

Ткачева А.В., Абашкин Е.Е. Влияние, оказываемое активным охлаждением на неразъемное соединение, образованное в результате электродуговой сварки // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2022. – № 3. – С. 160–169. DOI: 10.15593/perm.mech/2022.3.16

Tkacheva A.V., Abashkin E.E. The influence exerted by active cooling on the permanent connection formed as a result of electric arc welding. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2022, no. 3, pp. 160-169. DOI: 10.15593/perm.mech/2022.3.16



ВЕСТНИК ПНИПУ. МЕХАНИКА

№ 3, 2022

PNRPU MECHANICS BULLETIN

<https://ered.pstu.ru/index.php/mechanics/index>



Научная статья

DOI: 10.15593/perm.mech/2022.3.16

УДК 531-3; 519.6

ВЛИЯНИЕ, ОКАЗЫВАЕМОЕ АКТИВНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ, НА НЕРАЗЪЕМНОЕ СОЕДИНЕНИЕ, ОБРАЗОВАННОЕ В РЕЗУЛЬТАТЕ ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ СВАРКИ

А.В. Ткачева, Е.Е. Абашкин

Институт машиноведения и металлургии Хабаровского федерального исследовательского центра Дальневосточного отделения РАН, Комсомольск-на-Амуре, Россия

О СТАТЬЕ

Получена: 20 сентября 2022 г.

Одобрена: 10 октября 2022 г.

Принята к публикации:

01 ноября 2022 г.

Ключевые слова:

сварка, температурные напряжения, упругость, пластичность, стальная пластина.

АННОТАЦИЯ

Решается задача температурных напряжений. Моделируется процесс электродуговой сварки с гарантированным проваром стальных пластин различной толщины. Исследуется возможность уменьшения остаточных напряжений, образованных в результате сварки путем применения теплоотвода от поверхности околошовной области стальной пластины. Распределение температуры определяется с помощью решения нелинейного уравнения теплопроводности, в котором удельная теплоемкость и теплопроводность зависят от температуры. Источник тепла моделируется методом с использованием двойного эллипсоида, предложенным Джон А. Голдак. Теплоотвод подковообразной формы следует непосредственно за анодным пятном и задается тепловым потоком таким образом, чтобы основная температура пластины не снижалась меньше ее начальной температуры. Это ограничение снижает уровень температурного градиента, тем самым уменьшая напряжения в металлической пластине. Для иллюстрации воздействия активного теплоотвода сравнивается распределение температуры в верхнем слое в момент прекращения сварки с активным теплоотводом и без него.

Материал принимается упруговязкопластическим, деформации малыми и складываемыми из обратимых и необратимых. Обратимые деформации связаны с напряжениями законом Дюамеля – Неймана. Необратимые деформации растут при выполнении условия пластического течения Мизеса, в котором присутствует компонента скорости пластической деформации, отвечающая за вязкость пластического течения. Упругие модули (модуль Юнга, коэффициент Пуассона) и предел текучести полагаются зависимыми от температуры. Решение механической части задачи находится методом простых итераций. Для пластин с различной толщиной приводятся эпюры остаточных напряжений, расположенных в центре пластины от шва к периферии.

В результате работы по полученным распределениям остаточных напряжений в материале пластины делается вывод, что использование активного теплоотвода подковообразной формы с околошовной зоны при сварке тонких стальных пластин понижает остаточные напряжения, поэтому рекомендуется использование в сварочном процессе. Применение активного теплоотвода с обратной стороны пластины приводит к повышению уровня напряжений, поэтому не рекомендуется в использовании.

© ПНИПУ

© Ткачева Анастасия Валерьевна – к.ф.-м.н., с.н.с., e-mail: 4nansi4@mail.ru, ID: 0000-0003-1795-0021.

Абашкин Евгений Евгеньевич – к.т.н., м.н.с., e-mail: abashkine@mail.ru, ID: 0000-0002-9308-1326.

Anastasia V. Tkacheva – CSc of Physical and Mathematical Sciences, Senior Researcher, e-mail: 4nansi4@mail.ru, ID: 0000-0003-1795-0021.

Evgeniy E. Abashkin – CSc of Technical Science, Senior Researcher, e-mail: abashkine@mail.ru, ID: 0000-0002-9308-1326.



Эта статья доступна в соответствии с условиями лицензии Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

THE INFLUENCE EXERTED BY ACTIVE COOLING ON THE PERMANENT CONNECTION FORMED AS A RESULT OF ELECTRIC ARC WELDING

A.V. Tkacheva, E.E. Abashkin

Institute of Mechanical Engineering and Metallurgy, Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences, Federal State Budgetary Institution of Science, Khabarovsk Federal Research Center, Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences, Komsomolsk-on-Amur, Russian Federation

ARTICLE INFO

Received: 20 September 2022

Approved: 10 October 2022

Accepted for publication:

01 November 2022

Keywords:

welding, thermal stresses, elasticity, plasticity, steel plate.

ABSTRACT

The problem of temperature stresses is solved in the work. The process of electric arc welding with guaranteed penetration of steel plates of various thicknesses is simulated. The possibility of reducing residual stresses formed as a result of welding by applying heat removal from the surface of the near-weld region of a steel plate is being investigated. The temperature distribution is determined by solving a non-linear heat equation, in which the specific heat and thermal conductivity depend on temperature. The heat source is modeled using the double ellipsoid method proposed by John A. Goldak. The horseshoe-shaped heat sink follows immediately after the anode spot and is set by the heat flux in such a way that the main temperature of the plate does not decrease below its initial temperature. This limitation reduces the level of the temperature gradient, thereby reducing the stresses in the metal plate. To illustrate the effect of active heat sink, the temperature distribution in the top layer at the moment of termination of welding is compared with and without active heat sink.

The material is assumed to be elastoviscoplastic, the deformations are small and consist of reversible and irreversible ones. Reversible deformations are related to stresses by the Duhamel – Neumann law. Irreversible strains increase when the von Mises plastic flow condition is satisfied, in which there is a plastic strain rate component responsible for the plastic flow viscosity. The elastic moduli (Young's modulus, Poisson's ratio) and the yield strength are assumed to be temperature dependent. The solution of the mechanical part of the problem is found by the method of simple iterations. For plates with different thicknesses, diagrams of residual stresses are given, located in the center of the plate from the seam to the periphery.

As a result of the work, according to the obtained distributions of residual stresses in the plate material, it is concluded that the use of an active horseshoe-shaped heat sink from the near-weld zone when welding thin steel plates reduces residual stresses, therefore it is recommended to use in the welding process. The use of an active heat sink on the reverse side of the plate leads to an increase in the stress level, therefore it is not recommended for use.

