



Научная статья

DOI: 10.15593/perm.mech/2022.4.13

УДК 539.3

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРОМЕЖУТОЧНОЙ ПРОКОВКИ НАПЛАВЛЯЕМЫХ ИЗДЕЛИЙ В ANSYS MECHANICAL APDL (IMPLICIT ANALYSIS)

О.Ю. Сметанников, Д.Н. Трушников, А.А. Анисимов

Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Пермь, Россия

О СТАТЬЕ

Получена: 14 ноября 2022 г.
Одобрена: 08 декабря 2022 г.
Принята к публикации:
12 декабря 2022 г.

Ключевые слова:

аддитивные технологии, проволочная наплавка, промежуточная проковка, пластичность, Johnson – Cook, определяющие соотношения, эксперимент, численный эксперимент.

АННОТАЦИЯ

Рассматривается задача о численном моделировании процесса промежуточной проковки, используемая при аддитивном производстве изделий. Наиболее распространенными проблемами проволочно-дуговых аддитивных технологий являются образование полей технологических остаточных напряжений, пористости, неоднородной структуры и анизотропии, а также нежелательных дефектов, в частности трещин, расслоения или коробления детали. Применение межслойного упрочнения проковкой позволяет не только компенсировать эти недостатки, но и повысить механические свойства конструкции. К основным способам изучения этих процессов относится математическое моделирование. 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. Целью данной работы является проверка адекватности использования ANSYS Mechanical APDL для численного моделирования процессов промежуточной обработки металлов давлением. В работе проведена адаптация вязкопластической модели Джонсона – Кука из Explicit Dynamics к возможностям ANSYS Mechanical APDL для трех материалов: AMr6, 12X18H10T, ВТ6. В качестве физической модели в ANSYS Mechanical APDL выбрана мультилинейная изотропная модель пластичности MISO, которая, в отличие от модели Джонсона – Кука, не учитывает влияние скорости деформации на упругопластическое поведение материала. Идентифицированы значения материальных констант для модели MISO. Доказана адекватность замены нестационарной постановки на квазистатическую ввиду незначительной потери точности. Построена и реализована трехмерная модель проковки бруска для трех типов материалов, проведена ее идентификация и верификация путем сравнения с результатами натурального эксперимента. Показана хорошая согласованность расчетных данных с экспериментом. На основе полученных данных сделан вывод о допустимости применения неявного (implicit) решателя ANSYS Mechanical APDL для расчета процессов промежуточной проковки наплавляемых изделий с приемлемой точностью.

© ПНИПУ

© Сметанников Олег Юрьевич – д.т.н., проф., с.н.с., e-mail: sou2009@mail.ru.
Трушников Дмитрий Николаевич – д.т.н., e-mail: trushnikov@pstu.ru.
Анисимов Алексей Александрович – асп., м.н.с., e-mail: lex.asterio@gmail.com.

Oleg Yu. Smetannikov – Doctor of Engineering, Professor, Senior Researcher, e-mail: sou2009@mail.ru.
Dmitriy N. Trushnikov – Doctor of Engineering, e-mail: trushnikov@pstu.ru.
Aleksy A. Anisimov – PhD-student, Junior Researcher, e-mail: lex.asterio@gmail.com.



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)

SIMULATION OF INTERIM FORGING OF DEPOSITED PRODUCTS IN ANSYS MECHANICAL APDL (IMPLICIT ANALYSIS)

O.Yu. Smetannikov, D.N. Trushnikov, A.A. Anisimov

Perm National Research Polytechnic University, Perm, Russian Federation

ARTICLE INFO

Received: 14 November 2022
Approved: 08 December 2022
Accepted for publication:
12 December 2022

Keywords:

additive technologies, wire based deposition, layer by layer forging, plasticity, Johnson – Cook, constitutive relations, experiment, simulation.

ABSTRACT

The paper considers the problem of simulating the interim forging during additive manufacturing. Wire-arc additive technologies are associated with formation of technological residual stress fields, porosity, inhomogeneous structure and anisotropy, as well as unwanted defects, such as cracks, delamination or warping of the part. Interlayer hardening via forging both compensates such disadvantages and improves the mechanical properties of structures. Mathematical modeling is one of main methods of studying these processes. There are a lot of publications on modeling the formation of fields of residual stresses and heat shrinkage deformations in products obtained using additive technologies, including the method of wire welding. The work aims at checking the adequacy of using ANSYS Mechanical APDL for numerical modeling of interim metal forming processes. In this work, the Johnson – Cook viscoplastic model from Explicit Dynamics was adapted to the capabilities of ANSYS Mechanical APDL for three materials: Amg6, 12X18H10T, VT6. As a physical model in ANSYS Mechanical APDL, a multilinear isotropic MISO plasticity model is chosen, which, unlike the Johnson – Cook model, does not take into account the effect of strain rate on the elastic-plastic behavior of the material. The values of the material constants for the MISO model are identified. The adequacy of replacing the non-stationary statement with a quasi-static one is proved, due to a slight loss of accuracy. A three-dimensional model of bar forging for three types of materials was built and implemented, its identification and verification were carried out by comparing with the results of a full-scale experiment. A good agreement between the calculated data and experiment is shown. Based on the data obtained, a conclusion was made about the admissibility of using the implicit solver ANSYS Mechanical APDL for calculating the processes of interim forging of the deposited products with acceptable accuracy.

© 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. 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 аддитивного производства (АП) – гибридный способ изготовления изделий, который включает в себя непосредственно как сам процесс послойного формирования объема, так и сопутствующую механическую обработку [1–3], что хорошо подходит для изготовления крупных деталей низкой и средней форм сложности.

При создании изделий методами АП наблюдаются существенные температурные градиенты и, как резуль-

тат, технологические и остаточные напряжения, нарушающие проектируемую форму изделия, снижающие эксплуатационные параметры объекта, иногда приводящие к разрушению в процессе АП [4–11]. Численное моделирование процесса наплавки проволоочного материала (см., например, [12; 13]) используется для выбора технологических режимов, снижающих уровень упомянутых отрицательных явлений.

Расчет прямой задачи наплавки предполагает применение одной из двух основных методик: связанное последовательное решение тепловой и структурной задач [14] или полнокомпонентный анализ, решающий уравнения теплопроводности и МДТТ одновременно [15]. Следует отметить повышенную ресурсоемкость последней.

В зависимости от используемого для расчета программного продукта решение задачи наращивания материала может проводиться либо по технологии добавления новых (quiet element), либо активизации элементов к предварительно размещенным (element birth) [16; 17]. Применяется также смешанная методика, где активируется только текущий слой осаждения и устанавливается в спящее состояние, а все последующие слои деактивируются [18].

Для повышения эффективности вычислений используется принцип группировки последовательно наращиваемых элементов, слоев для последующей одновременной активации [19; 20].

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

Особое место в технологических схемах аддитивной наплавки занимает кластер методик с использованием промежуточной обработки давлением (проковки).

Из [21–25] известно, что с помощью проковки можно уплотнить материал, измельчить его структуру и повысить его механические свойства. При этом эффективность такой обработки зависит от вида обрабатываемого материала, формы бойка, волновода и инструмента, что требует отработки технологических режимов проковки для достижения наилучших результатов.

Из [26] известно, что межслойное упрочнение ударной обработкой уменьшает размер первичного β -зерна в направлении выращивания со 120 мкм до 46 мкм. Увеличивает количество мест зарождения и уменьшает длину (с 25,5 до 14,8 мкм) и ширину (с 1,4 до 0,8 мкм) α -зерен. Кроме того, приводит к уменьшению анизотропии материала, увеличению предела текучести и предела прочности при растяжении без уменьшения удлинения.

