

Сметанников О.Ю., Максимов П.В., Трушников Д.Н., Пермяков Г.Л., Беленький В.Я., Фарберов А.С. Исследование влияния параметров процесса 3D-наплавки проволочных материалов на формирование остаточных деформаций // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. 2019. № 2. С. 181-194. DOI: 10.15593/perm.mech/2019.2.15

Smetannikov O.Yu., Maksimov P.V., Trushnikov D.N., Permyakov G.L., Belenkiy V.Ya., Farberov A.S. Studying of the influence of 3D wire deposition process parameters on the formation of residual deformations. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2019, no. 2, pp. 181-194. DOI: 10.15593/perm.mech/2019.2.15



ВЕСТНИК ПНИПУ. МЕХАНИКА

№ 2, 2019

PNRPU MECHANICS BULLETIN

<http://vestnik.pstu.ru/mechanics/about/inf/>



DOI: 10.15593/perm.mech/2019.2.15

УДК 539.3

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА 3D-НАПЛАВКИ ПРОВОЛОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ФОРМИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ

О.Ю. Сметанников, П.В. Максимов, Д.Н. Трушников,
Г.Л. Пермяков, В.Я. Беленький, А.С. Фарберов

Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Пермь, Россия

О СТАТЬЕ

Получена: 11 марта 2019 г.
Принята: 24 мая 2019 г.
Опубликована: 28 июня 2019 г.

Ключевые слова:

аддитивное производство, аддитивные технологии, наплавка, плавление проволоки, конечно-элементное моделирование, многовариантный анализ.

АННОТАЦИЯ

Аддитивные технологии позволяют изготавливать изделия за счет послойного синтеза и таким образом получать изделия сложной формы. При решении комплексной задачи численного моделирования аддитивных технологических процессов необходимо с высокой точностью описывать различные термомеханические явления. Наиболее эффективным в связи с этим является применение сочетания возможностей специализированных программных комплексов и разработки уникальных алгоритмов для них, учитывающих максимально возможное число параметров процесса. В работе рассматривается разработанный и реализованный в пакете ANSYS Mechanical на языке APDL алгоритм расчета нестационарных температурных полей и напряженно-деформированного состояния конструкции в процессе ее создания 3D наплавкой проволочных материалов. Данная модель, в частности, учитывает нестационарный лучистый перенос тепловой энергии сварочной дуги на поверхность изделия. В обзоре выделены три наиболее часто используемых метода моделирования осаждения материала – так называемый рождающийся элемент (element birth), спящий элемент (quiet element) и гибридная активация (hybrid activation). Показано, что для обеспечения большей эффективности вычислений необходимо применять принцип, при котором следующие друг за другом шаги проплавки и даже слои группируются вместе для последующей одновременной активации. В представляемой модели задача разделена на краевую задачу нестационарной теплопроводности и краевую задачу термомеханики о напряженно-деформированном состоянии, которые являются несвязанными. Для их решения применяется технология «умерщвления» и последующего «возрождения» части материала, реализованная в пакете ANSYS. Проведена верификация разработанного численного алгоритма решения трехмерной задачи дуговой наплавки проволочных материалов сравнением с результатами натурных испытаний на образцах из алюминийевого сплава Д16. Для описания упругопластического поведения исследуемого сплава использована модель билинейной изотропной пластичности BISO с температурной зависимостью предела текучести. Показана хорошая согласованность расчетных данных с экспериментом. Исследовано влияние на уровень остаточного коробления параметров процесса: времени выдержки до следующего слоя; траектории движения слайсера; температуры окружающей среды. Показано, что последний параметр является наиболее эффективным способом снижения остаточных отклонений формы, но требует высокой термостойкости оборудования и точности регулирования энергии дуги.

© ПНИПУ

© Сметанников Олег Юрьевич – д.т.н., доц., e-mail: sou2009@mail.ru, [ID: 0000-0003-3100-7283](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Максимов Петр Викторович – к.т.н., доц., e-mail: pvmperm@mail.ru, [ID: 0000-0002-3617-5617](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Трушников Дмитрий Николаевич – д.т.н., проф., e-mail: trdimitr@yandex.ru, [ID: 0000-0001-7105-7934](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Пермяков Глеб Леонидович – м.н.с., e-mail: gleb.permyakov@yandex.ru, [ID: 0000-0001-8158-3460](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Беленький Владимир Яковлевич – д.т.н., проф., e-mail: vladimirbelenkij@yandex.ru, [ID: 0000-0002-8791-1696](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Фарберов Александр Сергеевич – студ., e-mail: snesh15@mail.ru, [ID: 0000-0003-3569-3807](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).

Oleg Yu. Smetannikov – Doctor of Technical Sciences, Associate Professor, e-mail: sou2009@mail.ru, [ID: 0000-0003-3100-7283](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Petr V. Maksimov – CSc in Technical Sciences, Associate Professor, e-mail: pvmperm@mail.ru, [ID: 0000-0002-3617-5617](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Dmitriy N. Trushnikov – Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: trdimitr@yandex.ru, [ID: 0000-0001-7105-7934](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Gleb L. Permyakov – Junior Researcher, e-mail: trdimitr@yandex.ru, [ID: 0000-0001-8158-3460](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Vladimir Ya. Belenkiy – Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: vladimirbelenkij@yandex.ru, [ID: 0000-0002-8791-1696](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).
Alexander S. Farberov – Student, e-mail: snesh15@mail.ru, [ID: 0000-0003-3569-3807](https://doi.org/10.15593/perm.mech/2019.2.15).



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)

STUDYING OF THE INFLUENCE OF 3D WIRE DEPOSITION PROCESS PARAMETERS ON THE FORMATION OF RESIDUAL DEFORMATIONS

O.Yu. Smetannikov, P.V. Maksimov, D.N. Trushnikov,
G.L. Permyakov, V.Ya. Belenkiy, A.S. Farberov

Perm National Research Polytechnic University, Perm, Russian Federation

ARTICLE INFO

Received: 11 March 2019

Accepted: 24 May 2019

Published: 28 June 2019

Keywords:

additive manufacturing, additive technology, deposition, wire deposition, finite-element modeling, multivariate analysis.

ABSTRACT

Additive technologies make it possible to manufacture products using a layer-by-layer synthesis, thus obtaining products of complex shapes. When solving a complex problem of numerical modeling of additive technological processes, it is necessary to describe various thermomechanical phenomena with high accuracy. The most effective in this regard is the use of a combination of capabilities of specialized software systems and the development of unique algorithms for them, taking into account the maximum possible number of process parameters. The paper considers the calculation algorithm of non-stationary temperature fields and stress-strain state of the structure in the process of its creation by 3D welding of wire materials developed and implemented using the ANSYS Mechanical package in the APDL language. In particular, this model takes into account the non-stationary radiant transfer of thermal energy of the welding arc to the surface of the product. The review highlights three of the most commonly used methods for modeling material deposition, i.e. the so-called element birth, sleeping element (quiet element) and hybrid activation (hybrid activation). It is shown that in order to ensure greater efficiency of calculations, it is necessary to use the principle in which successive steps of melting and even layers are grouped together for a subsequent simultaneous activation. In the presented model, the task is divided into the boundary problem of non-stationary thermal conductivity and the boundary problem of thermomechanics of the stress-strain state, which are uncoupled. To solve them we applied the technology of killing and the subsequent birthing of a part of the material, implemented with the ANSYS package. Verification of the developed numerical algorithm aimed at solving the three-dimensional problem of the arc surfacing of wire materials was carried out by a comparison with the results of the experimental tests on D16 aluminum alloy samples. To describe the elastoplastic behavior of the alloy, the BISO model of bilinear isotropic plasticity with a temperature dependence of yield strength was used. A good consistency of the calculated data with the experiment was shown. The effect was studied on the level of the residual distortion of such process parameters as exposure time to the next layer, the motion path of the slicer, ambient temperatures. It is shown that the latter parameter is the most effective way to reduce residual shape deviations, but requires high thermal stability of equipment and accuracy of arc energy control.

© PNRPU

Введение

Аддитивное производство (АП) – процесс построения трехмерных (3D) деталей на основе цифровой модели постепенным добавлением тонких слоев материала. Эта особенность позволяет производить сложные или уникальные детали непосредственно из цифровой модели без необходимости разработки дорогостоящей оснастки или литейных форм, снижает потребность во многих обычных этапах обработки [1,2]. Сложные детали могут быть выполнены в один прием без ограничений, присущих традиционным методам обработки. Кроме того, детали могут производиться по мере необходимости, снижая резерв запасных частей и сокращая время выполнения для критически важных или устаревших запасных деталей. По этим причинам в настоящее время АП признается в качестве новой парадигмы для проектирования и производства компонентов аэрокосмического, медицинского, энергетического и автомобильного применения.

Одно из направлений развития АП – гибридный способ изготовления изделий, который включает в себя

как непосредственно сам процесс послойного формирования объема, так и сопутствующую механическую обработку [3–5], хорошо подходит для изготовления крупных деталей низкой и средней форм сложности.

