}}), \quad (9)$$

где α — коэффициент теплоотдачи; k — коэффициент, учитывающий направление нормали к направлению силы тяжести.

В области воздействия теплового источника задан тепловой поток и учитывается его изменение, связанное с фазовыми переходами плавления и испарения металла:

$$\lambda \cdot \frac{dT}{dn} = q - \rho \cdot V_{\text{св}} \cdot L - m \cdot LL, \quad (10)$$

где q — плотность теплового потока сварочного источника; L — скрытая теплота плавления; LL — скрытая теплота испарения; m — поток пара металла с единицы поверхности.

Следует отметить, что учет испарения металла с поверхности ванны расплава является важной составляющей баланса тепла, так как при плотности теплового потока, превышающей 10^4 Вт/см^2 , температура поверхности сварочной ванны в области воздействия дуги будет превышать температуру кипения от нескольких десятков до сотен градусов. Расчет потока испаряющегося металла с поверхности ванны расплава проводился в рамках одномерной модели испарения Найта [7].

Таким образом, решение уравнений (3), (6) совместно с граничными условиями (7) – (10) определяют распределение температуры при наложении одного валика металла при многопроходной сварке.

Особенностью данного расчета является то, что температурные поля в различных сечениях по координате X соответствуют температурным полям для одного сечения, но при разном времени. При этом время определяется как отношение координаты к скорости сварки, а скорость нагрева и охлаждения металла — как произведение скорости сварки на производную температуры по координате X (11):

$$t = \frac{X}{V_{\text{св}}}; \quad \frac{dT}{dt} = V_{\text{св}} \cdot \frac{dT}{dx}. \quad (11)$$

Поскольку форма термического цикла зависит от способа сварки, знание характера термического цикла металла околошовной зоны имеет большое значение. Поэтому, используя эти соотношения, можно рассчитать термические циклы сварки для любой точки поперечного сечения сварного шва и зоны термического влияния. Для построения профилей линий сплавления и других изолиний в зоне термического влияния при многопроходной сварке необходимо провести расчеты всех валиков согласно их схеме раскладки и определить максимальные температуры, которые будут достигнуты в каждой точке поперечного сечения шва. Максимальная температура в конкретной точке поперечного сечения шва находится как T_{max} по результатам тепловых расчетов проходов всех валиков.

Результаты численного моделирования многопроходной сварки

Разработанная математическая модель была применена к расчетной оценке параметров термического цикла сварного шва и зоны термического влияния при сварке листовой малоуглеродистой низколегированной стали толщиной 20 мм. Рассматривается *V*-образная разделка кромок с углом 45° и притуплением 1 мм. Раскладка валиков внутри разделки листов металла осуществлялась в шесть слоев. Расчет проводился только в разделке, области усиления сварных швов не рассчитывались. Теплофизические характеристики в расчетах были следующие: теплоемкость $C = 690$ Дж/кг·К, теплопроводность $\lambda = 0,268$ Вт/см·К, плотность $\rho = 0,0078$ кг/см³, температура плавления $T_{пл} = 1500$ °С. Скорость сварки в расчетах варьировалась в диапазоне $V_{св} = 10 - 20$ мм/с. В пятне нагрева радиусом $r = 6,5$ мм плотность мощности принималась $q = 18$ кВт/см². Начальная температура листов металла для проведенных расчетов принималась 20 °С.