© PNRPU

Введение

На сегодняшний день тепловые процессы получили широкое применение в производственной практике (горячая посадка, сварка, штамповка). С их помощью собирают металлоконструкции различной сложности. Получаемая продукция должна быть прочной и надежной, поэтому учет остаточных температурных деформации и напряжений является одной из важных задач инженеров-проектировщиков [1–3]. В основном решение температурных задач достигается с помощью математического моделирования [4–10], основанного исключительно на данных, полученных в ходе натурального эксперимента [11–17]. Поведение металлов при повышенных температурах следует учитывать в процессе моделирования [18–19]. Локальный нагрев металлической пластины, например при сварке, вызывает температурный градиент, который инициирует высокие напряжения, порождающие необратимые деформации. Однако при полном равномерном нагреве пластины, находящейся в свободном состоянии, напряжения отсутствуют, хотя и не исключены другие необратимые процессы.

Существует многообразие методов сварки для создания неразъемных соединений с помощью узкого расплава основного металла. Чем уже сварной шов, тем меньше негативного влияния оказывает сварка на металлоконструкцию. Усовершенствование в сварочном производстве заключается в уменьшении зоны термического влияния (ЗТВ), понижении остаточных напряжений и деформаций.

В данном исследовании рассмотрим часто используемый метод сварки стальной пластины электродной проволокой. Нагрев, получаемый в результате этой операции, неоднороден по толщине пластины. В части пластины, где было непосредственное взаимодействие с анодным пятном, расплав больше, чем с противоположной стороны. Поэтому отвод тепла с области, расположенной вблизи анодного пятна, должен существенно сократить зону ЗТВ в материале пластины. С обратной стороны пластины отводить тепло нецелесообразно, ведь энергия там идет на формирование шва. В работе [20] описана подобная технология с тем учетом, что отвод происходит с двух сторон.

Целью исследования является определение влияния активного теплоотвода с околошовной области сталь-

ной пластины при сварке ее электродной проволокой с гарантированным проваром.

1. Основы математической модели

Предполагаем, что сначала в пластине отсутствуют необратимые деформации. Деформации считаем малыми d_{ij} и складываемыми из обратимых e_{ij} и необратимых p_{ij} :

$$d_{ij} = 0,5(u_{i,j} + u_{j,i}) = e_{ij} + p_{ij}. \quad (1)$$

Напряжения, упругую деформацию и температуру связывает соотношение Дюамеля – Неймана

$$\sigma_{ij} = (\lambda e_{kk} - 3\alpha K(T - T_0))\delta_{ij} + 2\mu e_{ij}, \quad (2)$$

где λ , μ , $K = \frac{2}{3}\mu + \lambda$ упругие модули, α – коэффициент линейного расширения.

При высоких температурах упругие модули зависят от температуры, что подтверждается экспериментально [21–26]. Для нашего случая применяем их линейную зависимость:

$$E(x, y, z, t) = E_p - (E_p - E_0)\theta(x, y, z, t), \\ v(x, y, z, t) = 0.5 - (0.5 - v_0)\theta(x, y, z, t), \quad (3)$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}, \quad \lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \theta = (T_p - T)(T_p - T_0)^{-1},$$

где E_0 – модуль Юнга при комнатной температуре T_0 , E_p – при температуре плавления T_p , ν_0 – коэффициент Пуассона при комнатной температуре. После начала процесса остывания в связи с фазовыми твердотельными превращениями упругие модули ν_0 фиксируют свои значения $E_0'(x)$ и $\nu_0'(x)$, этим мы моделируем процессы фазовых переходов.

Необратимые деформации начинают расти, когда напряженное состояние достигнет поверхности нагружения $f(\sigma_{ij}, \sigma)$ в пространстве напряжений, где σ – функция деформационного упрочнения. Запишем ассоциированный закон пластического течения

$$\varepsilon_{ij}^p = dp_{ij} = d\varphi \frac{\partial f(\sigma_{ij}, \eta)}{\partial \sigma_{ij}}, \quad d\varphi > 0. \quad (4)$$

В качестве поверхности нагружения примем условие пластического течения Мизеса [27]

$$(\tau_{ij} - \eta \varepsilon_{ij}^p)(\tau_{ij} - \eta \varepsilon_{ij}^p) = 2k^2, \quad (5)$$

где η коэффициент вязкости в условиях вязкопластического течения, $\tau_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3}\sigma_{kk}\delta_{ij}$, δ_{ij} – символ Кронекера.

Дополняет систему уравнений (1), (2), (4), (5) уравнение равновесия

$$\sigma_{ij,j} = 0. \quad (6)$$

Граничные условия моделируют свободную поверхность, в качестве начальных условий механической задачи примем температуру пластины в свободном состоянии равной заданной $T_0 = 20^\circ C$.

2. Постановка задачи. Распространение тепла в пластине

Расположим пластину в декартовой системе координат (x, y, z) , как показано на рис. 1. Вдоль оси Ox проходит анодное пятно с постоянной скоростью v , позади пятна идет с этой же скоростью криволинейный теплопровод подковообразной формы, который воздействует, не соприкасаясь, с тепловым потоком $-\tilde{q}$. Действие теплоотвода таково, что он не оказывает воздействие на всю пластину целиком, а только на околошовную зону, тем самым не понижая температуру пластины до отрицательной, сохраняя первоначальное ее значение $T_0 = 20^\circ C$. Для того чтобы вышесказанное выполнялось, необходимо, чтобы анодное пятно находилось в начале теплоотвода посреди полос (см. рис. 1), при этом отводимый тепловой поток не должен превышать некоторого значения, после которого температура пластины станет ниже первоначальной комнатной. Эти условия способствуют уменьшению температурного градиента.

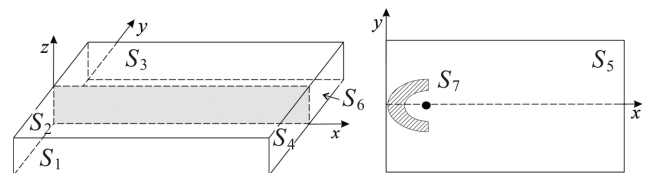


Рис. 1. Схема прохождения источника тепла и активного теплоотвода

Fig. 1. Scheme of the heat source and the active heat conductor paths

Разделим поставленную задачу на две: температурную и механическую и решим их в данной последовательности.