При создании изделий методами АП в объеме материала возникают большие температурные градиенты и технологические остаточные напряжения, приводящие к нарушению формы изделия, изменению механических и эксплуатационных характеристик объекта, его разрушению в процессе АП [6–13]. Для отработки режимов АП, оптимизации технологического процесса целесообразно проводить предварительное моделирование процесса послойного формирования изделия, сводящееся к многовариантному решению термоконверсионных задач.

Численное моделирование процесса оплавления проволоочного материала рассмотрено в работах [14–15], проводится сравнение с процессом производства методом оплавления для реального образца.

Последовательный связанный анализ теплопроводности в нестационарном режиме с последующим анализом упругопластических деформаций является часто

используемым подходом к численному решению температурных деформаций и остаточных напряжений [16]. Другими словами, сначала численно решается задача нестационарной теплопроводности. Затем температурное поле импортируется в механическую модель как «тепловые нагрузки» для расчета напряжений и деформаций. Полнокомпонентный анализ, решающий уравнения теплопроводности и механики деформируемого твердого тела одновременно, использовался некоторыми исследователями [17], однако проведение полнокомпонентного анализа требует гораздо большего объема вычислительных ресурсов, чем последовательного.

Расчет остаточных напряжений и коробления для процесса послойной наплавки проволоки остается самым сложным аспектом при численном моделировании. Как обсуждалось ранее, добавление материала моделируется путем добавления и (или) активизации новых элементов к предварительно размещенным. Существует три наиболее часто используемых метода моделирования осаждения материала – так называемый 1) рождающийся элемент (element birth), 2) спящий элемент (quiet element) и 3) гибридная активация (hybrid activation) [18, 19]. Согласно методу рождающегося элемента элементы для еще не созданного материала деактивируются (и, таким образом, не включаются в область решения), а затем постепенно возрождаются и включаются в область решения. Метод спящих элементов предполагает, что все элементы присутствуют в расчетной модели с самого начала и имеют искусственные свойства с очень малой жесткостью. По мере наращивания детали свойства этих элементов поэтапно переключаются на реальные физические свойства. Наконец, гибридный метод активации сочетает в себе методы рождающихся и спящих элементов, когда активируется только текущий слой осаждения и устанавливается в спящее состояние, а все последующие слои деактивируются [20].

Для АП с относительно небольшим числом проходов наплавки допустимо детализированное моделирование каждого прохода при построении детали [20]. При таком способе моделирования подвод тепла от энергии пучка, как правило, прикладывается в качестве объемного теплового потока, центр которого движется по траектории наплавки, представляя, таким образом, движущийся источник тепла. Тем не менее обычно процесс АП имеет большое количество слоев, что делает нецелесообразным моделирование каждого отдельного прохода при создании детали. Для обеспечения большей эффективности вычислений используется принцип, согласно которому следующие друг за другом шаги проплавки и даже слои группируются вместе для последующей одновременной активации [21, 22].

Известны авторские методы моделирования полей НДС при аддитивном процессе. Так, для повышения эффективности вычислений Ли (Li) и др. [23] предложил метод, отображающий локальное поле остаточных напряжений, вычисленное на мезомасштабном уровне

для быстрого прогнозирования коробления детали. Однако обоснованность такого подхода для деталей сложной геометрии пока не подтверждена. Другой подход для эффективного моделирования коробления в АП заключается в применении метода собственных деформаций (inherent-strain method), разработанного Юань и Уэда (Yuan and Ueda) для расчета деформаций при сварке крупногабаритных деталей [24]. Метод непосредственно применяет известную собственную (начальную) деформацию для расчета коробления и не требует численного решения нестационарной температурной и упругопластической задач в пошаговой постановке. Несмотря на то, что для моделирования деформаций сварных конструкций продемонстрирована приемлемая точность, применение метода собственных деформаций для моделирования коробления деталей, изготовленных способами АП, требует дальнейшей проверки, особенно с учетом различных моделей сканирования (траекторий движения источника тепла), которые могут быть использованы при построении детали.

Наконец, Мукерджи (Mukherjee) и др. [25, 26] построили аналитическое выражение специального деформационного параметра для оценки максимальных остаточных деформаций как функции линейного тепловыделения, жесткости подложки, максимальной температуры, коэффициента теплового расширения наплавляемого сплава и числа Фурье, которое выражает соотношение между скоростью изменения тепловых условий в окружающей среде и скоростью перестройки поля температуры внутри рассматриваемой системы. Показано, что деформационный параметр хорошо коррелирует с максимальной тепловой деформацией при послойном наплавлении порошков ряда сплавов, в том числе из нержавеющей стали, титанового Ti-6Al-4V и никелевого IN 718 [25, 26].

Таким образом, на сегодняшний день для исследования сложных термодинамических процессов, происходящих при формировании изделия аддитивным способом, применяются различные методы и подходы, описанные в современной научной литературе. К основным способам изучения относится математическое моделирование, в том числе компьютерное моделирование на основе численных алгоритмов, цифровых моделей и многовариантного анализа процесса при различных вариантах реализации технологических параметров АП, учитываемых при помощи разного набора краевых условий. Имеется достаточно большой объем публикаций в части моделирования процессов формирования полей остаточных напряжений и термоусадочных деформаций в изделиях, получаемых с использованием аддитивных технологий, в том числе методом проволочной наплавки. Зачастую при этом используются уже имеющиеся на рынке вычислительные программные пакеты и комплексы общего назначения, в том числе ANSYS. Подобный подход обусловлен тем, что у разработчика ПО нет необходимости создавать дополнительные инструменты, связанные с подготов-

кой моделей для расчетов, а также с визуализацией полученных результатов, так как эти возможности реализованы штатными средствами известных CAD/CAE-систем.

1. Математическая модель процесса наплавки

В статье [27] была описана математическая постановка аналогичной задачи наплавления, адаптированная к материалу Inconel 718 [28]. Принимая во внимание малость деформаций и пренебрежимо малое диссипативное тепловыделение, можно разделить краевую задачу нестационарной теплопроводности и краевую задачу термомеханики о напряженно-деформированном состоянии (НДС), которые в такой постановке являются несвязанными. Для их решения, как и ранее, применяется технология «умерщвления» и последующего «оживления» (Elements Birth and Death в ANSYS) части материала, первоначально в модели отсутствующего, а затем возникающего в процессе наплавки. При этом в качестве расчетной рассматривается область, занимаемая уже готовым изделием. Нарастивание материала производится дискретно, на каждом подэтапе расчета, соответствующем «оживлению» очередной подобласти из «мертвых» элементов, решается краевая задача теплопроводности и термомеханики, причем результат решения предыдущего подэтапа служит начальными условиями для последующего.

Полученные авторами в [28] результаты сравнения измеренной и расчетной температуры в точках верхней поверхности пластины-основания показали, что на графиках расчетных температур отсутствуют экспериментально наблюдаемые острые пики, соответствующие моментам максимального сближения с источником тепла. Кроме того, уровень экспериментальных температур на данной поверхности заметно выше определенных в расчете. Исходя из этого в обновленную постановку задачи нестационарной теплопроводности включен радиационный перенос тепла от источника тепла к видимой с него части поверхности пластины S_f .

Еще одним отличием представляемой модели от опубликованной ранее в статье [28] является гипотеза о поддержании постоянной температуры наплавленного материала. Предполагается, что мощность теплового источника регулируется с целью соблюдения данного условия посредством обратной связи с измерительным элементом.

На k -м подэтапе решения постановка краевой задачи нестационарной теплопроводности по определению полей температур $T(\mathbf{x}, t)$ в области V_k с границей S с учетом принятых гипотез включает в себя [29]:

уравнение теплопроводности

$$\rho(\mathbf{x})c(\mathbf{x}, T) \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda(\mathbf{x}, T) \text{grad}(T)), \quad \mathbf{x} \in V_k, \quad (1)$$

где $c(\mathbf{x}, T)$, $\lambda(\mathbf{x}, T)$, $\rho(\mathbf{x})$ – соответственно теплоемкость, теплопроводность и плотность неоднородно легированного материала; V_k – расчетный объем, $V_k = V_k^{old} + V_k^{new}$, $V_k^{old} = V_{k-1}$ – объем конструкции, созданный на предыдущем подэтапе, V_k^{new} – наплавливаемый на текущем. На вновь наплавливаемой части конструкции в течение времени воздействия луча t_a (см. подразд. 3) приложена заданная температура:

$$T(\mathbf{x}, t) = T_{fl}, \quad \mathbf{x} \in V_k^{new}, \quad t \in [t_{k-1}, t_{k-1} + t_a], \quad (2)$$

где t_{k-1} – время окончания предыдущего подэтапа. На оставшемся до окончания подэтапа временном промежутке $t \in [t_{k-1} + t_a, t_k]$ условие (2) не действует;

граничные условия

$$-\lambda(\mathbf{x}, T) \text{grad}(T) \cdot \mathbf{n} = h(T) \cdot (T - T_c(t)) + \varepsilon \sigma_0 (T)^4 + q_{rf}, \quad \mathbf{x} \in S_k, \quad (3)$$