Работоспособность сварного соединения при действии внешних нагрузок зависит от локальной микроструктуры и локальных механических свойств сварного шва, зоны термического влияния и основного металла. Классическая схема структурных изменений металла шва и зоны термического влияния основана на схеме однопроходной сварки, в которой каждая зона проходит один раз свой термический цикл. Максимальная температура цикла, скорость нагрева в интервале температур от температуры критической точки $A_{с3}$ до T_{max} , время пребывания металла выше критической точки $A_{с3}$ соответственно при нагреве, охлаждении и суммарное, скорости охлаждения в интервалах температур превращения аустенита $800^\circ\text{C} - 500^\circ\text{C}$ и $600^\circ\text{C} - 500^\circ\text{C}$, а также соответствующие этим интервалам температур длительности охлаждения; мгновенная скорость охлаждения при температуре наименьшей устойчивости аустенита T_{min} являются важнейшими параметрами термических циклов сварки [3], [4], [8], [9]. Характер изменений структуры зависит от химического состава основного металла и его предшествующей термической и механической обработки. Здесь необходимо отметить, что при многопроходной сварке каждая точка шва и зоны термического влияния проходит большое количество разных термических циклов. Такие повторные термические циклы воздействуют на металл ранее выполненных проходов шва и зоны термического влияния. В результате сварное соединение представляет собой агрегат слоев с неоднородной структурой и механическими свойствами (рис. 1). На фотографии шлифа хорошо видны зоны термического влияния от валиков, наложенные на зоны термического влияния ранее наплавленных валиков.

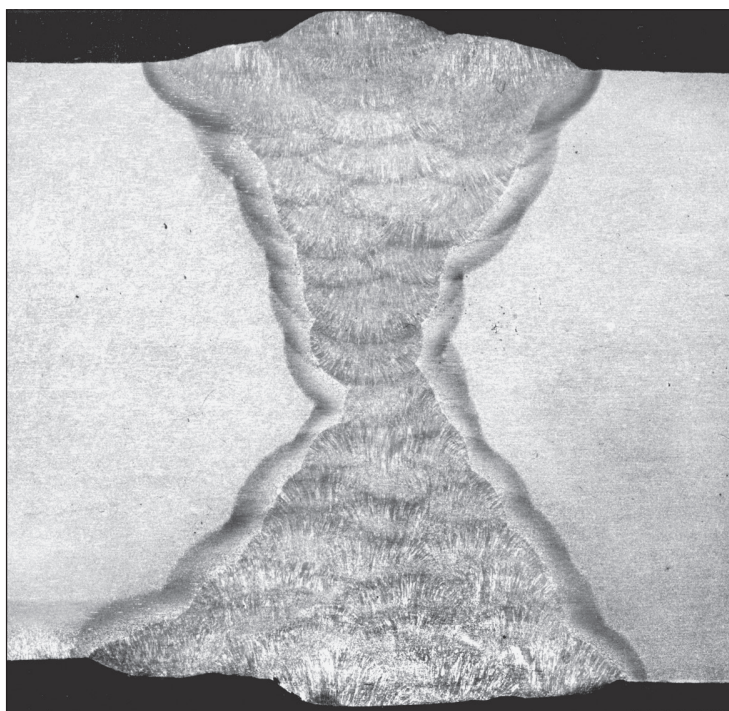


Рис. 1. Макроструктура сварного шва и зоны термического влияния с *X*-образной разделкой кромок листа, выполненного MIG/MAG сваркой

Поскольку для оценки получающихся структур в зоне термического влияния большое значение имеют термические циклы сварки, в расчетах им уделялось основное внимание.

Результаты расчета позволили получить поперечную форму сварного шва и положение основных температурных линий в зоне термического влияния (рис. 2). Нумерация валиков не связана с очередностью сварочных проходов.