При дуговой сварке процесс распределения тепла в твердом теле описывается нелинейным дифференциальным уравнением теплопроводности с учетом действующего источника тепла:

$$c(T)\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda(T) \text{grad}T) + q, \quad (7)$$

где $\lambda(T)$ – теплопроводность Вт/(м $^\circ C$), $c(T)$ – удельная теплоемкость Дж/(кг $^\circ C$), ρ – плотность кг/м 3 , q – объемная плотность мощности источника тепла Вт/м 3 .

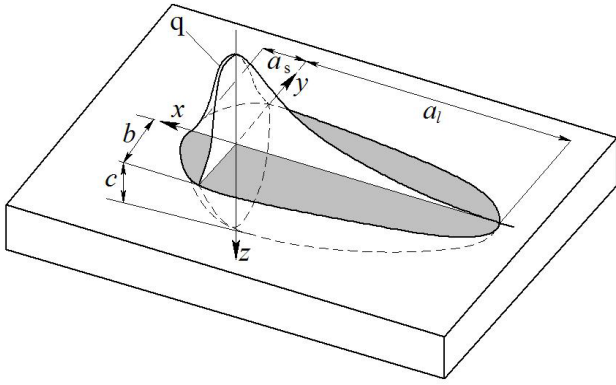


Рис. 2. Схема источника тепла

Fig. 2. Scheme of the heat source

Источник тепла моделируем методом с использованием двойного эллипсоида, предложенным Джон А. Голдак [28]. На рис. 2 показана форма потока тепла в пластине при сварке.

$$q_s = f_s \frac{6\sqrt{3Q}}{a_s b c \pi^{1.5}} e^{-3\left(\left(\frac{x+v(\tau-t)}{a_s}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2\right)};$$

$$q_l = f_l \frac{6\sqrt{3Q}}{a_l b c \pi^{1.5}} e^{-3\left(\left(\frac{x+v(\tau-t)}{a_l}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2\right)}, \quad (8)$$

где Q – эффективная тепловая мощность источника нагрева (для дуговой сварки $Q = \eta \cdot I \cdot U$, Вт), τ – время, прошедшее с начала действия источника, с; t – текущее время, с; v – скорость перемещения источника нагрева (скорость сварки), м/с; x, y, z – полуоси эллипсоида в координатных направлениях Ox, Oy, Oz , м; f_s и f_l – коэффициенты, определяющие соотношения для теплоты, вводимой в переднюю и заднюю части эллипсоида; a_s, a_l, b, c – соответствующие радиусы нормального распределения. Исходя из вышесказанного, существует следующая связь между коэффициентами f_s и f_l :

$$f_s = \frac{2a_s}{a_s + a_l}; \quad f_l = \frac{2a_l}{a_s + a_l}; \quad f_s + f_l = 2.$$

На поверхности, свободной от отведения тепла и источника тепла, граничные условия:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = \kappa(T - T_0) \text{ для области } S_1;$$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \kappa(T - T_0) \text{ для } S_2;$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = \kappa(T - T_0) \text{ для } S_3;$$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \kappa(T - T_0) \text{ для } S_4; \quad (9)$$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \kappa(T - T_0) \text{ для } S_5;$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \kappa(T - T_0) \text{ для } S_6.$$

В области охлаждения S_7 (см. рис. 1) за граничные условия принимаем:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = -\tilde{q}. \quad (10)$$

Поставленная температурная задача (7), (9), (10) является нелинейной поскольку $c(T)$, и $\lambda(T)$ зависят от температуры [29], поэтому данная система записывается в разностном виде, и решение находится благодаря методу простых итераций.

Рассмотрим распределения тепла в стальной пластине марки стали Ст3 с размерами 20×20 мм в момент прекращения сварочного процесса. Скорость продвижения источника тепла 30 м/ч, $Q = 2,5 \cdot 10^7$ Вт, в уравнении (8) за c принимаем толщину пластины, а $b = 0,5$ см, $a_s = 1$ см, $a_l = 5$ см. На рис. 3–6 приведены распределения температуры на поверхностях пластин с различной толщиной (4, 6, 8, 10 мм). Видно, что распределение температуры на поверхности пластины не зависит от толщины при заданном (8) нагреве (см. рис. 3–6, а). При активном теплоотводе (см. рис. 1) распространения температур на поверхностях пластины с различной толщиной значительно различаются (см. рис. 3–6, б). С уменьшением толщины уменьшается область повышенных температур. Это свидетельствует, что эффективней использовать интенсивный теплоотвод для достаточно тонких пластин.

3. Остаточные напряжения

По найденному распределению тепла рассчитывается распределение напряжений с начала сварки до полного остывания пластины. Температура T , перемещения u_x, u_y, u_z , упругие модули λ, μ, K , напряжения $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{xz}$, необратимая деформация $p_{xx}, p_{yy}, p_{zz}, p_{xy}, p_{yz}, p_{xz}$ – всё это функции от места и времени, связывает их закон Дюамеля – Неймана:

$$\sigma_{xx} = (2\mu + \lambda)(u_{x,x} - p_{xx}) + \lambda(u_{y,y} + u_{z,z} - p_{yy} - p_{zz}) - 3\alpha K(T - T_0);$$

$$\sigma_{yy} = (2\mu + \lambda)(u_{y,y} - p_{yy}) + \lambda(u_{x,x} + u_{z,z} - p_{xx} - p_{zz}) - 3\alpha K(T - T_0);$$

$$\sigma_{zz} = (2\mu + \lambda)(u_{z,z} - p_{zz}) + \lambda(u_{x,x} + u_{y,y} - p_{xx} - p_{yy}) - 3\alpha K(T - T_0);$$

$$\sigma_{xy} = 2\mu \left(\frac{1}{2}(u_{x,y} + u_{y,x}) - p_{xy} \right);$$

$$\sigma_{yz} = 2\mu \left(\frac{1}{2}(u_{z,y} + u_{y,z}) - p_{yz} \right);$$

$$\sigma_{xz} = 2\mu \left(\frac{1}{2}(u_{x,z} + u_{z,x}) - p_{xz} \right). \quad (11)$$

