

**DESCRIPTION OF THE TEMPERATURE FIELD IN PULSED-ARC
WELDING OF SUPERALLOY THIN-SHEET JOINTS WITH DIFFERENT
WELD EDGES GROOVING**

*Roman Valentinovich Nikiforov ^{1a}, Vadim Olegovich Negodyaev ², Vitaliy Rustemovich Galimov ¹,
Alexandr Urievich Medvedev ¹, Grigorii Sergeevich Diakonov ¹*

¹ Ufa University of Science and Technology, 32 Zaki Validi st., 450076 Ufa, Republic of Bashkortostan, Russia

² Samara State Technical University, 244 Molodogvardeyskaya st., 443100 Samara, Russia

^a nikiforov_svarka@mail.ru

ABSTRACT

This article presents the development of a numerical model for describing the penetration shape during pulsed-arc GMA welding of EP648 superalloy butt welded joints with a thickness of 2 mm on a copper backing. The model takes into account symmetrical and asymmetrical edge grooving, the energy characteristics of the pulsed arc with a 1 mm diameter consumable electrode, and heat dissipation into the copper backing from the reverse side of the weld. Based on the simulation results, it was found that during robotic pulsed-arc GMA welding of 2 mm thick EP648 superalloy butt welds with a symmetrical 30° edge preparation, the heat transfer into the copper backing is approximately 0.117Q (where Q is the total input effective power, in W) and is symmetrical relative to the joint. During robotic pulsed-arc GMA welding of 2 mm thick EP648 superalloy butt welds with an asymmetrical 50° edge preparation, an asymmetry is observed toward the edge with a preparation – 0.135Q versus 0.08Q toward the edge without a preparation. The analysis of the results also showed that a double Goldak ellipsoid heat source can be used to describe the penetration shape during pulsed-arc GMA welding of joints with a symmetrical edge grooving of 30° and an asymmetrical edge grooving of 50°. However, this heat source model only approximately describes the heat transfer process in the near-affected zone and the near penetration zone from the edge.

KEYWORDS

Pulsed-arc GMA welding; EP648 superalloy; welding wire EP533; finite element modeling.

**ОПИСАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ПРИ ИМПУЛЬСНО-ДУГОВОЙ СВАРКЕ
ТОНКОЛИСТОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ
С РАЗЛИЧНОЙ РАЗДЕЛКОЙ КРОМОК**

*Роман Валентинович Никифоров ^{1a}, Вадим Олегович Негодяев ²,
Виталий Рустемович Галимов ¹, Александр Юрьевич Медведев ¹,
Григорий Сергеевич Дьяконов ¹*

Уфимский университет науки и технологий, Россия, Республика Башкортостан, 450076 Уфа, ул. Заки Валиди, 32

² Самарский государственный технический университет, Россия, 443100 Самара, ул. Молодогвардейская, 244

^a nikiforov_svarka@mail.ru

АННОТАЦИЯ

В статье представлена разработка численной модели для описания формы проплавления при импульсно-дуговой GMA-сварке стыковых сварных соединений из жаропрочного сплава ЭП648 толщиной 2 мм на медной подкладке, которая учитывала: симметричную и несимметричную разделку кромок под сварку, энергетические характеристики импульсной дуги с плавящимся электродом диаметром 1 мм и теплоотвод в медную подкладку с обратной стороны шва. По результатам моделирования, выяснили, что при роботизированной импульсно-дуговой сварке стыковых сварных соединений сплава марки ЭП648 толщиной 2 мм с симметричной разделкой кромок в 30° величина теплоотдачи в медную подкладку составляет порядка $0,117Q$ (где Q -общая вводимая эффективная мощность, Вт) и симметрична относительно стыка. При роботизированной импульсно-дуговой сварке стыковых сварных соединений сплава марки ЭП648 толщиной 2 мм с несимметричной разделкой кромок в 50° наблюдается асимметрия в сторону кромок с разделкой – $0,135Q$ против $0,08Q$ со стороны кромок без разделки под сварку. Степень асимметрии по показателю интенсивности теплоотдачи в медную подкладку составляет $0,37/0,63$ в стороны кромок с разделкой в 50° . Также анализ результатов показал, что для описания формы проплавления при импульсно-дуговой GMA-сварки соединений с симметричной разделкой кромок в 30° и несимметричной разделкой 1 кромок в 50° можно использовать источник нагрева типа двойной эллипсоид Голдака, однако, такая модель источника нагрева лишь приближенно описывает процесс теплопередачи в околошовной зоне шва и вблизи к зоне проплавления со стороны кромок.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА

Импульсная GMA-сварка; жаропрочный никелевый сплав ЭП648; сварочная проволока ЭП533; конечно-элементное моделирование.

Введение

Сплав марки ЭП648 относится к жаропрочным дисперсионно-твердеющим никелевым сплавам и предназначен для изготовления деталей газотурбинных двигателей (ГТД), дисков, корпусных деталей и высоконагруженных деталей. Для изготовления корпусных узлов из ЭП648 с толщиной стенки 2–4 мм традиционно используют ручную или автоматизированную TIG-сварку (сварку неплавящимся электродом), в редких случаях используют PAW-сварку (плазменную сварку) с присадочной никель-хромовой проволокой [1, 2]. Однако, при TIG-сварке околошовная зона (ОШЗ) сварных соединений имеет крупнозернистое строение, что приводит к снижению пластичности ОШЗ и повышению вероятности образования горячих трещин [3].

Использование роботизированной импульсно-дуговой GMA-сварки обеспечивает важные преимущества:

- пониженное энергозатрачивание;
- высокие механические характеристики сварных соединений [4].

На форму проплавления влияют как энергетические параметры сварочной дуги, так и структурное состояние кромок под сварку. Было также установлено [4, 5], что подготовка кромок под роботизированную импульсно-дуговую GMA-сварку влияет на размер зерна околошовной зоны. Наличие протяженного (не менее 200 мкм) наклепанного слоя кромок обеспечивает получение в ОШЗ микроструктуры с размером зерна меньше, чем у основного металла. Таким образом, выбор энергетических параметров сварки, а также учет напряженно-деформированно-

го состояния кромок открывает путь к получению качественных сварных соединений с требуемыми механическими характеристиками.

Для моделирования формы проплавления используют либо эллипсоидальный источник нагрева Голдака или поверхностный источник нагрева Гаусса (с нормально-распределенным по поверхности тепловым потоком), а также комбинацию эллипсоидального источника нагрева Голдака и линейного источника нагрева (с распределением по условной линии тепловым потоком) в случае неполного проплавления при GMA/MAG-сварки, как показано на рис. 1.

Комбинированные источники нагрева наиболее точно описывают форму проплавления. Однако моделирование по такой методике сопряжено с большим количеством коэффициентов (от 2 до 5 и более) в уравнении описания теплового потока и несколько снижает универсальность данного подхода.

Альтернативным методом моделирования формы проплавления является использование удобных программных продуктов таких как ANSYS и ABAQUS. Особенностью данных программ является формирование

совокупности микрообъемов, которые наглядно иллюстрируют изменения наплавленного слоя с учетом заданной скорости, температуры процесса и природы материала. Такой подход был успешно реализован в работах [7, 8].

На практике для образования равномерного и стабильного провара продольных швов часто применяют медные подкладки, плотно прилегающие к свариваемым крокам. Интенсивный теплоотвод в медную подкладку (граничные условия уравнения теплопроводности 4 рода) обеспечивает сток теплоты и изменяет градиент температуры в нижней части сварочной ванны. Как показано в одной из работ [9] величина теплоотдачи в медную подкладку достигает $0,21 q_{\text{п}} \dots 0,355 q_{\text{п}}$ (где $q_{\text{п}}$ – погонная энергия при сварке, Дж/м) Использование медной подкладки существенно влияет на геометрию сквозного проплавления и величину остаточных напряжений сварного соединения. Таким образом, фактическое состояние сварного соединения в случае использования медных подкладок может сильно отличаться от результатов моделирования.

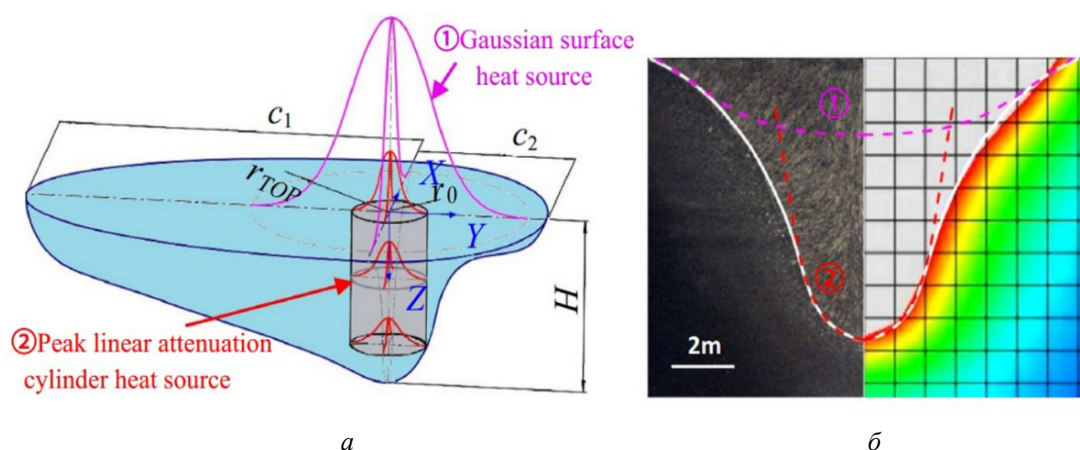


Рис. 1. Комбинированный источник нагрева (а) и распределение и сопоставления изотермы проплавления с макрошлифом сварного соединения из конструкционной стали [6]

Fig. 1. Combined heat source (a) and distribution and comparison of the penetration isotherm with a macrosection of structural steel welded joint [6]

Для сварки плавящимся электродом стационарной дугой при сварке углеродистых и низколегированных сталей эффективность передачи тепла от дуги изделию была детально исследована, например, в работах [10, 11]. Однако результаты, полученные для стационарной дуги, могут быть неприменимым для импульсной дуги. Так, в работе [10] сообщается, что при импульсной сварке значения мощности и погонной энергии отличны от таковых, получаемых при сварке стационарной дугой, а в работе [11] эффективный коэффициент полезного действия (КПД) процесса импульсной и стационарной дуги отличается по значению. Кроме того, на эффективный КПД процесса влияют физические свойства электрода и газовой среды, например при сварке в аргоне и углекислоте эффективный КПД не совпадает [12]. Поэтому оценка эффективного КПД является важным этапом.