где первое слагаемое правой части описывает конвективный теплоперенос, второе – излучение (закон Стефана–Больцмана), третье – радиационный нагрев от источника тепла (сварочной дуги); ε – коэффициент черноты поверхности изделия; σ_0 – постоянная Стефана–Больцмана; $h(T)$ – коэффициент теплоотдачи; $T_c(t)$ – температура окружающей среды; \mathbf{n} – внешняя единичная нормаль к границе S охлаждаемого тела; q_{rf} – мощность теплового потока от радиационного нагрева поверхности сварочной дугой. В предположении, что дуга является точечным источником тепловой энергии, выражение для расчета q_{rf} принимает вид [30]

$$q_{rf} = \begin{cases} \varepsilon_f F'_{ij} \sigma_0 (T_f^4 - T(\mathbf{x})^4), & \mathbf{x} \in S_f, \\ 0, & \mathbf{x} \notin S_f, \end{cases}$$

где $F'_{ij} = \frac{F_{ij}}{F_{ij}(1 - \varepsilon_f) + \varepsilon_f}$, F_{ij} – интегральный угловой коэффициент облучения, $F_{ij} = A_e \frac{\cos \theta_j}{\pi r^2}$; r – расстояние между точкой поверхности и источником; θ – угол, который нормаль к поверхности образует с направлением на источник;

начальные условия

$$T(\mathbf{x}, t_{0,k}) = T_{k-1}(\mathbf{x}), \quad \mathbf{x} \in V_k, \quad (4)$$

где $T(\mathbf{x}, t_{0,k})$ – начальное распределение температуры для k -го подэтапа; $T_{k-1}(\mathbf{x})$ – температура, определенная на конец предыдущего.

В данных соотношениях учитывается, что на протяжении подэтапа область исследования $V_k = V_k^{liv} \cup V_k^{kil}$

остается неизменной. Здесь через V_k^{liv} и V_k^{kil} обозначены зоны, занимаемые «живыми» и «мертвыми» элементами соответственно. При этом теплофизические свойства материала в зоне «мертвых» элементов подвержены деградации:

$$\begin{aligned} c(\mathbf{x}), \mathbf{x} \in V_k^{kil} &\ll c(\mathbf{x}, T), \mathbf{x} \in V_k^{liv}, \\ \rho(\mathbf{x}), \mathbf{x} \in V_k^{kil} &\ll \rho(\mathbf{x}, T), \mathbf{x} \in V_k^{liv}, \\ \lambda(\mathbf{x}), \mathbf{x} \in V_k^{kil} &\gg \lambda(\mathbf{x}, T), \mathbf{x} \in V_k^{liv}. \end{aligned}$$

Несвязанная квазистатическая краевая задача МДТТ с учетом несущественности вклада массовых сил на k -м подэтапе включает [31]:

уравнения равновесия

$$\operatorname{div} \hat{\sigma} = 0, \quad \mathbf{x} \in V_k, \quad (5)$$

где $\hat{\sigma}(\mathbf{x}, t)$ – тензор напряжений;

геометрические соотношения Коши

$$\hat{\varepsilon} = \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T), \quad \mathbf{x} \in V_k. \quad (6)$$

где $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$ – вектор перемещений; $\hat{\varepsilon}(\mathbf{x}, t)$ – тензор полных деформаций;

граничные условия в перемещениях

$$\mathbf{u} = \mathbf{U}, \quad \mathbf{x} \in S_{u,k} \quad (7)$$

и напряжениях

$$\hat{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{P}, \quad \mathbf{x} \in S_{\sigma,k}, \quad (8)$$

где S_u, S_σ – части границы с заданными перемещениями и нагрузками соответственно.

Термомеханические параметры материала в зоне «мертвых» элементов исключают физическую нелинейность, являются идеально упругими с деградированными значениями:

$${}^4\hat{C}(\mathbf{x}), \mathbf{x} \in V_k^{kil} \ll {}^4\hat{C}(\mathbf{x}, T), \mathbf{x} \in V_k^{liv},$$

где ${}^4\hat{C}$ – тензор четвертого ранга упругих констант материала.

Вязкоупругопластическое поведение сплава, из которого производится изделие, с учетом диапазона температур, включающего фазовый переход, предполагает возможность использования нескольких различных физических моделей пластичности. В частности, в работе [28] использована модель Ананд. В данной работе за базовую принята модель пластичности с билинейным изотропным упрочнением (BISO) и температурной зависимостью параметров. Поведение материала в координатах эквивалентные напряжения–эквивалентные деформации показано на рис. 1.

На рис. 1 значение σ_y соответствует пределу текучести.

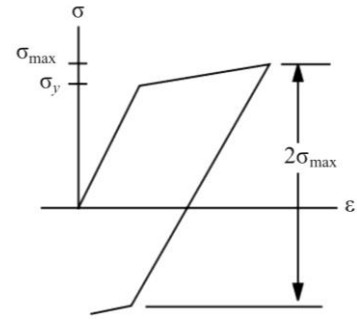


Рис. 1. Диаграмма $\sigma - \varepsilon$ для билинейной изотропной модели BISO

Fig. 1. $\sigma - \varepsilon$ diagram for the BISO bilinear isotropic model

Модель имеет следующий вид:

$$\hat{\varepsilon} = \hat{\varepsilon}_e + \hat{\varepsilon}_p + \hat{\varepsilon}_T, \quad (9)$$

$$\hat{\varepsilon}_T(\mathbf{x}, t) = \hat{E} \int_{T_0}^T \alpha(\mathbf{x}, T(\mathbf{x}, t)) dT, \quad (10)$$

где ${}^4\hat{C}$ – тензор четвертого ранга упругих констант материала; $\hat{\varepsilon}(\mathbf{x}, t)$ – тензор полных деформаций; $\hat{\varepsilon}_e(\mathbf{x}, t) = \hat{\varepsilon}(\mathbf{x}, t) - \hat{\varepsilon}_p(\mathbf{x}, t) - \hat{\varepsilon}_T(\mathbf{x}, t)$ – тензор упругих деформаций; $\hat{\varepsilon}_p(\mathbf{x}, t)$ – тензор пластических деформаций; $\hat{\varepsilon}_T(\mathbf{x}, t)$ – тензор температурных деформаций; $\alpha(\mathbf{x}, T)$ – коэффициент температурного расширения материала; T_0 – температура начала отсчета температурной деформации; \hat{E} – единичный тензор второго ранга.

Критерий пластичности, определяющий уровень напряжений, при которых начинается пластичность, в общей форме имеет вид

$$f(\hat{\sigma}) \equiv \sigma_e = \sigma_y, \quad (11)$$

где σ_e – эквивалентные напряжения; σ_y – предел текучести материала,

Если эквивалентные напряжения σ_e меньше предела текучести σ_y , то деформирование описывается законом Гука

$$\hat{\sigma} = {}^4\hat{C} \cdot (\hat{\varepsilon} - \hat{\varepsilon}_T - \hat{\varepsilon}_p), \quad (12)$$

где $\hat{\sigma}$ – тензор напряжений; ${}^4\hat{C} = {}^4\hat{C}(\mathbf{x}, T)$ – тензор четвертого ранга упругих констант материала в области оживленных элементов.

В случае когда $\sigma_e \geq \sigma_y$, материал подвергается пластическому деформированию. При численной реализации модели BISO используется критерий пластичности Мизеса (12) и ассоциативный закон течения, в качестве меры упрочнения выбирается работа пласти-

ческой деформации. Закон упрочнения определяется соотношением

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \hat{s} : \hat{s}}, \quad (13)$$

где $\hat{s}(\mathbf{x}, t) = \hat{\sigma}(\mathbf{x}, t) - \sigma(\mathbf{x}, t) \hat{E}$ – девиатор тензора напряжений;

$$F = \sqrt{\frac{3}{2} \hat{s} : \hat{s} - \sigma_k}, \quad (14)$$

где σ_k – функция количества работы при пластическом деформировании. Для модели BISO σ_k определяется напрямую из эквивалентных пластических деформаций и заданной диаграммы деформирования (см. рис. 1).

Задача решается с использованием итерационной пошаговой процедуры в терминах приращений деформаций и напряжений. Пластическое деформирование описывается ассоциативным законом течения:

$$d\hat{\varepsilon}_p = \lambda \frac{\partial Q}{\partial \hat{\sigma}}, \quad (15)$$

где $d\hat{\varepsilon}_p$ – приращение тензора пластических деформаций; λ – пластический множитель (множитель Лагранжа), при численной реализации модели BISO определяется в итерационной процедуре Ньютона–Рафсона; Q – пластический потенциал, в качестве которого используется уже определенная функция текучести.

Приращение напряжений при пошаговой процедуре расчета НДС вычисляется по формуле

$$d\hat{\sigma} = {}^4\hat{C} \cdot d\hat{\varepsilon}_e. \quad (16)$$

С учетом особенностей поведения элементов, «оживляемых» по технологии, используемой в ANSYS, соотношения (12) преобразуются к виду

$$\hat{\sigma} = {}^4\hat{C} \cdot (\hat{\varepsilon} - \hat{\varepsilon}_T - \hat{\varepsilon}_B - \hat{\varepsilon}_{k-1}), \quad (17)$$

где $\hat{\varepsilon}_{k-1}$ – полная деформация, вычисленная к концу $k-1$ -го подэтапа (актуальное состояние на момент «оживления» элемента является для него естественным).