В работе [27] выявлено, что глубина измельчения зерна значительно больше глубины пластических деформаций: так, при внедрении инструмента на 1,2 мм глубина измельчения зерна составила 3 мм.

Применение ультразвуковой ударной обработки [28] приводит к чередующемуся распределению коротких столбчатых зерен и равноосных зерен. Такое распределение ведет к уменьшению размеров зерен. При применении ультразвуковой обработки размер столбчатых и равноосных зерен составляет 371 и 186 мкм соответственно. В то время как размер столбчатых зерен без обработки может составлять десятки миллиметров. Таким образом, ввиду измельчения структуры обработанные образцы демонстрируют повышение прочности на разрыв с 870 до 934 МПа и снижение среднего удлине-

ния с 11,95 до 10,29 %. Кроме того, данная методика оказывает значительное влияние на снижение остаточных напряжений и улучшение качества поверхности.

Согласно [29] образцы с ультразвуковой ударной обработкой обладают лучшими свойствами прочности без существенных изменений пластичности, средний предел прочности при растяжении увеличивается с 996 до 1059 МПа, а анизотропия снижается с 6 до 0,8 %. Тем не менее полученные авторами образцы обладают плохим качеством поверхности и увеличивают припуск на механическую обработку. Кроме того, относительное удлинение образцов достигает 8 % от требуемых стандартами 10 %.

Тем не менее проковка наплавляемых изделий имеет ряд недостатков: недостаточное измельчение зерна, неоптимальный источник тепла или способ наплавки, приводящий к росту измельченного зерна, отклонение формы изделий и низкое качество поверхности.

Таким образом, требуются исследования для устранения существующих недостатков послойной ударной обработки, а также отработки ее технологических режимов с различными материалами и формами инструмента, что в итоге позволит повысить качество трехмерной наплавки металлических изделий.

В работе [30] представлена численная модель для оценки влияния поверхностной обработки наплавляемых изделий на их остаточное напряженно-деформированное состояние. Для численных расчетов в работе используется пакет LS-DYNA®, в котором в квазистатической постановке реализован метод конечных элементов с учетом геометрической и физической нелинейностей. Авторами, в частности, экспериментально исследовано влияние различных факторов (геометрия обрабатываемого изделия, вид сплава, глубина обработки) на остаточные НДС и твердость. Применение LS-DYNA® для расчета всего процесса производства изделий методом наплавки представляется затруднительным, так как в данном пакете программ отсутствует механизм «умерщвления» и «оживления» элементов (Ekill и Ealive). Вместе с тем эта методика является ключевой для имитации естественного напряженного состояния вновь наращиваемого слоя материала. Поэтому в данной статье проведена оценка применимости классических неявных решателей ANSYS Mechanical APDL для решения задач обработки давлением наращиваемых конструкций. В первой части исследования оценивается погрешность, вносимая гипотезой пренебрежимой малости нестационарных эффектов (квазистатичность) задачи.

1. Адаптация вязкопластической модели Джонсона – Кука к ANSYS Mechanical APDL

Для описания больших пластических и малых упругих деформаций металлов в работе [30] используется стандартная модель [31; 32] с формулировкой в терминах текущего лагранжева подхода в скоростях, численно реализованная в пакете LS-DYNA®. В формулировке модели принята аддитивность упругих и пластиче-

ских тензоров скоростей деформаций, при этом тензор скоростей упругих деформаций связывается линейно с производной Яуманна тензора напряжений Кирхгоффа, а пластический – законом пластического течения

$$d_{ij}^p = \frac{1}{h} \dot{s}_{ij} \frac{s_{ij}}{\sigma_u}, \quad (1)$$

где d_{ij}^p – компоненты девиатора скоростей пластических деформаций и $s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_{kk} \delta_{ij}$ – компоненты девиатора напряжений с материальной производной этого тензора. В (1) подразумевается пластический потенциал, ассоциированный с критерием текучести Мизеса

$$\sigma_M = \sigma_u, \quad (2)$$

где $\sigma_M = \sqrt{3s_{ij}s_{ij}/2}$ – интенсивность напряжений, а σ_u – предел текучести при одноосном растяжении, для которого принят закон изотропного упрочнения Джонсона – Кука в форме

$$\sigma_u = (A + B\varepsilon_p^n)(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_*}), \quad (3)$$

где $\dot{\varepsilon}_p = \sqrt{2d_{ij}^p d_{ij}^p / 3}$ – интенсивность скоростей деформаций, $\varepsilon_p = \int_0^t \dot{\varepsilon}_p dt$ – накопленные пластические деформации. Параметр деформационного упрочнения $h = \partial \sigma_u / \partial \varepsilon_p$ в (1) определяется из закона (3). В пакете LS-DYNA® данной модели соответствует стандартный материал MAT_098 [32]. Зависимость от скорости деформаций учитывалась для материала АМг6, для которого калибровалось воздействие в численной модели проковки пневмомолотком и определялась эквивалентная глубина вдавливания инструмента при расчете процесса обкатки роликом.

Константы A , B , C и $\dot{\varepsilon}_*$ закона упрочнения Джонсона – Кука были взяты (либо определены аппроксимацией данных) из [33] для АМг6, из [34] для 12Х18Н10Т и из [35] для ВТ6 и сведены в табл. 1.

Начальная плотность и упругие константы помещены в табл. 2.

В перечне моделей пластичности и вязкопластичности ANSYS Mechanical APDL данные определяющие соотношения отсутствуют, поэтому была выбрана аналогичная мультилинейная изотропная модель пластичности MISO [36], в которой, в отличие от модели Джонсона – Кука, не учитывается влияние скорости деформации на упругопластическое поведение материала. Модель имеет следующий вид:

$$\hat{\varepsilon} = \hat{\varepsilon}_e + \hat{\varepsilon}_p + \hat{\varepsilon}_T, \quad (4)$$

$$\hat{\varepsilon}_T(\mathbf{x}, t) = \hat{E} \int_{T_0}^T \alpha(\mathbf{x}, T(\mathbf{x}, t)) dT, \quad (5)$$

Таблица 1/Table 1

Константы модели Джонсона – Кука для различных материалов

Material constants of Johnson – Cook model for different material

Параметр	A , МПа	B , МПа	C	$\dot{\varepsilon}_*$, с ⁻¹	n
АМг6	184	4210	0,0474	1	1,2
12Х18Н10Т	305	1161	0,01	1	0,61
ВТ6	968	380	0	1	0,42

Таблица 2/Table 2

Начальная плотность и упругие свойства материалов

Initial density and elastic properties of materials

Параметр	ρ_0 , кг/м ³	E , ГПа	ν
АМг6	2640	71	0,3
12Х18Н10Т	7800	206	0,3
ВТ6	4450	115	0,32

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

$$f(\hat{\sigma}) \equiv \sigma_{eqv} = \sigma_y, \quad (6)$$

где σ_{eqv} – эквивалентные напряжения, σ_y – предел текучести материала,

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

$$\hat{\sigma} = {}^4\hat{C} \cdot (\hat{\varepsilon} - \hat{\varepsilon}_T), \quad (7)$$