Несмотря на большое количество работ [13–18], в которых представлены разработки математических моделей распределения температурных полей при GMA-сварке, ни в одной из них не учитываются следующие данные: 1) теплоотдача в медную подкладку, которая в значительной мере влияет на распределение температуры с обратной стороны шва для тонколистовых сварных соединений (толщиной 1,5–2,0 мм); 2) эффективный КПД нагрева принимают равным 0,8–0,85 и независимым от режимов сварки; 3) рассматривают только сварные соединения с симметричной разделкой кромок.

Сварка никелевых сплавов малых толщин (1,5–2,0 мм) на производстве выполняется обычно без разделки кромок. Однако, как показывают данные ПИ 1.4.75-2000 [19], формирование кромки может существенно улучшить качество сварных соединений. При этом в условиях высокой автоматизации процесса сварки гораздо менее трудоемко обеспечить контроль и постоянство такого

важного параметра сборки под сварку как сварочного зазора.

Поэтому в данной работе была предпринята попытка с использованием численной модели охарактеризовать особенности температурного поля при сварке сплава ЭП648 толщиной 2 мм с предварительной подготовкой кромок и использованием медной подкладки. В качестве угла разделки кромок в соответствии с ПИ 1.4.75-2000 [19] выберем вариант симметричной разделки в 30° и с несимметричной разделкой в 50° .

1. Материалы и методики

В этом разделе статьи представлена информация о сварочных экспериментах, сведения о свойствах основного материала и сварочной проволоки, настройках моделирования и граничных условиях при моделировании.

1.1. Описание сварочных экспериментов и методики моделирования.

Эксперименты осуществлялись на роботизированном сварочном комплексе на базе манипулятора ABB IRB 1600, более подробные характеристики оборудования представлены в работе [20].

Погонная энергия при сварке в зависимости от типа разделки кромок составила: для образцов с двусторонней разделкой 30° – не превышала 100 Дж/мм (режим № 1), для образцов с односторонней разделкой 50° – не превышала 125 Дж/мм (режим № 2).

Роботизированная импульсно-дуговая GMA-сварка осуществлялась на стыковых сварных соединениях сплава ЭП648 толщиной 2 мм с предварительной подготовкой кромок и использованием медной подкладки. На рис. 2 показаны геометрические параметры подготовки кромок под сварку. Геометрические параметры подготовки кромки для сварного соединения с двусторонней разделкой кромки представлены на рис. 2, а, а для односторонней – рис. 2, б.

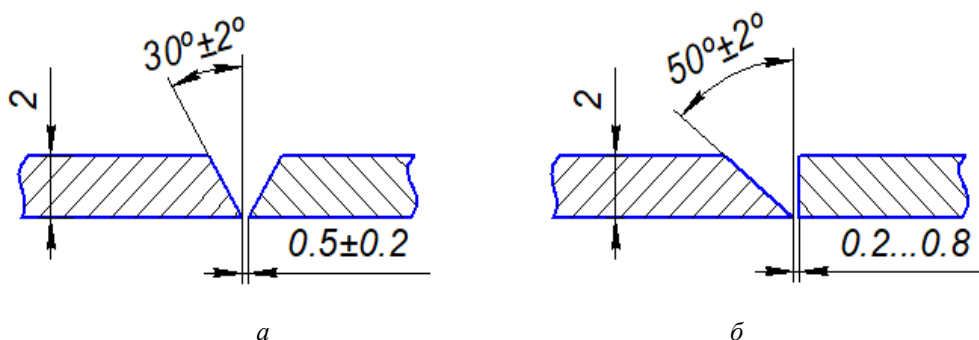


Рис. 2. Геометрические параметры подготовки кромки для сварного соединения

Fig. 2. Geometric parameters of edge preparation for a welded joint

Верификация численных температурных моделей в большинстве случаев осуществляется по сопоставлению термических циклов с термопар, установленных на сварных образцах вблизи к сварному шву вдоль или поперек сварного шва, и узлов конечно-элементной сетки 3D-модели [26]. Такой подход универсален, однако, результаты моделирования температурной задачи напрямую зависят от точности установки термопар, устройства преобразователя сигнала с термопар или цифрового измерителя температуры, а также класса свариваемых материалов. Вследствие чего, при сварке соединений в разделку материалов, обладающих низкой теплопроводностью, такие как никелевые сплавы, результаты измерения температуры с термопар, установленных по внешней стороне шва, могут не соответствовать действительности.

В работе предложена другая методика верификация температурных полей при моделировании сварки. Она осуществляется в несколько этапов:

- 1) проведение сварки в разделку для определения объема наплавляемого материала;
- 2) проведение наплавки на пластину на тех же режимах, что и сварка на этапе 1;
- 3) осуществление термометрирования в процессе наплавки;

4) конечно-элементное моделирование процесса наплавки на пластину:

4.1) подбор коэффициентов (А, В и С) полуэллипсоидального источника нагрева Голдака;

4.2) подбор размера конечно-элементной сетки.

5) конечно-элементное моделирование процесса сварки в разделку:

5.1) коэффициенты (А, В и С) полуэллипсоидального источника нагрева Голдака оставались такими же, как и для этапа 4.1.

5.2) размер конечно-элементной сетки оставался таким же, как и для этапа 4.2.

6) сопоставление результатов конечно-элементного моделирования процесса сварки в разделку с макрошлифами сварных соединений.

Для случая наплавки валика источник нагрева задавался на наплавляемый валик, а в случае сварки – по объему металла сварного шва. В этом случае возможно наиболее точно совпадение термических циклов (см. рис. 3).

В процессе термометрирования были определены и оставались постоянными следующие коэффициенты эллипсоида Голдака как для наплавки, так и для сварки – $A = 0,0062$; $B = 0,0033$; $C1 = C2 = 0,0013$.

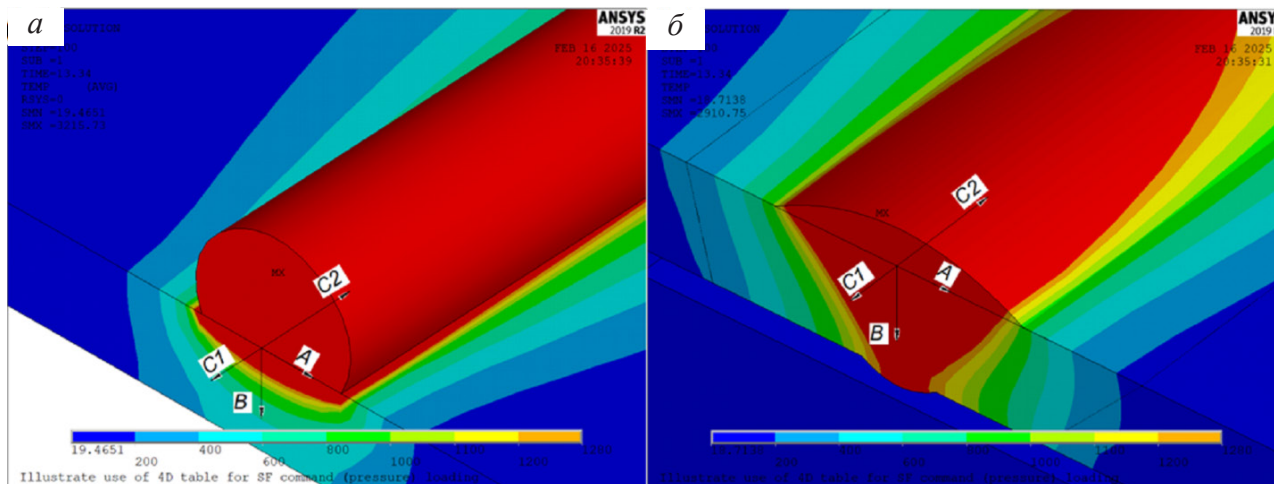


Рис. 3. Параметры эллипсоидального источника нагрева Голдака при наплавке (а) и сварке (б)

Fig. 3. Parameters of the Goldak ellipsoidal heat source for surfacing (a) and welding (б)

1.2. Модель подвижного источника нагрева.

Компьютерную термическую задачу решали методом конечных элементов в пакете ANSYS/Multiphysics ver. 19.2. В качестве источника нагрева использовали классическую модель двойного эллипсоида Голдака (см. рис. 4).

Математическое моделирование двойного эллипсоида для стационарного источника сварочного тепла можно представить следующим образом [28]:

$$\dot{q}_v(x, y, z) = \dot{q}_f(x, y, z) + \dot{q}_r(x, y, z), \quad (1)$$

где \dot{q}_f и \dot{q}_r – объемные плотности распределения тепла в передней и задней части модели, и a , b , c_f и c_r – соответственно ширина, глубина и длина передней и задней части расплавленной ванны.

Для точки внутри первого полуэллипсоида, расположенной в передней части сварочной ванны, тепловой поток определялся по следующему выражению:

$$\dot{q}_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}(f_f Q)}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} e^{\left(\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3(z-l_f)^2}{c_f^2} \right)}, x \geq 0, \quad (2)$$

где f_f – часть теплового потока в передней части ванны; a , b , c – полуоси эллипсоида.

