

Е. Е. Абашкин, А. В. Ткачева

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРУЕМОЕ СОСТОЯНИЕ В МАТЕРИАЛЕ ПЛАСТИНЫ, ОБРАЗОВАННОЕ В РЕЗУЛЬТАТЕ ДВИЖЕНИЯ ИСТОЧНИКА ТЕПЛА

Институт машиноведения и металлургии ДВО РАН, г. Комсомольск-на-Амуре, Россия

Аннотация. Работа посвящена исследованию температурных напряжений в пластине из среднеуглеродистой легированной стали, по поверхности которой с определенной скоростью проходит прямолинейно источник тепла. Математическая модель строится на основе модели Прандтля – Рейса, в которой закон Гука заменен законом Дюамеля – Неймана. В качестве условия пластического течения принимается условие Мизесса, где предел текучести параболически зависит от температуры. Рассматриваются поля остаточных напряжений в зависимости от скорости прохождения источника тепла. Значения остаточных напряжений, полученные в результате расчета, сравниваются с экспериментальными напряжениями, снятыми с пластины при помощи анализатора остаточных напряжений RIGAKU.

Ключевые слова: температурные напряжения, локальный нагрев, остаточные напряжения, упругость, пластичность

DOI: 10.37972/chgpu.2020.92.50.021

УДК: 539.374

Введение

В производстве металлоконструкций чаще всего встречаются следующие тепловые процессы: горячая посадка, сварка, штамповка. Их объединяет возникновение необратимых деформаций вследствие высокой температуры. Деформации такого рода повышают поле остаточных напряжений и оказывают влияние на эксплуатационную прочность конструкций. В настоящее время сварка является наиболее распространенным методом получения соединений. В большинстве случаев процесс сварки проходит под действием точечного локального перегрева металла, в результате которого

© Абашкин Е. Е., Ткачева А. В., 2020

Абашкин Евгений Евгеньевич

e-mail: abashkine@mail.ru, кандидат тех. наук, младший научный сотрудник, Институт машиноведения и металлургии ДВО РАН, г. Комсомольск-на-Амуре, Россия,

Ткачева Анастасия Валерьевна

e-mail: 4nansi4@mail.ru, кандидат физ.-мат. наук, старший научный сотрудник, Институт машиноведения и металлургии ДВО РАН, г. Комсомольск-на-Амуре, Россия,

Работа выполнена в рамках государственного задания ХФИЦ ДВО РАН №075-01032-20-00.

Поступила 20.03.2019

возникают колоссальные остаточные напряжения, вызывающие дефекты и разрушение материалов. Сварка аустенитных сталей представляет наибольший интерес для производства металлоконструкций, несмотря на требование жесткого соблюдения режимов и достаточно сложную свариваемость. Нержавеющие стали при сварке имеют выраженную склонность к формированию горячих трещин в околосшовной области и непосредственно в сварном шве. Одним из способов борьбы с горячими трещинами является метод снижения уровня проплавления металла с увеличением скорости прохождения источника тепла. Ввиду этого появляется задача определения уровня распределения остаточных напряжений в конструкциях из аустенитных сталей теоретическим методом, который позволит прогнозировать получаемый результат и оптимизировать технический процесс. Изучению остаточных напряжений, желательных и нежелательных деформаций металлоконструкций, появившихся в результате температурного воздействия, посвящено много работ [1–8, 8, 9]. Проблема возникновения деформаций в сварочных процессах также хорошо освещена [?, ?, ?, ?] и нуждается в дальнейшем изучении. Одним из аспектов, требующих рассмотрения, является движущийся локальный источник тепла и его влияние на распределение остаточных напряжений в материале аустенитной стали. А так же требуется экспериментальное сравнение с полученными теоретическими данными.

Основы математической модели.