где $\hat{\sigma}$ – тензор напряжений; ${}^4\hat{C} = {}^4\hat{C}(x, T)$ – тензор четвертого ранга упругих констант материала. В случае, когда $\sigma_{eqv} \geq \sigma_y$, материал подвергается пластическому деформированию. При численной реализации модели MISO используется критерий пластичности Мизеса (8) и ассоциативный закон течения, в качестве меры упрочнения выбирается работа пластической деформации. Закон упрочнения определяется соотношением (9):

$$\sigma_{eqv} = \sqrt{\frac{3}{2} \hat{s} : \hat{s}}, \quad (8)$$

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

$$F = \sqrt{\frac{3}{2} \hat{s} : \hat{s} - \sigma_k}, \quad (9)$$

где σ_k – функция количества работы при пластическом деформировании. Для модели MISO σ_k определяется напрямую из эквивалентных пластических деформаций и заданной диаграммы деформирования. Задача решается с использованием итерационной пошаговой процедуры в терминах приращений деформаций и напряжений. Пластическое деформирование описывается ассоциативным законом течения:

$$d\hat{\varepsilon}_p = \lambda \frac{\partial Q}{\partial \hat{\sigma}}, \quad (10)$$

где $d\hat{\varepsilon}_p$ – приращение тензора пластических деформаций; λ – пластический множитель (множитель Лагранжа), при численной реализации модели MISO определяется в итерационной процедуре Ньютона – Рафсона; Q – пластический потенциал, в качестве которого используется уже определенная в (9) функция текучести F .

Приращение напряжений при пошаговой процедуре расчета НДС вычисляется по формуле:

$$d\hat{\sigma} = {}^4\hat{C} \cdot d\hat{\varepsilon}_e, \quad (11)$$

где $d\hat{\varepsilon}_e = d\hat{\varepsilon} - d\hat{\varepsilon}_T - d\hat{\varepsilon}_p$.

Методика адаптации модели (1)–(3) в ANSYS Mechanical APDL через соотношения (4)–(11) включает следующие этапы:

1. Программирование в MatLab модели одноосного деформирования (ОНС) образца со свойствами (3).
2. Построение диаграмм $\sigma - \varepsilon$ для нескольких уровней скорости деформации в каждом из рассматриваемых материалов.
3. Выбор по скорости средней деформации процесса и поточечная кусочно-линейная аппроксимация на грубой сетке диаграммы с последующим экспортом в ANSYS.
4. Чтение и поточечная имплантация экспортированных из MatLab диаграмм в ANSYS.
5. Проверка корректности модели в ANSYS на задаче одноосного растяжения.

На рис. 1–3 показаны результаты адаптации для трех исследуемых материалов.

Значения констант модели MISO для поточечного ввода (ТВПТ) приведены в табл. 3.

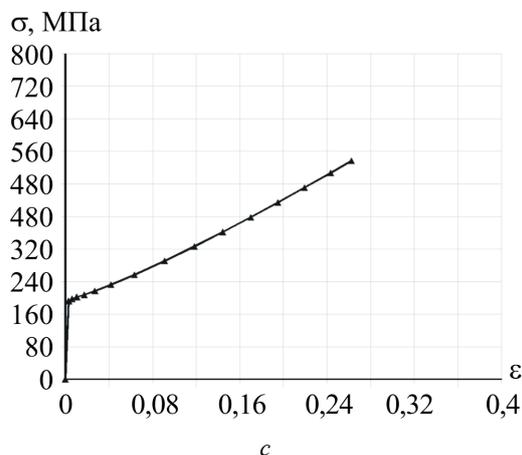
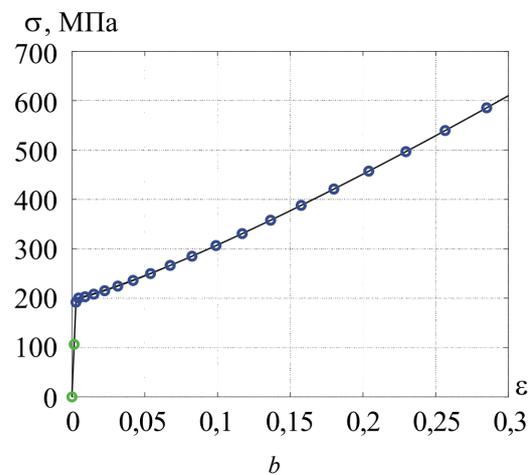
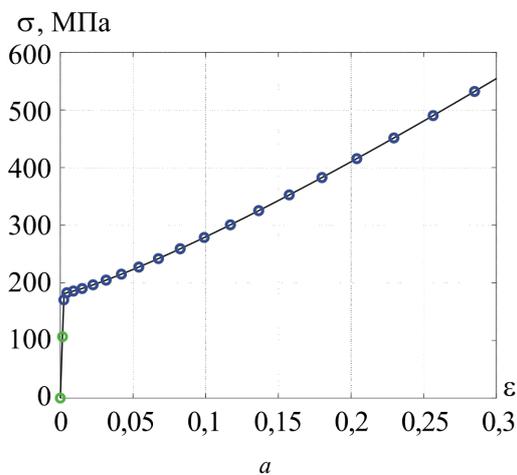


Рис. 1. Диаграмма $\sigma - \varepsilon$ для материала АМг6. Скорость деформации $\dot{\varepsilon} : a - 1 \text{ c}^{-1}; b - 1000 \text{ c}^{-1}$; синие маркеры – точки аппроксимации для экспорта в ANSYS; c – численный эксперимент на одноосное растяжение в ANSYS, $\dot{\varepsilon} = 1000 \text{ c}^{-1}$

Fig. 1. The stress strain diagram relates to the material AMg6. Strain rate $\dot{\varepsilon} : a - 1 \text{ s}^{-1}; b - 1000 \text{ s}^{-1}$; blue markers are approximation points for export to ANSYS; c – numerical experiment for uniaxial tension in ANSYS, $\dot{\varepsilon} = 1000 \text{ s}^{-1}$

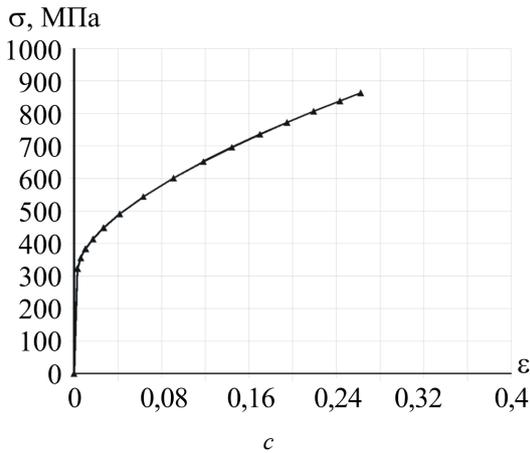
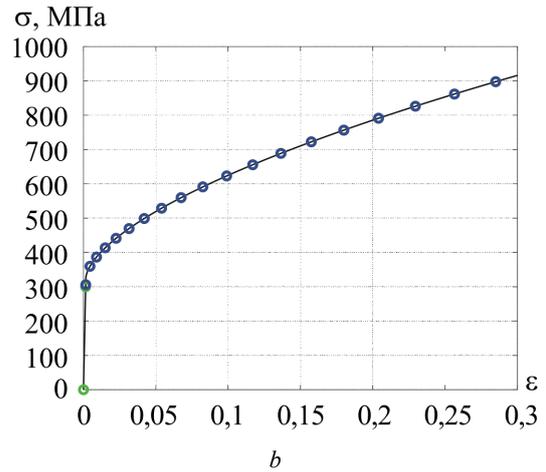
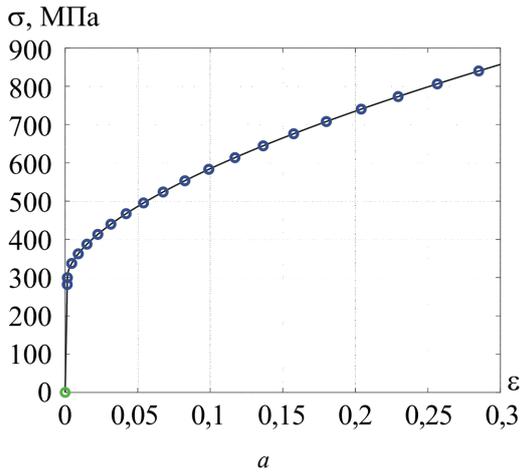