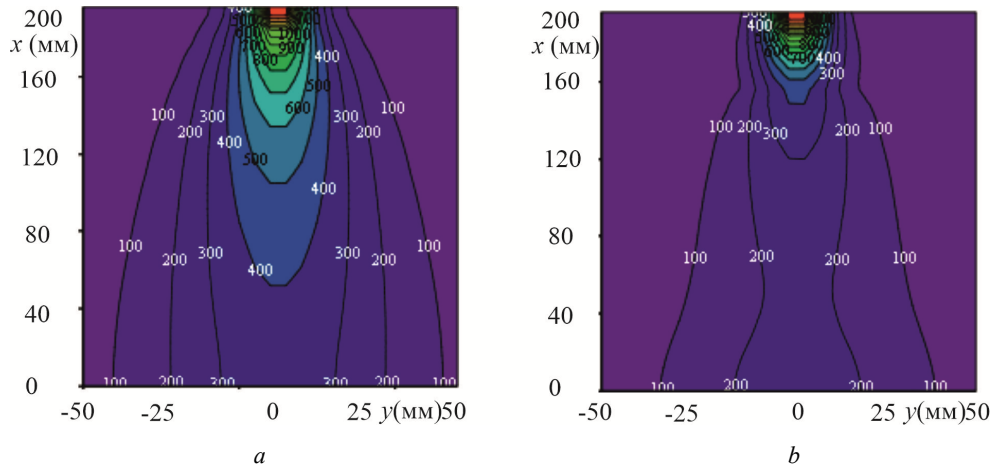


Рис. 3. Распространения тепла в верхнем слое стальной пластины толщиной 4 мм:
a – без активного теплоотвода; *b* – с активным теплоотводом

Fig. 3. Heat distribution in the upper layer of a steel plate 4 mm thick:
a – without active heat removal; *b* – with active heat removal

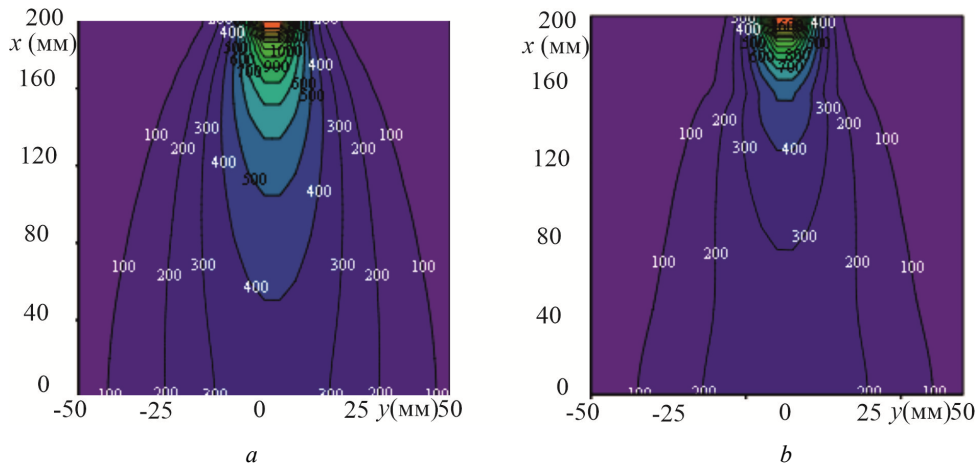


Рис. 4. Распространения тепла в верхнем слое стальной пластины толщиной 6 мм:
a – без активного теплоотвода; *b* – с активным теплоотводом

Fig. 4. Heat distribution in the upper layer of a steel plate 6 mm thick:
a – without active heat removal; *b* – with active heat removal

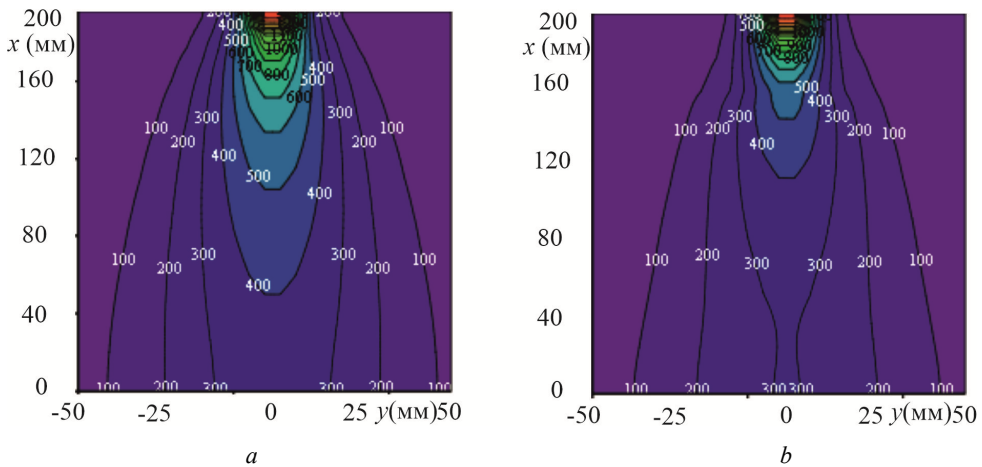


Рис. 5. Распространения тепла в верхнем слое стальной пластины толщиной 8 мм:
a – без активного теплоотвода; *b* – с активным теплоотводом

Fig. 5. Heat distribution in the upper layer of a steel plate 8 mm thick:
a – without active heat removal; *b* – with active heat removal

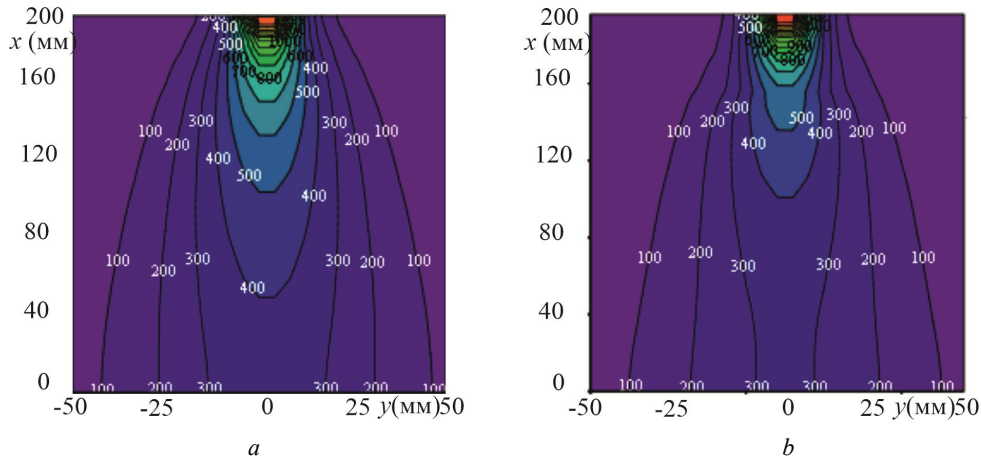


Рис. 6. Распространения тепла в верхнем слое стальной пластины толщиной 10 мм:
 а – без активного теплоотвода; б – с активным теплоотводом