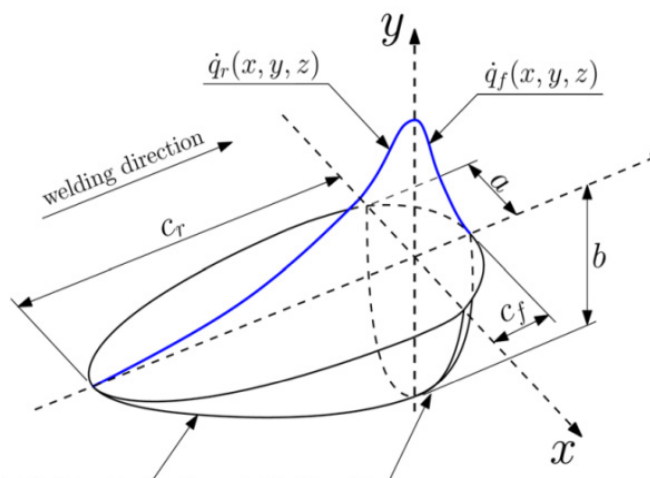


Рис. 4. Полуэллипсоидальный источник нагрева Голдака [21]

Fig. 4. Goldak's semi-ellipsoidal heating source [21]

Для точек (x, y, z) внутри второго полуэллипсоида в задней части сварочной ванны, тепловой поток описывался выражением:

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}(f_z Q)}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} \left(\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3(z-l_r)^2}{c^2} \right), \quad < 0, \quad (3)$$

где f_z – тепловой поток в заднюю часть сварочной ванны.

В расчетах приняли $f_f/f_z = 1/3$ по рекомендациям в работе для никелевых сплавов [26].

Вводимая мощность определялась по следующему выражению:

$$Q = \eta_{\text{И}} \cdot I_{\text{ср}} \cdot U_{\text{ср}}, \quad (4)$$

где $\eta_{\text{И}}$ – эффективный коэффициент полезного действия дуги; $I_{\text{ср}}$ – сила тока, А; $U_{\text{ср}}$ – напряжение на дуге, В.

1.3. Основной материал и сварочная проволока.

Основной материал представлял собой пластины сплава ЭП648 толщиной 2 мм. Химический состав сплава ЭП648 и сварочной проволоки ЭП533 представлен в табл. 1.

На рис. 5 показана зависимость теплофизических свойств от температуры для сплава ЭП648.

Таблица 1. Химический состав сплава ЭП648 по ГОСТ 5632 и сварочной проволоки ЭП533 [22, 23]

Table 1. Chemical composition of the EP648 superalloy according to GOST 5632 and EP533 welding wire [22, 23]

Сплав	Содержание элементов в %															
	C	Si	Mn	Cr	Ni	W	Mo	Mg	Nb	Al	Ti	Fe	B	P	S	Прочие
ЭП648	≤0,1	≤0,4	≤0,5	32–35	Ост.	4,3–5,3	2,3–3,3	–	–	0,5–1,1	0,5–1,1	<4,0	<0,008	<0,015	<0,01	V=0,5–1,1
ЭП533	≤0,1	≤0,3	≤0,5	19–22	Ост.	7–9	7–9	–	–	Σ3,3		≤3,0	≤0,005	<0,015	≤0,01	–

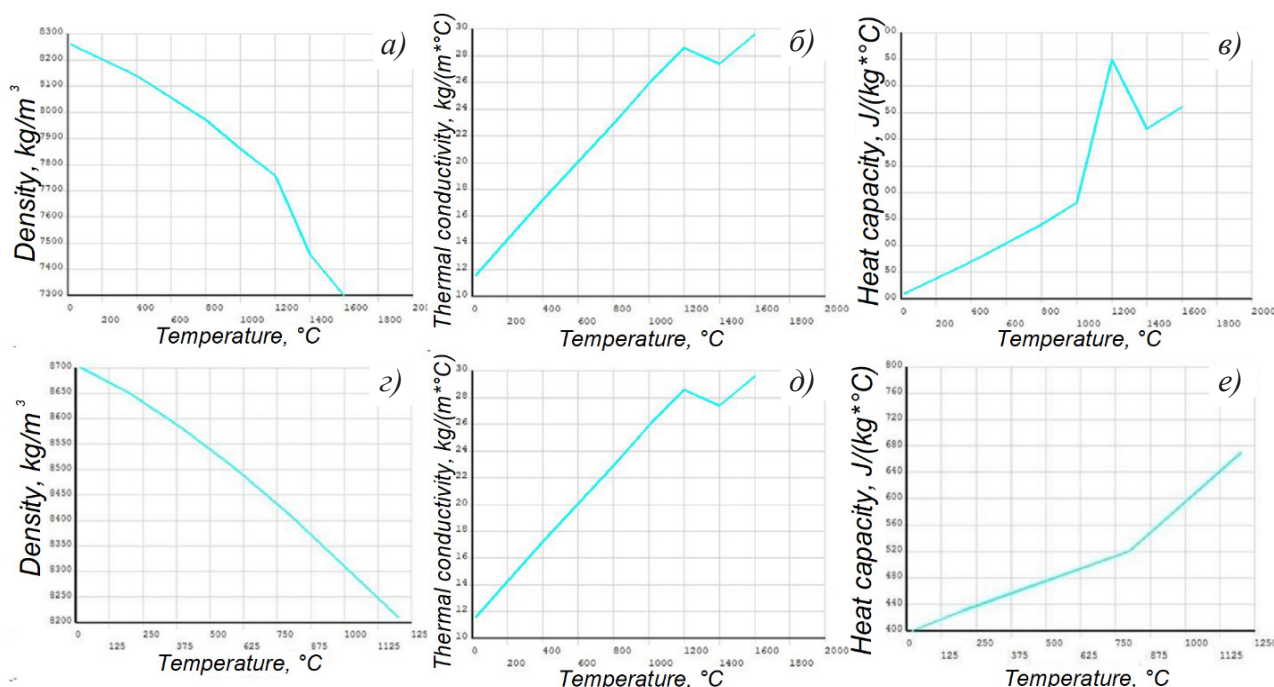


Рис. 5. Зависимость плотности, теплопроводности и теплоемкости от температуры для сплава ЭП648 (а–в) и сварочной проволоки ЭП533 (г–е)

Fig. 5. Dependence of density, thermal conductivity and heat capacity on temperature for EP648 superalloy (a–e) and EP533 welding wire (г–е)

При температурах выше указанных на графиках пакет ANSYS сам линейно экстраполирует данные от последнего кусочно-линейного заданного участка.

1.4. Геометрия и конечно-элементная сетка.

3D-модель сварного соединения представляла собой плоские образцы размерами $100 \times 50 \times 2$ мм³ с разделкой кромок. Для моделирования последовательного нанесения расплавленного металла на поверхность образца при наплавке и в разделку при сварке использовали стандартную функцию «Смерти и рождения элементов» (Birth and Death Elements), которая позволяет имитировать «воздушную прослойку».

На рис. 6 показан общий вид 3D-модели для решения термической задачи при моделировании роботизированной GMA-сварки сплава ЭП648 с двусторонней разделкой 30° (а) и односторонней разделкой в 50° (б) с медной подкладкой.

Для создания конечно-элементной сетки 3D-модели сварного соединения использова-

ли гексаэдрический тип 8-узловых элементов. Размер элементов в области сварного шва – 0,15–0,25 мм, в основном металле – 1,0–2,0 мм.

1.5. Граничные условия.

Радиационное излучение рассчитывалось по формуле [24]:

$$q_{2r} = \varepsilon \cdot C_0 \cdot (T - T_c), \quad (4)$$

где C_0 – постоянная Стефана-Больцмана, $C_0 = 5,67 \times 10^{-8}$ Вт/(м²·град⁴); ε – интегральный коэффициент лучистого теплообмена никеля; T – температура поверхности тела, °C; T_c – температура окружающей среды, °C.

Конвективная теплоотдача определялась по формуле [24]:

$$Q = A \cdot h \cdot (T - T_c), \quad (5)$$

где Q – плотность теплового потока при конвекции, Вт/м²; h – коэффициента теплоотдачи, Вт/м² °C; A – площадь поверхности, м²; T – температура поверхности тела, °C; T_c – температура окружающей среды, °C.

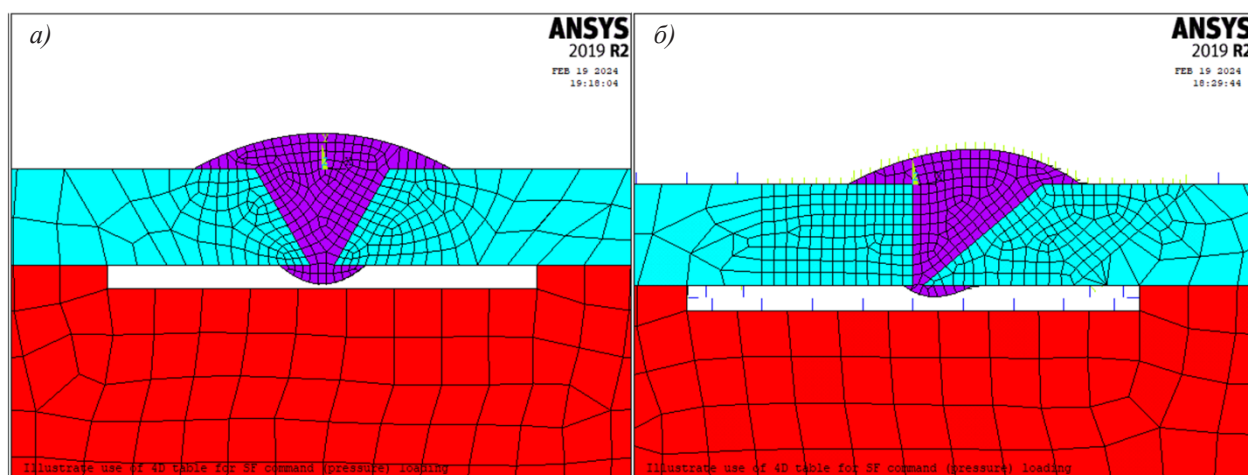


Рис. 6. 3D-модель соединения сплава ЭП648 с двусторонней разделкой 30° (а) и конечно-элементное разбиение в поперечном сечении 3D-модели (б)