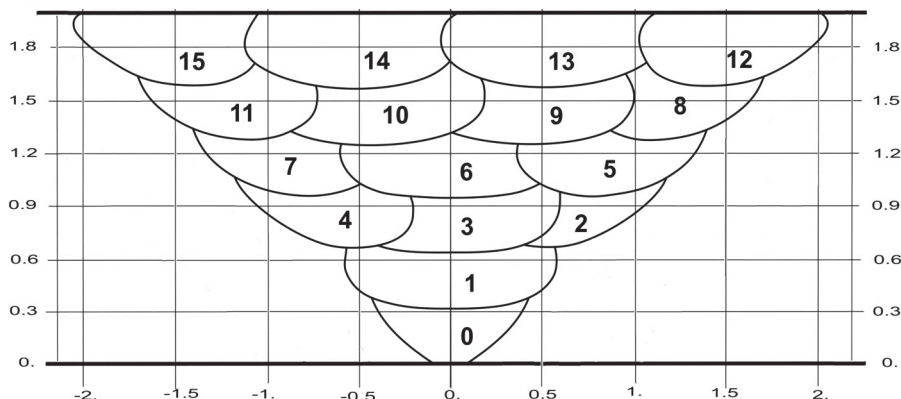


Рис. 2. Расчетная форма линий сплавления при многопроходной сварке с V-образной разделкой кромок листа толщиной 20 мм (номера валиков не связаны с очередностью наплавки валиков)

Рассмотрим термические циклы небольшой области металла вокруг точки с координатами $Y = 1,0$ см, $Z = 0,8$ см вблизи от границы сплавления валика 2 и основного металла (рис. 3).

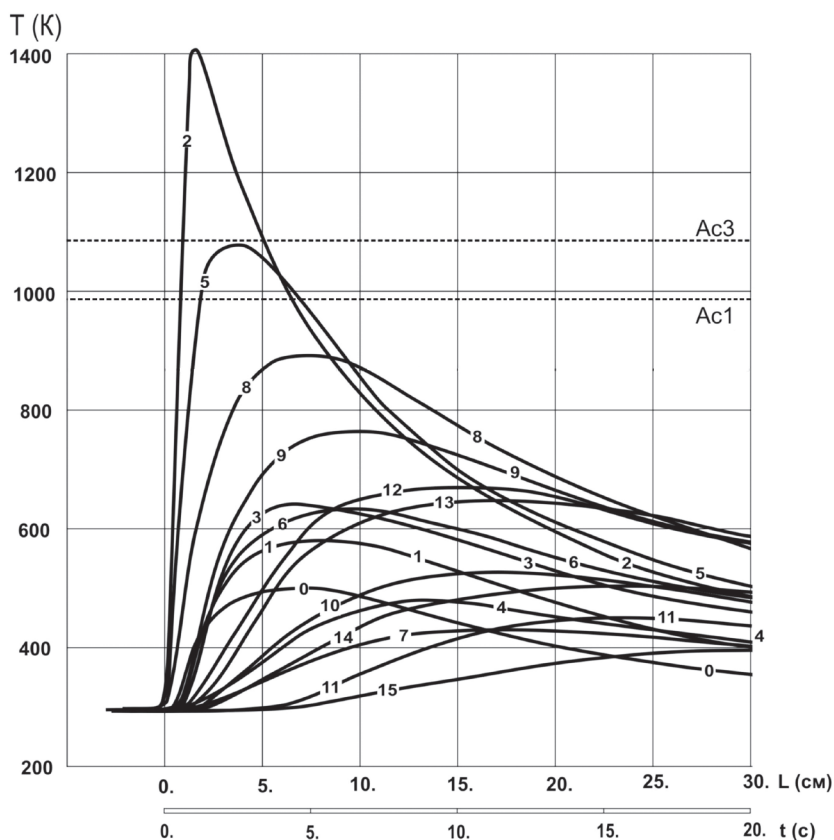


Рис. 3. Термические циклы при многопроходной сварке для малой области с координатами центра $Y = 1,0$ см, $Z = 0,8$ см со скоростью $V_{св} = 15$ мм/с (циклы приведены к единому началу)

На графике приведены термические циклы от всех сварочных проходов (номера линий соответствуют номерам валиков рис. 2). По результатам расчетов видно, что эта область попадает