Рис. 2. Диаграмма σ – ε для материала 12X18H10T. Скорость деформации $\dot{\varepsilon}$: $a - 1 \text{ c}^{-1}$; $b - 1000 \text{ c}^{-1}$; синие маркеры – точки аппроксимации для экспорта в ANSYS; c – численный эксперимент на одноосное растяжение в ANSYS, $\dot{\varepsilon} = 1000 \text{ c}^{-1}$

Fig. 2. The stress strain diagram relates to the material 12Kh18N10T. Strain rate $\dot{\varepsilon}$: $a - 1 \text{ s}^{-1}$; $b - 1000 \text{ s}^{-1}$; blue markers are approximation points for export to ANSYS; c – numerical experiment for uniaxial tension in ANSYS, $\dot{\varepsilon} = 1000 \text{ s}^{-1}$

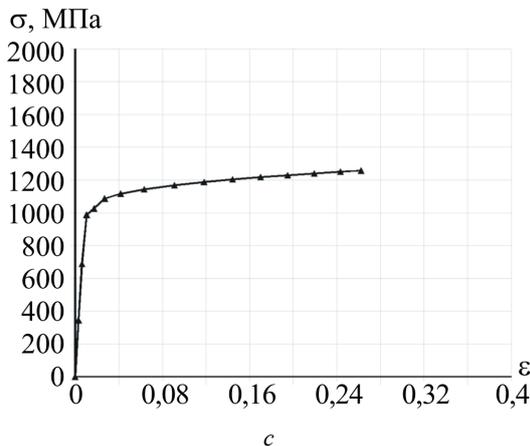
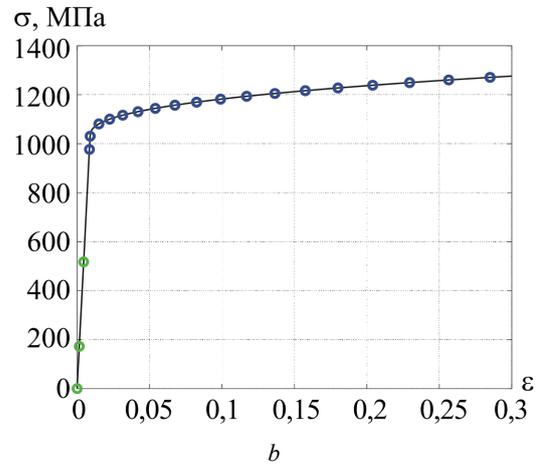
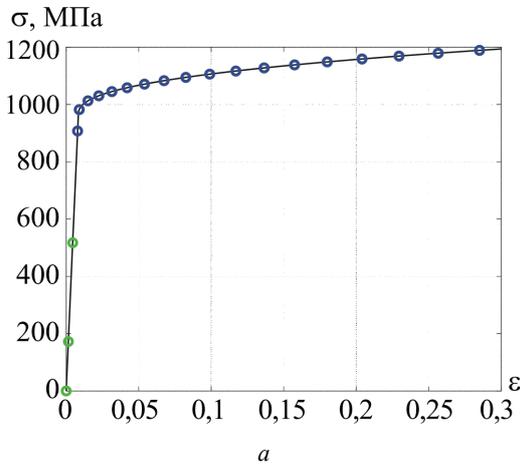


Рис. 3. Диаграмма σ – ε для материала VT6. Скорость деформации $\dot{\varepsilon}$: $a - 1 \text{ c}^{-1}$; $b - 1000 \text{ c}^{-1}$; синие маркеры – точки аппроксимации для экспорта в ANSYS; c – численный эксперимент на одноосное растяжение в ANSYS, $\dot{\varepsilon} = 1000 \text{ c}^{-1}$

Fig. 3. The stress strain diagram relates to the material VT6. Strain rate $\dot{\varepsilon}$: $a - 1 \text{ s}^{-1}$; $b - 1000 \text{ s}^{-1}$; blue markers are approximation points for export to ANSYS; c – numerical experiment for uniaxial tension in ANSYS, $\dot{\varepsilon} = 1000 \text{ s}^{-1}$

Таблица 3/Table 3

Значения «напряжение – пластическая деформация», которые вводятся в таблицу данных материала с помощью команды TBPT

The stress-plastic strain data points which are entered into the material data table via the TBPT command

AMг6		12X18H10T		BT6	
ε, %	σ, МПа	ε, %	σ, МПа	ε, %	σ, МПа
0,27	191,70	0,15	306,03	0,85	976,43
0,45	200,20	0,45	359,61	0,90	1030,55
1,50	208,16	1,50	413,48	2,25	1100,10
2,25	215,23	2,25	441,17	3,15	1116,18
3,15	224,44	3,15	469,65	4,20	1130,67
5,40	249,85	5,40	528,92	6,75	1157,15
8,25	285,04	8,25	590,99	9,90	1181,68
9,90	306,50	9,90	622,98	11,70	1193,47
13,65	357,85	13,65	688,68	15,75	1216,36
18,00	421,05	18,00	756,47	20,40	1238,50
20,40	457,30	20,40	791,10	22,95	1249,35
28,50	585,53	28,50	897,62	28,50	1270,67

Из анализа рис. 1, 2 и 3 следует, что для всех типов материалов рост напряжений с увеличением скорости в исследованном диапазоне не превышает 10 %, при этом при скоростях деформации, характерных для процесса проковки (1000 с⁻¹ и выше), рост ε̇ на порядок меняет диаграмму не более чем на 2 %. Из этого был сделан вывод о выборе для дальнейших расчетов упругопластических свойств, соответствующих скорости 1000 с⁻¹.