Fig. 6. 3D-model of EP648 superalloy joints with a 30° double-sided groove (а) and finite element partitioning in the cross-section of the 3D model (б)

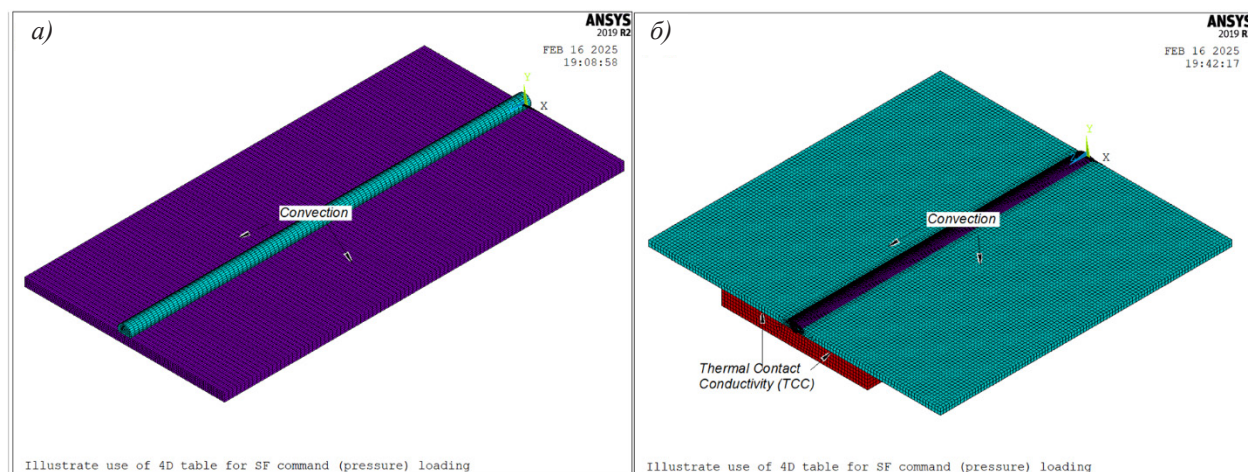


Рис. 7. Задание граничных условий в 3D-модели наплавки (а) и сварки (б)

Fig. 7. Setting boundary conditions in the 3D model of surfacing (a) and welding (b)

Коэффициент конвективной теплоотдачи определяли по данным работы [26] по следующей зависимости: $h=0,68T \cdot 10^{-2}T$, при $0 < T < 500$ °C; $h=0,231T-82,1$, при $T > 500$ °C. Конвективную теплоотдачу задавали с внешних поверхностей плоской пластины. В расчетах приняли температуру плавления сплавов – 1380 °C. Начальная температура T и температура окружающей среды T_c при расчетах принималась равной 20 °C. На рис. 7 показаны зоны сварного соединения, с которых задавала конвективная теплоотдача с 3D-модели наплавки (а) и сварки (б).

Граничные условия контакта «сварной образец – медная подкладка» рассматривались как сумма термических проводимостей воздушной прослойки $\alpha_{\text{воз}}$ между микровыступами контактируемых материалов и металлического контакта $\alpha_{\text{м}}$. По данным работы [25] термическая проводимость контакта приближенно может быть рассчитана только по значению $\alpha_{\text{воз}}$ по формуле:

$$\alpha_{\text{воз}} = \frac{2\lambda_{\text{возд}}}{h_{\text{Cu}} + h_{\text{Ni}}}. \quad (6)$$

Средняя величина микронеровностей Ra на поверхности образца составила $h_{\text{Ni}} = 0,66$ мкм, а на поверхности – меди $h_{\text{Cu}} = 2,90$ мкм. Зависимость в Тепло-

проводности воздуха $\lambda(T) = 0,0001T + 0,0185$ Вт/(м·град) в интервале температур 20–800 °C приняли по данным работы [25].

Для использования расчетных выражений контактной термической проводимости в качестве граничных условий контакта задавался контакт между пластиной и подкладкой. Реализация контакта в ANSYS/Multiphysics осуществлялась через меню менеджера контакта (Contact Manager), в котором задается контакт между целевой поверхностью (Target surface) и контактной (Contact surface). В качестве Target surface выбрали нижнюю грань сварного образца, а Contact surface – поверхность медной пластины (см. рис. 7, б). Кондуктивная теплопередача между контактируемыми поверхностями рассчитывалась по формуле [24, 25]:

$$q = TCC \cdot (T_i - T_c), \quad (7)$$

где TCC – коэффициент контактного термического сопротивления, обратный величине проводимости; T_i – температура в узлах контакта целевой поверхности; T_c – температура в узлах контакта контактной поверхности.

В результате расчетов были получены следующие значения контактной термической проводимости $\alpha_{\text{возд}}(T) = 9100 + 28T$.

Для уменьшения времени расчетов при моделировании наплавки не учитывали контактную теплопередачу медной под-

кладки со сварочной оснасткой заменив ее конвективной теплоотдачей той же величины, что и поверхностей свариваемых образцов – $h=0,68T \cdot 10^{-2}T$, при $0 < T < 500$ °C; $h=0,231T-82,1$, при $T > 500$ °C.

Моделирование проводилось в 2 этапа:

Этап 1. Имитация наплавки валика источником нагрева проводилась с помощью Heat generation (объемный источник). Для наплавки присадочного материала использовалась техника «Birth and Death Elements» (смерти и рождения элементов).

Этап 2. Остывание в течение 60 сек.

1.6. Оценка эффективного КПД процесса.

Для оценки эффективного КПД процесса сварки плавящимся электродом авторами настоящей статьи были проведены эксперименты по калориметрированию, представленные в работе [26]. В ходе экспериментов было установлено, что погонная энергия на проход при GMA-сварке в импульсном режиме составлял 158–172 Дж/мм при сварке толщины 3 мм на 1 проход и 4 мм на 2 прохода. По сравнению со сваркой в один проход по рекомендуемым режимам данное значение на 185% ниже, чем при GMA-сварке и

на 115% ниже, чем при сварке неплавящимся электродом. По сравнению с ручной сваркой в 3 прохода толщины 4 мм двухпроходная сварка обеспечивает тепловложение на 75–90% ниже на проход. Кроме того, по скорости соединения можно отметить, что производительность разработанных технологий обеспечивает двукратный прирост по сравнению со сваркой неплавящимся электродом и трехкратный по сравнению с ручной сваркой по данным, представленным в работе [26]. Поскольку значения эффективной мощности нагрева Q использовали в качестве входного параметра при моделировании тепловых полей от движущегося источника нагрева при наплавке и сварке.

В соответствии с результатами работы [26] для расчетов принимаем $\eta=0,85$ для режима №1 и $\eta=0,82$ – для режима №2.

1.7. Верификация температурных полей при роботизированной наплавке.

Верификация температурных полей при роботизированной наплавке осуществлялась термопарами k-типа. Термопары крепились к плоскому образцу с помощью контактной сварки по предварительной разметке (см. рис. 8).

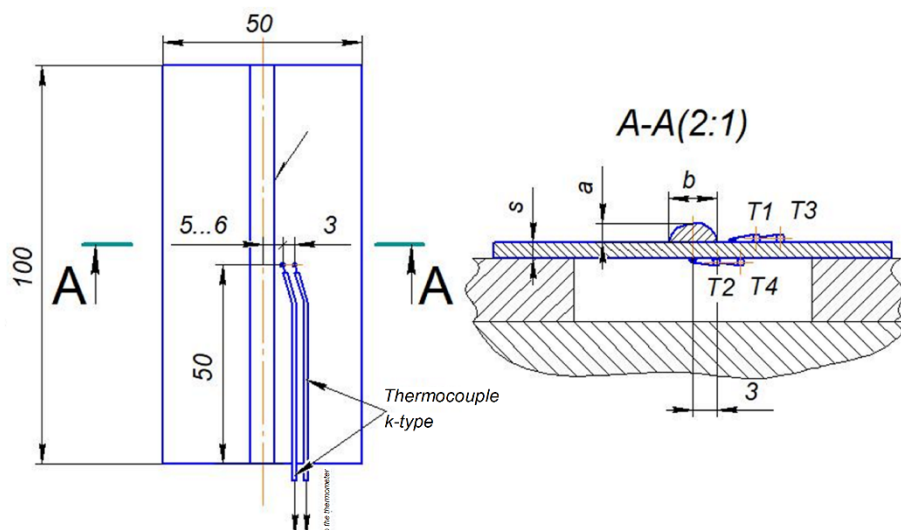


Рис. 8. Схема установки термопар K-типа на плоский образец при роботизированной наплавке

Fig. 8. Schematic diagram of the installation of K-type thermocouples on a flat sample during robotic surfacing

