

Н. К. Салихова¹, Д. С. Дудин¹, И. Э. Келлер¹, Д. С. Петухов¹, Е. А. Гачегова¹,
А. Б. Максимов²

СОБСТВЕННЫЕ ДЕФОРМАЦИИ И ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ ПОСЛЕ ГРАДИЕНТНОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ТОЛСТОЛИСТОВОЙ СТАЛИ: ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТ

¹*Институт механики сплошных сред УрО РАН, Пермь, Россия*

²*Керченский государственный морской технологический университет, Керчь,
Россия*

Аннотация. Выполнено численное моделирование трех вариаций процесса градиентной термомеханической обработки стальной плиты для понимания закономерностей формирования распределения по толщине собственных деформаций и остаточных напряжений в зависимости от параметров технологического процесса. Один из таких процессов заключался в нагреве и выдержке заготовки при температуре аустенизации с последующим односторонним ускоренным охлаждением; в двух других заготовку предварительно подвергали пластическому изгибу фиксированной величины положительного либо отрицательного знака, а после одностороннего ускоренного и полного охлаждения — изгибу противоположного знака для правки заготовки. Численное решение задачи выполнено в пакете COMSOL Multiphysics. На первом этапе решалась задача теплопроводности (ускоренного одностороннего, и затем медленного полного охлаждения заготовки), далее решалась задача термоупругопластичности для моделирования эволюции упругих и пластических деформаций и остаточных напряжений при изменении температуры заготовки. В этой задаче учитывались зависимости упругих и пластических констант от температуры. Изгиб плиты моделировался заданием подходящего распределения по толщине собственных деформаций. Для подтверждения результатов расчета были выполнены натурные эксперименты для листа судовой стали А32 толщиной 14 мм, для чего использована установка ускоренного одностороннего охлаждения горячей заготовки, созданная на базе Керченского судостроительного завода. Предложен способ определения распределения по толщине листа собственных деформаций и остаточных напряжений, развивающий метод разрезания, с помощью которого были определены данные распределения в трех заготовках, подвергнутых градиентной термомеханической обработке, и одного контрольного образца. Результаты эксперимента подтверждают полученное в расчете наблюдение, что все использованные методы градиентной термомеханической обработки обеспечивают сжимающие остаточные напряжения на обеих сторонах листа, величина которых превосходит фоновые значения, полученные на контрольном образце.

Ключевые слова: градиентная термомеханической обработка, ускоренное одностороннее охлаждение, судовая сталь, собственные деформации, остаточные напряжения, метод разрезания, численное моделирование.

Салихова Нелли Камилевна, кандидат физико-математических наук, научный сотрудник лаборатории нелинейной механики деформируемого твердого тела; e-mail: snk021@mail.ru; <https://orcid.org/0000-0002-3147-161X>; AuthorID: 608621

Дудин Дмитрий Сергеевич, ведущий инженер лаборатории нелинейной механики деформируемого твердого тела; e-mail: dmitryovj@yandex.ru; <https://orcid.org/0000-0002-1911-8899>; AuthorID: 1110725

Келлер Илья Эрнстович, доктор физико-математических наук, заведующий лабораторией нелинейной механики деформируемого твердого тела, доцент; e-mail: kie@icmm.ru; <https://orcid.org/0000-0001-9914-8870>; AuthorID: 11695

Петухов Дмитрий Сергеевич, ведущий инженер лаборатории нелинейной механики деформируемого твердого тела; e-mail: petuhovds@mail.ru; <https://orcid.org/0000-0002-6996-3580>; AuthorID: 868157

Гачегова Елена Алексеевна, инженер лаборатории термомеханики деформируемых твердых тел; e-mail: gachegova.e@icmm.ru; <https://orcid.org/0000-0001-6849-9889>; AuthorID: 1089863

Максимов Александр Борисович, кандидат технических наук, доцент кафедры машин и аппаратов пищевых производств, доцент; e-mail: aleksandrmsk@yandex.ru; <https://orcid.org/0000-0002-7763-5130>; AuthorID: 66445

для цитирования: Салихова Н. К., Дудин Д. С., Келлер И. Э., Петухов Д. С., Гачегова Е. А., Максимов А. Б. Собственные деформации и остаточные напряжения после градиентной термомеханической обработки толстолистовой стали: численное моделирование и эксперимент // Вестник Чувашского государственного педагогического университета им. И.Я. Яковлева. Серия: Механика предельного состояния. 2024. № 3(61). С. 70–91. DOI: 10.37972/chgpu.2024.61.3.007 EDN: OAHMYD

Статья опубликована на условиях лицензии *Creative Commons Attribution 4.0 International (CC-BY 4.0)*.

N. K. Salikhova¹, D. S. Dudin¹, I. E. Keller¹, D. S. Petukhov¹, E. A. Gachegova,
A. B. Maksimov²

EIGENSTRAINS AND RESIDUAL STRESSES AFTER GRADIENT THERMOMECHANICAL TREATMENT OF THICK-SHEET STEEL: NUMERICAL MODELLING AND EXPERIMENT

¹*Institute of Continuous Media Mechanics of UB RAS, Perm, Russia*

²*Kerch State Marine Technical University, Kerch, Russia*

Abstract. Numerical modeling of three variations of the process of gradient thermomechanical processing of a steel plate is performed to understand the patterns of thickness distribution of eigenstrains and residual stresses depending on the parameters of the technological process. One of these processes consisted in heating and holding the workpiece at the austenization temperature, followed by unilateral accelerated cooling; in the other two, the workpiece was previously subjected to plastic bending of a certain value of a positive or negative sign, and after unilateral accelerated and complete cooling, to bending of the opposite sign to straightening the workpiece. The numerical solution of the problem was performed in the COMSOL Multiphysics package. At the first stage, the problem of thermal conductivity (accelerated one-sided, and then slow complete cooling of the workpiece) was solved, then the problem of thermoelastoplasticity was solved to simulate the evolution of elastic and plastic deformations and residual stresses when the temperature of the workpiece changes. In this task, the dependence of elastic and plastic constants on temperature was taken into account. The bending and the straightening of the plate was modeled by setting a suitable thickness distribution of its eigenstrains. To confirm the calculation results, experiments were performed for a sheet of A32 marine steel with a thickness of 14 mm, for which an accelerated unilateral cooling unit for hot workpieces created on the basis of the Kerch Shipyard was used. A method is proposed for determining the distribution of eigenstrains and residual stresses over the thickness of the sheet, developing a cutting method by which these fields were determined in three specimens subjected to gradient mechanothermal treatment and one control specimen. The experimental results confirm the observation obtained in the calculation that all the methods of gradient thermomechanical treatment used provide compressive residual stresses on both sides of the sheet, the magnitude of which exceeds the background values obtained on the control sample.

Keywords: gradient thermomechanical treatment, accelerated unilateral cooling, marine steel, eigenstrains, residual stresses, cutting method, numerical modelling.

Nelli K. Salikhova, Cand. Sci. Phys.-Math, Scientific Researcher; e-mail: snk021@mail.ru; <https://orcid.org/0000-0002-3147-161X>; AuthorID: 608621

Dmitry S. Dudin, Leading Engineer; e-mail: dmitryovj@yandex.ru; <https://orcid.org/0000-0002-1911-8899>; AuthorID: 1110725

Ilya E. Keller, Dr. Sci. Phys.-Math., Associated Professor, Head of Laboratory; e-mail: kie@icmm.ru; <https://orcid.org/0000-0001-9914-8870>; AuthorID: 11695

Dmitry S. Petukhov, Leading Engineer; e-mail: petuhovds@mail.ru; <https://orcid.org/0000-0002-6996-3580>; AuthorID: 868157

Elena A. Gachegova, Engineer; e-mail: gachegova.e@icmm.ru; <https://orcid.org/0000-0001-6849-9889>; AuthorID: 1089863