2. Численная модель и ее верификация

Описанная выше математическая постановка реализована в виде программных модулей на языке APDL в пакете ANSYS Mechanical.

Алгоритм, используемый для расчета в конечно-элементном пакете ANSYS температурных полей при численном моделировании процесса электронно-лучевого наплавления, предполагает выполнение следующих расчетных процедур.

1. Создание конечно-элементной модели, включающей разделенные на отдельные горизонтальные слои

объемы, занятые наплаваемым материалом, пластину – основание и часть платформы, на которой крепится образец, с соответствующими теплофизическими свойствами.

2. «Умерщвление» (команда EKILL) части элементов изделия, отсутствующих в реальном процессе наращивания до его начала.

3. В цикле по наращиваемым слоям, начиная с нижнего:

3.1. Задание на верхней границе слоя условий конвективного теплообмена по формуле (3).

3.2. В цикле по зонам наплавления очередного расчетного слоя:

3.2.1. Удаление на нижней границе части слоя под k -й зоной ранее заданных условий конвективного теплообмена.

3.2.2. «Оживление» (команда EALIVE) всех элементов k -ой зоны.

3.2.3. Нагрев элементов зоны до температуры T_{fl} (см. формулу (2)) и выдержка в течение времени воздействия луча t_a .

3.2.4. Снятие T_{fl} с узлов элементов зоны и ожидание в течение временного интервала, равного времени ожидания t_{wi} .

3.3. Выдержка до перехода к следующему слою в течение времени t_{wl} .

4. Ожидание до полного (частичного) охлаждения системы.

Время воздействия луча t_a с учетом возможного перекрытия траекторий движения горелки вычисляется по формуле

$$t_a = \frac{S_s}{v_s \cdot ds}, \quad (18)$$

где $S_s = \pi D_s^2 / 4$ – площадь пятна; v_s – скорость горелки; ds – расстояние между соседними треками. Время ожидания $t_{wi,k}$ для k -й зоны наплавления определяется выражением

$$t_{wi} = \frac{S_k}{ds \cdot v_s}, \quad (19)$$

где S_k – площадь зоны.

Описанный алгоритм применен для расчета нестационарных температурных полей в экспериментальных образцах, выполненных из алюминиевого сплава Д16. Теплофизические свойства материала взяты из справочника. На рис. 2 показаны фотографии натуральных образцов, представляющих собой послойно наваренные на пластину-основание бруски, использованных для верификации конечно-элементной модели.

Далее представлены основные параметры проведенных экспериментов. Размеры подложки (пластины) $5 \times 200 \times 60$ мм. Диаметр проволоки 1,2 мм. Параметры,

задаваемые в слайсере: высота первого слоя 3,0 мм; ширина валика 4 мм; диаметр сопла 1 мм; стратегия заполнения – продольное заполнение. Режим наплавки: скорость слайсера 400 мм/мин. Траектория движения слайсера соответствует схеме, показанной на рис. 7, а. Геометрические параметры наплавляемых брусков и характеристики циклов наплавки приведены в табл. 1, 2 соответственно.

Таблица 1

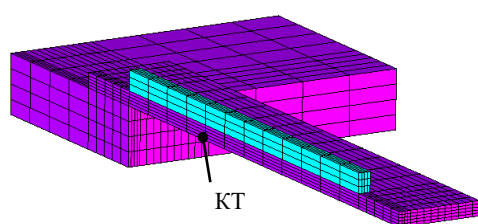
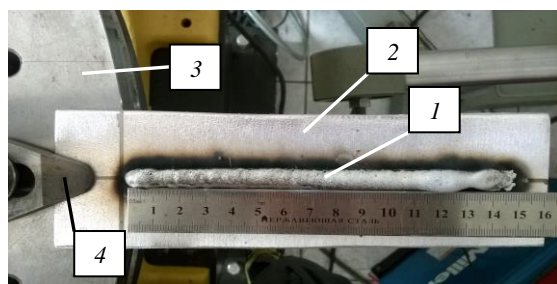
Геометрические характеристики наплавляемого бруска

Table 1

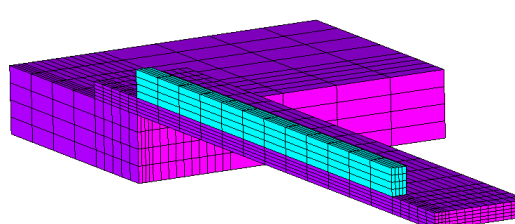
Geometric characteristics of the deposited bar

Геометрическая характеристика	Заданный размер, мм		Полученный размер, мм	
	О3	О4	О3	О4
Образец	О3	О4	О3	О4
Высота	9	12	6,8	8,3
Ширина	5	5	8,5	9,5
Длина	150	150	148	150

Схема крепления образца, приближенная к консольной, выбрана как наиболее свободная с точки зрения формирования технологических и остаточных деформаций. В конечно-элементном аналоге температурной задачи пластина и монтажный стол имеют общую границу.



а



б

Рис. 2. Натурные образцы: трехслойный О3 (а), четырехслойный О4 (б) и их конечно-элементные аналоги: 1 – навариваемый брусок; 2 – пластина-основание; 3 – монтажный стол; 4 – зажимной элемент

Fig. 2. Full-scale samples: three-layer O3 (a), four-layer O4 (b) and their finite element analogues: 1 – welded bar; 2 – base plate; 3 – mounting table; 4 – clamping element

Графики эволюции температуры в КТ показаны на рис. 3, 4. Как видно из рисунков, качественно и количественно полученные данные хорошо согласуются с экспериментом, относительная невязка не превышает 5%. Для сравнения и оценки сходимости расчетного алгоритма на рис. 3, б, 4, б представлены результаты расчета с удвоенным в сравнении с исходным (см. рис. 2) коли-

При решении использованы 20-узловые изопараметрические элементы Solid279. Замер температуры производился бесконтактным измерителем (пирометром) Mastech MS 6550B с диапазоном $-32...+1650\text{ }^{\circ}\text{C}$ и погрешностью не более 1,5 % от показаний. Расстояние от пирометра до точки замера 180 мм. Центр точки замера располагался в 78 мм от заземленного торца пластины на средней линии ее нижней грани (КТ на рис. 2, а).

Таблица 2

Циклы наплавки бруска

Table 2

Bar deposition cycles

Номер слоя	Время наплавки, с		Ток, А		Напряжение, В		Скорость подачи проволоки, м/мин	Время ожидания t_{wl} , с	
	О3	О4	О3	О4	О3	О4		О3	О4
Образец	О3	О4	О3	О4	О3	О4	О3, О4	О3	О4
1	22,9	24,1	103	105	12,5	12,6	6,2	90	90
2	22,8	23,6	105	104	12,8	12,8	6,2	90	90
3	22,9	23	104	105	12,5	12,2	6,2	–	90
4	–	22,8	–	107	–	12,6	6,2	–	–

чеством зон наплавления по длине наплавляемого бруска. Относительная невязка при этом не превышает 2 %, исходя из чего в дальнейших расчетах использовалась схема рис. 2.

При решении задачи термомеханики (5)–(17) дискретный аналог идентичен изображенному на рис. 2. Перед началом расчета температурный элемент

Solid279 заменяется на Solid186, использующий перемещения в качестве степеней свободы, и добавляются термомеханические свойства. Алгоритм расчета НДС включает

1. «Умерщвление» наращиваемой части элементов изделия и элементов монтажного стола. Задание граничных условий в перемещениях (симметричное закрепление по плоскости разреза, консольное закрепление по зажимаемому торцу пластины).

2. В цикле по наращиваемым слоям, начиная с нижнего:

3.2. В цикле по зонам наплавления расчетного слоя.

3.2.1. «Оживление» всех элементов k -й зоны.

3.2.2. Приложение ранее вычисленных для данного момента времени температур к узлам модели в течение времени воздействия луча t_a .

3.4.2. Приложение ранее вычисленных для момента конца времени ожидания температур и выдержка t_{wi} с.