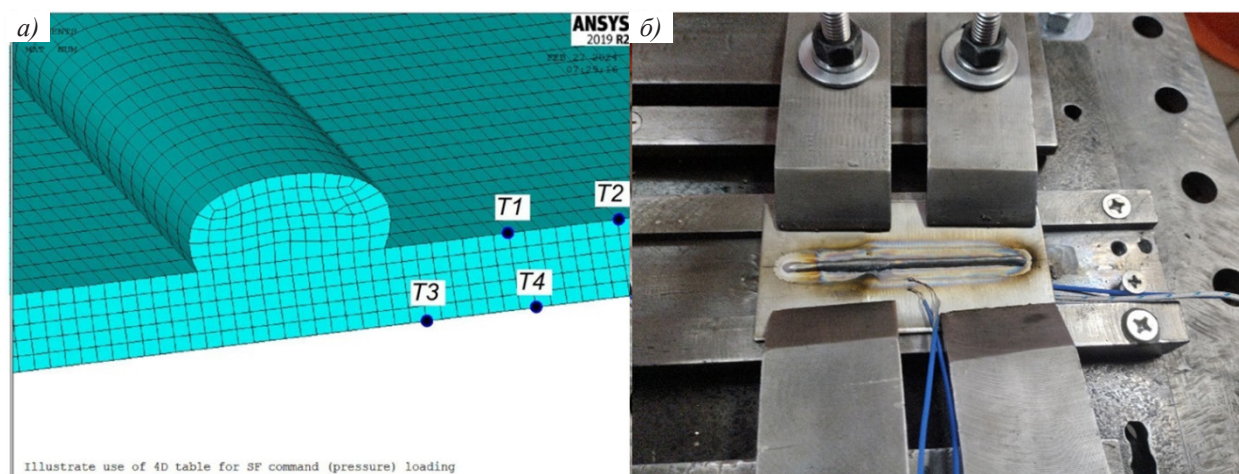


Рис. 9. Верификация термических циклов по месту расположения на конечно-элементной модели наплавки (а) и плоского образца с роботизированной наплавкой (б)

Fig. 9. Verification of thermal cycles by location on the finite element model of the surfacing (a) and a flat sample with robotic surfacing (b)

На рис. 9, а показаны узлы конечно-элементной модели, с которых снимались термические циклы при наплавке, и плоские образцы с наплавкой в сборочной оснастке для верификации этих термических циклов на соответствующих режимах.

Длина термопар «К-типа» была для всех 4-х термопар одинаковой и составляла 1 м. Термические циклы в процессе наплавки за-

писывались с помощью цифрового 4-х канального измерителя температуры CENTER 511, шаг записи – 0,25 сек.

2. Распределение температурных полей при роботизированной наплавке

На рис. 10 показано распределение температурных полей от движущегося источника нагрева, имитирующего роботизированную наплавку для режима №1.

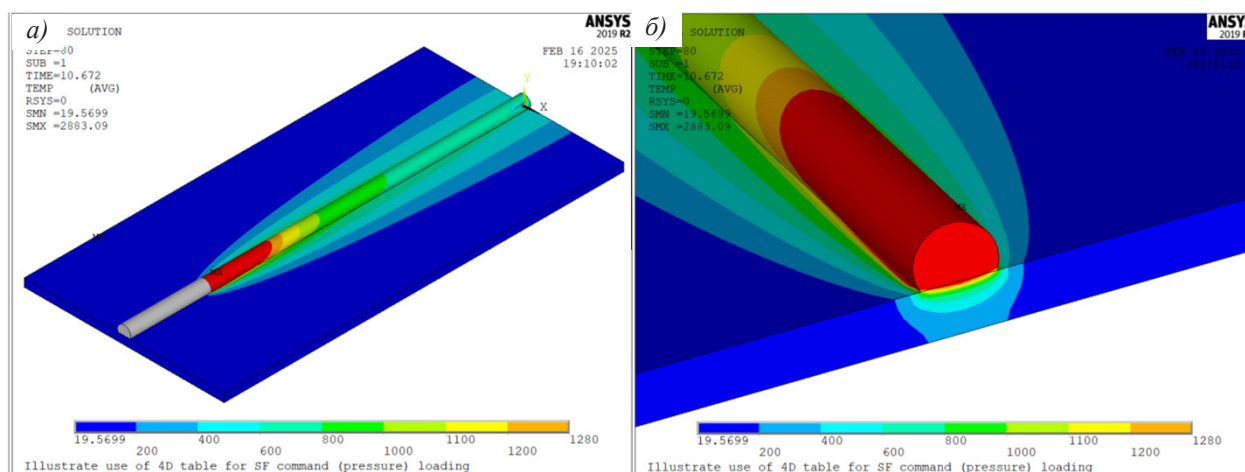


Рис. 10. Распределение температурных полей при роботизированной наплавке для режима №1

Fig. 10. Distribution of temperature fields during robotic surfacing for regime №1

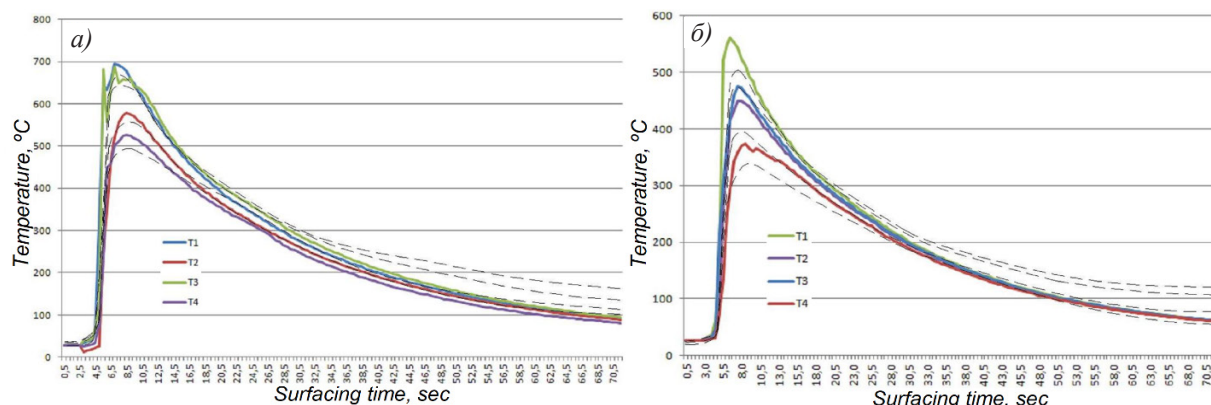


Рис. 11. Сопоставление термических циклов с термопар, установленных на плоском образце, и с узлов конечно-элементной модели, для режимов наплавки №1 (а) и №2 (б)

Fig. 11. Comparison of thermal cycles from thermocouples installed on a flat sample and from nodes of the finite element model for surfacing regimes №1 (a) and №2 (б)

На рис. 11 показано сопоставление термических циклов с натурных экспериментов и полученных в результате конечно-элементного моделирования роботизированной наплавки на плоский образец толщиной 2 мм на режиме наплавки для образцов с двусторонней разделкой 30° (а) и односторонней разделкой 50° (б). Сплошной линией показаны экспериментальные термические циклы, пунктирной – по результатам моделирования.

Сопоставление по термическим циклам результатов моделирования термической задачи наплавки с результатами термометрирования натурных экспериментов показало

расхождение для режимов наплавки №1 и №2 максимальных значений температуры в местах измерения (точка Т1) не более 10% (653 °С против 703 °С для режима №1 и 505 °С против 565 °С для режима №2), что является достаточной точностью для инженерных расчетов.

3. Распределение температурных полей при роботизированной GMA-сварке

На рис. 12 показано распределение температурных полей от подвижного источника нагрева с внешней стороны шва образцов с симметричной разделкой 30° (а) и односторонней разделкой 50° (б).

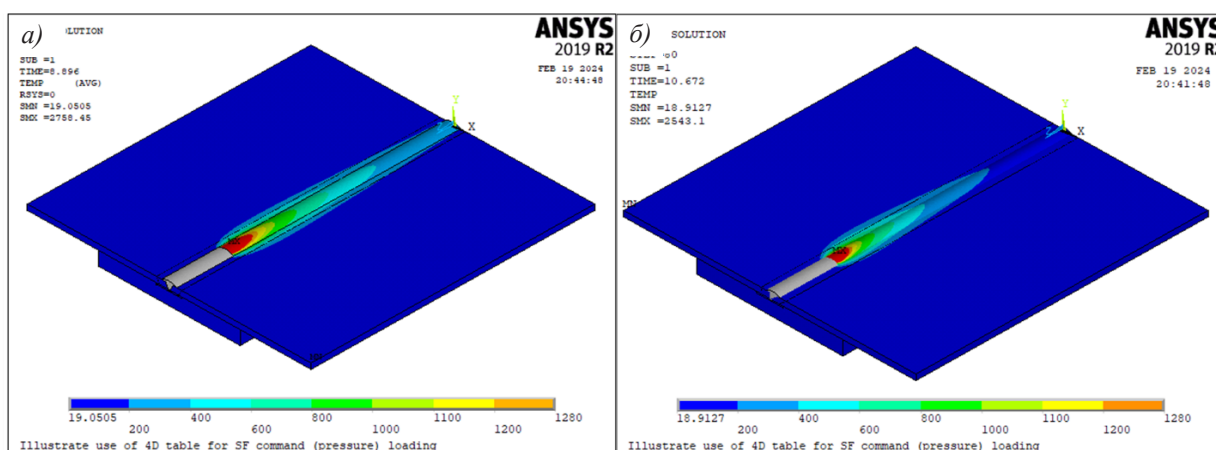


Рис. 12. Распределение температурных полей от подвижного источника в поперечном сечении для образцов с симметричной разделкой 30° (а) и односторонней разделкой 50° (б)

Fig. 12. Distribution of temperature fields from a moving heat source in the cross section for samples with a symmetrical groove of 30° (a) and a one-sided groove of 50° (б)

На рис. 13 показано распределение температурных полей от подвижного источника нагрева в поперечном сечении образцов с симметричной разделкой 30° (а) и односторонней разделкой 50° (б) и макрошлифы сварных соединений (б, в) соответственно. Синей линией обозначен контур линии проплавления реального сварного соединения.