при наложении различных сварочных валиков в разные зоны термического влияния. Рассматриваемая область металла нагревается до максимальной температуры от валика 2 и достигает величины чуть больше $T_{\max} = 1400 \text{ K}$ ($\sim 1130^\circ \text{C}$), которая несколько превышает температуру A_{c3} $\alpha \rightarrow \gamma$ превращения, т. е. находится на участке перекристаллизации (нормализации). Время пребывания металла при температуре выше критической точки A_{c3} составляет $\Delta t_{\text{проб}} = 2,8 \text{ с}$, из них нагрев осуществляется в течение $\Delta t_{\text{нагр}} = 0,44 \text{ с}$ со средней скоростью $\partial T / \partial t_{\text{нагр}} = 743 \text{ K/c}$, охлаждение металла до точки A_{c3} проходит со средней скоростью $\partial T / \partial t_{\text{охл}} = -138 \text{ K/c}$. Длительности охлаждения в интервалах температур превращения аустенита $1073 - 773 \text{ K}$ ($800^\circ \text{C} - 500^\circ \text{C}$) и $873 - 773 \text{ K}$ ($600^\circ \text{C} - 500^\circ \text{C}$), а также соответствующие этим интервалам температур скорости охлаждения, соответственно, равны $\Delta t_{8/5} = 4,5 \text{ с}$, $\partial T / \partial t_{8/5} = -67 \text{ K/c}$ и $\Delta t_{6/5} = 1,9 \text{ с}$, $\partial T / \partial t_{6/5} = -52 \text{ K/c}$. Мгновенная скорость охлаждения в точке минимальной устойчивости аустенита равна $\partial T / \partial t_{\min} = -97 \text{ K/c}$. При выполнении этого прохода металл переходит в состояние аустенита, который при последующем охлаждении распадается, и можно ожидать образования мартенситно-бейнитной микроструктуры. В малоуглеродистой низколегированной стали на участке нормализации образуется мелкозернистая структура, характеризующаяся в целом достаточно высоким комплексом механических свойств (прочностью, пластичностью, вязкостью). На закаливающихся сталях после данного прохода металл в данной точке будет соответствовать микроструктуре закалки.

Вторым по значимости термическим циклом для данной области является наплавка валика 5. Максимальная температура, достигаемая при проходе 5, чуть ниже температуры A_{c3} , $T_{\max} = 1060 \text{ K}$ ($\sim 790^\circ \text{C}$), т. е. наша точка оказывается в области неполной перекристаллизации (см. рис. 3 и 4). Его основными параметрами являются: время пребывания металла в межкритическом интервале температур $\Delta t_{\text{проб}} = 3,55 \text{ с}$, $\Delta t_{\text{нагр}} = 1,18 \text{ с}$ со средней скоростью $\partial T / \partial t_{\text{нагр}} = 74 \text{ K/c}$ и охлаждение после достижения $T_{\max}$ со средней скоростью $\partial T / \partial t_{\text{охл}} = -40 \text{ K/c}$. В интервале температур распада аустенита параметры термического цикла: $\Delta t_{8/5} = 5,9 \text{ с}$, $\partial T / \partial t_{8/5} = -51 \text{ K/c}$ и $\Delta t_{6/5} = 2,0 \text{ с}$, $\partial T / \partial t_{6/5} = -50 \text{ K/c}$. Нагрев и охлаждение малоуглеродистой низколегированной стали по термическому циклу 5 не изменяет его структуру. Она остается мартенситно-бейнитной, но размер зерна может измениться. Качество сварного соединения значительно меньше зависит от изменений структуры при наплавке валика 5, чем это было при наложении валика 2.