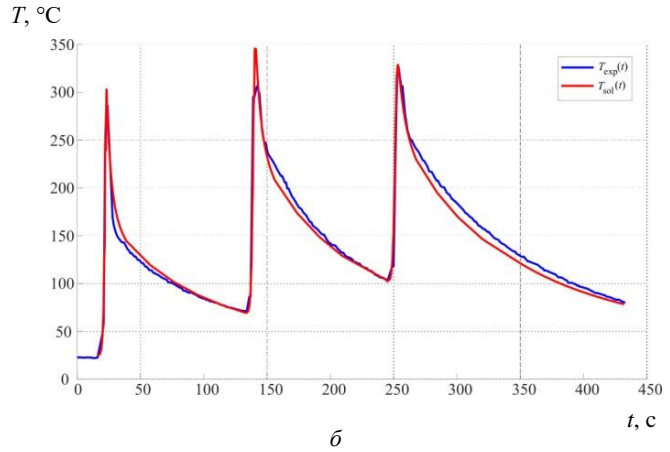
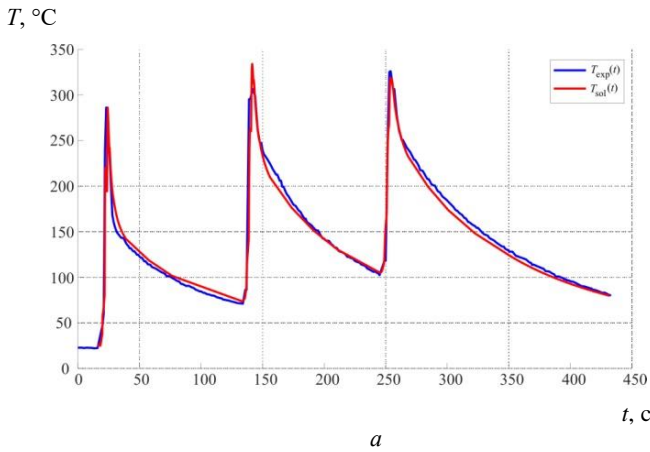


Рис. 3. Зависимость температуры в контрольной точке от времени в образце ОЗ: a – 12 зон на слой; b – 24. Синие кривые – эксперимент, красные – расчет

Fig. 3. Temperature dependence at the control point, on time in O3 sample: a – 12 zones per layer; b – 24 zones. Blue curves show the experiment, red ones show the calculation

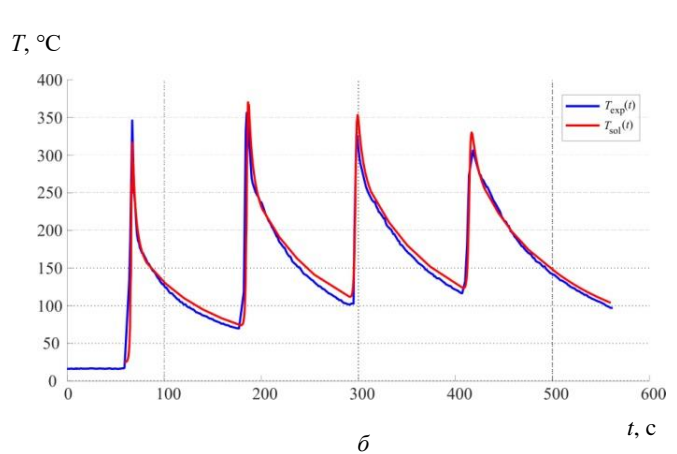
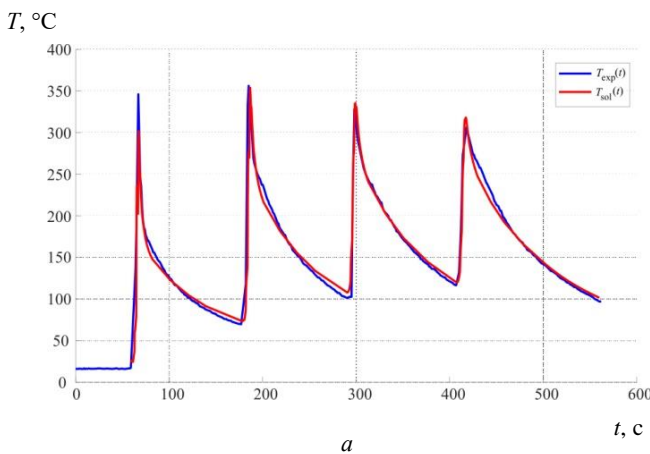


Рис. 4. Зависимость температуры в контрольной точке от времени в образце О4. Обозначения соответствуют рис. 3

Fig. 4. Temperature dependence at the control point, on time in O4 sample. Designations correspond to fig. 3

4. Чтение температурного поля для времени частичного охлаждения системы, расчет НДС.

5. Охлаждение до температуры окружающей среды, расчет НДС.

На рис. 5, 6 показаны результаты решения задачи термомеханики. Рис. 5 иллюстрирует динамику продольного прогиба пластины. Из графиков, в частности, видно, что каждый проход сопровождается первоначальным изгибом вниз, объясняющимся большей температурой на верхней части пластины. Дальнейшее вы-

равнивание температуры по объему за время ожидания до следующего прохода вызывает в конечном итоге наращивание прогиба пластины на примерно равную величину 0,42 мм. На рис. 7 представлены расчетные и экспериментальные кривые остаточного коробления освобожденных образцов, размещенных на горизонтальной поверхности. Измерения производились штангенциркулем с точностью до 50 мкм. Максимальная относительная невязка не превышает 5 %, что подтверждает адекватность предложенной модели.

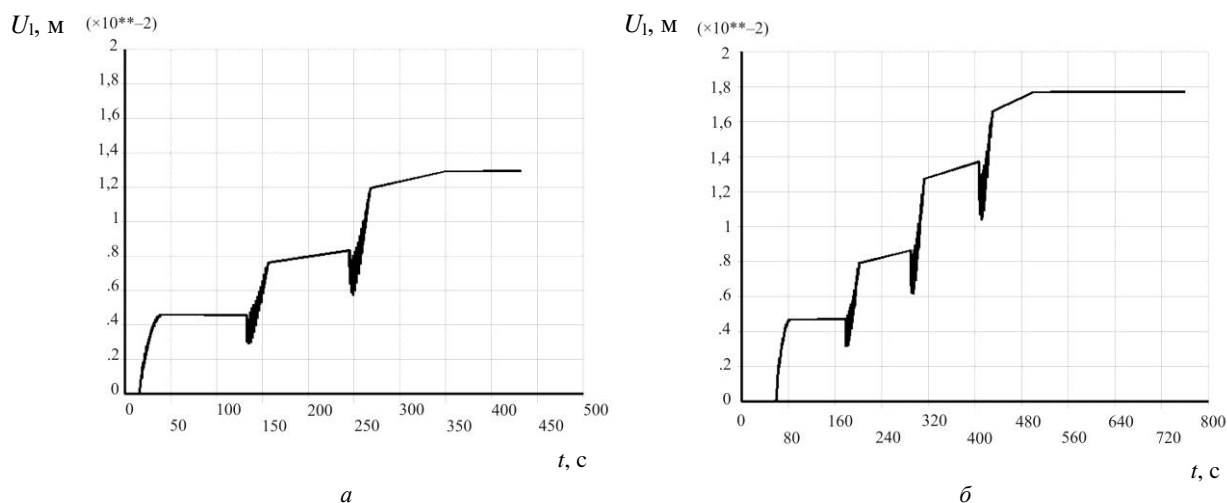


Рис. 5. Зависимость вертикального перемещения центральной точки свободного торца пластины от времени: *а* – образец О3; *б* – О4

Fig. 5. Vertical displacement dependence of the central point of the plate's free edge m on time: *a* – O3 sample; *b* – O4 sample

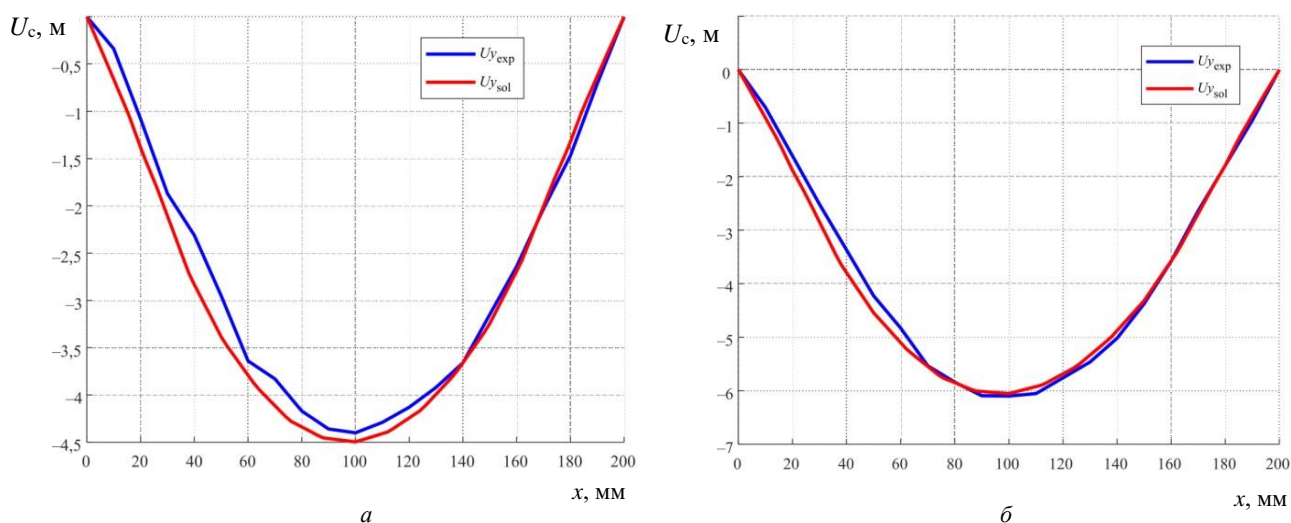


Рис. 6. Остаточный прогиб в центральном продольном сечении пластины: *а* – образец О3; *б* – О4

Fig. 6. Residual deflection in the central longitudinal section of the plate: *a* – sample O3; *b* – sample O4

3. Исследование влияния технологических параметров наращивания на остаточное коробление

В качестве объекта многовариантного анализа остаточных деформаций рассматривалась пластина из алюминиевого сплава Д16 с навариваемым 10-слойным бруском. Размеры пластины, толщина слоев и способ крепления идентичны образцу О4.