Fig. 6. Heat distribution in the upper layer of a steel plate 10 mm thick:
 а – without active heat removal; б – with active heat removal

Уравнение равновесия (6) в декартовой системе координат принимает вид:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx,x} + \sigma_{xy,y} + \sigma_{xz,z} &= 0; \\ \sigma_{xy,x} + \sigma_{yy,y} + \sigma_{yz,z} &= 0; \\ \sigma_{zx,x} + \sigma_{yz,y} + \sigma_{zz,z} &= 0.\end{aligned}\quad (12)$$

Первоначально с развитием процесса деформирования пластические деформации в материале пластины отсутствуют и в системе уравнений (11) компоненты тензора пластических деформаций следует положить равными нулю. Они развиваются только при достижении напряжениями поверхности нагружения (5), то есть при выполнении условия

$$\sqrt{\frac{3}{2}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2} + \sqrt{(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2)} = k.\quad (13)$$

Соотношение (13) служит начальным условием для дальнейшего роста пластических деформаций в развивающейся области пластического течения. В данной области вязкопластического течения из выражения (5) следуют зависимости, задающие скорости пластических деформаций:

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{1}{\eta} \frac{\sum -k}{\sum} \tau_{ij}; \quad d\zeta = \frac{1}{\eta} \left(\frac{\sum}{k} - 1 \right).\quad (14)$$

Если считать, что в некоторый текущий момент времени пластические деформации достигли уровня \tilde{P}_{xx} , \tilde{P}_{yy} , \tilde{P}_{zz} , \tilde{P}_{xz} , \tilde{P}_{yz} , \tilde{P}_{xy} , то для их расчета на следующем временном шаге можно использовать зависимости

$$p_{xx} = \varepsilon_{xx}^p dt + \tilde{p}_{xx}, \quad p_{yy} = \varepsilon_{yy}^p dt + \tilde{p}_{yy}, \quad p_{zz} = \varepsilon_{zz}^p dt + \tilde{p}_{zz},$$

$$p_{xy} = 12\varepsilon_{xy} dt + \tilde{p}_{xy}, \quad p_{xz} = 12\varepsilon_{xz} dt + \tilde{p}_{xz}, \quad p_{yz} = 12\varepsilon_{yz} dt + \tilde{p}_{yz},$$

где dt – шаг по времени.

Решение задачи (11), (12), (14) находится путем решения системы уравнений (12), записанной в разностном виде относительно перемещений. Необратимая деформация вычисляется на каждом временном шаге в случае выполнения условия пластического течения. Граничные условия механической задачи моделируют свободную поверхность пластины. Когда температура становится равной начальной, решение прекращается. Напряжения, зависящие непосредственно от накопленных необратимых деформаций, в момент полного остывания пластины называются остаточными напряжениями.

Рассмотрим распределение остаточных напряжений в материале пластины, обладающей физико-механическими свойствами: модуль Юнга при комнатной температуре $E_0 = 210$ ГПа, $E_p = 0,3E_0$ при температуре плавления $T_p = 1400^\circ\text{C}$, коэффициент Пуассона 0,27, коэффициент линейного расширения $11,1 \cdot 10^{-6}$, предел текучести при комнатной температуре $k_0 = 260$ МПа, $\eta = 0,001k_0$. В результате численного решения задачи получили, что касательные напряжения на порядок меньше нормальных напряжений, а нормальные напряжения сохраняют свой характер независимо от выбранной толщины пластины. Это видно из рис. 7, на котором проиллюстрированы эпюры напряжений σ_{xx} , где пунктирной линией обозначены значения напряжений σ_{xx} , образованных при сварке без воздействия активного теплоотвода, а сплошной линией – с активным теплоотводом. Напряжения σ_{yy} будут незначительно отличаться от σ_{xx} .

С повышением толщины пластины увеличивается уровень остаточных напряжений. Воздействие активного теплоотвода приводит к уменьшению напряжений в верхнем слое материала пластины, поэтому для более тонкой пластины он окажется более эффективным, чем для толстой. Конструктивное изменение теплоотвода, увеличение его задней части, следующей за анодным

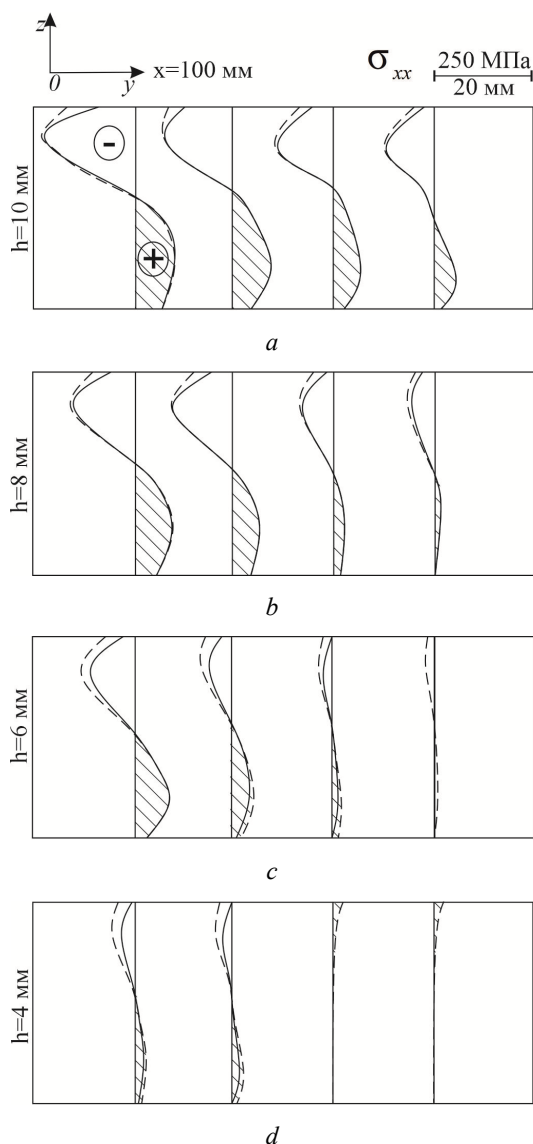


Рис. 7. Эпюры остаточных напряжений: *a* – при толщине пластины 10 мм; *b* – при – 8 мм; *c* – при – 6 мм; *d* – при – 4 мм
Fig. 7. Diagrams of residual stresses: *a* – with a plate thickness of 10 mm; *b* – 8 mm; *c* – 6 mm; *d* – 4 mm

пятном, не уменьшит напряжения. Если предположить, что, подобно верхней поверхности теплоотвода, существует и нижняя поверхность с другой стороны пластины, то остаточные напряжения очень изменятся, к примеру, для толщины пластины 10 мм (рис. 8).