2. Оценка допустимости использования квазистатической постановки для решения нестационарной задачи проковки в ANSYS

Проверка проводилась на модельной осесимметричной задаче соударения шарика с цилиндрическим столбиком из обрабатываемого материала. Расчетная схема нестационарной задачи представлена на рис. 4. Система уравнений при этом имеет вид [37]:

уравнения движения:

$$\text{div } \hat{\sigma} = \rho \ddot{\mathbf{u}}, \quad \mathbf{x} \in V_k, \quad (12)$$

где $\hat{\sigma}(\mathbf{x}, t)$ – тензор напряжений, $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$ – вектор перемещений; $V_k, k = 1, 2$ – объемы цилиндра и шарика соответственно;

геометрические соотношения Эйлера – Альманси:

$$\hat{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T - \nabla \mathbf{u} \cdot (\nabla \mathbf{u})^T \right), \quad \mathbf{x} \in V_k, \quad (13)$$

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

граничные условия в перемещениях:

$$\mathbf{u} = \mathbf{U}, \quad \mathbf{x} \in S_u, \quad (14)$$

и напряжениях

$$\hat{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{P}, \quad \mathbf{x} \in S_\sigma, \quad (15)$$

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

В зоне контакта двух границ S_{c1}, S_{c2} , образующих общую поверхность контакта S_c , для пары точек с начальными координатами \mathbf{x}_{01} и \mathbf{x}_{02} , принадлежащей S_{c1} и S_{c2} соответственно, при контакте в заданный момент времени t имеют место равенства

$$\mathbf{x}_1(t) = \mathbf{x}_2(t) = \mathbf{x}_c(t), \quad \forall \mathbf{x}_c(t) \in S_c(t)$$

где

$$\mathbf{x}_i(t) = \mathbf{x}_{0i}(t) + \mathbf{u}_i(t); \quad (16)$$

$$\hat{\sigma}(\mathbf{x}_1) \cdot \mathbf{n}_1 = -\hat{\sigma}(\mathbf{x}_2) \cdot \mathbf{n}_2; \quad (17)$$

$$\hat{\sigma}(\mathbf{x}_1) \cdot \mathbf{t} = \hat{\sigma}(\mathbf{x}_2) \cdot \mathbf{t} = 0; \quad (18)$$

где \mathbf{n}_i, \mathbf{t} – нормальный и любой касательный единичные векторы к поверхности контакта в точке $\mathbf{x}_c(t)$. Согласно (16)–(18), расчет проводился в условиях отсутствия трения.

Начальные условия:

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}}(0) = 0, \quad \mathbf{x} \in V_1 \quad \dot{\mathbf{x}}(0) = \mathbf{V}_1, \quad \mathbf{x} \in V_2 \\ \hat{\sigma}(0) = 0, \quad \mathbf{x} \in V_1 \quad \hat{\sigma}(0) = 0, \quad \mathbf{x} \in V_2, \quad (19) \\ \rho(0) = \rho_1, \quad \mathbf{x} \in V_1 \quad \rho(0) = \rho_2, \quad \mathbf{x} \in V_2 \end{aligned}$$

где ρ_1 – плотность материала проковочного образца, ρ_2 – плотность материала сферического индентора.

Общая система уравнений краевой задачи МДТТ включает также определяющие соотношения (12)–(19) для цилиндра V_1 и линейно-упругую модель вида $\hat{\sigma} = {}^4\hat{C} \cdot (\hat{\varepsilon} - \hat{\varepsilon}_T)$ для V_2 .

На рис. 4 изображена половина продольного сечения рассматриваемой системы, состоящей из закрепленного по вертикали на нижней грани цилиндра и падающей на него со скоростью v_0 полусферы. Диаметр цилиндра 10 мм, полусферы – 30 мм. Высота цилиндра – 25 мм. Материал шарика – идеально упругая сталь со свойствами $E_{st} = 210$ ГПа, $\nu_{st} = 0,3$, $\rho_{st} = 15\,600$ кг/м³.

На втором этапе решается задача с использованием идентичной конечно-элементной модели, но в квазистатической постановке. При этом инерционные параметры выключены (правая часть (4) отсутствует), устранены начальные условия (19), а на плоской границе полусферы прикладывается осевое перемещение U_{st} , соответствующее вычисленному в нестационарной задаче максимальному по модулю осевому перемещению центральной верхней точки шарика U_{dyn}^{max} .

На рис. 5 приведены для сравнения результаты решения нестационарной и стационарной задач для сплава АМГ6.

Из рис. 5–8 видно, что как качественно, так и количественно квазистатическое решение незначительно

отличается от нестационарного эталона. Относительное отклонение экстремальных значений любой из представленных на рисунках остаточных величин не превышает 6 % (остаточные напряжения, см. рис. 5). Наибольшие качественные различия наблюдаются на этапе активной фазы деформирования (см. рис. 5), где существенный вклад вносят инерционные члены в уравнениях движения, хотя и в этом случае невязка

для максимальных по модулю за период наблюдения значений компонентов тензора напряжений не превышает 3 %. На рис. 5 каждый маркер соответствует концу расчетного временного шага. Число таких шагов для статической задачи (см. рис. 5, а) примерно в 10 раз ниже нестационарной (см. рис. 5, б), что соответствует примерно 5-кратному выигрышу по времени счета.

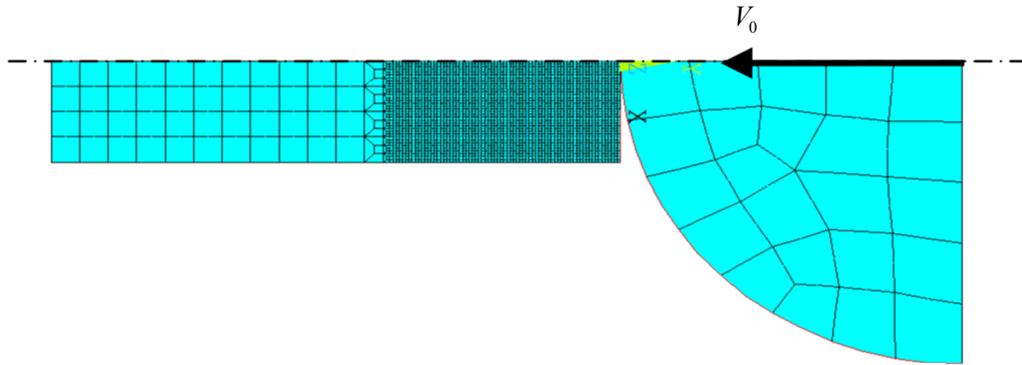


Рис. 4. Модельная задача о деформировании цилиндра сферическим индентором

Fig. 4. Model problem about the deformation of the cylindrical specimen by a spherical indenter

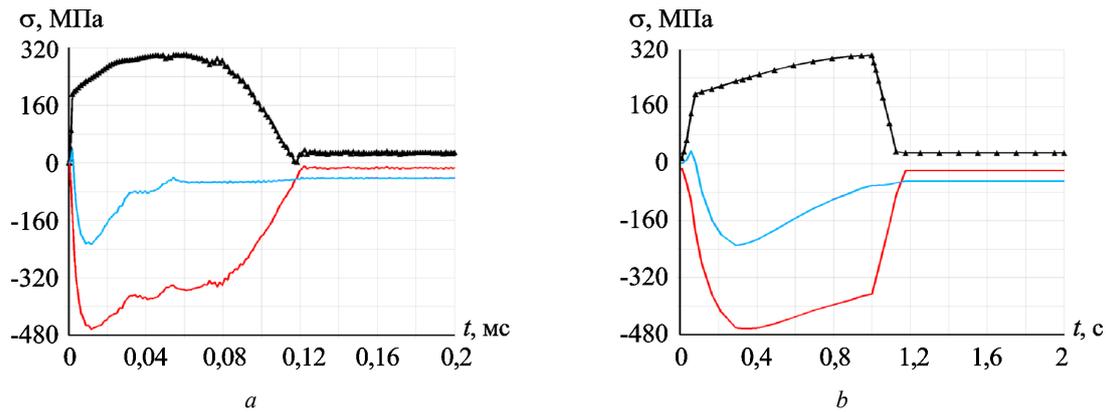


Рис. 5. АМг6. $v_0 = 20$ м/с. Зависимость от времени компонент тензора напряжений на оси, 2 мм от поверхности: а – нестационарная постановка; б – квазистатическая. Маркеры – эквивалентные напряжения по Мизесу, черная линия – σ_x , красная – σ_y , голубая – σ_z