Варьировались следующие характеристики процесса:

- время выдержки до начала наплавки следующего слоя;
- траектория движения слайсера;
- температура окружающей среды.

3.1. Влияние времени выдержки между слоями

В натурном эксперименте с образцом О4, как следует из его описания, использовалось время выдержки 90 с. Это связано с необходимостью предотвращения перегрева конструкции во избежание неконтролируемого растекания металла. В расчете будем полагать, что система контроля температуры образца обеспечивает данное условие автоматически и существует возможность быстрого перехода слайсера на следующий слой. Траектория горелки соответствует схеме, показанной на рис. 7, *а*: слой создается за один проход, начальные точки для всех слоев одинаковы. Далее данная стратегия обозначена t_1 .

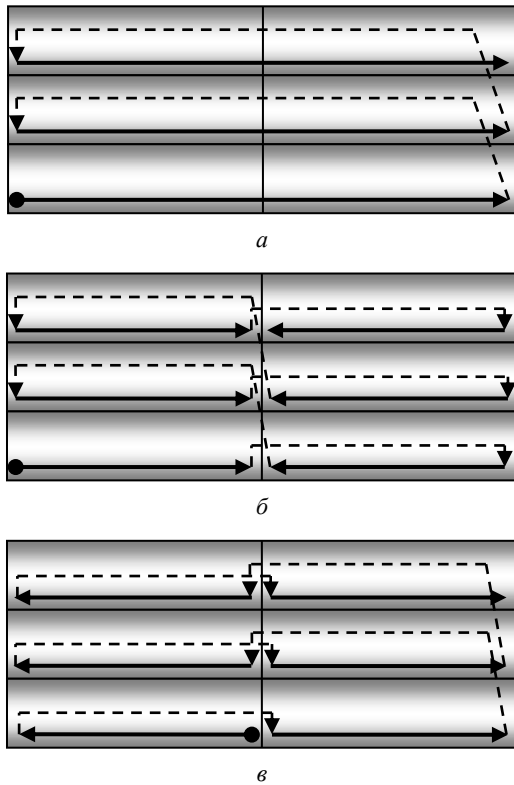


Рис. 7. Стратегии послойной наплавки: точка – начало движения слайсера; сплошные линии – укладка слоя; штриховые – «холостой» ход

Fig. 7. Layer deposition strategies; A point – the beginning of the slicer movement; solid lines – show a layer; lines show an “idle” stroke

Результаты исследования представлены в табл. 3.

Таблица 3

Остаточное коробление при разном времени выдержки

Table 3

Residual deflection at different exposure times

Время выдержки, с	2	10	20	50	90	150	200	500
Остаточный прогиб конца зашпеленной пластины, мм	16,42	19,51	21,45	22,36	23,14	23,53	23,66	23,79

Анализ представленных в таблице данных показывает, что за счет сокращения времени ожидания между наплавкой слоев удастся снизить остаточный прогиб примерно на 30 %. Данный эффект объясняется тем, что минимальное время выдержки обеспечивает наименьшую разность между температурой нагрева наплавляемого материала и средней температурой образца, не успевающего остыть после предыдущего подхода, и, как следствие, наименьшие значения температурного градиента. При этом следует учитывать риск растрескивания расплава вследствие перегрева.

3.2. Влияние стратегии наплавки (траектории движения слайсера)

Исследованные кинематические режимы схематически изображены на рис. 7. Траектория «непрерывной» наплавки, при которой начало наращивания последующего слоя совпадает с концом текущего, не рассматривалась по причине возможного перегрева в точке перехода. Стратегии, показанные на рис. 7, б, в (tr_2 и tr_3 соответственно), подразумевают формирование каждого слоя в 2 прохода. В первом варианте (см. рис. 7, б) половины слоев проходятся от периферии к центру бруска, во втором (см. рис. 7, в) – от центра к периферии. Выдержка между соседними слоями составляет 20 с. Результаты расчетов показаны на рис. 8.

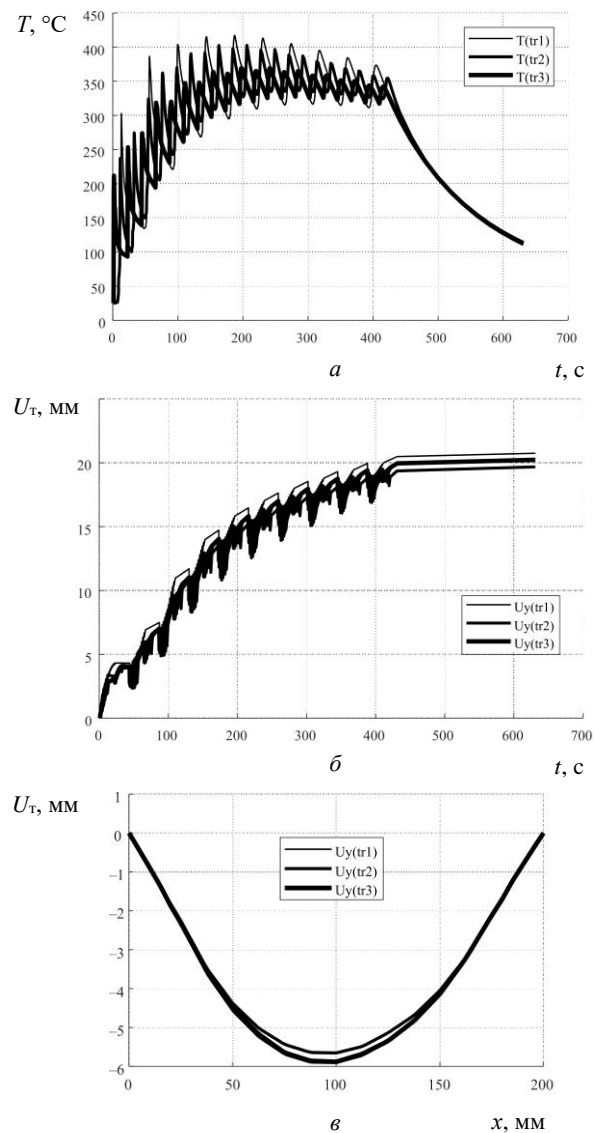


Рис. 8. Сравнение расчетных данных для различных стратегий наплавки: а – эволюция температуры в КТ-пластины по времени; б – перемещение свободного конца пластины от времени; в – остаточный прогиб пластины по длине

Fig. 8. Comparison of the calculated data for various deposition strategies: a – evolution of temperature in KT-point of the plate on time; b – motion of the plate free edge, on time; c – residual plate deflection, mm in length

Из рис. 8, а, в частности, видно, что наращивание по траекториям tr_2 и tr_3 сопровождается числом локальных экстремумов, в два раза превышающим таковое для траектории tr_1 , что можно объяснить достижением КТ тепловой волны от прохода слайсера на каждом из полуслоев. Процесс наращивания заканчивается для всех вариантов примерно одновременно, последующее остывание происходит практически синхронно. Как показано на рис. 8, б, скорость прогиба свободного конца образца уменьшается по мере увеличения высоты бруска, достигающей к концу процесса значения 20 мм и как следствие его изгибной жесткости. В процессе финишного охлаждения прогиб растет незначительно, на 0,2 мм. Его итоговое значение максимально для траектории tr_1 и отличается от двух других не более чем на 1 мм (5%). Аналогичная разница наблюдается и по величине чаши прогиба (рис. 8, в). Как следует из анализа результатов, изменение траектории наплавки при прочих равных условиях не дает возможности существенно снизить остаточное коробление.

3.3. Влияние температурного режима

Как следует из подразд. 3.2, одним из способов снижения остаточных деформаций может стать приближение средней температуры образца к температуре расплава. Этого, в частности, можно достичь, повышая температуру окружающей среды. Для исследования выбрано 3 уровня температуры: $T_s = 25, 150$ и 250 °С. При этом стратегия наращивания соответствует изображенной на рис. 7, а. Выдержка между соседними слоями составляет 2 с. Результаты расчетов представлены на рис. 9.

Из рисунка, в частности, следует, что в результате снижения температурных градиентов в образце при повышенной до 250 °С температуре окружающей среды удастся снизить уровень остаточных прогибов более чем в 4 раза (рис. 9, б, в). Кроме того, при данной температуре, как видно из рис. 9, б, наблюдается небольшое снижение прогиба, начиная с 4-го слоя наплавки от 4.8 до 3.7 мм на последнем с последующим незначительным ростом до 4 мм к концу охлаждения. Также наблюдается усугубляющаяся с ростом T_s асимметрия чаши прогиба. Последнее объясняется повышенной теплоотдачей на прикрепленной к столу стороне пластины. Таким образом, данный способ уменьшения остаточного коробления является наиболее эффективным. К недостаткам следует отнести необходимость проведения работ в термокамере. Это предъявляет повышенные требования к термостойкости оборудования и его компактности. Кроме того, растет вероятность растекания расплава вследствие перегрева, поэтому точность регулирования температуры в зоне пятна разогрева должна быть высокой.