Aleksandr B. Maksimov, Cand. Sci. Techn., Associated Professor; e-mail: aleksandrmsk@yandex.ru; <https://orcid.org/0000-0002-7763-5130>; AuthorID: 66445

to cite this article: Salikhova N. K., Dudin D. S., Keller I. E., Petukhov D. S., Gachegova E. A., Maksimov A. B. Eigenstrains and residual stresses after gradient thermomechanical treatment of thick-sheet steel: numerical modelling and experiment // Vestn. Chuvash. Gos. Ped. Univ. im. I.Ya. Yakovleva Ser.: Mekh. Pred. Sost. 2024. No 3(61). p. 70–91. DOI: 10.37972/chgpu.2024.61.3.007 EDN: OAHMYD

This is an open access article distributed under the terms of Creative Commons Attribution 4.0 International License (CC-BY 4.0)

Введение. Формирование сжимающих остаточных напряжений на поверхности толстолистового проката металла способствует повышению его усталостного ресурса и коррозионной стойкости. Тонкий слой остаточных напряжений и улучшенной микроструктуры формируется в результате различных процессов градиентной термомеханической обработки заготовки. В числе подобных процессов используют закалку ускоренным односторонним или двухсторонним охлаждением, которую можно совмещать с предварительным изгибом заготовки и последующей правкой после термообработки [1–4]. Не касаясь здесь вопроса изменения микроструктуры и связанного с ним улучшения прочностных характеристик заготовки в результате градиентной термомеханической обработки, обратимся к процессу формирования остаточных напряжений в ходе этого процесса. Большее понимание о закономерностях его протекания в современной практике исследований достигается путем численного моделирования сопряженной задачи теплопроводности и механики термоупругопластического поведения заготовки. В частности, с его помощью можно установить знак тангенциальных остаточных напряжений на поверхностях заготовки и его чувствительность к тем или иным параметрам технологического процесса. Однако, поскольку речь идет о довольно сложной модели, часть констант которой удастся определить косвенно и с некоторой долей неопределенности, требуется экспериментальное подтверждение результатов расчета. В настоящей работе выполнен численный расчет процесса формирования остаточных напряжений, который далее независимо сопровождается их экспериментальным определением с помощью предложенного авторами метода [5], развивающего известный способ разрезания [6–12]. Данный способ наилучшим образом среди других известных методов (последующего травления вырезанных с поверхности изделия полосок с измерением их прогибов [13–16] либо среднего размера атомной решетки рентгеновской дифракцией согласно [17], пошагового сверления отверстий [18–20] либо углубления дискового разреза с измерением деформаций поверхности вблизи них [21]) подходит к длинным призматическим образцам. Для этого четыре образца, вырезанных из толстолистового проката, были подвергнуты нагреву и выдержке при температуре аустенизации, три из которых были подвергнуты последующему одностороннему ускоренному охлаждению на специальной лабораторной установке, созданной на базе Керченского судостроительного завода. Два из этих образцов предварительно подвергались пластическому изгибу фиксированной величины положительного либо отрицательного знака, а после одностороннего ускоренного и полного охлаждения — изгибу противоположного знака для правки. Оставшийся, контрольный, образец был медленно охлажден на воздухе. Распределение по толщине образцов остаточных напряжений было определено методом разрезания и сопоставлено с результатами расчетов, которые подтвердили их знак и величину вблизи поверхностей. Кроме того, остаточные напряжения вблизи поверхностей образцов определялись методом сверления отверстий, что позволило определить фоновый уровень остаточных

напряжений в контрольном образце, подтвердить знаки остаточных напряжений в образце, подвергнутом только ускоренному охлаждению, а также показало неприменимость данного достаточно тонкого метода для образцов, подвергнутых правке. Данному плану будет далее подчинено изложение результатов исследования.

1. Модель градиентной термомеханической обработки. Материалом исследования служил прокат толщиной 14 мм судовой стали А32, низколегированной с содержанием углерода не более 0,18% и бейнитно-перлитной структурой, применяемой для изготовления прочных конструкций морских судов (наружной обшивки, палуб и др.). Из листа горячей прокатки были вырезаны четыре образца 60 × 300 мм, подвергнутые выдержке в печи в течение 21 мин при температуре 900° С. Один из образцов (контрольный) после этого был медленно охлажден на воздухе. Три оставшихся были подвергнуты одностороннему душирующему охлаждению водой со скоростью 50-80°С/с на поверхности [1-4]. При этом два образца перед термообработкой подвергались трехточечному пластическому изгибу на прессе с максимальным прогибом 50 мм (приблизительно 3,9% деформации на поверхности). Один из этих образцов в ходе термообработки подвергался одностороннему ускоренному охлаждению с выпуклой стороны, а второй — с вогнутой. После термообработки и полного охлаждения этих двух образцов они правились на прессе.

Для численного моделирования термомеханических процессов, протекающих в образцах во время описанной выше процедуры, использовался метод конечных элементов, реализованный в пакете программ COMSOL Multiphysics [22]. Моделировались задачи нестационарной теплопроводности и деформирования образца, вызванного температурными деформациями, и изгиба. Сначала решалась задача теплопроводности, после которой решалась задача термоупруго-пластического деформирования образца с учетом истории изменения температуры из предыдущей задачи. Задача изгиба решалась в упругопластической постановке, где в качестве источника изгиба задавалось соответствующее распределение собственных деформаций по толщине.

В задаче нестационарной теплопроводности при одностороннем ускоренном охлаждении и последующем медленном охлаждении на воздухе бруса-образца до комнатной температуры решалось уравнение

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T), \quad \mathbf{x} \in \Omega, \quad (1)$$

где ∇ — оператор Гамильтона, t — время, T — абсолютная температура, $\rho(T)$ — плотность массы, $c_p(T)$ — коэффициент удельной теплоемкости, $\lambda(T)$ — коэффициент теплопроводности, Ω — область образца, продольное сечение которой в постановке плоского напряженного состояния имеет форму длинного прямоугольника $0 \leq z \leq H$, $-L/2 \leq x \leq L/2$.

В течение некоторого времени на границе $z = H$ расчетной области задаётся условие ускоренного охлаждения закалочной средой (которая явно не моделируется)

$$-\lambda \mathbf{n} \cdot \nabla T = k_1(T - T_0), \quad (2)$$

а на остальных границах записывается условие конвективного теплообмена в воздушной среде

$$-\lambda \mathbf{n} \cdot \nabla T = k(T - T_0), \quad (3)$$

с коэффициентами теплопередачи k и $k_1(T)$, T_0 — температурой окружающей среды, \mathbf{n} — вектором внешней нормали к границе $\partial\Omega$. Для этапа медленного охлаждения на воздухе, следующего после ускоренного, и до практического выравнивания температуры в образце по координате z на границе $z = H$ расчетной области задаётся условие (3).

В расчетах задачи теплопроводности приняты значение $k = 15$ Вт/м²·К, а также зависимости теплофизических констант от температуры, приведенные на рис. 1. В начальный момент времени температура любой точки расчетной области Ω равна температуре отжига $T_* = 1173$ К; температура окружающей среды равна комнатной температуре $T_0 = 293$ К.

В задаче деформирования была использована модель термоупругопластического материала, в рамках которой тензор малых деформаций ϵ представлен аддитивным разложением на упругую ϵ^e , пластическую ϵ^p , температурную ϵ^T и «собственную» ϵ^* составляющие:

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^T + \epsilon^*, \quad (4)$$

упругая из которых связывается с напряжениями соотношениями обобщенного закона Гука

$$\epsilon^e = \frac{1 + \nu}{E} \left(\sigma - \frac{\nu}{1 + \nu} \sigma \mathbf{I} \right), \quad (5)$$

где σ — тензор напряжений, $\sigma = \text{tr}(\sigma)/3$ — среднее напряжение, E , ν — модуль Юнга и коэффициент Пуассона.