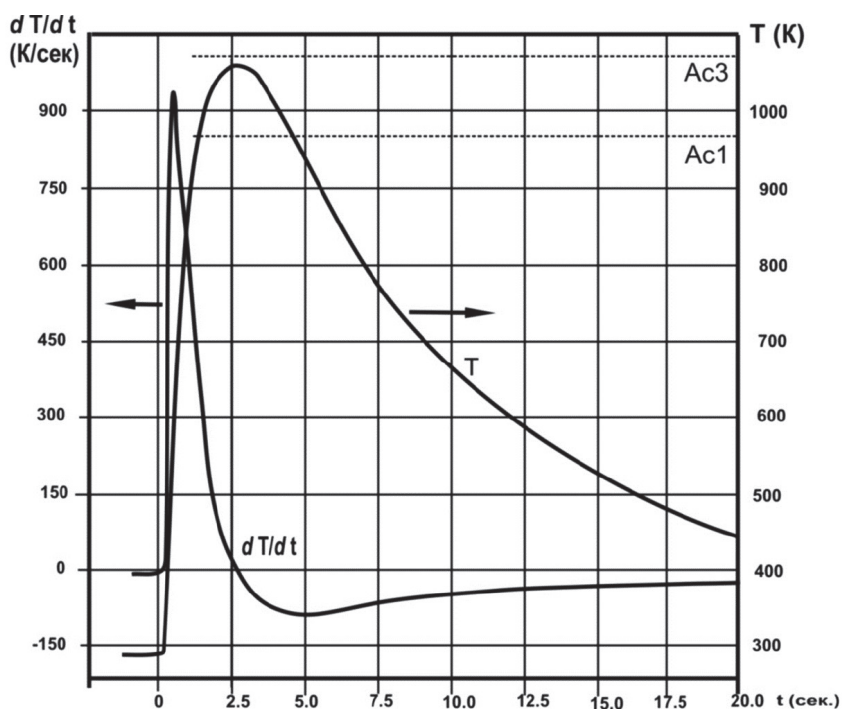


Рис. 4. Графики термического цикла и скорости нагрева, охлаждения металла в точке $Y = 1,0 \text{ см}$, $Z = 0,8 \text{ см}$ при наплавке валика 5

При наплавке валика 8 максимальная температура в рассматриваемой точке достигает $T_{\max} = 900 \text{ K}$ ($\sim 630^\circ \text{C}$). Это участок рекристаллизации, на котором металл, нагревается от 800 K ($\sim 500^\circ \text{C}$) до температуры несколько ниже A_{c1} . Время достижения максимальной температуры от начала нагрева составляет около 5 с. После начала охлаждения, рассматриваемая область сразу попадает в зону интервала температур $873 - 773 \text{ K}$ ($600^\circ \text{C} - 500^\circ \text{C}$), параметры которой $\Delta t_{6/5} = 3,53 \text{ с}$, $\partial T / \partial t_{6/5} = -28 \text{ K/с}$. Структура и свойства металла при нагреве в этом диапазоне могут быть различными в зависимости от исходного его состояния перед сваркой. Холодная пластическая деформация металла перед сваркой при нагреве до температур ниже A_{c1} вызывает рекристаллизацию к значительному росту зерна.

Термический цикл от валика 9 проходит по нижней границе участка рекристаллизации $T_{\max} = 770 \text{ K}$ ($\sim 500^\circ \text{C}$). Максимальная температура достигается за 6,6 с. Скорость охлаждения на начальном участке составляет $\partial T / \partial t = -20 \text{ K/с}$. Поэтому структура металла, полученная после наплавки валиков 2, 5 и 8, после термического цикла валика 9, как и от всех остальных валиков, термические циклы которых располагаются ниже его, в процессе сварки не будет претерпевать видимых изменений.

Выстраивая рассчитанные термические циклы в последовательности выполнения сварочных проходов, получим полную тепловую картину для данной точки при многопроходной сварке.

Аналогичным образом можно получить термическую картину для любой точки сварного шва и зоны термического влияния — например для области разделки листов, где материалом заполнения в основном является сварочная проволока. Рассмотрим область с центром в точке с координатами $Y = 1,2 \text{ см}$, $Z = 1,2 \text{ см}$. Термические циклы, которые испытывает металл в зоне шва, носят особый характер, так как часть из них имеет максимальную температуру выше температуры плавления, а другая часть меньше нее (рис. 5). Время пребывания металла выше точки A_{c3} достигает от 4 – 5 с при скорости сварки 20 мм/с и до 8 – 10 с при скорости 10 мм/с . Максимальные температуры нагрева в этой области $2500 - 2800 \text{ K}$ свидетельствуют о большом перегреве металла. Повторные термические циклы могут иметь максимальные температуры в диапазоне $500 - 1800 \text{ K}$. После того как металл стал твердым, скорость охлаждения изменяется от $200 - 250 \text{ K/с}$ в начале до $10 - 20 \text{ K/с}$ в конце. Для повторных термических циклов скорость охлаждения находится в диапазоне $80 - 10 \text{ K/с}$.