Fig. 5. AMg6. $v_0 = 20$ m/s. Time dependence of the stress tensor component on the axis, 2 mm from the surface: а – dynamic formulation; б – quasi-static formulation. Markers – Von Mises equivalent stress, black line – σ_x , red – σ_y , blue – σ_z

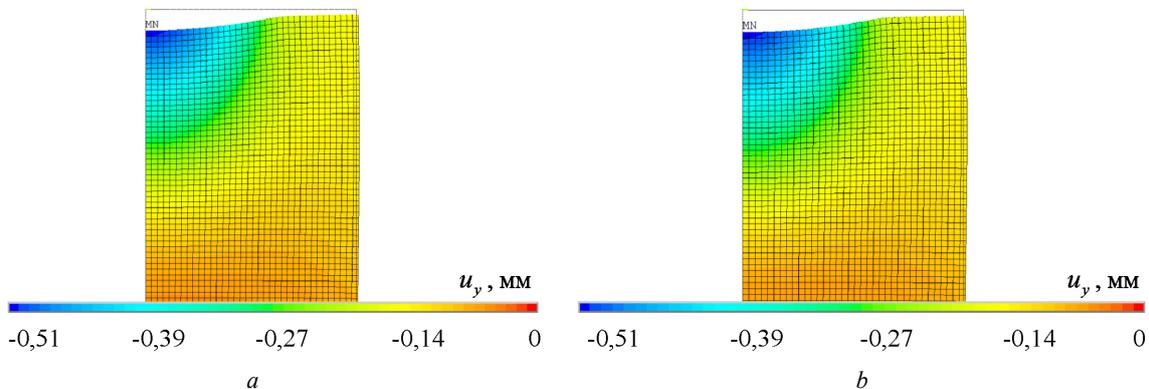


Рис. 6. АМг6. $v_0 = 20$ м/с. Вертикальные остаточные перемещения в цилиндре: а – нестационарная постановка; б – квазистатическая

Fig. 6. AMg6. $v_0 = 20$ m/s. Vertical residual displacements in the cylinder: а – dynamic formulation; б – quasi-static formulation

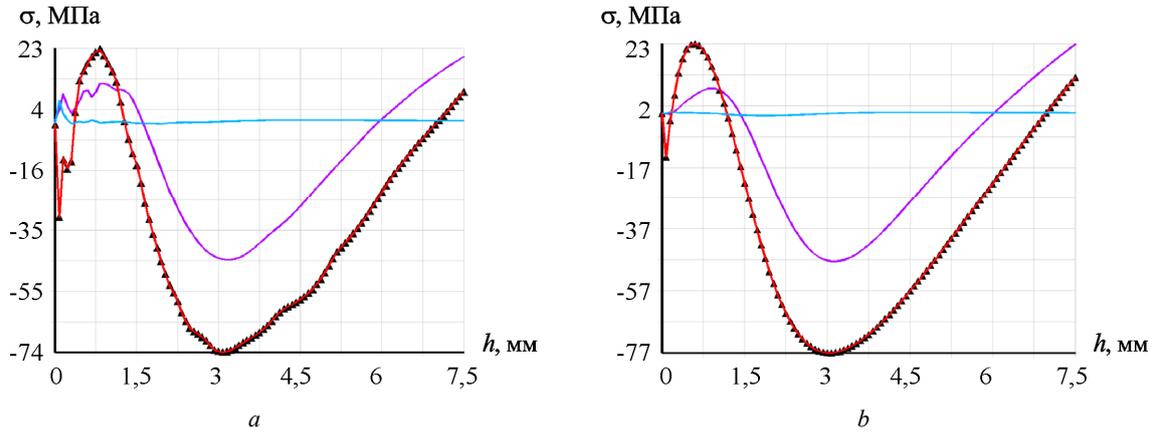


Рис. 7. АМг6. $v_0 = 20$ м/с. Распределение по глубине компонент тензора остаточных напряжений на оси: a – нестационарная постановка; b – квазистатическая. Маркеры – σ_r , сиреневая линия – σ_z , красная – σ_ϕ , голубая – τ_{rz}

Fig. 7. AMg6. $v_0 = 20$ m/s. Depth distribution of the residual stress tensor components on the axis: a – dynamic formulation; b – quasi-static formulation. Markers – σ_r , lilac line – σ_z , red – σ_ϕ , blue – τ_{rz}

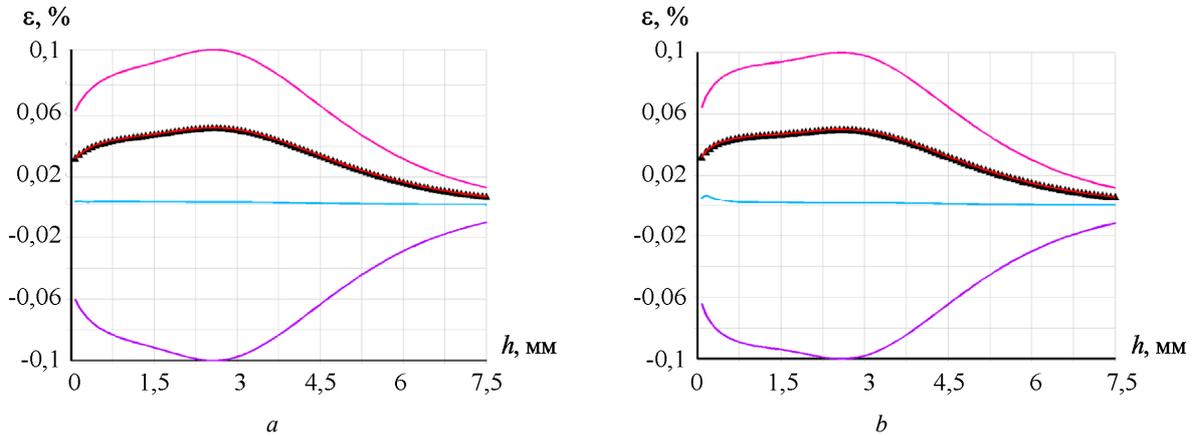


Рис. 8. АМг6. $v_0 = 20$ м/с. Распределение по глубине компонент тензора остаточных деформаций на оси: a – нестационарная постановка; b – квазистатическая. Маркеры – ϵ_r , сиреневая линия – ϵ_z , красная – ϵ_ϕ , голубая – γ_{rz}

Fig. 8. AMg6. $v_0 = 20$ m/s. Depth distribution of residual strain tensor components on the axis: a – dynamic formulation; b – quasi-static formulation. Markers – ϵ_r , lilac line – ϵ_z , red – ϵ_ϕ , blue – γ_{rz}

Таблица 4/Table 4

Относительные отклонения квазистатического решения от эталонного, %

Relative deviations of the static solution from the reference one, %

Параметр	$\Delta \bar{\sigma}_{\max}^{\text{res}}(t)$ (см. рис. 5)	$\Delta \bar{u}_{\max}^{\text{res}}$ (см. рис. 6)	$\Delta \bar{\sigma}_{\max}^{\text{res}}$ (см. рис. 7)	$\Delta \bar{\epsilon}_{\max}^{\text{res}}$ (см. рис. 8)
АМг6	1.3	0.12	5.3	3.1
12Х18Н10Т	1.7	0.34	6.0	2.9
ВТ6	1.4	0.46	4.4	3.3

Расчет для двух других материалов дал похожие результаты, которые здесь не приводятся для экономии места. Значения относительных невязок приведены в табл. 4.