Для решения поставленной задачи была выбрана модель малых деформаций. Из-за малого значения теплового расширения материала пластины, считаем деформации малыми и складываемыми из обратимых e_{ij}^e , и необратимых e_{ij}^p .

$$e_{ij} = e_{ij}^e + e_{ij}^p = \frac{1}{2} (u_{i,j} + u_{j,i}) \quad (1)$$

u_i – компоненты вектора перемещений $i = 1, 2, 3$. Зависимость деформации e_{ij}^e , напряжения σ_{ij} и температуры T запишем зависимость Дюамеля–Неймана.

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

где α – коэффициент линейного расширения, λ , μ , $K = \lambda + \frac{2}{3}\mu$ – упругие модули, δ_{ij} – компоненты единичного тензора, соответственно из символов Кронекера.

Необратимые деформации начинают расти, когда напряженное состояние достигнет поверхности нагружения (условия пластического течения).

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{de_{ij}^p}{dt} = \zeta \frac{\partial f(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}}, \zeta > 0 \quad (3)$$

где $f(\sigma_{ij}) = 0$ – поверхность нагружения в пространстве напряжений. В качестве поверхности нагружения примем условие Мизеса.

$$f(\sigma) = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 2k^2 \quad (4)$$

k – предел текучести, зависящий от температуры, σ_1 , σ_2 , σ_3 – значения главных напряжений.

$$k(T) = k_0 \left(\frac{T_p - T}{T_p - T_0} \right)^2 \quad (5)$$

T_p – температура плавления, k_0 – предел текучести при комнатной температуре.

Замыкает описаную систему уравнение равновесия

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

Для проверки теоретического расчета предложенной математической модели был произведен практический эксперимент, заключающийся в наплавке сварного шва на металлические жестко закрепленные пластины размером 0,4 м на 0,35 м с помощью автоматической электродуговой сварки на агрегате АДФ-1005 под слоем флюса, при разных скоростях наплавки: 10, 15, 20 м/ч. После охлаждения произведена регистрация остаточных напряжений в экспериментальной пластине по сетке с шагом 0,01 м с использованием анализатора остаточных напряжений RIGAKU. Метод заключается в следующем: в деформируемом металле при приложении внешней силы изменяется межплоскостное расстояние между кристаллическими решетками в трех измерениях, что приводит к более значительному наблюдаемому изменению положения пика дифракционного профиля, чем в случае без деформаций. Упругие напряжения рассчитываются из этих изменений (смещений) положения пика. Для случая однородной деформации изменение межплоскостного расстояния равно относительной деформации образца пластины.

Постановка задачи. Обратимое деформирование.

Для расчета остаточных напряжений в пластине из среднеуглеродистой лигированной стали, в системе декартовых координат (x, y, z) рассмотрим прямоугольную тонкую пластину размерами S_x и S_y , по поверхности которой прямолинейно с некоторой скоростью V движется источник тепла. Поскольку пластина тонкая, распределение температуры по толщине пластины не учитываем. Температура в пластине задается законом теплопроводности.

$$\rho A \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + 2\kappa \frac{T_0 - T}{h} \quad (7)$$

ρ – плотность, A – удельная теплоемкость, λ – коэффициент теплопроводности, κ – коэффициент теплоотдачи.

Для решения уравнения (7) следует задать начальные и граничные условия:

$$\begin{aligned} t = 0 : \quad T &= T_0, \quad T_0 = 20^\circ C \\ t > 0 : \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=Vt} &= q \\ & \quad y = 0.5S_y \\ \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} &= 0, \quad \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=S_x} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=S_y} = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

$q = \eta IU$, η – к.п.д. источника, I – сила тока, U – напряжения источника тока.

Не составляет особого труда решить поставленную выше температурную задачу. Считаем известным поле температур на каждой временной итерации, перейдем к механической части задачи.