Библиографический список

1. Experiments and numerical simulations for the mechanical properties of Ni-based superalloys fabricated by laser melting deposition [Электронный ресурс] / J. Zhang, Z. Huang, Y. Fang, Z. Gu, J. Xie, J. Lei // Optics & Laser Technology – 2021. – Vol. 140. – URL: www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0030399221001468 ? via%3Dihub (дата обращения: 15.07.2022).
2. The effect of wire size on high deposition rate wire and plasma arc additive manufacture of Ti-6Al-4V [Электронный ресурс] / Ch. Wang, W. Suder, J. Ding, S. Williams // Journal of Materials Processing Tech. – 2021. – Vol. 288. – URL: <https://>

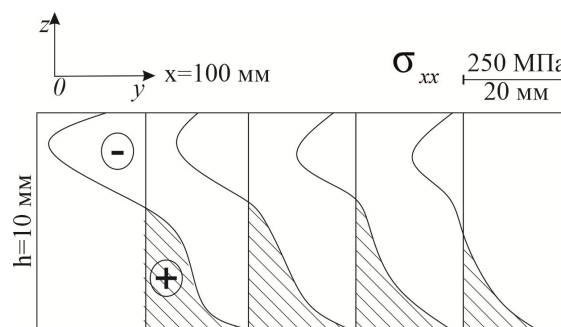


Рис. 8. Эпюры остаточных напряжений
Fig. 8. Diagrams of residual stresses

На рис. 8 приведена эпюра остаточных напряжений с верхним и нижним активным теплоотводом. Остаточные напряжения, расположенные в нижней части пластины, значительно больше, чем для этого случая без нижнего теплоотвода (см. рис. 7). Это свидетельствует, что нижний активный теплоотвод крайне нежелателен.

Заключение

В проведенных исследованиях, основанных на математическом моделировании процесса сварки, был изучен процесс активного отвода тепла от зоны сварного шва для различных толщин стальной пластины. Материал в расчетах принимался упруговязкопластическим. Математическая модель строилась на теориях малых деформаций и температурных напряжений. Удельная теплоемкость и теплопроводность, упругие модули, предел текучести принимались зависимыми от температуры. Решение температурной задачи и механической находились численно с использованием итерационных методов.

В результате проделанной работы можно сделать вывод, что активный теплоотвод с поверхности, расположенной вблизи анодного пятна, имеющий вид подковы, рекомендован только для тонких пластин, поскольку в значительной мере понижает остаточные напряжения и зону ЗТВ. С обратной поверхности пластины использование активного теплоотвода приведет к увеличению значений остаточных напряжений, поэтому использовать его там не рекомендуется.

www.sciencedirect.com/journal/journal-of-materials-processing-technology (дата обращения: 15.07.2022).

3. Surfacing of composite thermo- and wear-resistant alloys using materials containing nanoparticles of refractory chemical compounds / G.N. Sokolov, I.V. Zorin, A.A. Artemyev, S.K. El-sukov, S.A. Fastov, I.V. Fedosyuk, I.A. Polunin, N.V. Mokovozov, A.E. Kin // Proceedings of the Volgograd State Technical University. – 2019. – Vol. 227, no. 4. – P. 61–67.
4. Numerical simulation of the kinetics of temperature and phase composition in a butt joint made from steel DC04 / O. Prok-

horenko, S. Hainutdinov, V. Prokhorenko, C. Pulka // Procedia Structural Integrity. – 2022. – Vol. 36. – P. 290–297.

5. A hybrid machine learning model for predicting continuous cooling transformation diagrams in welding heat-affected zone of low alloy steels / X. Geng, X. Mao, H.-H. Wu, S. Wang, W. Xue, G. Zhang, A. Ullah, H. Wang // Journal of Materials Science & Technology. – 2022. – Vol. 107. – P. 207–215.

6. García-García V., Mejía I., Reyes-Calderón F. Two-dimensional Monte Carlo–Voronoi simulation of grain growth and nucleation in the heat affected zone of TWIP-Ti welds [Электронный ресурс] // Materialia. – 2019. – Vol. 5. – URL: <https://www.sciencedirect.com/journal/materialia> (дата обращения: 15.07.2022).

7. Determination of residual stress evolution during repair welding of high-strength steel components [Электронный ресурс] / B. Amadeus, S. Dirk, K. Arne, K. Thomas // Forces in Mechanics. – 2022. – Vol. 6. – URL: <https://www.sciencedirect.com/journal/forces-in-mechanics> (дата обращения: 15.07.2022).

8. Effect of cooling conditions on microstructure and mechanical properties of friction stir welded 7055 aluminium alloy joints / H. Lina, Y. Wua, S. Liua, X. Zhou // Materials Characterization. – 2018. – Vol. 141. – P. 74–85.

9. The heat affected zone of X20Cr13 martensitic stainless steel after multiplerepair welding: Microstructure and mechanical properties assessment [Электронный ресурс] / Mohammad Shojaati, Seyed Farshid Kashani Bozorg, Masoud Vatanara, Morteza Yazdizadeh, Majid Abbasi // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 2020. – Vol. 188. – URL: www.sciencedirect.com/journal/international-journal-of-pressure-vessels-and-piping (дата обращения: 15.07.2022).

10. Dak G., Pandey Ch. Experimental investigation on microstructure, mechanical properties, and residual stresses of dissimilar welded joint of martensitic P92 and AISI 304L austenitic stainless steel [Электронный ресурс] // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 2021. – Vol. 194. – URL: www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0308016121002313 (дата обращения: 15.07.2022).

11. Effects of heat distribution during cold metal transfer arc welding on galvanized steel using volumetric heat source model / S.T. Selvamania, S. Velmurugan, V. Balasubramanian, K. Palanikumar // Journal of Materials Research and Technology. – 2020. – Vol. 9. – No 5. – P. 10097–10109. DOI: [org/10.1016/j.jmrt.2020.07.004](https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.07.004)

12. Sayed A.M., Alanazi H. Performance of steel metal prepared using different welding cooling methods [Электронный ресурс] // Case Studies in Construction Materials. – 2022. – Vol. 16. – URL: www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214509522000857 (дата обращения: 15.07.2022).