3. Расчет проковки в квазистатическом режиме

В данном разделе производится калибровочный расчет остаточных напряжений и деформаций в прокованной пластине из трех видов материалов. Экспериментальные данные для сравнения взяты из работы [30]. Параметры ударного воздействия при проковке пневмомолотком имели следующие значения: энергия удара 19,74 Дж, частота ударов 2820 уд./мин, рабочее давление 0,63 МПа, давление прижима бойка 0,2 МПа, скорость движения вдоль заготовки 300 мм/мин. Боёк имел сферический наконечник с радиусом $R = 15$ мм. Результат проковки для одного из материалов показан на рис. 9.

На рис. 10 представлены вырезанные из середины по длине прокованных брусок зоны пластины,



Рис. 9. Прокованный образец АМг6 [30]

Fig. 9. Forged specimen AMg6 [30]



Рис. 10. Поперечные слои АМг6, 12Х18Н10Т и ВТ6 [30]

Fig. 10. Cross layers AMg6, 12Kh18N10T and VT6 [30]

которые в дальнейшем использованы для оценки адекватности предложенной расчетной схемы. Математическая постановка задачи соответствует описанному выше квазистатическому варианту. Конечно-элемент-

ный аналог (рис. 11) включает, с учетом симметрии, брусок размерами 5×25×70 мм. Радиус сферы – пенетратора – 15 мм. По нижней грани запрещены перемещения U_y , U_z , на задней – U_z . Заглубление шарика f (начальное вертикальное смещение по y) выбирается из условия наилучшего совпадения измеренной и расчетной форм остаточного контура. Длина прохода пенетратора – 60 мм. По окончании процесса нижняя грань бруска освобождается, что дает возможность оценить продольный прогиб.

На рис. 12, 13 приведены результаты расчета технологического и остаточного НДС после проковки, замененной квазистатической «прокаткой» образца для различных значений заглубления f в брусок из АМг6. Видно, что структура остаточного НДС качественно аналогична для всех вариантов расчета. Наибольшим по величине оказывается направленное вдоль бруска, положительное σ_z у поверхности, что объясняется его наибольшей протяженностью в данном направлении. Все 3 компонента имеют по 3 экстремума: на поверхности (максимум) и глубинах 3–6 мм (минимум) и 9,5–10,5 мм (максимум). Вблизи поверхности все из них неотрицательны.

В целом остаточное НДС характеризуется преобладанием растягивающих напряжений. Следует также отметить хорошее качественное соответствие результатам, полученным в [30].

Аналогичная серия расчетов с подбором величины заглубления f проведена над остальными материалами. Основным и единственным достоверным экспериментальным параметром для проверки модели в данном случае выступает форма слоев (рис. 10). Обработанные изображения представлены на рис. 14. Видно, что наблюдается удовлетворительное соответствие расчетных и экспериментальных данных.

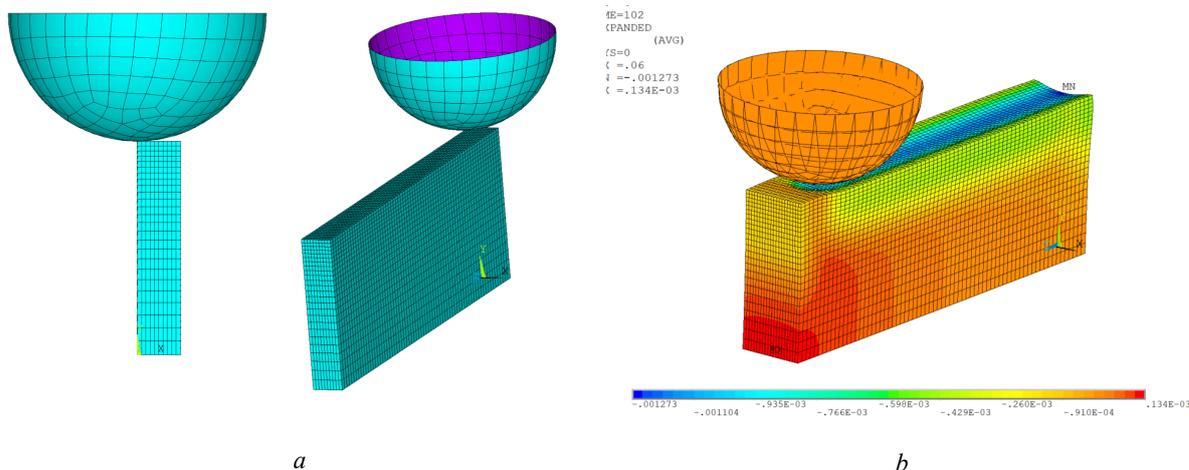


Рис. 11. Дискретный аналог задачи проковки с разных ракурсов (а) и остаточные вертикальные перемещения в одном из вариантов расчета с отражением по плоскости симметрии (б)

Fig. 11. Discrete analogue of the forging problem from different angles (a) and residual vertical displacements in one of the calculation options with reflection along the symmetry plane (b)