В условиях плоского напряженного состояния $\sigma_{zz} = 0$ зависимость Дюамеля – Неймана принимает вид

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= Au_{x,x} + Bu_{y,y} - C\theta, \\ \sigma_{yy} &= Au_{y,y} + Bu_{x,x} - C\theta, \\ \sigma_{xy} &= 2\mu(u_{x,y} + u_{y,x}) \end{aligned} \quad (9)$$

$$A = 4\mu(\lambda + \mu)(\lambda + 2\mu)^{-1}, B = 2\lambda\mu(\lambda + 2\mu)^{-1}, C = 6K\mu(\lambda + 2\mu)^{-1}, \theta = T - T_0.$$

Соотношения (8) подставляются в уравнения равновесия

$$\begin{aligned}\sigma_{xx,x} + \sigma_{xy,y} &= 0 \\ \sigma_{yy,y} + \sigma_{xy,x} &= 0\end{aligned}\quad (10)$$

из которых определяются перемещение $u_x(x, y)$ и $u_y(x, y)$, с использованием граничных условий, моделирующих жесткий задел пластины по периметру

$$\begin{aligned}u_x|_{x=0} = u_y|_{x=0} = 0, \quad u_x|_{x=S_x} = u_y|_{x=S_x} = 0, \\ u_x|_{y=0} = u_y|_{y=0} = 0, \quad u_x|_{y=S_y} = u_y|_{y=S_y} = 0\end{aligned}\quad (11)$$

К сожалению, получить аналитическое решение (9) совместно с граничными условиями (10) относительно $u_x(x, y)$ и $u_y(x, y)$ невозможно, поэтому воспользуемся численным сеточным методом: итерационно находятся перемещения на каждом шаге по времени, а после вычисляются напряжения из (10). Через несколько временных шагов в области источника выполняется условие Мизеса $\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 - \sigma_{xx}\sigma_{yy} + 3\sigma_{xy}^2 = 4k^2$.

Пластическое течение Поскольку в области пластического течения начинают развиваться необратимые деформации, соотношения (10) примут вид

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= A(u_{x,x} - p_x) + B(u_{y,y} - p_y) - C\theta, \\ \sigma_{yy} &= A(u_{y,y} - p_y) + B(u_{x,x} - p_x) - C\theta\end{aligned}\quad (12)$$

Используя ассоциированный закон пластического течения (3) находим $p_x = \tilde{p}_x + \tau d\lambda(2\sigma_{xx} - \sigma_{yy})$, $p_y = \tilde{p}_y + \tau d\lambda(2\sigma_{yy} - \sigma_{xx})$, $p_{xy} = \tilde{p}_{xy} + 6\tau d\lambda\sigma_{xy}$, где \tilde{p}_x , \tilde{p}_y , \tilde{p}_{xy} – необратимые деформации на предыдущем шаге, τ – временной шаг. Для нахождения $d\lambda$ перепишем зависимость Дюамеля – Неймана

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= A'(u_{x,x} - \tilde{p}_x) + B'(u_{y,y} - \tilde{p}_y) - C'\theta, \\ \sigma_{yy} &= A'(u_{y,y} - \tilde{p}_y) + B'(u_{x,x} - \tilde{p}_x) - C'\theta\end{aligned}\quad (13)$$

где $A' = (A + 2d\lambda(A^2 + B^2))(d\lambda(A + B) + 1)^{-1}(3d\lambda(A - B) + 1)^{-1}$,

$$B' = (B + d\lambda(A^2 - B^2))(d\lambda(A + B) + 1)^{-1}(3d\lambda(A - B) + 1)^{-1},$$

$C' = C(d\lambda(A + B) + 1)^{-1}$ и подставим его в условие пластического течения Мизеса $\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 - \sigma_{xx}\sigma_{yy} + 3\sigma_{xy}^2 = 4k^2$, получим уравнение относительно $d\lambda$

$$a_6\tau^6 d\lambda^6 + a_5\tau^5 d\lambda^5 + a_4\tau^4 d\lambda^4 + a_3\tau^3 d\lambda^3 + a_2\tau^2 d\lambda^2 + a_1\tau d\lambda + a_0 = 0\quad (14)$$

$$a_6 = 10368\mu^2 k^2 (A - B)^2 (A + B)^2$$

$$a_5 = 1728\mu k^2 (A - B)(A + B)(A^2 + 8\mu(2A - B) - B^2)$$

Уравнение (14) относительно $d\lambda$ решается с использованием итерационного метода Ньютона для нелинейных уравнений.