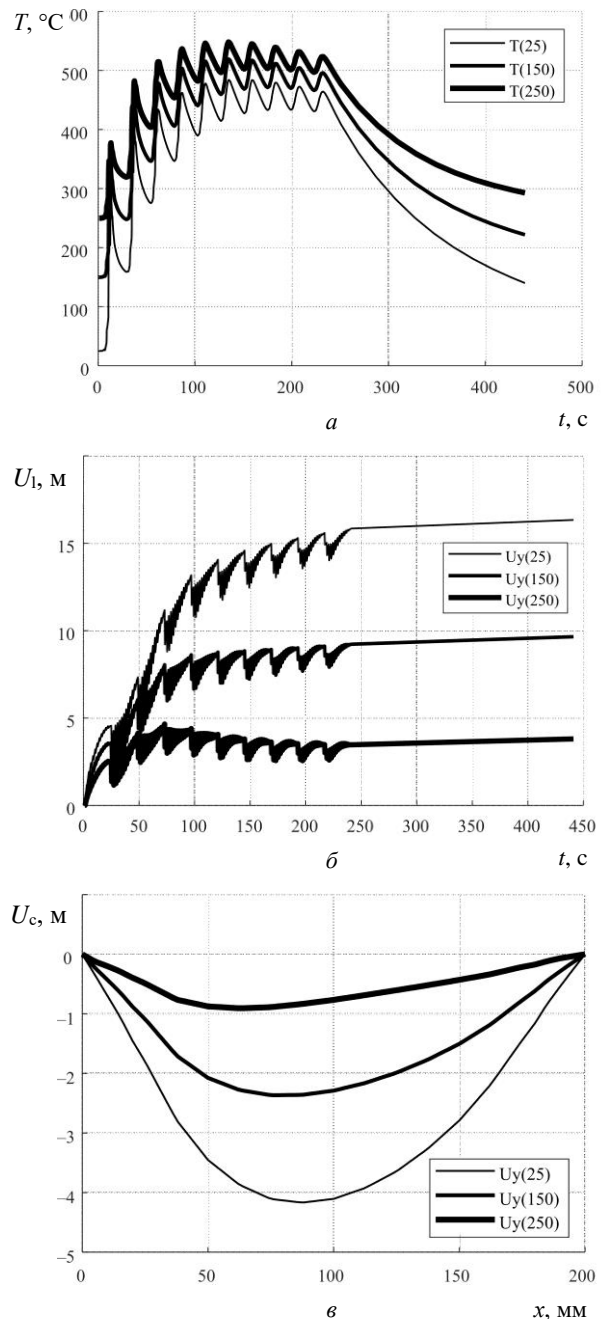


Рис. 9. Сравнение результатов расчета для различных значений T_s : а – эволюция температуры в КТ пластины по времени; б – перемещение свободного конца пластины от времени; в – остаточный прогиб пластины по длине

Fig. 9. Comparison of the calculation results for different values of T_s : а – temperature evolution of in KT-point of plates on time; б – motion of the free edge of the plate from time; в – residual plate deflection, mm in length

Выводы

1. Разработан и реализован в виде программы на APDL пакета ANSYS алгоритм расчета нестационарных температурных полей и напряженно-деформированного состояния конструкции в процессе ее создания дуговой 3D наплавкой проволоочных материалов, учитывающий

лучистый перенос тепловой энергии сварочной дуги на поверхность изделия.

2. Поставлены верификационные эксперименты по наплавке на пластину брусков из алюминиевого сплава. Показана приемлемая точность результатов расчета по разработанной численной методике.

3. Исследовано влияние на уровень остаточного коробления следующих параметров технологического процесса: время выдержки до начала наплавки следующего слоя; траектория движения слайсера; температура окружающей среды. Показано, что повышение T_s является наиболее эффективным способом снижения остаточных отклонений формы, но предьявляет повышен-

ные требования к термостойкости оборудования и точности регулирования энергии дуги.

Благодарности

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ (RFMEFI58317X0062).

Acknowledgment

The work was supported by Ministry of Education and Science of the Russian Federation (RFMEFI58317X0062).

Библиографический список

1. Petrick I., Simpson T. 3D Printing disrupts manufacturing // *Research-Technology Management*. – November-December 2013. – P. 15–16.
2. Wray P. Additive manufacturing: turning manufacturing inside out // *Amer. Ceram. Soc. Bull.* – 2014. – Vol. 93. – No. 3. – P. 17–23.
3. Electron Beam Additive Manufacturing (EBAM) – Advantages of Wire AM vs. Powder AM // *Sciack Inc.*, available at: <http://additivemanufacturing.com/2015/10/14/electron-beam-additive-manufacturing-ebam-advantages-of-wire-am-vs-powder-am>.
4. Jhavar S., Jain N.K., Paul C.P. Development of micro-plasma transferred arc (p-PTA) wire deposition process for additive layer manufacturing applications // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2014. – Vol. 214. – No. 5. – P. 1102–1110.
5. Hybrid layered manufacturing using yungsten inert gas cladding / Sajan Kapil, Fisseha Legesse, Pravin Milind Kulkarni, Prathmesh Joshi, Ankit Desai, K.P. Karunakaran // *Progress in Additive Manufacturing*. – 2016. – Vol. 1. – No. 1. – P. 79–91. DOI: 10.1007/s40964-016-0005-8
6. Overview of modelling and simulation of metal powder bed fusion process at Lawrence Livermore National Laboratory / W. King, A. Anderson, R. Ferencz, N. Hodge, C. Kamath, S. Khairallah // *Material Science and Technology*. – 2015. – Vol. 31. – No. 8. – P. 957–968.
7. Three-dimensional finite element analysis of temperatures and stresses in wide-band laser surface melting processing / C. Li, Y. Wang, H. Zhan, T. Han, B. Han, W. Zhao // *Materials & Design*. – 2010. – Vol. 31. – No. 7. – P. 3366–3373. DOI: 10.1016/j.matdes.2010.01.054
8. Ma L., Bin H. Temperature and stress analysis and simulation in fractal scanning-based laser sintering // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2007. – Vol. 34. – No. 9. – P. 898–903.
9. Experimental and numerical analysis of residual stresses in additive layer manufacturing by laser melting of metal powders / Ibiye A. Roberts [et al.] // *Key Engineering Materials*. – 2011. – Vol. 450. – P. 461–465, available at: <http://www.scientific.net/KEM.450.461>. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.450.461
10. Investigation of residual stresses in selective laser melting / L. Parry, I. Ashcroft, D. Bracket, R.D. Wildman // *Key Engineering Materials*. – 2015. – Vol. 627. – P. 129–132.
11. An experimental investigation into additive manufacturing-induced residual stresses in 316L stainless steel / A. Wu, D. Brown, M. Kumar, G. Gallegos, W. King // *Metall. Mater. Trans.* – 2014. – Vol. 45A. – P. 1–11.
12. Baufeld B., Van der Biest O., Gault R. Additive manufacturing of Ti–6Al–4V components by shaped metal deposition: Microstructure and mechanical properties // *Materials & Design*. – 2010. – Vol. 31. – P. 106–111.
13. Macroscopic modelling of the selective beam melting process / D. Riedlbauer, J. Mergheim, A. McBride, P. Steinmann // *Proc. Appl. Math. Mech.* – 2012. – Vol. 12. – No. 1. – P. 381–382.
14. Shaped metal deposition processes: encyclopedia of thermal stresses / C. Agelet de Saracibar, A. Lundbäck, M. Chiumenti, M. Cervera. – Publisher: Springer Dordrecht, 2014. – P. 4346–4355. DOI: 10.1007/978-94-007-2739-7_808
15. Lundbäck A. Modelling of metal deposition // *Finite Elements in Analysis and Design*. – 2011. – Vol. 47. – P. 1169–1177.
16. Labudovic M., Hu D., Kovacevic R. A three dimensional model for direct laser metal powder deposition and rapid prototyping // *Journal of Materials Science*. – 2003. – Vol. 38. – No. 1. – P. 35–49.
17. Linking process, structure, property, and performance for metal-based additive manufacturing: computational approaches with experimental support / J. Smith, W. Xiong, W. Yan, S. Lin, P. Cheng, O.L. Kafka [et al.] // *Computational Mechanics*. – 2016. – Vol. 57. – No. 4. – P. 583–610.
18. Toward an integrated computational system for describing the additive manufacturing process for metallic materials / R. Martukanitz, P. Michaleris, T. Palmer, T. DeRoy, Z.-K. Liu, R. Otis [et al.] // *Additive Manufacturing*. – 2014. – Vol. 1. – P. 52–63. DOI: 10.1016/j.addma.2014.09.002
19. Michaleris P. Modeling metal deposition in heat transfer analyses of additive manufacturing processes // *Finite Elements in Analysis and Design*. – 2014. – Vol. 86. – P. 51–60. DOI: 10.1016/j.finel.2014.04.003
20. Denlinger E.R., Michaleris P. Effect of stress relaxation on distortion in additive manufacturing process modeling // *Additive Manufacturing*. – 2016. – Vol. 12. – P. 51–59.
21. Korner C. Additive manufacturing of metallic components by selective electron beam melting – a review // *International Materials Reviews*. – 2016. – Vol. 61. – No. 5. – P. 361–377.
22. Computational modeling of residual stress formation during the electron beam melting process for Inconel 718 / P. Prabhakar, W. Sames, R. Dehoff, S. Babu // *Additive Manufacturing*. – 2015. – Vol. 7. – P. 83–91. DOI: 10.1016/j.addma.2015.03.003
23. A multiscale modeling approach for fast prediction of part distortion in selective laser melting / C. Li, C.Fu, Y. Guo, F. Fang // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2016. – Vol. 229. – P. 703–712. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2015.10.022