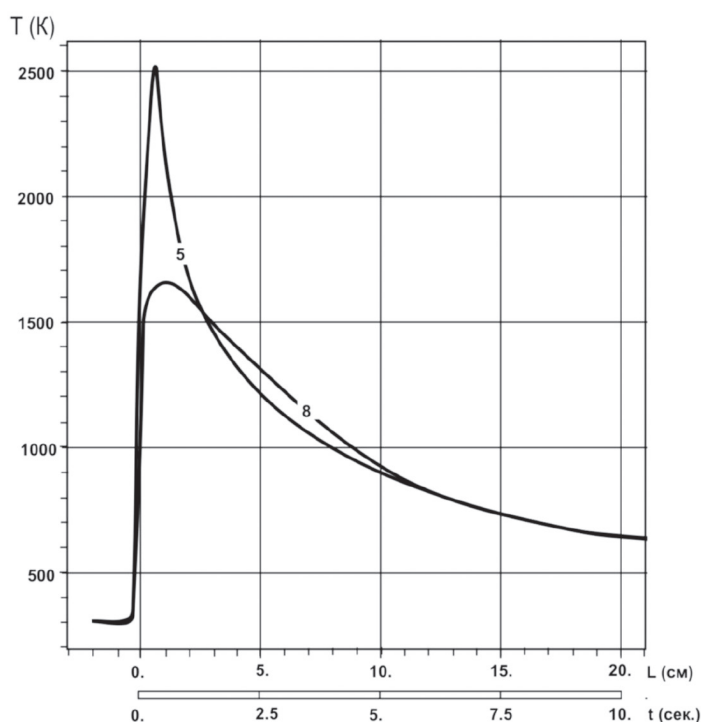


Рис. 5. Графики термических циклов при наплавке валиков 5 и 8 в области зоны шва с координатами центра $Y = 1,2 \text{ см}$, $Z = 1,2 \text{ см}$ со скоростью сварки $V_{\text{св}} = 20 \text{ мм/с}$

Как уже отмечалось, химический состав стали и термический цикл сварки определяет локальные микроструктурные и механические свойства шва и зоны термического влияния. Вместе с тем, взаимозависимость этих связей изучена недостаточно, поэтому на практике используются регрессивные модели образования фаз и механических свойств (твердость HV, временное сопротивление σ_B , предел текучести $\sigma_{0.2}$, относительное удлинение δ , относительное сужение ψ , энергию удара KVC) [10] – [12], которые учитывают влияние максимальной температуры термических циклов, времени пребывания и скорости охлаждения в интервалах температур превращения аустенита $\Delta t_{8/5}$, $\partial T / \partial t_{8/5}$.

Выводы

1. На основе физических процессов, сопровождающих сварку, разработана математическая модель многопроходной дуговой сварки. Введение в разработанную модель функции состояния металла (доля металла в твердом состоянии) позволила учесть выделение и поглощение скрытой теплоты фазового перехода при плавлении и затвердевании металла свариваемой конструкции. Кроме того, в граничных условиях принято во внимание изменение теплового потока дугового источника, связанное с плавлением и испарением наплавляемого металла. Учет скрытой теплоты плавления и затвердевания, которая оказывает влияние на форму и размеры сварочной ванны, позволяет в целом более точно рассчитать температурные поля при сварке, а, следовательно, и термические циклы для конкретных точек сварного соединения.

2. Проведенное численное исследование показало, что разработанная модель позволяет установить влияние режима сварки, последовательности укладки сварочных валиков, формы и размеров изделия и условий подогрева на термический цикл, от которого зависят структура и свойства основного металла в зоне термического влияния.