На рис. 14 показано распределение температурных полей со стороны медной подкладки на 80-м шаге ($t=8,9\ldots 10,7$ сек в за-

висимости от типа разделки кромок) для соединений с симметричной разделкой 30° (а) и несимметричной разделкой 50° (б) соответственно.

На рис. 15 показаны термические циклы в узлах в контактной зоне «образец-медная подкладка» в зависимости от варианта выбранной разделки кромок – для образцов с двусторонней разделкой 30° (а), а для образцов с односторонней разделкой 50° (б).

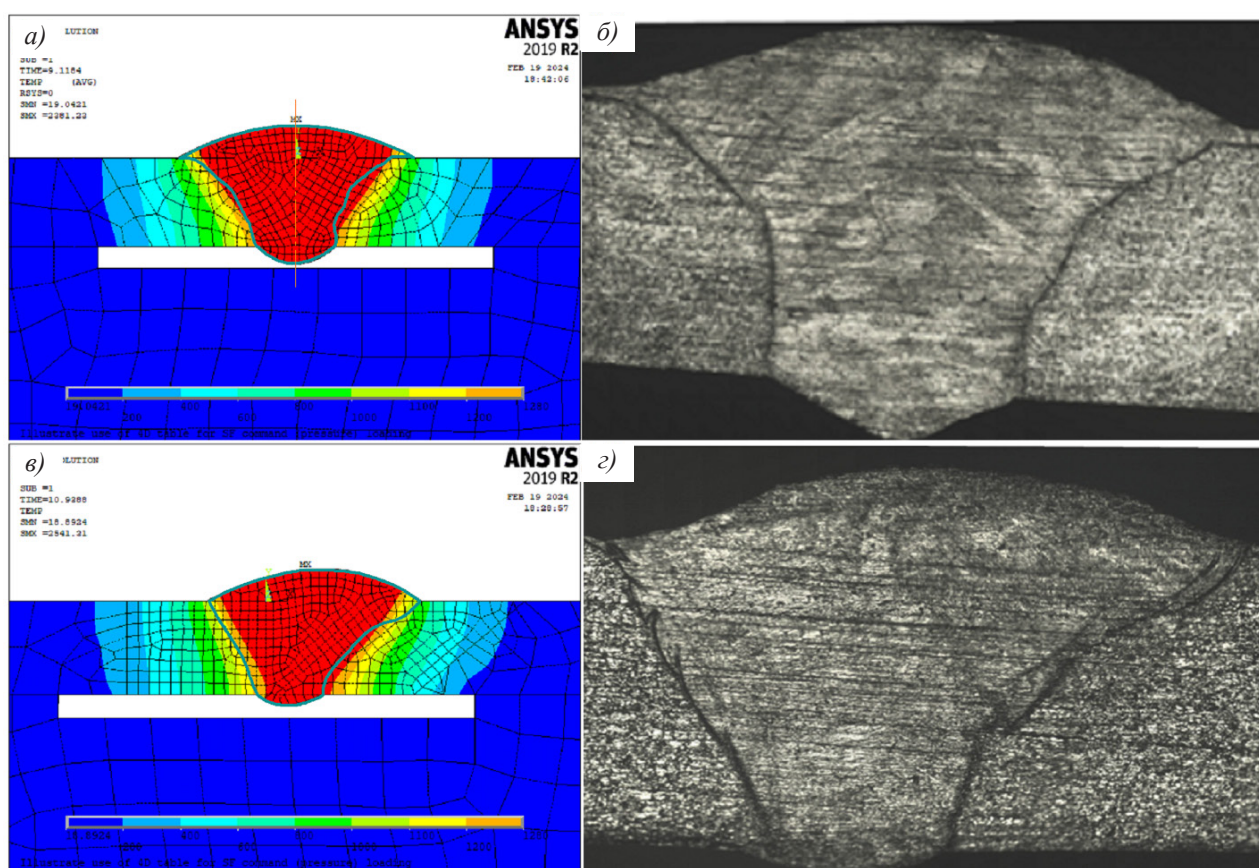


Рис. 13. Распределение температурных полей от подвижного источника в поперечном сечении для образцов с симметричной разделкой 30° (а) и односторонней разделкой 50° (б) и макрошлифы сварных соединений (б, в)

Fig. 13. Distribution of temperature fields from a moving source in the cross section for samples with a symmetrical grooving of 30° (а) and a one-sided bevel of 50° (б) and macrosections of welded joints (б, в)

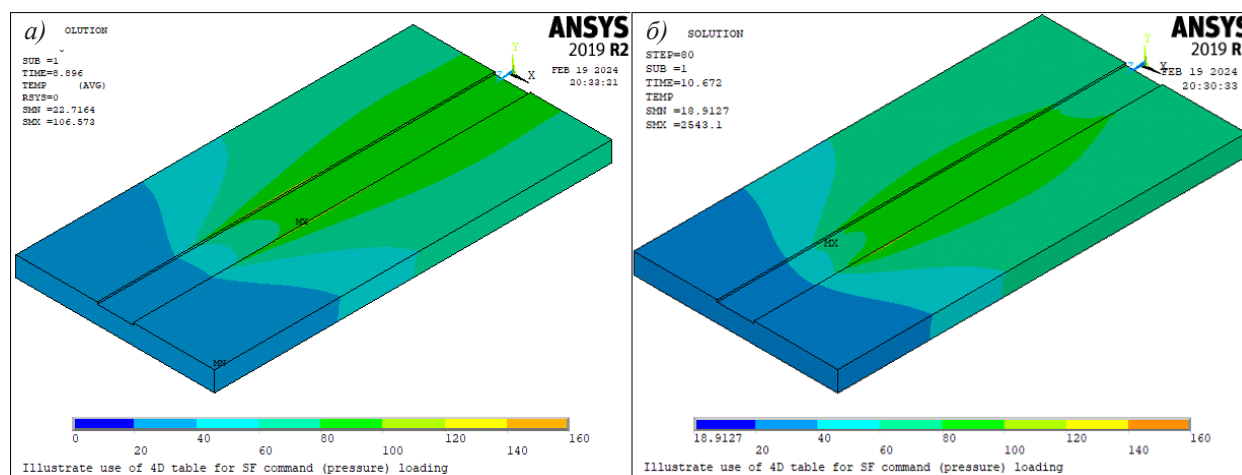


Рис. 14. Распределение температурных полей со стороны медной подкладки для соединений с симметричной разделкой 30° (а) и несимметричной разделкой 50° (б)

Fig. 14. Distribution of temperature fields on the copper backing for connections with symmetrical 30° (a) and asymmetrical 50° (b) grooving

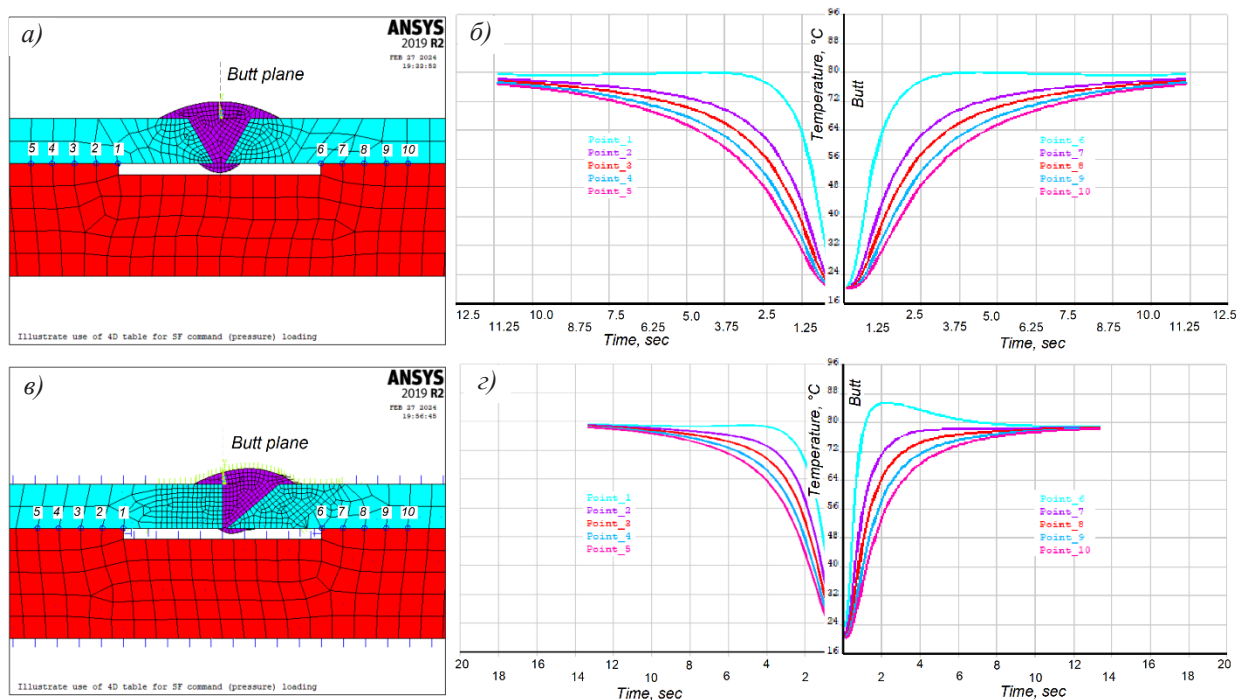


Рис. 15. Узлы по контактной поверхности конечно-элементной модели в поперечном сечении и термические циклы в этих узлах для образцов с двусторонней разделкой 30° (а, б), а для образцов с односторонней разделкой 50° (в, г)

Fig. 15. Nodes along the contact surface of the finite element model in cross section and thermal cycles in these nodes for samples with a double-sided groove of 30° (a, б), and for samples with a single-sided groove of 50° (в, г)

Как видно из рис. 15, а, б в соединении с симметричной разделкой крайняя кромка канавки в медной подкладке (Point 6) прогревалась до температуры 80 °С. В соеди-

нении с несимметричной разделкой крайняя кромка канавки в медной подкладке (Point 6) прогревалась до температуры 86 °С (рис. 15, в, г). Из результатов моделирования

хорошо видно, что формирование кромки приводит к изменению величины эффективной мощности, переданной медной подкладке через контакт. Этот результат хорошо согласуется с данными моделирования и экспериментальными данными других авторов [24].