13. Benakis M., Costanzo D., Patran A. Current mode effects on weld bead geometry and heat affected zone in pulsed wire arc additive manufacturing of Ti-6-4 and Inconel 718 // Journal of Manufacturing Processes. – 2020. – Vol. 60. – P. 61–74.

14. Farias F.W.C., Passos A.V., Moraes e Oliveira V.H.P. Microstructural characterization of the physical simulated and welded heat-affected zone of 9 % Ni steel pipe // Journal of materials research and technology. – 2022. – Vol. 17. – P. 3033–3046 DOI: [org/10.1016/j.jmrt.2022.02.019](https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.02.019)

15. Farias R.M., Teixeira P.R.F., Vilarinho L.O. Variable profile heat source models for numerical simulations of arc welding processes [Электронный ресурс] // International Journal of Thermal Sciences. – 2022. – Vol. 179. – URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S1290072922001314> (дата обращения: 15.07.2022).

16. Sun Z., Yu X. Prediction of welding residual stress and distortion in multi-layer butt-welded 22SiMn2TiB steel with LTT filling metal // Journal of materials research and technology. – 2022. – Vol. 18. – P. 3564–3580. DOI: [org/10.1016/j.jmrt.2022.04.031](https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.04.031)

17. Equbala A., Equbal Md. I., Sood A.K. An investigation on the feasibility of fused deposition modelling process in EDM electrode manufacturing // CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. – 2019. – Vol. 26. – P. 10–25 DOI: [10.1016/j.cirpj.2019.07.001](https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2019.07.001)

18. Phase transformation and the mechanical characteristics of heat-affected zones in austenitic Fe–Mn–Al–Cr–C lightweight steel during post-weld heat treatment [Электронный ресурс] / Seonghoon Jeong, Youngchai Lee, Gitae Park, Bongyoon Kim, Joonoh Moon, Seong-Jun Park, Changhee Lee // Materials Characterization. – 2021. – Vol. 177. – URL: www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S1044580321002801?via%3Dihub (дата обращения: 15.07.2022).

19. Effect of gas tungsten arc welding parameters on the corrosion resistance and the residual stress of heat affected zone [Электронный ресурс] / B.A. Kessala, C. Faresa, M. Hadj Meliania, A. Alhusseinb, O. Bouledrouaa, M. Françoisd // Engineering Failure Analysis. – 2020. – Vol. 107. – URL: www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S135063071930946X?via%3Dihub (дата обращения: 15.07.2022).

20. Пат. № RU 2232668, МПК В23К 9/16 Способ сварки в защитных газах с принудительным охлаждением шва и зоны термического влияния / Власов С.Н., Лапин И.Е., Савинов А.В., Лысак В.И., Потапов А.Н., Атаманюк В.И.; Заявл. 04.11.2002; опубл. 20.07.2004

21. New technique for deposition and thermochemical treatment of small parts with complex geometry applied to machining inserts / R.O.C. Lima, C.A. Jr, A.C. Alves de Melo, S.M. Alves, L. Araujo Filho // Journal of materials research and technology. – 2020. – Vol. 9. – P. 15811–15823. DOI: [org/10.1016/j.jmrt.2020.11.047](https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.11.047)

22. Anomalous sudden drop of temperature-dependent Young's modulus of a plastically deformed duplex stainless steel [Электронный ресурс] / X. Wang, J. Wana, J. Wang, L. Zhu, H. Ruan // Materials and Design. – 2019. – Vol. 181. – URL: www.sciencedirect.com/science/article/pii/S026412751930509X?via%3Dihub (дата обращения: 15.07.2022).

23. The delay loop phenomenon in high temperature elasticity modulus test by in-situ ultrasonic measurements [Электронный ресурс] / H. Xue, D. Liu, R. Ge, Libo Pan, W. Peng // Measurement. – 2020. – Vol. 160. – URL: www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0263224120303717?via%3Dihub (дата обращения: 15.07.2022).

24. Latella B.A., Humphries S.R. Young's modulus of a 2.25 Cr–1Mo steel at elevated temperature Scripta Materialia. – 2004. – Vol. 51. – P. 635–639. DOI: [org/10.1016/j.scriptamat.2004.06.028](https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2004.06.028)

25. Lindgren L.-E., Back J.G. Elastic properties of ferrite and austenite in low alloy steels versus temperature and alloying [Электронный ресурс] // Material. – 2019. – Vol. 5. – URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S2589152918302333?via%3Dihub> (дата обращения: 15.07.2022).

26. Rokilan M., Mahendran M. Elevated temperature mechanical properties of cold-rolled steelsheets and cold-formed steel sections [Электронный ресурс] // Journal of Constructional Steel Research. – 2020. – Vol. 167. – URL: eprints.qut.edu.au/199354/ (дата обращения: 15.07.2022).

27. Буренин А.А., Ковтанюк Л.В. Большие необратимые деформации и упругое последствие. – Владивосток: Дальнаука, 2013. – 312 с.

28. Goldak J.A., Akhlagi M. Computational Welding Mechanics. – New York: Springer Science & Business Media. – 2006. – 322 p.

29. Казанцев Е.И. Промышленные печи. Справочник руководителя для расчетов и проектирования. – М.: Металлургия, 1975. – 368 с.