3. Определены важнейшие параметры термических циклов многопроходной сварки: максимальная температура цикла; скорость нагрева в интервале температур от критической точки *Ac3* до максимальной температуры; время пребывания металла выше критической точки *Ac3* соответственно при нагреве, охлаждении и их сумма; скорости охлаждения в интервалах температур превращения аустенита 800 °C – 500 °C и 600 °C – 500 °C, а также соответствующая этим интервалам температур длительность охлаждения; мгновенная скорость охлаждения при температуре наименьшей устойчивости аустенита.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Березовский Б. М.* Математические модели дуговой сварки: монография / Б. М. Березовский. — Челябинск: Изд-во «Челябинский ЦНТИ», 2006. — Т. 4. Основы тепловых процессов в свариваемых изделиях. — 547 с.
2. *Березовский Б. М.* Математические модели дуговой сварки: монография / Б. М. Березовский. — Челябинск: Изд-во «Челябинский ЦНТИ», 2008. — Т. 5. Температурные поля свариваемых изделий и термические циклы сварных соединений. — 656 с.
3. *Кархин В. А.* Тепловые процессы при сварке: монография / В. А. Кархин. — СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2013. — 646 с.
4. *Ерофеев В. А.* Физико-математическая модель процесса многопроходной дуговой сварки / В. А. Ерофеев, А. В. Масленников // Известия ТулГУ. Сер. Компьютерные технологии в соединении материалов. — 2005. — № 3. — С. 246–255.
5. *Собко С. А.* Моделирование тепловых процессов при аргонодуговой сварке / С. А. Собко, И. С. Гареев, М. С. Писарев, Е. В. Брунеткина // Сварочное производство. — 2013. — № 4. — С. 6–10.
6. *Rao R. V.* Multi-pass turning process parameter optimization using teaching-learning-based optimization algorithm / R. V. Rao, V. D. Kalyankar // Scientia Iranica. — 2013. — Vol. 20. — Is. 3. — Pp. 967–974. DOI: 10.1016/j.scient.2013.01.002.
7. *Кривцун И. В.* Численный анализ процессов нагрева и конвективного испарения металла при обработке излучением импульсного лазера / И. В. Кривцун, И. Л. Семенов, В. Ф. Демченко // Автоматическая сварка. — 2010. — № 1. — С. 5–10.

8. Донченко Б. А. Расчет термодинамических циклов точек при автоматической сварке и наплавке с учетом особенностей плавления основного металла / Б. А. Донченко // Сварочное производство. — 2011. — № 9. — С. 3–9.
9. Донченко Б. А. Особенности расчета максимальных температур при автоматической сварке и наплавке / Б. А. Донченко // Сварочное производство. — 2011. — № 2. — С. 3–7.
10. Karkhin V. A. Prediction of microstructure and mechanical properties of weld metal with consideration for real geometry / V. A. Karkhin, P. N. Khomich, V. G. Michailov // Proceedings of Joint International Conference “Computer Technology in Welding and Manufacturing and Information Technologies in Welding and Related Processes”. — Kiev, 2006. — Pp. 162–166.
11. Касаткин О. Г. Расчетная оценка ударной вязкости низколегированного металла шва / О. Г. Касаткин // Автоматическая сварка. — 2005. — № 1. — С. 57–58.
12. Krasovsky A. On the residual stresses in multi-pass welds: coupling of welding simulation and fatigue analysis / A. Krasovsky, S. Sonnichsen, D. Bachmann // Procedia Engineering. — 2011. — Vol. 10. — Pp. 506–511. DOI: 10.1016/j.proeng.2011.04.085.