24. Yuan M.G., Ueda Y. Prediction of residual stresses in welded T- and I-joints using inherent strains // *Journal of Engineering Materials and Technology*. – 1996. – Vol. 118. – No. 2. – P. 229–234. DOI: 10.1115/1.2804892

25. Printability of alloys for additive manufacturing / T. Mukherjee, J.S. Zuback, A. De, T. Debroy // *Scientific Reports*. – 2016. – Vol. 6. – Article No. 9717. DOI: 10.1038/srep19717

26. Mitigation of thermal distortion during additive manufacturing / T. Mukherjee, V. Manvatkar, A. De, T. DebRoy // *Scripta Materialia*. – 2017. – Vol. 127. – P. 79–83. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2016.09.001

27. Моделирование в ANSYS термомеханического поведения изделия в процессе 3D-наплавки проволочных материалов / О.Ю. Сметанников, Д.Н. Трушников, П.В. Максимов,

М.Л. Бартоломей, А.В. Ковязин // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2017. – № 4. – С. 154–172.

28. Finite element modeling of multi-pass welding and shaped metal deposition processes / M. Chiumenti, M. Cervera, A. Salmi, C. Agelet de Saracibar, N. Dialami, K. Matsui // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. – 2010. – Vol. 199. – P. 2343–2359.

29. Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы теории теплопроводности. Ч. 1. – М.: Высшая школа, 1982. – 327 с.

30. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. – 5-е изд. – М.: Атомиздат, 1979. – 416 с.

31. Победря Б.Е. Численные методы в теории упругости и пластичности. – М.: Изд-во МГУ, 1981. – 343 с.

References

1. Petrick I., Simpson T. 3D Printing Disrupts Manufacturing, *Research-Technology Management*, november-December 2013, pp. 15-16.

2. Wray P. Additive Manufacturing: Turning Manufacturing Inside Out, *Amer. Ceram. Soc. Bull.*, 2014, vol. 93, no. 3, pp. 17-23.

3. Electron Beam Additive Manufacturing (EBAM) – Advantages of Wire AM vs. Powder AM // *Sciack Inc.*, available at: <http://additivemanufacturing.com/2015/10/14/electron-beam-additive-manufacturing-ebam-advantages-of-wire-am-vs-powder-am>

4. Jhavar S., Jain N.K., Paul C.P. Development of microplasma transferred arc (p-PTA) wire deposition process for additive layer manufacturing applications, *Journal of Materials Processing Technology*, 2014, vol. 214, no. 5, pp. 1102-1110.

5. Sajan Kapil, Fisseha Legesse, Pravin Milind Kulkarni, Prathmesh Joshi, Ankit Desai, Karunakaran K.P. Hybrid Layered Manufacturing using Tungsten Inert Gas Cladding, *Progress in Additive Manufacturing*, 2016, vol. 1, no.1, pp. 79-91. DOI: 10.1007/s40964-016-0005-8

6. King W., Anderson A., Ferencz R., Hodge N., Kamath C., Khairallah S. Overview of modelling and simulation of metal powder bed fusion process at Lawrence Livermore National Laboratory, *Material Science and Technology*, 2015, vol. 31, no. 8, pp. 957–968.

7. Li C., Wang Y., Zhan H., Han T., Han B., Zhao W. Three-dimensional finite element analysis of temperatures and stresses in wide-band laser surface melting processing, *Materials & Design*, 2010, vol. 31, no.7, pp. 3366-3373. DOI: 10.1016/j.matdes.2010.01.054

8. Ma L., Bin H. Temperature and stress analysis and simulation in fractal scanning-based laser sintering, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2007, vol. 34, no. 9, pp. 898-903.

9. Ibiye A. Roberts et al. Experimental and Numerical Analysis of Residual Stresses in Additive Layer Manufacturing by Laser Melting of Metal Powders, *Key Engineering Materials*, 2011, vol. 450, pp. 461-465., available at: <http://www.scientific.net/KEM.450.461>. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.450.461

10. Parry L., Ashcroft I., Bracket D., Wildman R.D. Investigation of Residual Stresses in Selective Laser Melting, *Key Engineering Materials*, 2015, vol. 627, pp. 129-132.

11. Wu A., Brown D., Kumar M., Gallegos G., King W. An experimental investigation into additive manufacturing-induced residual stresses in 316L stainless steel, *Metall. Mater. Trans.*, 2014, vol. 45A, pp. 1–11.

12. Baufeld B., Van der Biest O., Gault R. Additive manufacturing of Ti–6Al–4V components by shaped metal deposition: Microstructure and mechanical properties, *Materials & Design*, 2010, vol. 31, pp. 106–111.

13. Riedlbauer D., Mergheim J., McBride A., Steinmann P. Macroscopic modelling of the selective beam melting process, *Proc. Appl. Math. Mech.*, 2012, vol. 12, no.1, pp. 381–382.

14. Agelet de Saracibar C., Lundbäck A., Chiumenti M., Cervera M. Shaped Metal Deposition Processes, In book: *Encyclopedia of Thermal Stresses*, Publisher: Springer Dordrecht 2014, pp. 4346-4355. DOI: 10.1007/978-94-007-2739-7_808.

15. Lundbäck A. Modelling of metal deposition, *Finite Elements in Analysis and Design*, 2011, vol. 47, pp. 1169–1177.

16. Labudovic M, Hu D, Kovacevic R. A three dimensional model for direct laser metal powder deposition and rapid prototyping. *Journal of Materials Science*, 2003, vol. 38, no.1, pp.35–49.

17. Smith J, Xiong W, Yan W, Lin S, Cheng P, Kafka OL, et al. Linking process, structure, property, and performance for metal-based additive manufacturing: computational approaches with experimental support. *Computational Mechanics*, 2016, vol. 57, no.4, pp.583–610.

18. Martukanitz R, Michaleris P, Palmer T, DebRoy T, Liu Z-K, Otis R, et al. Toward an integrated computational system for describing the additive manufacturing process for metallic materials. *Additive Manufacturing*, 2014, vol. 1, pp. 52–63. DOI: 10.1016/j.addma.2014.09.002

19. Michaleris P. Modeling metal deposition in heat transfer analyses of additive manufacturing processes. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2014, vol. 86, pp.51–60. DOI: 10.1016/j.finel.2014.04.003

20. Denlinger ER, Michaleris P. Effect of stress relaxation on distortion in additive manufacturing process modeling. *Additive Manufacturing*, 2016, vol. 12, pp.51–59.

21. Korner C. Additive manufacturing of metallic components by selective electron beam melting – a review. *International Materials Reviews*, 2016, vol. 61, no.5, pp. 361–377.

22. Prabhakar P, Sames W, Dehoff R, Babu S. Computational modeling of residual stress formation during the electron beam melting process for Inconel 718. *Additive Manufacturing*, 2015, vol.7, pp.83–91. DOI: 10.1016/j.addma.2015.03.003

23. Li C, Fu C, Guo Y, Fang F. A multiscale modeling approach for fast prediction of part distortion in selective laser melting. *Journal of Materials Processing Technology*, 2016, vol.229, pp.703–712. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2015.10.022

24. Yuan MG, Ueda Y. Prediction of residual stresses in welded T- and I-joints using inherent strains. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1996, vol.118, no.2, pp.229–234. DOI: 10.1115/1.2804892
25. Mukherjee T, Zuback JS, De A, Debroy T. Printability of alloys for additive manufacturing. *Scientific Reports*, 2016, vol. 6, Article no. 9717. DOI: 10.1038/srep19717
26. Mukherjee T, Manvatkar V, De A, DebRoy T. Mitigation of thermal distortion during additive manufacturing. *Scripta Materialia*, 2017, vol.127, pp.79–83. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2016.09.001
27. Smetannikov O.Yu., Trushnikov D.N., Maksimov P.V., Bartolomey M.L., Kovyazin A.V. Modeling of the thermomechanical behavior of the product during process of 3D deposition of wire materials in ANSYS. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2017, no. 4, pp. 154-172. DOI: 10.15593/perm.mech/2017.4.11
28. Chiumenti M., Cervera M., Salmi A., Agelet de Saracibar C., Dialami N., Matsui K. Finite element modeling of multi-pass welding and shaped metal deposition processes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2010, vol. 199, pp. 2343-2359.
29. Beliaev N.M., Riadno A.A. Metody teorii teploprovodnosti. Ch. 1 [The methods of the theory of heat conductivity]. *Moscow, Vysshiaia shkola*, 1982, 327 p.
30. Kutateladze S.S. Osnovy teorii teploobmena [Basics of heat transfer theory], *Moscow, Atomizdat*, 1979, 416 p.
31. Pobedria B.E. Chislennye metody v teorii uprugosti i plastichnosti [Numerical methods in the theory of elasticity and plasticity]. *Moscow, Izd-vo MGU*, 1981. 343 p.