Итак, на каждом шаге по времени решаем (10) совместно с (13) и (14). Если $d\lambda = 0$ то в этой области материал деформируется упруго, если $d\lambda > 0$, то имеет место пластическое течение, и находятся необратимые деформации. Окончание расчета происходит, когда температура по пластине станет равной начальной температуре.

Результат Рассмотрим остаточные напряжения в материале стальной пластины после линейного теплового воздействия от электродуговой сварки при различных скоростях перемещения источника тепла размерами $S_x = 0.4\text{м}$, $S_y = 0.35\text{м}$, ($T_p = 1400^\circ\text{C}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $k = 275\text{ МПа}$, $\alpha = 16.1 \cdot 10^{-6}$, $\rho = 7900\text{ кг/м}^3$, $c = 500\text{ Дж/(кгК)}$, $\lambda = 16.0\text{ Вт/(мК)}$ коэффициент теплопроводности, $\kappa = 7.6\text{ Вт/(мК)}$, $K = 163.33\text{ ГПа}$,

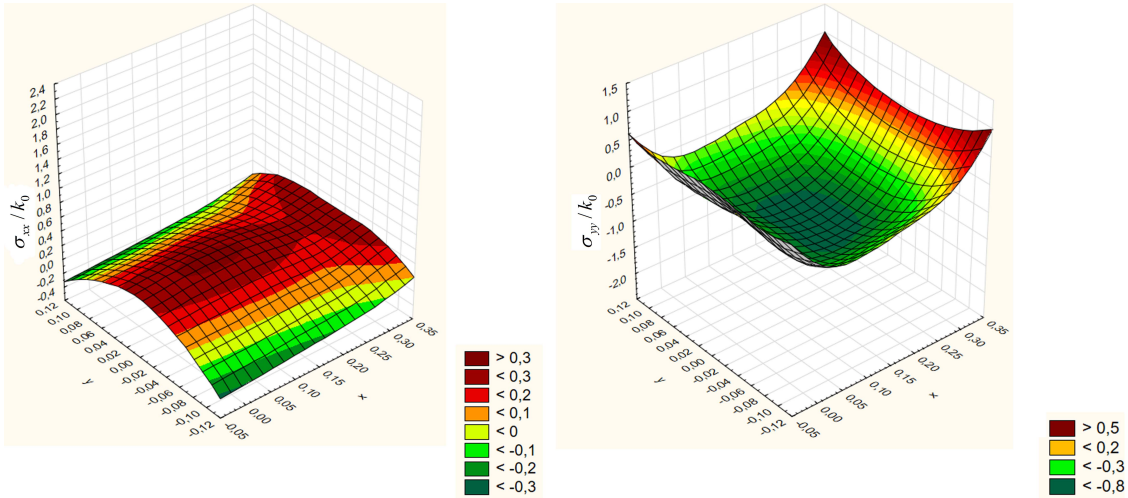


Рис. 1 Распределение остаточных напряжений в материале пласти, после воздействия источника тепла со скоростью 10 м/ч