Пластическая составляющая определяется из закона пластического течения, ассоциированного с критерием текучести Мизеса

$$\dot{\epsilon}^p = \frac{\dot{\mathbf{s}} \cdot \mathbf{n}}{h} \mathbf{n}, \quad \mathbf{n} = \frac{\partial \phi}{\partial \sigma} / \left| \frac{\partial \phi}{\partial \sigma} \right|, \quad \phi = \frac{\sigma_M^2}{\sigma_u^2} - 1 = 0, \quad h = \frac{d\sigma_u}{d\epsilon_p}, \quad (6)$$

где $\sigma_M = \sqrt{3\mathbf{s} : \mathbf{s}/2}$ — интенсивность сдвиговых напряжений, $\mathbf{s} = \sigma - \sigma \mathbf{I}$ — дивизор напряжений, а для предела текучести при одноосном растяжении принят закон упрочнения Джонсона – Кука

$$\sigma_u = (A + B\epsilon_p^n) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T} \right)^m \right), \quad (7)$$

в котором $\epsilon_p = \int_0^t \dot{\epsilon}_p dt$, $\dot{\epsilon}_p = \sqrt{2\dot{\epsilon}^p : \dot{\epsilon}^p/3}$ — эффективная пластическая деформация, T_m — температура плавления материала, A, B, n, m — константы материала. В рамках настоящей работы соотношениями (6)-(7) закона пластического

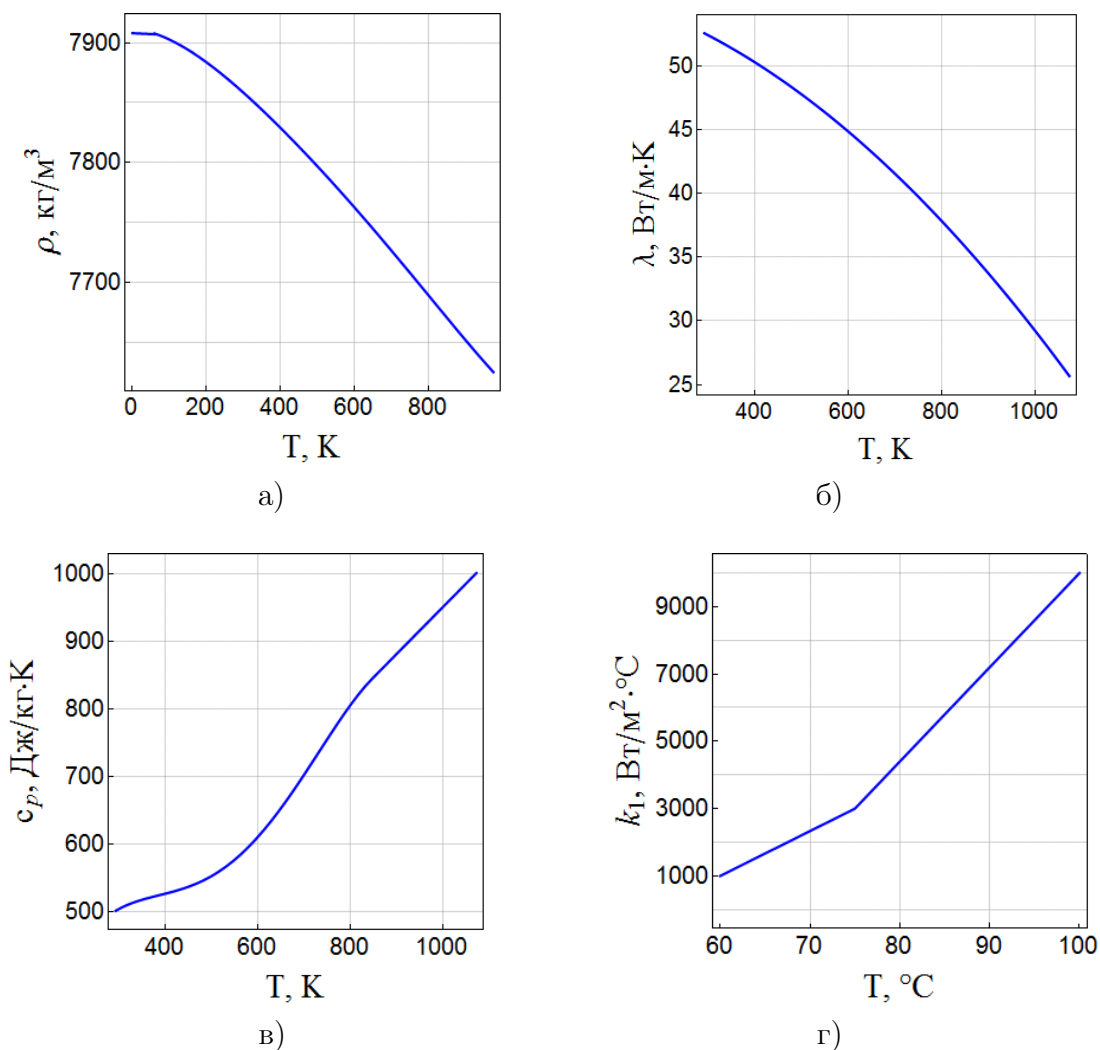


Рис. 1. Графики зависимости плотности (а) и коэффициентов теплопроводности (б), теплоемкости (в) и теплопередачи (г) от температуры.

течения описываются все неупругие деформации, происходящие в рассматриваемом материале в процессах его градиентной термомеханической обработки, независимо от физического механизма (фазовые превращения, дислокационная пластичность).

Температурная деформация определяется следующим образом

$$\epsilon^T = \alpha(T - T_*)\mathbf{I}, \quad (8)$$

где $\alpha(T)$ — коэффициент температурного расширения, T_* — температура отжига.

Уравнения равновесия и геометрические соотношения задачи деформирования выглядят следующим образом

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{0}, \quad \boldsymbol{\epsilon} = \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{u} + \mathbf{u} \nabla), \quad (9)$$

где \mathbf{u} — вектор перемещений. Эта задача рассматривалась в постановке плоского напряженного состояния, наиболее близко отражающего особенности напряженно-деформированного состояния бруса шириной 10 мм, вырезаемого из образцов листа толщиной 14 мм в экспериментальной части работы. Границы области Ω (продольного сечения бруса, совпадающего с продольным сечением образца) полагались свободными от усилий:

$$\mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{0}, \quad \mathbf{x} \in \partial\Omega. \quad (10)$$

Согласно (10) напряжения, возникающие в задаче деформирования — самоуравновешенные, то есть «остаточные».

Для задачи деформирования были приняты следующие значения констант $A = 315$ МПа, $B = 722$ МПа, $n = 0.8$, $m = 0.7$, $T_m = 1623$ К и зависимости от температуры, показанные на рис. 2. Принятые значения теплофизических и механических констант и зависимостей свойств от температуры взяты для судовой стали А36 из библиотеки материалов пакета программ COMSOL Multiphysics [22].

При решении задачи изгиба используются сформулированные выше уравнения деформирования (4)-(10) с однородным полем температуры $T = T_0$ и распределением по области Ω тензора собственных деформаций $\boldsymbol{\epsilon}^*(z)$. Эта составляющая тензора полных деформаций добавляется в правую часть (4). Для задачи пластического изгиба заготовки, рассматриваемой в экспериментальной части, с заданным значением прогиба, эта составляющая имеет единственную компоненту $\epsilon_x^*(z)$, распределение которой приводится на рис. 3 для прогиба выпуклостью вверх. Здесь же приводится распределение остаточных напряжений. Аналогично моделируется изгиб выпуклостью вниз.