По результатам моделирования с помощью функции «list results»–«nodal solution»–

«thermal flux» была определена часть эффективной мощности, переданной медной подкладке через контакт. На рис. 16 показана интенсивность потери эффективной мощности при теплоотдаче в медную подкладку в зависимости от разделки кромок – симметричной разделки 30° (а, б) и несимметричной разделки 50° (в, г) в выбранных точках контактной поверхности.

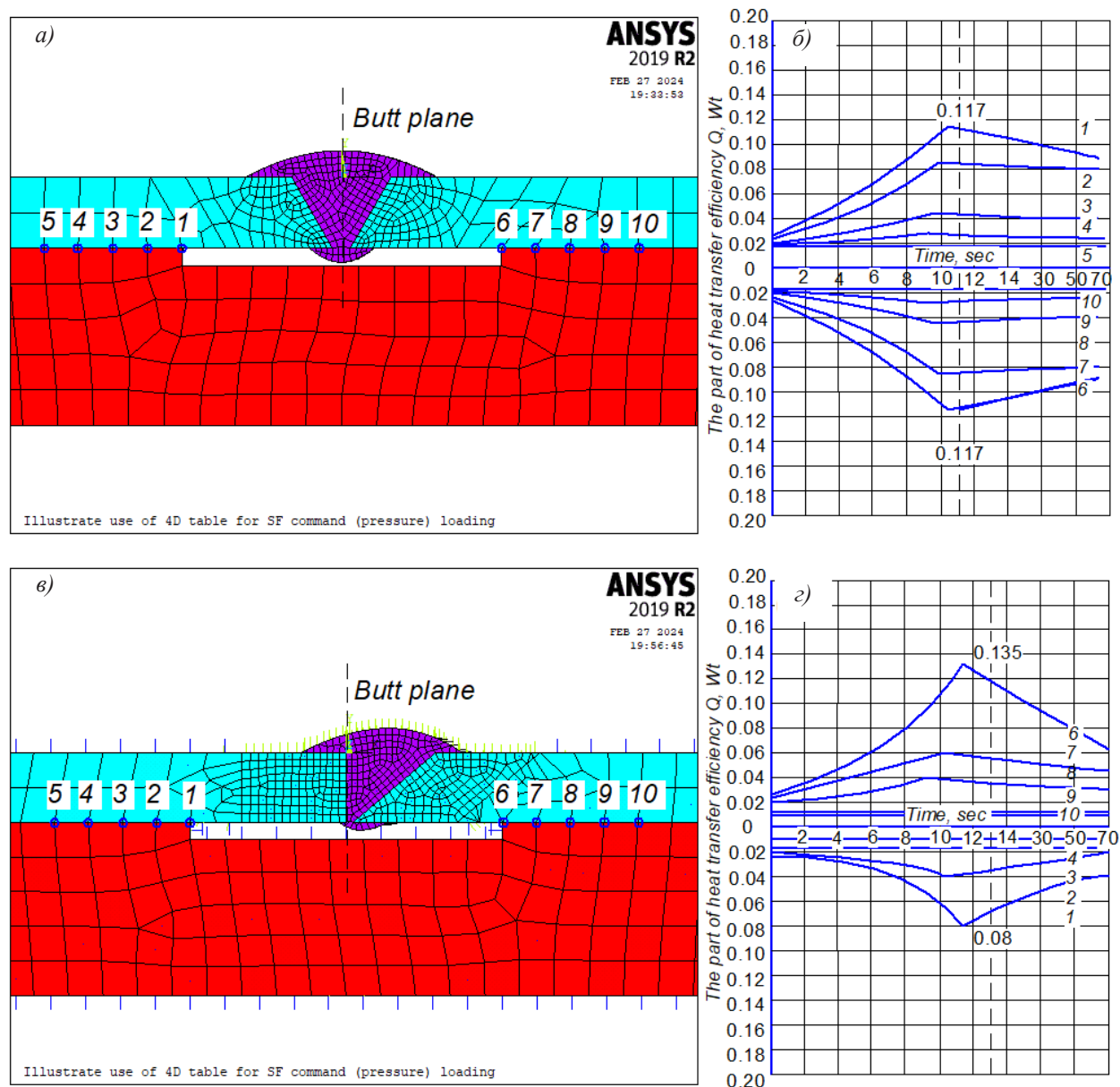


Рис. 16. Интенсивность потери эффективной мощности при теплоотдаче в медную подкладку в зависимости от разделки кромок – симметричной разделки 30° (а, б) и несимметричной разделки 50° (в, г)

Fig. 16. The intensity of the loss of effective power during heat transfer into a copper backing depending on the edge preparation – symmetrical preparation of 30° (а, б) and asymmetrical preparation of 50° (в, г)

Для сварных соединений из сплава ЭП648 толщиной 2 мм с симметричной разделкой кромок в 30° в процессе сварки тепловложение в медную подкладку пиковое значение составило 0,117Q от общей вводимой эффективной мощности (Q) при нагреве, а для соединений с несимметричной разделкой в 50° пиковое значение тепловложения в медную подкладку $\approx 0,08Q$ соответственно.

4. Обсуждение результатов моделирования

Использование эллипсоида Голдака в качестве источника нагрева позволяет описать форму проплавления при импульсно-дуговой GMA-сварки соединений сплава ЭП648 толщиной 2 мм с симметричной разделкой кромок в 30° и несимметричной разделкой 1 кромок в 50°. Однако, как видно из рис. 15 а, б изотерма проплавления металла сварного шва от эллипсоида не полностью совпадает с границей сплавления по результатам металлографического анализа. Погрешность между значениями площади поперечного сечения сварного шва и площади проплавления для соединений с симметричной разделкой кромок в 30° составила 4,3%, а для сварных соединений с односторонней разделкой 50° – 6% соответственно. Однако, для случая моделирования сварки по несимметричной разделки в 50° происходит излишнее проплавление кромок с разделкой на глубину более 1 мм, что не соответствует данным микроструктурного анализа в сварных соединениях в ранее проведенных работах [26, 24, 7].

Сопоставление по термическим циклам результатов моделирования термической задачи наплавки с результатами термометрирования натурных экспериментов показало, что погрешность в зоне максимальных значений температуры в местах измерения составила порядка $\approx 10\%$ на некотором удалении от сварного шва. Это, вероятно, вызвано, несколькими факторами: 1) неточность установки термодатчика от стыка и позиционирование плоского образца относительно тра-

ектории движения плавящегося электрода; 2) погрешностью смоделированных теплофизических свойств сплавов ЭП648 и ЭП533 в области высоких температур, так как данные при температурах выше 1200 °С в справочной и научной литературе отсутствуют.

Вследствие чего, использование модели двойного эллипсоида Голдака при имитации сварки соединений с несимметричной кромкой с малым проплавлением возможно лишь для последующей оценке напряженно-деформированного состояния сварного соединения, но не предназначено для описания процессов теплопередачи в ОШЗ и вблизи к зоне проплавления кромок.

Анализ результатов компьютерного моделирования термической задачи роботизированной импульсно-дуговой GMA-сварки сплава ЭП648 стыковых соединений толщиной 2 мм показал, что при сварке образцов сплава ЭП648 с односторонней разделкой характерна явная асимметрия распределения температурных полей от линии стыка. При этом асимметрия распределения температурных полей также отчетливо видна при теплопередаче в медную подкладку на рис. 14. На рис. 16, а показано, что крайняя кромка канавки в медной подкладке при симметричной разделке 30° прогревалась до температуры 80 °С. Для соединения с несимметричной разделкой 50° правая крайняя кромка канавки в подкладке нагревалась до температуры 86 °С с последующим снижением температуры до уровня 80 °С, что, вероятно, вызвано большей интенсивностью нарастания температуры от теплового потока через поверхность разделки острой кромок для случая сварного соединения с несимметричной разделкой. Левая кромка канавки в медной подкладке прогревалась до температуры 78 °С (со стороны образца без скоса кромок). Среднее значение по кромкам канавки медной подкладки для несимметричной разделки составляет 80 °С, в то время как для несимметричной разделки средняя температура – 82 °С.

Анализ интенсивности потери эффективной мощности при теплоотдаче в медную подкладку в зависимости от разделки кромок, как представлено на рис. 16, показывает, что для сварного соединения с симметричной разделкой 30° величина теплоотдачи в медную подкладку составляет порядка $0,117P$ и симметрична относительно стыка, то для соединений с несимметричной разделкой в 50° наблюдается асимметрия в сторону кромок с разделкой – $0,135Q$ против $0,08Q$ со стороны кромок без разделки под сварку. Степень асимметрии по показателю интенсивности теплоотдачи в медную подкладку составляет $0,37/0,63$ в стороны кромок с разделкой в 50° .

Степень асимметрии по показателю интенсивности теплоотдачи в медную подкладку для соединений в зависимости разделкой является значимым показателем для оценки напряженно-деформированного состояния сварных соединений, поскольку напрямую влияет на картину распределения остаточных напряжений и усадку сварных соединений после сварки, что в свою очередь может ухудшить технологическую прочность трудносвариваемых материалов и привести к трещинообразованию в сварном шве и ОШЗ.

Выводы

1. Разработана численная модель роботизированной импульсно-дуговой сварки плавящимся электродом с погрешностью $\approx 10\%$, прогнозирующая распределение температурных полей при сварке стыковых соединений сплава марки ЭП648 толщиной 2 мм с симметричной разделкой кромок в 30° и односторонней разделкой кромок в 50° на медной подкладке.