References

- Zhang J., Huang Z., Fang Y., Gu Z., Xie J., Lei J. Experiments and numerical simulations for the mechanical properties of Ni-based superalloys fabricated by laser melting deposition, *Optics & Laser Technology*, 2021, V. 140. doi.org/10.1016/j.optlastec.2021.107058
- Wang Ch., Suder W., Ding J., Williams S. The effect of wire size on high deposition rate wire and plasma arc additive manufacture of Ti-6Al-4V, *Journal of Materials Processing Tech*, 2021, V. 288. doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.116842
- Sokolov G.N., Zorin I.V., Artemyev A.A., Elskov S.K., Fastov S.A., Fedosyuk I.V., Polunin I.A., Mokovozov N.V., Kin A.E. Surfacing of composite thermo- and wear-resistant alloys using materials containing nanoparticles of refractory chemical compounds, *Proceedings of the Volgograd State Technical University*, 2019, 227 (4) pp. 61–67.
- Prokhorenko O., Hainutdinov S., Prokhorenko V., Pulka C. Numerical simulation of the kinetics of temperature and phase composition in a butt joint made from steel DC04, *Procedia Structural Integrity*, 2022, V. 36, pp. 290–297.
- Geng X., Mao X., Wu H.-H., Wang S., Xue W., Zhang G., A. Ullah, H. Wang. A hybrid machine learning model for predicting continuous cooling transformation diagrams in welding heat-affected zone of low alloy steels, *Journal of Materials Science & Technology*. 2022, V. 107, pp.207–215.
- García-García V., Mejía I., Reyes-Calderón F.. Two-dimensional Monte Carlo–Voronoi simulation of grain growth and nucleation in the heat affected zone of TWIP-Ti welds, *Materialia*, 2019, V.5. doi: 10.1016/j.mtla.2019.100223
- Amadeus B., Dirk S., Arne K., Thomas K. Determination of residual stress evolution during repair welding of high-strength steel components, *Forces in Mechanics*, 2022, V. 6. doi.org/10.1016/j.finmec.2022.100073
- Lina H., Wua Y., Liua S., Zhou X. Effect of cooling conditions on microstructure and mechanical properties of friction stir welded 7055 aluminium alloy joints, *Materials Characterization*, 2018, V. 141, pp. 74–85.
- Mohammad Shojaati, Seyed Farshid Kashani Bozorg, Masoud Vatanara, Morteza Yazdizadeh, Majid Abbasi. The heat affected zone of X20Cr13 martensitic stainless steel after multiple repair welding: Microstructure and mechanical properties assessment, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2020, V. 188. doi.org/10.1016/j.ijpvp.2020.104205
- Dak G., Pandey Ch. Experimental investigation on microstructure, mechanical properties, and residual stresses of dissimilar welded joint of martensitic P92 and AISI 304L austenitic stainless steel, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2021, V. 194. doi.org/10.1016/j.ijpvp.2021.104536
- Selvamania S.T., Velmurugan S., Balasubramanian V., Palanikumar K. Effects of heat distribution during cold metal transfer arc welding on galvanized steel using volumetric heat source model, *Journal of Materials Research and Technology*, 2020, 9 (5), pp. 10097–10109 doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.07.004
- Sayed A.M., Alanazi H. Performance of steel metal prepared using different welding cooling methods, *Case Studies in Construction Materials*, 2022, V. 16. doi.org/10.1016/j.cscm.2022.e00953
- Benakis M., Costanzo D., Patran A. Current mode effects on weld bead geometry and heat affected zone in pulsed wire arc additive manufacturing of Ti-6-4 and Inconel 718, *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, V. 60, pp. 61–74.
- Farias F.W.C., Passos A.V., Moraes e Oliveira V.H.P. Microstructural characterization of the physical simulated and welded heat-affected zone of 9 % Ni steel pipe, *Journal of materials research and technology*, 2022, V. 17, pp. 3033–3046 doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.02.019
- Farias R.M., Teixeira P.R.F., Vilarinho L.O. Variable profile heat source models for numerical simulations of arc welding processes, *International Journal of Thermal Sciences*, 2022, V. 179. doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2022.107593
- Sun Z., Yu X. Prediction of welding residual stress and distortion in multi-layer butt-welded 22SiMn2TiB steel with LTT filling metal, *Journal of materials research and technology*, 2022, V. 18, pp. 3564–3580. doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.04.031
- Equbala A., Equbal Md. I., Sood A.K. An investigation on the feasibility of fused deposition modelling process in EDM electrode manufacturing, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2019, V. 26, pp. 10–25 DOI: 10.1016/j.cirpj.2019.07.001
- Seonghoon Jeong, Youngchai Lee, Gitae Park, Bongyoon Kim, Joonoh Moon, Seong-Jun Park, Changhee Lee. Phase transformation and the mechanical characteristics of heat-affected zones in austenitic Fe–Mn–Al–Cr–C lightweight steel during post-weld heat treatment, *Materials Characterization*, 2021, V. 177 doi.org/10.1016/j.matchar.2021.111150
- B.A. Kessala, C. Faresa, M. Hadj Meliania, A. Alhusseinb, O. Bouledrouaa, M. Françoisd. Effect of gas tungsten arc welding parameters on the corrosion resistance and the residual stress of heat affected zone, *Engineering Failure Analysis*, 2020, V. 107. doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.104200
- Pat. No. RU 2232668, IPC B23K 9/16 Method of welding in shielding gases with forced cooling of the seam and the heat-affected zone / Vlasov S.N., Lapin I.E., Savinov A.V., Lysak V.I., Potapov A.N., Atamanyuk V.I.; Appl. 04.11.2002; publ. 07/20/2004
- Lima R.O.C., Jr C.A., Alves de Melo A.C., Alves S.M., Araujo Filho L. New technique for deposition and thermochemical treatment of small parts with complex geometry applied to machining inserts, *Journal of materials research and technology*, 2020, V. 9, pp. 15811–15823. doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.11.047
- Wang X., Wana J., Wang J., Zhu L., Ruan H. Anomalous sudden drop of temperature-dependent Young's modulus of a plastically deformed duplex stainless steel, *Materials and Design*, 2019, V. 181 https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108071
- H. Xue, D. Liu, R. Ge, Libo Pan, W. Peng The delay loop phenomenon in high temperature elasticity modulus test by in-situ ultrasonic measurements, *Measurement*, 2020, V. 160. doi.org/10.1016/j.measurement.2020.107833

24. Latella B.A., Humphries S.R. Young's modulus of a 2.25 Cr–1Mo steel at elevated temperature, *Scripta Materialia*, 2004, V. 51, pp. 635–639. doi.org/10.1016/j.scriptamat.2004.06.028
25. Lindgren L.-E., Back J.G. Elastic properties of ferrite and austenite in low alloy steels versus temperature and alloying, *Material*, 2019, V. 5. doi.org/10.1016/j.mtla.2018.100193
26. Rokilan M., Mahendran M. Elevated temperature mechanical properties of cold-rolled steelsheets and cold-formed steel sections, *Journal of Constructional Steel Research*, 2020, V. 167. doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.105851
27. Burenin A.A. Large irreversible deformations and elastic aftereffect / A.A. Burenin, L.V. Kovtanyuk. Vladivostok: Dalnauka, 2013. – 312 p.
28. *Computational Welding Mechanics*. J.A. Goldak, M. Akhlagi, New York: Springer Science & Business Media. 2006. 322 p.
29. *Industrial furnaces. Reference guide for calculations and design*. / E.I. Kazantsev. – M.: Metallurgy, 1975. – 368 p.

Финансирование. Работа выполнена в рамках государственного задания Хабаровского федерального научного центра Дальневосточного отделения Российской академии наук.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Financing. The work was carried out within the framework of the state assignment of the Khabarovsk Federal Scientific Center of the Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences.

Conflict of interest. The authors declare no conflict of interest.