Реализован следующий порядок решения задачи. Сначала моделировалось ускоренное одностороннее охлаждение образца в течение 18 с и следующее за ним медленное равномерное охлаждение образца на воздухе в течение 30 с в соответствии с уравнениями (1)-(3). Распределение температуры по области в этом процессе записывалось с шагом в 1 с до тех пор, пока оно не становилось практически однородным, причем его значение $T_h \neq T_0$. Далее история пошагового изменения температуры использовалась в качестве источника пластических деформаций и параметра при решении уравнений (4)-(10). При этом, если термообработке предшествовал пластический изгиб одного либо другого знака, предварительно рассчитывалась соответствующая задача, и результат ее решения в виде распределения остаточных напряжений и накопленных деформаций передавался в качестве начальных условий деформационной задаче. Расчет охлаждения образца заканчивался «большим» шагом от T_h до T_0 , не

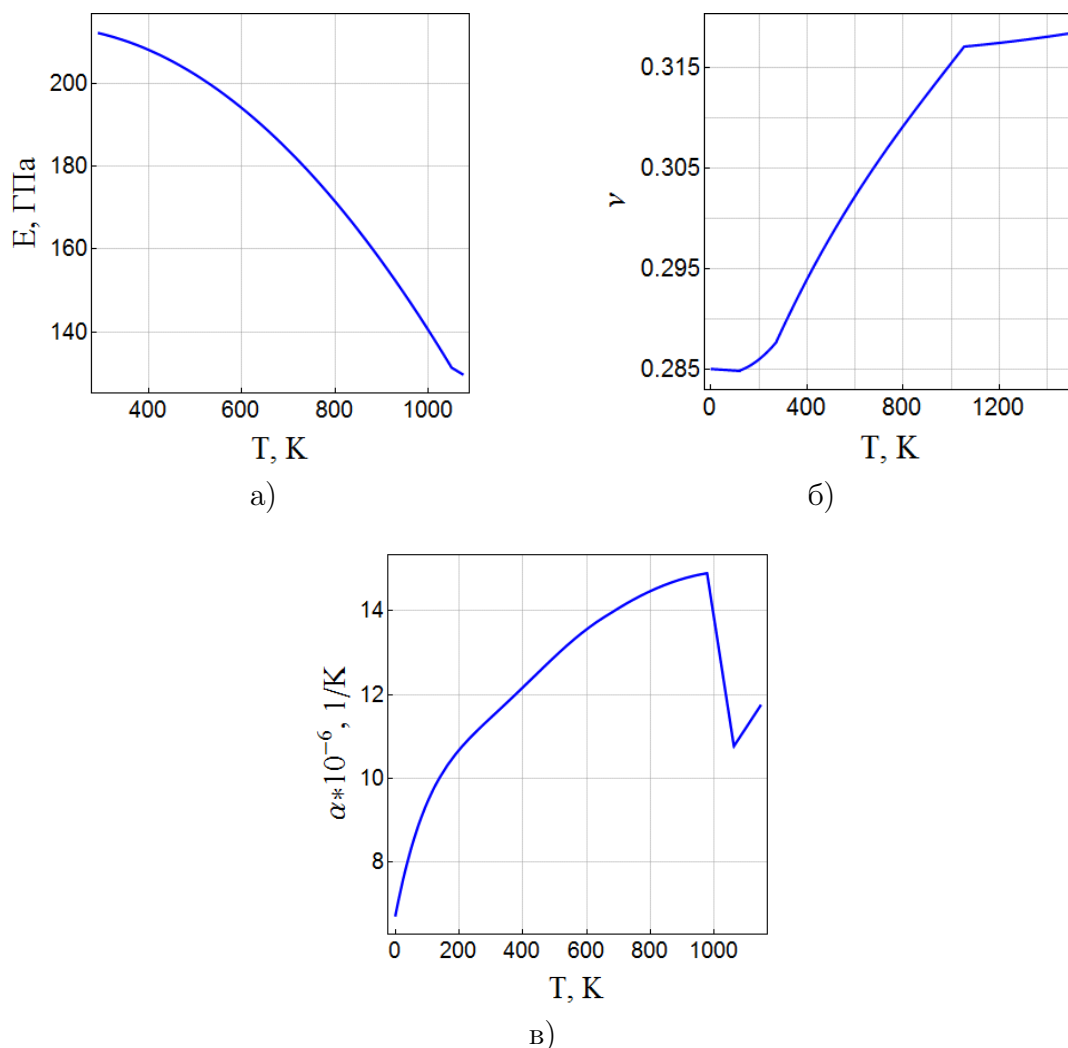


Рис. 2. Графики зависимостей модуля Юнга (а), коэффициентов Пуассона (б) и температурного расширения (в) от температуры.

сопровождающимся изменением остаточных напряжений и пластических деформаций. Если в конце технологического процесса требовалась правка образца, делался еще один шаг задачи расчета деформаций, моделирующий изгиб, обратный первоначальному (рис. 4).

2. Результаты численных расчетов. На рис. 4 приведены распределения температуры в поперечном сечении образца $x = 0$ в моменты времени этапа его одностороннего ускоренного охлаждения. Наиболее значительный градиент температур наблюдается в течение первой секунды процесса вблизи ускоренно охлаждаемой границы $z = 14$ мм («на стороне закалки»). Разность температур по толщине образца достигает максимума приблизительно в конце шестой

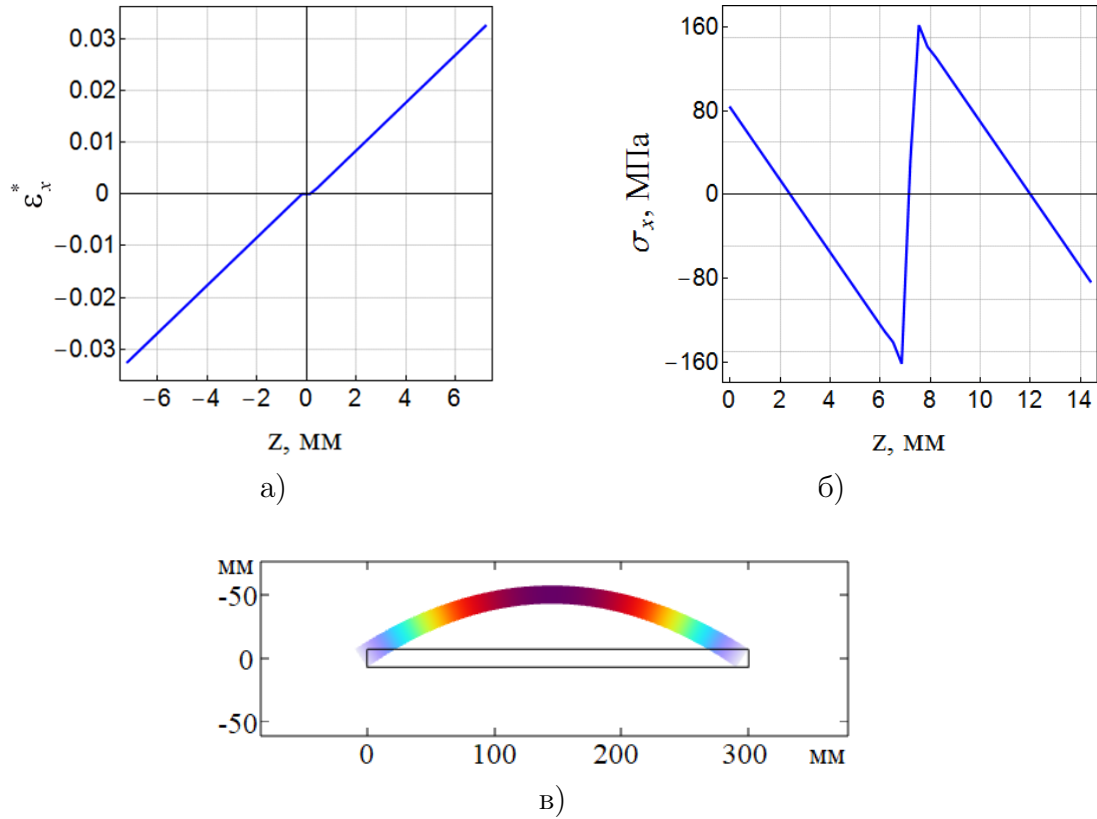


Рис. 3. Распределения собственных деформаций (а) и остаточных напряжений (б), отвечающие пластическому изгибу образца с заданным значением максимального прогиба выпуклостью вверх (в).

секунды процесса. Далее в процессе охлаждения вплоть до комнатной температуры распределение температуры по образцу постепенно выравнивается.

На рис. 5 представлены распределения в поперечном сечении образца $x = 0$ пластических деформаций и остаточных напряжений, возникших в процессе градиентной термомеханической обработки а) одностороннего ускоренного охлаждения, б) одностороннего ускоренного охлаждения образца с выпуклой стороны после пластического изгиба и в) одностороннего ускоренного охлаждения образца с вогнутой стороны после пластического изгиба. В образцах реализуется сложный сценарий возникновения остаточных (самоуравновешенных) упругих напряжений вследствие градиентного нестационарного изменения распределения температуры, который становится понятным при изучении совместной эволюции распределений всех переменных состояния.