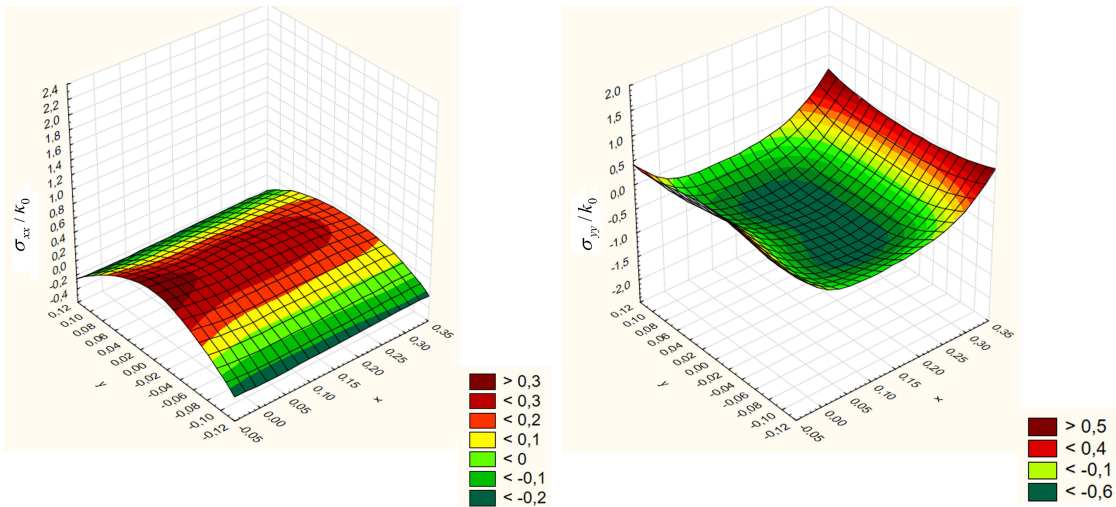


Рис. 2 Распределение остаточных напряжений в материале пласти, после воздействия источника тепла со скоростью 15 м/ч

$\mu = 75.385$ ГПа, $\lambda = 113.076$ ГПа), по которой прошел источник тепла. По проведенным расчетам получены результаты, распределения остаточных напряжений вдоль и поперек перемещения источника тепла представлены на рис. 1-3.

Значительные растягивающие остаточные напряжения, расположенные вдоль источника тепла при скорости движения 10 м/ч, локализируются по центру от начала пластины и распространяются в конце по всей области пластины (рис.1). С увеличением скорости до 15 м/ч остаточные напряжения имеют максимальные значения в начале пластины с постепенным снижением значений к концу пластины (рис.2). На максимальной расчетной скорости, составляющей 20 м/ч, можно видеть на рис.3, что высокий уровень остаточных растягивающих напряжений наблюдается в центре

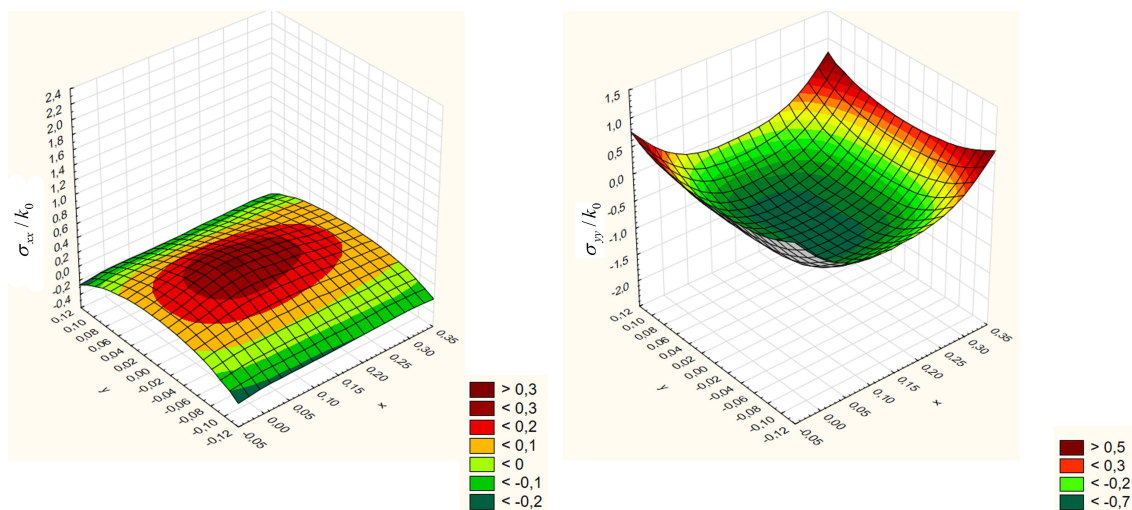


Рис. 3 Распределение остаточных напряжений в материале пластины, после воздействия источника тепла со скоростью 20 м/ч