REFERENCES

1. Berezovskii, B. M. *Osnovy teplovykh protsessov v svarivaemykh izdeliyakh*. Chelyabinsk: Izd-vo «Chelyabinskii TsNTI», 2006.
2. Berezovskii, B. M. *Temperaturnye polya svarivaemykh izdelii i termicheskie tsikly svarnykh soedinenii*. Chelyabinsk: Izd-vo «Chelyabinskii TsNTI», 2008.
3. Karkhin, V. A. *Teplovy protsessy pri svarke: monografiya*. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2013.
4. Erofeev, V. A., and A. V. Maslennikov. “Fiziko-matematicheskaya model’ protsessa mnogoprokhodnoi dugovoi svarki.” *Izvestiya TulGU. Ser. Komp’yuternye tekhnologii v soedinenii materialov* 3 (2005): 246–255.
5. Sobko, S. A., I. S. Gareyev, M. S. Pisarev, and Ye. V. Brunetkina. “Thermal process modelling at argon-arc welding.” *Svarochnoe Proizvodstvo* 4 (2013): 6–10.
6. Rao, R. Venkata, and V. D. Kalyankar. “Multi-pass turning process parameter optimization using teaching–learning-based optimization algorithm.” *Scientia Iranica* 20.3 (2013): 967–974. DOI: 10.1016/j.scient.2013.01.002.
7. Krivtsun, I. V., I. L. Semenov, and V. F. Demchenko. “Chislennyi analiz protsessov nagreva i konvektivnogo ispareniya metalla pri obrabotke izlucheniem impul’snogo lazera.” *Avtomaticheskaya svarka* 1 (2010): 5–10.
8. Donchenko, Ye. A. “Calculation of a dot thermal cycle at machine welding and surfacing taking into consideration melting features of the parent metal.” *Svarochnoe Proizvodstvo* 9 (2011): 3–9.
9. Donchenko, Ye. A. “Calculation features of peak temperatures at automatic welding and deposition.” *Svarochnoe Proizvodstvo* 2 (2011): 3–7.
10. Karkhin, V. A., P. N. Khomich, and V. G. Michailov. “Prediction of microstructure and mechanical properties of weld metal with consideration for real geometry.” *Proceedings of Joint International Conference “Computer Technology in Welding and Manufacturing and Information Technologies in Welding and Related Processes”*. Kiev, 2006: 162–166.
11. Kasatkin, O. G. “Raschetnaya otsenka udarnoi vyazkosti nizkolegirovannogo metalla shva.” *Avtomaticheskaya svarka* 1 (2005): 57–58.
12. Krasovsky, A., S. Sönnichsen, and D. Bachmann. “On the residual stresses in multi-pass welds: coupling of welding simulation and fatigue analysis.” *Procedia Engineering* 10 (2011): 506–511. DOI: 10.1016/j.proeng.2011.04.085

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ

Макарчук Александра Васильевна —
кандидат технических наук
ФГБОУ ВО «ГУМРФ имени
адмирала С.О. Макарова»
198035, Российская Федерация, Санкт-Петербург,
ул. Двинская 5/7
e-mail: makarchukav@gumrf.ru

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Makarchuk, Aleksandra V. — PhD
Admiral Makarov State University
of Maritime and Inland Shipping
5/7 Dvinskaya Str., St. Petersburg 198035,
Russian Federation
e-mail: makarchukav@gumrf.ru

Макарчук Наталия Васильевна —

кандидат технических наук
ФГБОУ ВО «ГУМРФ имени
адмирала С.О. Макарова»
198035, Российская Федерация, Санкт-Петербург,
ул. Двинская 5/7
e-mail: makarchuknv@gumrf.ru

Старцев Василий Николаевич —

кандидат технических наук
ГНЦ ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей»
НИЦ «Курчатовский институт»
191015, Российская Федерация, Санкт-Петербург,
ул. Шпалерная 49
e-mail: starlv@mail.ru

Makarchuk, Nataliya V. — PhD

Admiral Makarov State University
of Maritime and Inland Shipping
5/7 Dvinskaya Str., St. Petersburg 198035,
Russian Federation
e-mail: makarchuknv@gumrf.ru

Startsev, Vasilii N. — PhD

Academician I.V. Gorynin Central
Research Institute of Structural
Materials “Prometey”
49 Shpalernaya Str., St. Petersburg, 191015,
Russian Federation
e-mail: starlv@mail.ru

Статья поступила в редакцию 20 декабря 2016 г.

Received: December 20, 2016.