При одностороннем ускоренном охлаждении образца без предварительного пластического изгиба одновременно работают два механизма формирования его напряженно-деформированного состояния. Первый: упругопластический изгиб образца со сжатием продольных материальных волокон на стороне закалки и

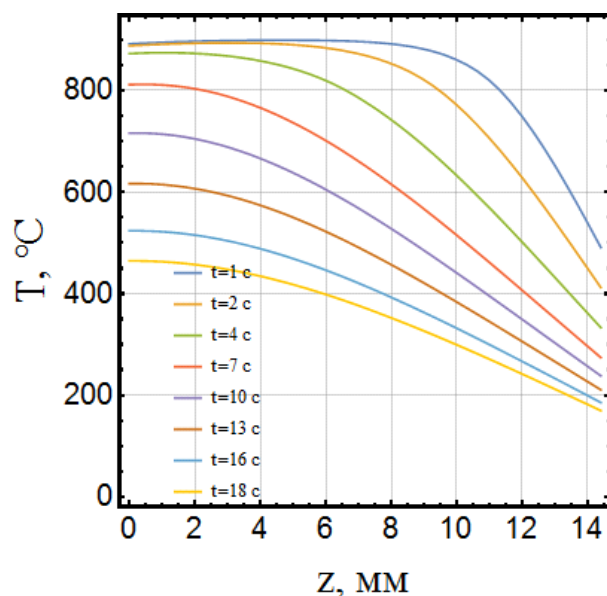
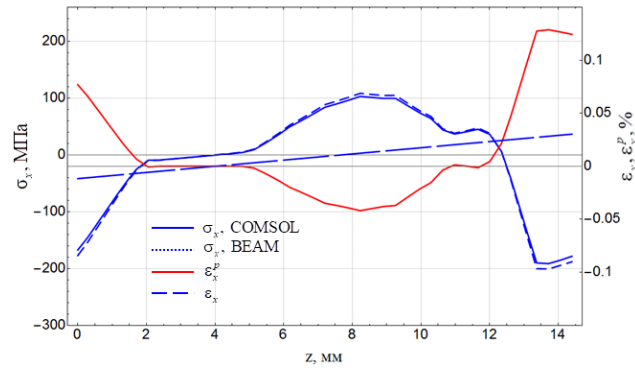


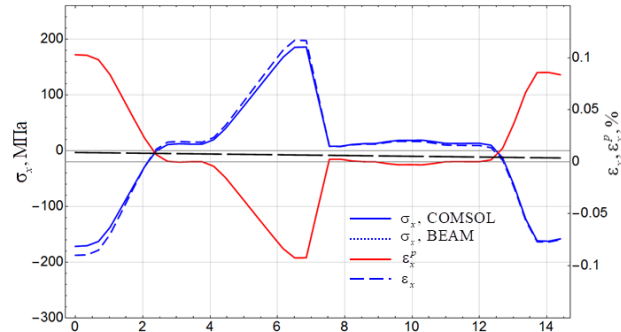
Рис. 4. Профили температуры по толщине в плоскости симметрии образца в различные моменты времени процесса односторонней закалки.

растяжением — на его тыльной части, вызываемый градиентом температуры. Напряжения, сопровождающие эту моду деформаций, имеют обратимую и необратимую части. Обратимая часть отсутствует, когда распределение температуры однородно. Это наблюдается перед началом и после приблизительно 48 с процесса охлаждения, то есть величина упругого изгиба, вызванного обратимой частью, имеет максимум в этом промежутке. Поскольку в действительности данный изгиб сопровождается несовместными пластическими деформациями, появляются вызванные им остаточные напряжения. Таким образом формируется необратимая часть изгиба. Этим механизмом объясняется появление растягивающих пластических деформаций и сжимающих остаточных напряжений вблизи границы, противоположной стороне закалки.

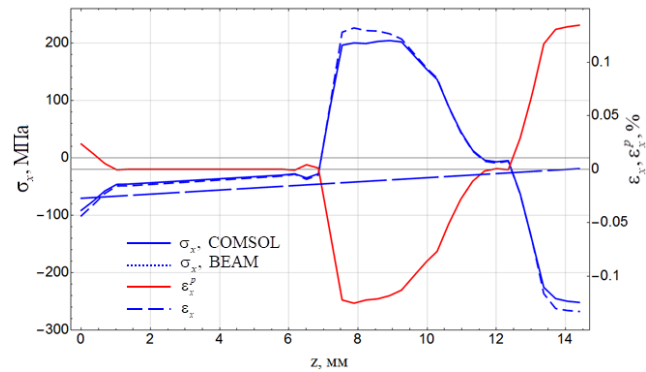
Второй механизм формирования напряженно-деформированного состояния в образце при его охлаждении связан с временными флуктуациями температуры по отношению к ее линейному (градиентному) распределению, вызывающему изгиб образца. Если температурные деформации, вызванные этими флуктуациями, в какой-то момент времени в какой-то точке приводят к упругим напряжениям, удовлетворяющим критерию текучести, появляются пластические деформации. Несовместная часть образованной в течение процесса охлаждения флуктуирующей частью поля пластических деформаций порождает остаточные напряжения, которые не исчезают после окончания процесса. Значительный градиент температуры, образующийся вблизи границы со стороны закалки



а)



б)



в)

Рис. 5. Распределение полных и собственных деформаций и остаточных напряжений по толщине образца в плоскости его симметрии после односторонней закалки а) без изгиба, б) с выпуклой стороны, в) с вогнутой стороны (расчет, сторона закалки справа).

в первые секунды процесса, создает флуктуацию, вызывающую появление растягивающих пластических деформаций и сжимающих остаточных напряжений вблизи границы со стороны закалки.

Следует заметить, что в описанном выше сценарии формирования остаточных напряжений при градиентном нестационарном изменении распределения температуры данные механизмы выделены условно для разложения сложного поля на две компоненты. В действительности уравнения пластичности не линейны по напряжениям, и компоненты такого разложения действуют совместно.

Область сжимающих пластических деформаций и растягивающих остаточных напряжений в средней части образца также появляется вследствие флуктуирующей компоненты неоднородного распределения температуры.

Отметим, что рассматриваемые процессы ускоренного охлаждения в стали А32 приводят к превращениям аустенитной (высокотемпературной) фазы в ферритно-бейнитную на охлаждаемой поверхности с постепенным переходом по толщине образца в ферритно-перлитную (низкотемпературные) фазы, и эти превращения являются механизмом неупругих деформаций. Уравнения пластичности для описания фазовых деформаций приняты здесь в качестве первого приближения.

В целом результаты численного расчета (рис. 5) показывают, что, независимо от вида градиентной термомеханической обработки (из рассмотренных) на сторонах образца всегда образуются сжимающие остаточные напряжения. В средней части образца имеется сосредоточенный слой растягивающих остаточных напряжений, располагающийся ближе либо дальше от поверхности ускоренного охлаждения в зависимости от предшествующей ему истории деформирования изгибом.

3. Экспериментальная часть. Для выполнения эксперимента из горячекатаной толстолистовой судовой стали А32 ферритного класса толщиной 14 мм были вырезаны четыре образца размерами 300 × 60 мм в плане. Образцы подвергались 21 мин выдержки в печи при температуре аустенитизации 900° С. Один (контрольный) образец был медленно охлажден на воздухе. Три образца были подвергнуты одностороннему ускоренному охлаждению со скоростью 40–60° С/мин на поверхности в душирующей лабораторной установке. Перед термообработкой два образца были подвергнуты пластическому изгибу на прессе до значений необратимого прогиба 50 мм. Образец без предварительного изгиба будет обозначаться (А), образец, подвергнутый ускоренному охлаждению с выпуклой стороны — (В), а образец, подвергнутый ускоренному охлаждению с вогнутой стороны — (С). Образцы В и С после охлаждения правились на прессе. Для определения распределения остаточных напряжений после градиентной термомеханической обработки из средней части всех образцов вырезался брус размером 300 × 10 × 14 мм.

Для определения распределения остаточных напряжений по толщине образцов А, В и С был использован способ, предложенный авторами [5] и развивающий метод разрезания. Вырезанные из этих образцов бруски последовательно



Рис. 6. Изгибы полос, нарезанных из образцов проката после градиентной термомеханической обработки (сверху вниз: С, В, А, сторона закалки сверху).