2. Для описания формы проплавления при импульсно-дуговой GMA-сварки соединений сплава ЭП648 толщиной 2 мм с симметричной разделкой кромок в 30° и несимметричной разделкой 1 кромок в 50° можно использовать источник нагрева типа двойной эллипсоид Голдака. Однако, такая модель источника нагрева не предназначена для описа-

ния процессов теплопередачи в ОШЗ и вблизи к зоне проплавления кромок.

3. По результатам моделирования, выяснили, что при роботизированной импульсно-дуговой сварке стыковых сварных соединений сплава марки ЭП648 толщиной 2 мм с симметричной разделкой кромок в 30° величина теплоотдачи в медную подкладку составляет порядка $0,117Q$ (где Q – общая вводимая эффективная мощность, Вт) и симметрична относительно стыка. При роботизированной импульсно-дуговой сварке стыковых сварных соединений сплава марки ЭП648 толщиной 2 мм с несимметричной разделкой кромок в 50° наблюдается асимметрия в сторону кромок с разделкой – $0,135Q$ против $0,08Q$ со стороны кромок без разделки под сварку. Степень асимметрии по показателю интенсивности теплоотдачи в медную подкладку составляет $0,37/0,63$ в стороны кромок с разделкой в 50° .

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Sorokin L.I. Weldability of heat-resistant alloys used in aircraft gas turbine engines // Welding Production. 1997. No. 4. P. 4–11. (In Russian) [Сорокин Л.И. Свариваемость жаропрочных сплавов, применяемых в авиационных газотурбинных двигателях // Сварочное производство. 1997. No 4. С. 4–11]
2. Makarov E.L., Yakushin B.F. Theory of weldability of steels and alloys: monograph. Moscow: Publishing house of MSTU n.a. N.E. Bauman, 2014. 487 p. (In Russian) [Макаров Э. Л., Якушин Б. Ф. Теория свариваемости сталей и сплавов: монография. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. 487 с.]. ISBN 978-5-7038-3938-6
3. Sorokin L.I. Filler materials for welding heat-resistant nickel alloys (review). Part 1. Welding production. 2003. № 4. (In Russian) [Сорокин Л.И. Присадочные материалы для сварки жаропрочных никелевых сплавов (обзор). Часть 1. // Сварочное производство. - 2003. - №4.]
4. Structure and properties of welded joints of EP718 alloy obtained by robotic consumable electrode welding. R.V. Nikiforov [et al.]. Bulletin of USATU. 2021. № 25(94). P. 10–18. (In Russian) [Структура и свойства сварных соединений сплава ЭП718, полученных роботизированной сваркой плавящимся электродом. Р.В. Никифоров [и др.]. Вестник УГАТУ. 2021. №25(94). С. 10–18.] ISSN 1992-6502.

5. Development of technology for robotic consumable electrode welding of joints made of KhN45MVTYuBR alloy. Welding and diagnostics. Moscow: NAKS Media. 2020. № 4. P. 46-49. (In Russian) [Разработка технологии роботизированной сварки плавящимся электродом соединений из сплава ХН45МВТЮБР. Сварка и диагностика. Москва: НАКС Медиа. 2020. № 4. С. 46-49.]
6. Wu CS, Wang HG, Zhang YM (2006) A New Heat Source Model for Keyhole Plasma Arc Welding in FEM Analysis of the Temperature Profile. Weld J 85:284-s–291-s. https://www.researchgate.net/publication/282693353_A_new_heat_source_model_for_keyhole_plasma_arc_welding_in_FEM_analysis_of_the_temperature_profile
7. Coupled finite element analysis of MIG welding assembly on auto-body high-strength steel panel and door hinge. Wen-feng Zhu [et al]. Int J Adv Manuf Technol (2010) 51:551–559 DOI 10.1007/s00170-010-2646-y
8. Experimental and finite element simulation for thermal distribution in TIG, MIG and TIG-MIG hybrid welds. Cynthia Samuel Abima [et al]. International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM) <https://doi.org/10.1007/s12008-022-01173-9>
9. Nikiforov, R.V. Improving the Technology of Automatic TIG Welding of Butt Joints Made of Thin-Sheet Corrosion-Resistant Steels with a Non-Consumable Electrode, Taking into Account Thermal Deformation Processes in the Product. Diss. ... Phd. Tech. Sciences: 05.03.06: defended 25.09.2014: approved 16.01.2015. Moscow, 2000. 409 p. (In Russian) [Никифоров Р.В. Совершенствование технологии автоматической аргонодуговой сварки неплавящимся электродом стыковых соединений из тонколистовых коррозионно-стойких сталей с учетом термомеханических процессов в изделии. автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук / Моск. гос. техн. ун-т им. Н.Э. Баумана. Москва, 2014]
10. Joseph A. & Harwig, D. & Farson, D. & Richardson, R.. (2003). Measurement and calculation of arc power and heat transfer efficiency in pulsed gas metal arc welding. Science and Technology of Welding & Joining. 8. 400-406. 10.1179/136217103225005642.
11. Melfi, T., & Joe, D. Measurement of heat input in complex wave form welding. Materials at High Temperatures. 2001. 27(3), P. 201–204.
12. Nerovny V.M. Theory of welding processes: textbook for universities; edited by V.M. Nerovny – 2nd ed. revised and enlarged. Moscow: Publishing house of Bauman Moscow State Technical University. 2016. – 702 p. (In Russian) [Неровный В.М. Теория сварочных процессов: учебник для вузов; под ред. В.М. Неровного, – 2-е изд., перераб. и доп. – Москва: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2016. – 702 с.: ил.]
13. Yadaiah N, Bag S (2014) Development of egg-configuration heat source model in numerical simulation of autogenous fusion welding process. Int J Therm Sci 86:125–138. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2014.06.032>
14. Coupled finite element analysis of MIG welding assembly on auto-body high-strength steel panel and door hinge. Wen-feng Zhu [et al]. Int J Adv Manuf Technol (2010) 51:551–559 DOI 10.1007/s00170-010-2646-y
15. Experimental and finite element simulation for thermal distribution in TIG, MIG and TIG-MIG hybrid welds. Cynthia Samuel Abima [et al]. International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM) <https://doi.org/10.1007/s12008-022-01173-9>
16. Deng D. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements // Computational Materials Science. 2006. Vol.37. №3. P. 269-277.
17. Finite element analysis of residual stresses and distortion in hard faced gate valve. Murugan, N. [et al]. J. Sci. Ind Res. 2010. Vol.69. №2. P. 129–134.
18. Jamshidi Aval H., Kokabi A. H., Serajzadeh A. Theoretical and experimental study of microstructures and weld pool geometry during GTAW of 304 stainless steel. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 2009. Vol.42. Issue 11-12. P.1043–1051.
19. Production instruction 1.4.75-2000. Arc welding in an environment of shielding gases of structural, stainless and heat-resistant steels and alloys (In Russian) [ПН 1.4.75-2000: Производственная инструкция. Дуговая сварка в среде защитных газов конструкционных, нержавеющих и жаропрочных сталей и сплавов]
20. Study of the Structure and Properties of EP718 Alloy Welded Joints Produced by Robotic GMA Welding / Medvedev A.Yu., Nikiforov R.V., Galimov V.R., Medvedev A.E. // Trans Indian Inst Met. Vol 77. 3653-3664 pp. DOI:10.1007/s12666-024-03419-4
21. Goldak J, Chakravarti A, Bibby M (1984) A new finite element model for welding heat sources. Metall Trans B 15B:299–305. <https://doi.org/10.1007/BF02667333>
22. Makarov E.L., Yakushin B.F. Theory of weldability of steels and alloys: monograph. Moscow: Publishing house of MSTU n.a. N.E. Bauman, 2014. 487 p. (In Russian) [Макаров Э. Л., Якушин Б. Ф. Теория свариваемости сталей и сплавов: монография. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. 487 с.]. ISBN 978-5-7038-3938-6.
23. State Standart 5632-1980. Alloyed stainless steels and alloys, corrosion-resistant, heat-resistant, and heat-resistant. Brands. Moscow: Standartinform, 2015. P. 54. (In Russian) [ГОСТ 5632. Легированные нержавеющие]

щие стали и сплавы коррозионно-стойкие, жаростойкие и жаропрочные. Марки. М.: Стандартинформ. 2015. С. 54.]

24. Medvedev A.Yu., Medvedev A.E., Shaikhulova A.F., Nikiforov R.V., Murugova O.V., Galimov V.R. The numerical simulation of the post-welding stress-strain state of thin-sheets welded joints of EP718 alloy. *Materials Physics and Mechanics*. Vol. 51(5). 2023. 15pp. DOI: 10.18149/MPM.5152023_8

25. Shlykov Yu. P., Ganin E. A. Contact heat exchange: heat transfer between contacting metal surfaces. М. Gosenergoizdat. 1963. 144 p. (In Russian) [Шлыков Ю. П., Ганин Е. А. Контактный теплообмен: теплопере-

дача между соприкасающимися металлическими поверхностями.— М. : Л.: Госэнергоиздат, 1963. 144 с.]

26. Medvedev A. Yu., Nikiforov R. V., Galimov V. R. Evaluation of the energy efficiency of the pulsed-arc surfacing process with a consumable electrode EP533 with a diameter of 1 mm. *Welding and Diagnostics*. 2024. № 4. P. 45-50 (In Russian) [Медведев А.Ю., Никифоров Р.В., Галимов В.Р. Оценка энергетической эффективности процесса импульсно-дуговой наплавки плавящимся электродом ЭП533 диаметром 1 мм. *Сварка и диагностика* (2024). №4. С. 45-50. DOI: 10.52177/2071-5234_2024_04_45] DOI: 10.52177/2071-5234_2024_04_45