пластины. В поперечном направлении источника тепла наблюдаются идентичные распределения сжимающих остаточных напряжений, расположенных по обе стороны от линии прохода с незначительным снижением их уровня при увеличении скорости перемещения источника тепла. Результаты, полученные в ходе практического эксперимента по распределению остаточных напряжений в экспериментальной пластине, снятые при помощи анализатора остаточных напряжений RIGAKU показали расхождение не более 10 % с теоретическим расчетом.

Заключение

Согласно теоретическим расчетам максимальное значение остаточных напряжений достигает 220 МПа при скорости 10 м/ч. При проведении эксперимента полученное максимальное значение остаточных напряжений в данной точке при этой же скорости - 258 МПа. Такие высокие значения практически соизмеримы с пределом текучести выбранного материала пластины (270 МПа), и могут вызвать появление дефектов в конструкциях или деталях, которые подвергаются локальному тепловому воздействию при сварке. Благоприятные значения остаточных напряжений получены со скоростью движения источника тепла 15 м/ч, данный режим позволяет минимизировать негативное влияние локального теплового воздействия для сталей. Проведенные исследования доказали работоспособность предложенной математической модели и достоверность полученных результатов расчета. Данная модель позволит прогнозировать распределение остаточных напряжений в материале деталей в зависимости от источника тепла и скорости его передвижения.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Eerik Sikanen Janne E Heikkinen Jussi Sopenen. Shrink-fitted joint behavior using three-dimensional solid finite elements in rotor dynamics with inclusion of stress-stiffening effect // *Advances in Mechanical Engineering*. 2018. № 10(6). С. 1–13.
- [2] Ivo Doležel Václav Kotlan Bohuš Ulrych. Design of joint between disk and shaft based on induction shrink fit // *Journal of Computational and Applied Mathematics*. 2014. № 270. С. 52–62.
- [3] Xiushan Wu Li Can Li Sian Sun Renyuan Tong Qing Li. A Study on the Heating Method and Implementation of a Shrink-Fit Tool Holder // *Energies*. 2019. № 12.
- [4] Samson Shittua Guiqiang Lia Xudong Zhaoa Xiaoli Maa Yousef Golizadeh Akhlaghia Emmanuel Ayodeleb. High performance and thermal stress analysis of a segmented annular thermoelectric generator // *Energy Conversion and Management*. 2019. № 184. с. 180–193.
- [5] Ming Panga Xiao-Han Zhanga Quan-Xiu Liua Yi-Xuan Fua Guang Liub Wen-Dan Tana. Effect of preheating temperature of the substrate on residual stress of Mo/8YSZ functionally gradient thermal barrier coatings prepared by plasma spraying // *Surface & Coatings Technology*. 2020. № 385.
- [6] Дац Е.П. Ткачева А.В. Технологические температурные напряжения в процессах горячей посадки цилиндрических тел при учете пластических течений // *ПМТФ*. 2016. № 57(3). С. 208–216.
- [7] Antoni N. Contact separation and failure analysis of a rotating thermo-elastoplastic shrink-fit assembly // *Applied Mathematical Modelling*. 2013. № 37. с. 2352–2363.
- [8] A.G. Osorioa D. Souzaab T. dos Passosa L. Dalpiazab-T. Airesa. Effect of niobium addition on the flux of submerged arc welding of low carbon steels // *Journal of Materials Processing Tech.* 2019. № 266. с. 46–51.
- [9] Jie Yil Jian-ming ZHANG Shu-fen CAO Peng-cheng GUO. Effect of welding sequence on residual stress and deformation of 6061-T6 aluminium alloy automobile component // *Trans. Nonferrous Met. Soc. China*. 2019. № 29. с. 287295.