прикреплялись к опорной плите точечной сваркой по концам и нарезались по толщине (исходного листа) на 11–12 полос толщиной 1 мм на электроэрозионной установке (рис. 6). Прогиб каждой полосы определялся как среднее двух значений прогиба, которые измерялись штангенрейсмусом на расстоянии 150 мм от ее центральной точки, зафиксированной струбциной.

Для реконструкции неоднородного распределения продольной компоненты собственных (в данном случае пластических) деформаций (термин принадлежит [23]) по высоте бруса по значениям прогибов полос w_i , $i = 1, \dots, n$ определялись средние значения градиента собственной деформации $(\partial \epsilon_x^p)_i$ по координате z , совпадающие со средними значениями градиента полной деформации, в соответствии с оценкой

$$(\partial \epsilon_x^p)_i \approx 8w_i/L^2, \quad (11)$$

справедливой с точностью до малых порядка куба отношения прогиба к длине. Непрерывное распределение собственных деформаций $\epsilon_x^p(z)$ по толщине бруса $z \in [0, H]$ определялось в виде кусочно-линейной функции со значениями $(\epsilon_x^p)_i$ в узлах $z = 0, h, \dots, nh = H$ с помощью конечно-разностных формул

$$(\epsilon_x^p)_i = (\epsilon_x^p)_{i-1} + (\partial \epsilon_x^p)_i h, \quad i = 1, \dots, n, \quad (12)$$

где $(\epsilon_x^p)_0$ есть некоторая константа. Распределение продольной компоненты остаточных напряжений $\sigma_x(z)$ по толщине бруса $z \in [0, H]$ определялось с помощью выражения [24]

$$\sigma_x(z) = E(\epsilon_x(z) - \epsilon_x^p(z)), \quad \epsilon_x(z) = gz + e, \quad (13)$$

где

$$g = \frac{12}{H^3} \int_0^H \epsilon_x^p(z) z dz - \frac{6}{H^2} \int_0^H \epsilon_x^p(z) dz \quad (14)$$

— градиент полной деформации и

$$e = -\frac{6}{H^2} \int_0^H \epsilon_x^p(z) z dz + \frac{4}{H} \int_0^H \epsilon_x^p(z) dz \quad (15)$$

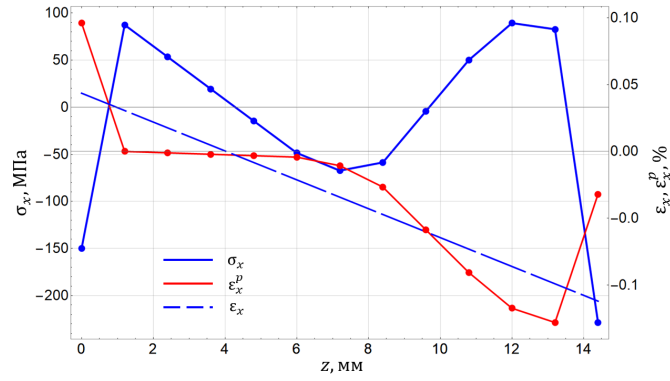
— полная деформация бруса, а $\epsilon_x(z)$ — распределение полной деформации по толщине бруса. Можно показать, что остаточные напряжения (13) не зависят от граничного значения в (12), поэтому было принято $(\epsilon_x^p)_0 = 0$.

«Балочная формула» (13)-(15) была использована для определения остаточных напряжений в образцах по рассчитанным в COMSOL Multiphysics распределениям пластических деформаций. Из рис. 5 видно соответствие этой оценки с рассчитанными в пакете программ COMSOL Multiphysics распределениями остаточных напряжений.

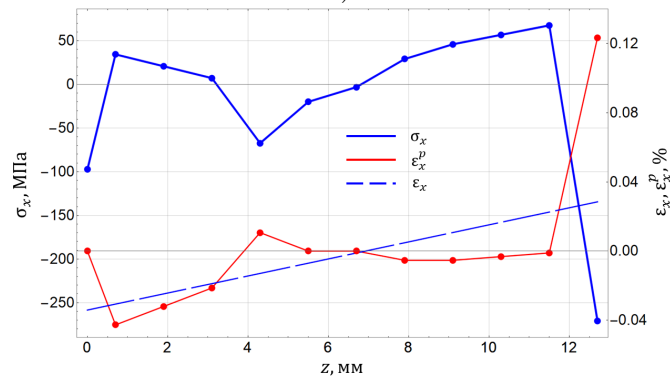
Распределения пластических и полных деформаций, а также остаточных напряжений, по толщине образцов, полученные по данным эксперимента согласно формулам (11) - (15), показаны на рис. 7. Распределения пластических деформаций на каждом графике построены с точностью до постоянной величины.

Эксперимент подтверждает наличие сжимающих напряжений вблизи краев образцов независимо от вида градиентной термомеханической обработки из здесь рассматриваемых. Подтверждаются области отсутствия пластических деформаций и наличие более высоких градиентов пластических деформаций на стороне закалки. Область растягивающих остаточных напряжений в средней части образца в двух случаях из трех оказалась двухмодальной. Однако с учетом высокой чувствительности распределения остаточных напряжений к деталям распределения пластических деформаций в соотношениях (13)-(15) эти несоответствия можно объяснить неточностью задания теплофизических и пластических свойств материала в модели (1)-(9) совместно с неточностями экспериментальной методики.

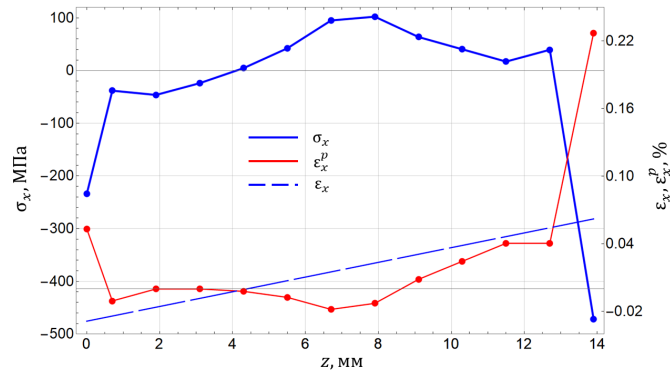
Распределение остаточных напряжений вблизи поверхностей образцов перед разрезанием последних определялось методом сверления отверстий в соответствии со стандартом ASTM E837 на установке MTS3000-Reston. Пошагово высверливалось отверстие диаметром 1 мм, глубиной 1 мм, и параллельно высокоточным тензодатчиком-розеткой регистрировалось изменение поля перемещений поверхности вблизи отверстия. В контрольном образце, подвергнутом отжигу, распределения тангенциальных компонент остаточных напряжений практически совпали между собой. Эти компоненты имели флуктуирующий характер с изменением знака, не превышая по модулю значения 70 МПа (рис. 8, а). В образце А распределения тангенциальных компонент остаточных напряжений были подобны друг другу (рис. 8, б, в), не выходя ниже значения -200 МПа на стороне закалки и -140 МПа на противоположной стороне, что в среднем соответствует и расчету, и эксперименту. В образцах В и С, подвергавшихся знакопеременному трехточечному изгибу, плоскости образцов оказались волнистыми и имели различные и флуктуирующие от -300 до +300 МПа тангенциальные компоненты остаточных напряжений, что не позволяет использовать эти результаты для контроля метода разрезания и подтверждения расчета.



а)



б)



в)

Рис. 7. Распределение полных и собственных деформаций и остаточных напряжений по толщине образца в плоскости его симметрии после односторонней заковки а) без изгиба, б) с выпуклой стороны, в) с вогнутой стороны (эксперимент, сторона заковки справа).

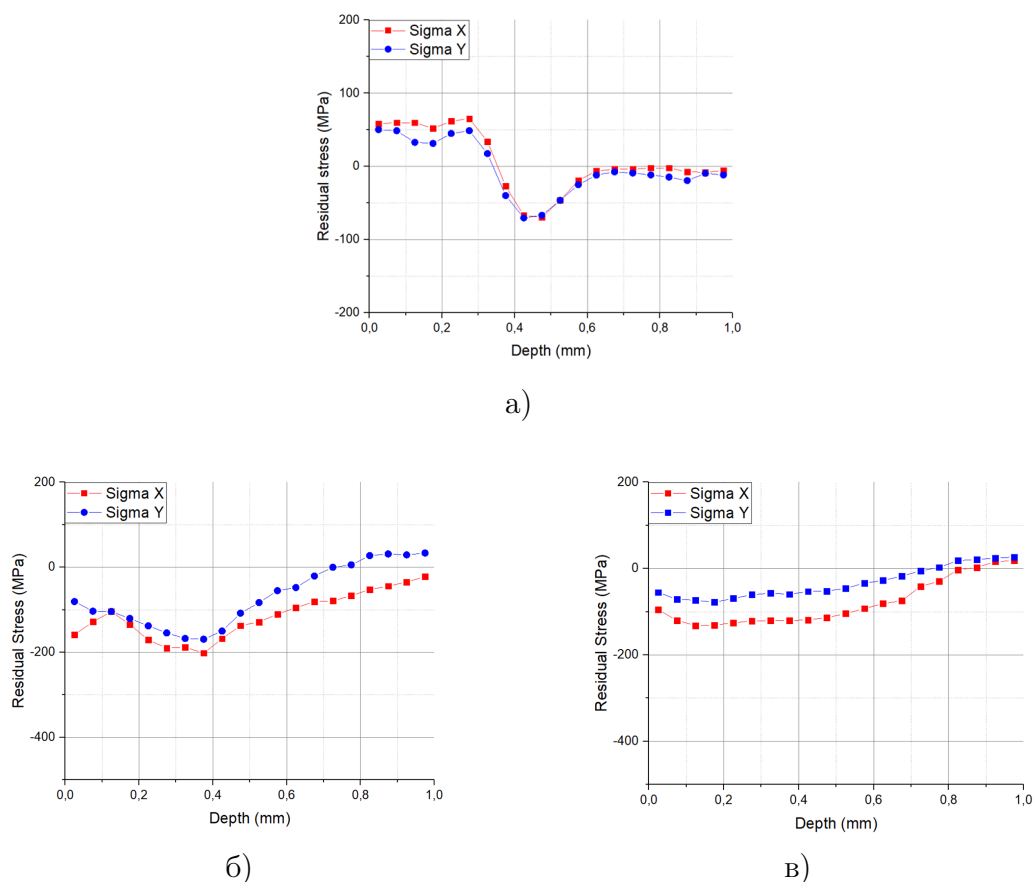


Рис. 8. Протокол измерения тангенциальных компонент остаточных напряжений образца а) на стороне закалки, б) на противоположной стороне.

4. Выводы. Выполнено численное моделирование эволюции неупругих деформаций и остаточных напряжений в процессах градиентной термомеханической обработки толстолистового стального проката. Для этого последовательно решены нестационарная задача теплопроводности и задача механики термоупругопластического тела с учетом истории изменения температурного поля в заготовке. Для подтверждения результатов расчета выполнен эксперимент, результаты которого обработаны с помощью предложенного авторами метода, развивающего способ разрезания для определения остаточных напряжений. Получено удовлетворительное соответствие знака и величины остаточных напряжений вблизи границ образцов, а расхождения распределений остаточных напряжений с экспериментальными объясняются их высокой чувствительностью к деталям распределений собственных деформаций. Для образца, подвергнутого одностороннему ускоренному охлаждению величины остаточных напряжений вблизи сторон образца совпадают с определенными методом сверления отверстий. Опыт исследования эволюции неупругих деформаций и остаточных

напряжений в процессе термомеханической обработки металлической заготовки может быть использован при решении задач аддитивного производства металлических конструкций [25, 26], сопровождающегося последовательными этапами наплавки и термоупругопластического деформирования заготовки в процессе остывания.

ДОПОЛНИТЕЛЬНО

Вклад авторов. Н. К. Салихова — численные расчеты и редактирование текста рукописи, Д. С. Дудин — численные расчеты и обработка эксперимента, И. Э. Келлер — написание текста рукописи, Д. С. Петухов — разработка аналитических выражений метода разрезания, Е. А. Гачегова — проведение экспериментов методом сверления отверстий, А. Б. Максимов — механотермическая обработка образцов.

Конфликт интересов. Авторы декларируют отсутствие явных и потенциальных конфликтов интересов, связанных с публикацией настоящей статьи.

Источник финансирования. Работа выполнена в рамках госзадания по теме Пермского федерального исследовательского центра УрО РАН, № ГР АААА-А20-120022590044-7 (Н.К. Салихова, Д.С. Дудин, И.Э. Келлер, Д.С. Петухов) и № ГР 124020700047-3 (Е.А. Гачегова).

ADDITIONAL INFORMATION

Authors' contribution. N. K. Salikhova — numerical calculations and editing of the manuscript text, D. S. Dudin — numerical calculations and experimental processing, I. E. Keller — writing the manuscript text, D. S. Petukhov — development of analytical expressions of the cutting method, E. A. Gachegova — conducting experiments by drilling holes, A. B. Maximov — mechano-thermal processing of samples.

Competing interests. The authors declare that they have no competing interests.

Funding. This study was financially supported by the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation, State Registration Numbers АААА-А20-120022590044-7 (N. K. Salikhova, D. S. Dudin, I.E.Keller, D. S. Petukhov) and 124020700047-3 (E. A. Gachegova).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Максимов А.Б., Шевченко И.П., Ерохина И.С. Толстолистовой прокат с изменяющимися механическими свойствами по толщине // Известия вузов. Черная металлургия. 2019. Т. 62 (8). С. 587–593. DOI: 10.17073/0368-0797-2019-8-587-593.
- [2] Максимов А.Б., Пронина Ю.Г. Исследование изгиба толстолистого проката с градиентом прочностных свойств по толщине // Известия вузов. Черная металлургия. 2022. Т. 52 (1). С. 5–10. DOI: 10.3103/S0967091222010181.
- [3] Максимов А.Б. Исследование разрушения на модельном материале с градиентом прочности по толщине // Вестник КГМТУ. 2024. № 2. С. 147–1530. EDN: ZZTUNE.
- [4] Максимов А.Б., Пронина Ю.Г., Ерохина И.С. Пат. 2790243 Российская Федерация, МПК С21D 8/02. Способ деформационно-термической обработки листового проката.
- [5] Келлер И.Э., Петухов Д.С., Дудин Д.С. и др. Пат. 2797771 Российская Федерация, МПК G01N 3/20. Способ определения остаточных напряжений в ребре на жестком основании.
- [6] Калакуцкий Н.В. Исследование внутренних напряжений в чугунах и сталях. СПб : Типография А.М. Вольфа, 1887. 127 с.
- [7] Tebedge N., Alpsten G., Tall L. Residual-stress measurement by the sectioning method // Experimental Mechanics. 1973. Т. 13 (2). С. 88–96.