E. E. Abashkin, A. V. Tkachev

**THE STRESS-STRAIN STATE IN THE PLATE MATERIAL, FORMED AS A
RESULT OF THE MOVEMENT OF A HEAT SOURCE**

Institute of Machine Science and Metallurgy FEB RAS, Russia

Abstract. The work is devoted to the study of temperature stresses in a plate made of medium-carbon alloy steel on the surface of which a heat source passes rectilinearly at a certain speed. The mathematical model is based on the Prandtl – Reis model, in which Hooke’s law is modified by the Duhamel – Neumann law. As a condition for plastic flow, the Mises condition is accepted, where the yield strength of the parabolic depends on the temperature. The residual stress fields are considered depending on the speed of the heat source passage. The resulting residual stresses are compared with the experimental stresses taken from the plate using the Rigaku residual stress analyzer.

Keywords: thermal stresses, local heating, residual stresses, elasticity, plasticity

REFERENCES

- [1] Eerik Sikanen Janne E Heikkinen J. S. Shrink-fitted joint behavior using three-dimensional solid finite elements in rotor dynamics with inclusion of stress-stiffening effect // *Advances in Mechanical Engineering*. 2018. no. 10(6). P. 1–13. (in Russian).

Abashkin Evgeny Evgenievich, Junior Researcher, Institute of Machine science and Metallurgy, Komsomolsk - on - Amur, Russia.

Tkacheva Anastasia Valerievna, Can. Sci. Phys. & Math., Senior Researcher, Institute of Machine science and Metallurgy, Komsomolsk - on - Amur, Russia.

- [2] Ivo Doležel V6clav Kotlan B. U. Design of joint between disk and shaft based on induction shrink fit // *Journal of Computational and Applied Mathematics*. 2014. no. 270. P. 52–62. (in Russian).
- [3] Xiushan Wu 1 Can Li S. S. R. T. Q. L. A Study on the Heating Method and Implementation of a Shrink-Fit Tool Holder // *Energies*. 2019. no. 12. (in Russian).
- [4] Samson Shittua Guiqiang Lia X. Z. X. M. Y. G. A. E. A. High performance and thermal stress analysis of a segmented annular thermoelectric generator // *Energy Conversion and Management*. 2019. no. 184. P. 180–193. (in Russian).
- [5] Samson Shittua Guiqiang Lia X. Z. X. M. Y. G. A. E. A. High performance and thermal stress analysis of a segmented annular thermoelectric generator // *Energy Conversion and Management*. 2019. no. 184. P. 180–193. (in Russian).
- [6] Dats E.P. T. A. Technological thermal stresses in the shrink fitting of cylindrical bodies with consideration of plastic flows // *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*. 2016. no. 57(3). P. 569–576. (in Russian).
- [7] Antoni N. Contact separation and failure analysis of a rotating thermo-elastoplastic shrink-fit assembly // *Applied Mathematical Modelling*. 2013. no. 37. P. 2352–2363. (in Russian).
- [8] A.G. Osorioa D. Souza T. d. P. L. D. T. A. Effect of niobium addition on the flux of submerged arc welding of low carbon steels // *Journal of Materials Processing Tech.* 2019. no. 266. P. 46–51. (in Russian).
- [9] Jie YI Jian-ming ZHANG S.-f. C. P.-c. G. Effect of welding sequence on residual stress and deformation of 6061-T6 aluminium alloy automobile component // *Trans. Nonferrous Met. Soc. China*. 2019. no. 29. P. 287–295. (in Russian).
- [10] Dénes Kollár Balázs Kövesdi L. G. V. S. H. Weld process model for simulating metal active gas welding *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* // *Trans. Nonferrous Met. Soc. China*. 2019. no. 102. P. 2063–2083. (in Russian).
- [11] Wang Tianpenga Zhang Jieb W. L. T. I. C. L. N. a. o. t. r. s. d., its influence factor analysis for Si₃N₄/42Cr. Weld process model for simulating metal active gas welding *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* // *Mo brazed joint Simulation Modelling Practice and Theory*. 2019. no. 95. P. 49–59. (in Russian).