- [8] Withers P.J., Bhadeshia H.K.D.H. Residual stress. Part 1 – Measurement techniques // *Materials Science and Technology*. 2001. Т. 17 (4). С. 355–365. DOI: 10.1179/026708301101509980.
- [9] Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel / Под ред. G. Totten, M. Howes, T. Inoue. Ohio : Materials Park, 2002. 499 с.
- [10] Pekoz T., Bjorhovde R., Errera S.J. и др. Determination of residual stresses: Technical memorandum of ASCE No. 6 / Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures / Под ред. R.D. Ziemian. ASCE, 2010. С. 993–1002.
- [11] Rossini N.S., Dassisti M., Benyounis K.Y., Olabi A.G. Methods of measuring residual stresses in components // *Materials and Design*. 2012. Т. 35. С. 572–588. DOI: 10.1016/j.matdes.2011.08.022.
- [12] Bamberg J., Hessert R. US Pat. 2015/0219444, B23K 26/34, B22F 3/105. Method and Apparatus for Determining Residual Stresses of a Component.
- [13] Davidenkov N.N. Bending deflection method // *Zeitschrift fur Metallkunde*. 1932. Т. 24 (2). С. 25–29.
- [14] Sachs G., Espey G. A new method for determination of stress distribution in thin-walled tubing // *Transactions of the AIME*. 1942. Т. 147. С. 348–360.
- [15] Биргер И.А. Остаточные напряжения. М. : Машгиз, 1963. 233 с.
- [16] Павлов В.Ф., Кирпичёв В.А., Вакулюк В.С. Прогнозирование сопротивления усталости поверхностно упрочнённых деталей по остаточным напряжениям. Самара : Издательство СНЦ РАН, 2012. 125 с.
- [17] SAE Standard HS784. Residual stress measurement by X-ray diffraction. 2003.
- [18] ASTM E837-08. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method. 2010.
- [19] Schajer G.S. Advances in hole–drilling residual stress measurements // *Experimental Mechanics*. 2010. Т. 50 (2). С. 159–168. DOI: 10.1007/s11340-009-9228-7.
- [20] Махутов Н.А., Разумовский И.А., Косов В.С. и др. Исследования остаточных напряжений с применением электронной цифровой спекл-интерферометрии в натуральных условиях // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. 2008. Т. 74 (5). С. 47–51. EDN: JUHLPR.
- [21] Махутов Н.А., Разумовский И.А. Методы анализа полей остаточных напряжений в пространственных деталях // *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. 2017. Т. 83 (1). С. 56–64. EDN: XUYZEX.
- [22] COMSOL Multiphysics User Guide / COMSOL. 2012. 1292 с.
- [23] Korsunsky A.M. A teaching essay on residual stresses and eigenstrains. Oxford : Butterworth-Heinemann, 2017. 197 с.
- [24] Petukhov D., Keller I. Exact reconstruction formulas for plastic strain distribution in the surface-treated plate and their applications // *Acta Mechanica*. 2020. Т. 231. С. 1849–1866. DOI: 10.1007/s00707-020-02625-7.
- [25] Салихова Н.К., Дудин Д.С., Келлер И.Э. и др. Модель искривления стенки на подложке, наращиваемой проволочно-дуговой наплавкой, и ее экспериментальная апробация для алюминиевого сплава // *Вестник Чувашского государственного педагогического университета им. И.Я. Яковлева. Серия: Механика предельного состояния*. 2023. № 3 (57). С. 5–24. DOI: 10.37972/chgpu.2023.56.2.012.
- [26] Dudin D.S., Keller I.E., Permyakov G.L., Trushnikov D.N. Modelling of residual stresses and distortions of the wall on a substrate built by wire-arc surfacing // *Journal of Siberian Federal Universit. Mathematics and Physics*. 2024. Т. 17 (1). С. 75–90. EDN: VUNMCP.

REFERENCES

- [1] Maksimov A.B., Shevchenko I.P., Erokhina I.S. Sheet metal with variable mechanical properties over its thickness // *Izvestiya VUZov. Chernaya Metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2019. Vol. 62 (8). P. 587–593. DOI: 10.17073/0368-0797-2019-8-587-593.
- [2] Maksimov A.B., Pronina Yu.G. Study of bending of plate steel with a through-the-thickness gradient of strength properties // *Steel in Translation*. 2022. Vol. 52 (1). P. 5–10. DOI: 10.3103/S0967091222010181.
- [3] Maksimov A.B. The study of fracture on a model material with a strength gradient in thickness // *Vestnik Kerchenskogo gosudarstvennogo morskogo texnologicheskogo universiteta [Bulletin of the Kerch State Marine Technological University.]*. 2024. no. 2. P. 147–153. EDN: ZZTUNE. (in Russian).
- [4] Maksimov A.B., Pronina Yu.G., Erokhina I.S. RU Pat. 2790243, C21D 8/02. Method for deformation and heat treatment of flat steel. (in Russian).
- [5] Keller I.E., Petukhov D.S., Dudin D.S. et al. RU Pat. 2797771, G01N 3/20. Method for determining residual stresses in a rib on a rigid base. (in Russian).
- [6] Kalokoutzky N.V. An Investigation into the Internal Stresses Occurring in Cast Iron and Steel. S.-Pb : A.M. Wolf, 1887. 127 p. (in Russian).
- [7] Tebedge N., Alpsten G., Tall L. Residual-stress measurement by the sectioning method // *Experimental Mechanics*. 1973. Vol. 13 (2). P. 88–96.
- [8] Withers P.J., Bhadeshia H.K.D.H. Residual stress. Part 1 – Measurement techniques // *Materials Science and Technology*. 2001. Vol. 17 (4). P. 355–365. DOI: 10.1179/026708301101509980.
- [9] Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel / Ed. by G. Totten, M. Howes, T. Inoue. Ohio : Materials Park, 2002. 499 p.
- [10] Pekoz T., BJORHOF R., Errera S.J. et al. Determination of residual stresses: Technical memorandum of ASCE No. 6 / Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures / Ed. by R.D. Ziemian. ASCE, 2010. P. 993–1002.
- [11] Rossini N.S., Dassisti M., Benyounis K.Y., Olabi A.G. Methods of measuring residual stresses in components // *Materials and Design*. 2012. Vol. 35. P. 572–588. DOI: 10.1016/j.matdes.2011.08.022.
- [12] Bamberg J., Hessert R. US Pat. 2015/0219444, B23K 26/34, B22F 3/105. Method and Apparatus for Determining Residual Stresses of a Component.
- [13] Davidenkov N.N. Bending deflection method // *Zeitschrift fur Metallkunde*. 1932. Vol. 24 (2). P. 25–29.
- [14] Sachs G., Espey G. A new method for determination of stress distribution in thin-walled tubing // *Transactions of the AIME*. 1942. Vol. 147. P. 348–360.
- [15] Birger I.A. Residual Stresses. Moscow : Mashgis, 1963. 233 p. (in Russian).
- [16] Pavlov V.F., Kirpichev V.A., Vakuluk V.S. Prediction of fatigue resistance of surface-hardened parts based on residual stresses. Samara : Izdatelstvo SNC RAN, 2012. 125 p. (in Russian).
- [17] SAE Standard HS784. Residual stress measurement by X-ray diffraction. 2003.
- [18] ASTM E837-08. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method. 2010.
- [19] Schajer G.S. Advances in hole-drilling residual stress measurements // *Experimental Mechanics*. 2010. Vol. 50 (2). P. 159–168. DOI: 10.1007/s11340-009-9228-7.
- [20] Makhutov N.A., Razumovskii I.A., Kosov V.S. et al. Study of residual stresses using electron digital speckle interferometry in full-scale conditions // *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov. = Industrial laboratory. Diagnostics of materials*. 2008. Vol. 74 (5). P. 47–51. EDN: JUHLPR. (in Russian).

- [21] Makhutov N.A., Razumovskii I.A. Methods for analyzing residual stress fields in spatial details // *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov. = Industrial laboratory. Diagnostics of materials.* 2017. Vol. 83 (1-1). P. 56–64. EDN: XUYZEX. (in Russian).
- [22] COMSOL Multiphysics User Guide / COMSOL. 2012. 1292 p.
- [23] Petukhov D., Keller I. Exact reconstruction formulas for plastic strain distribution in the surface-treated plate and their applications // *Acta Mechanica.* 2020. Vol. 231. P. 1849–1866. DOI: 10.1007/s00707-020-02625-7.
- [24] Korsunsky A.M. A teaching essay on residual stresses and eigenstrains. Oxford : Butterworth-Heinemann, 2017. 197 p.
- [25] Salikhova N.K., Dudin D.S., Keller I.E. et al. A model of deflection of the wall on a substrate during wire-arc surfacing and its experimental confirmation for an aluminum alloy // *Vestnik Chuvashskogo Gosudarstvennogo Pedagogicheskogo Universiteta Im. I. Ya. Yakovleva Seriya: Mekhanika Predel'nogo Sostoyaniya.* 2023. no. 3. P. 5–24. DOI: 10.37972/chgpu.2023.56.2.012. (in Russian).
- [26] Dudin D.S., Keller I.E., Permyakov G.L., Trushnikov D.N. Modelling of residual stresses and distortions of the wall on a substrate built by wire-arc surfacing // *Journal of Siberian Federal Universit. Mathematics and Physics.* 2024. Vol. 17 (1). P. 75–90. EDN: VUNMCP.