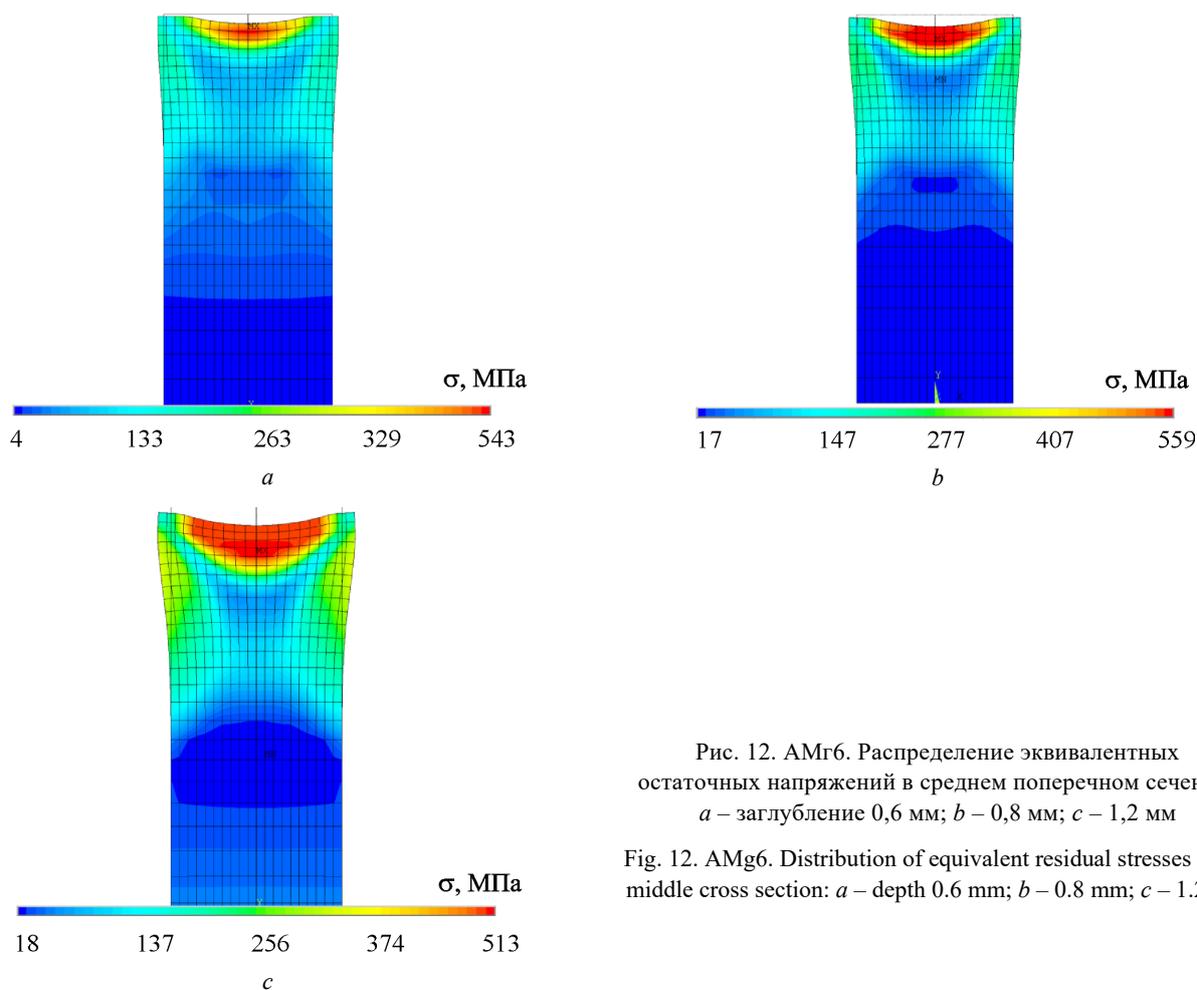


Рис. 12. АМг6. Распределение эквивалентных остаточных напряжений в среднем поперечном сечении: a – заглабление 0,6 мм; b – 0,8 мм; c – 1,2 мм

Fig. 12. AMg6. Distribution of equivalent residual stresses in the middle cross section: a – depth 0.6 mm; b – 0.8 mm; c – 1.2 mm

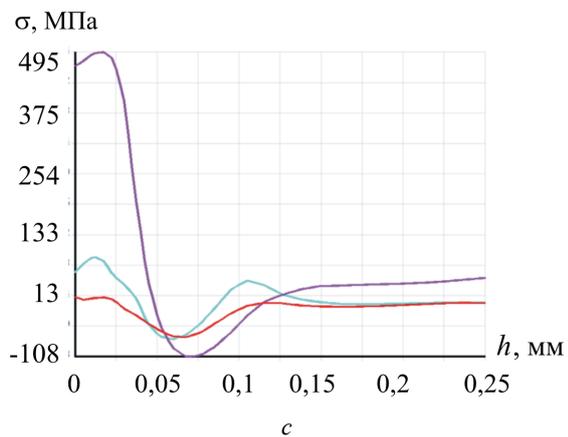
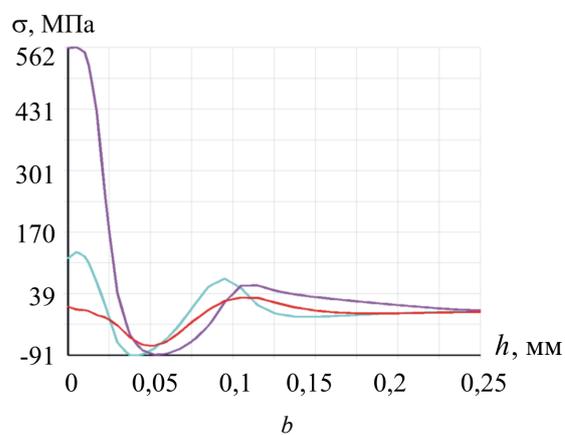
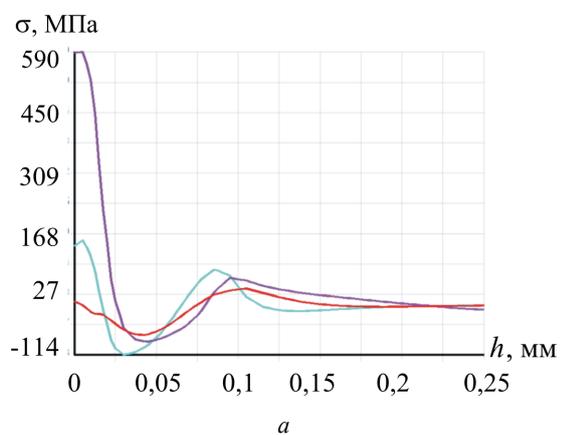


Рис. 13. АМг6. Распределение по глубине компонентов тензора остаточных напряжений на плоскости симметрии: a – заглабление 0,6 мм; b – 0,8 мм; c – 1,2 мм; бирюзовая линия – σ_x , красная – σ_y , сиреневая – σ_z

Fig. 13. AMg6. Depth distribution of residual stress tensor components on the plane of symmetry: a – depth 0.6 mm; b – 0.8 mm; c – 1.2 mm; turquoise line – σ_x , red – σ_y , lilac – σ_z

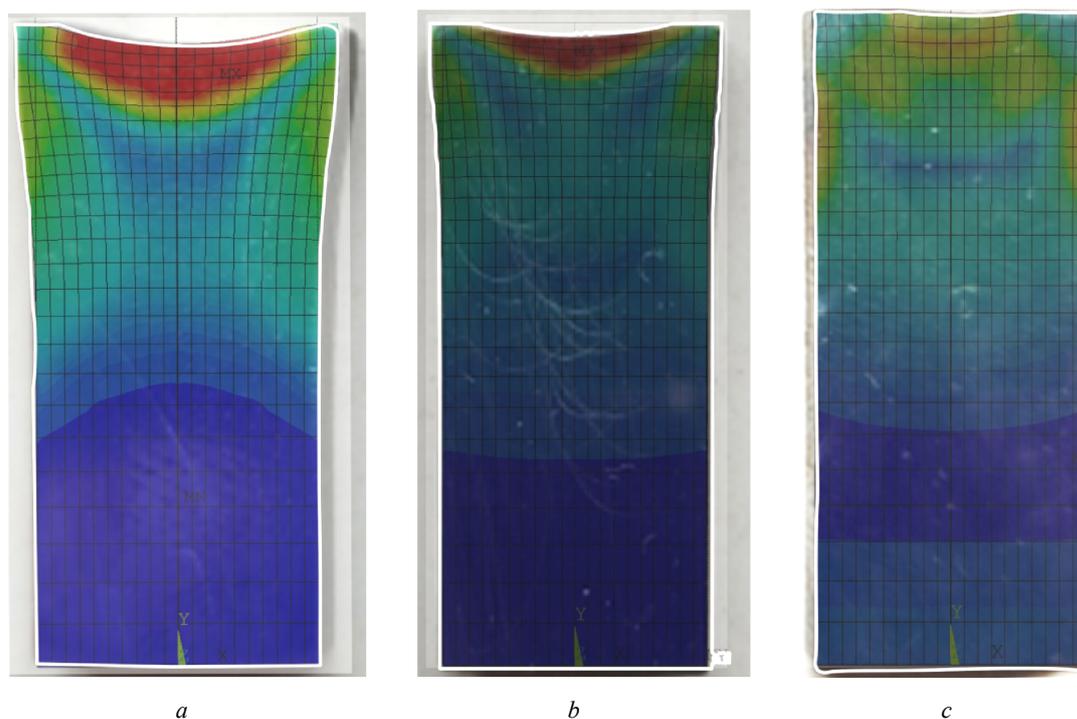


Рис. 14. Совместимость экспериментального и расчетного поперечных сечений прокованных образцов АМг6 (а), 12Х18Н10Т (b), VT6 (с). Белый контур очерчивает границу экспериментального среза

Fig. 14. Compatibility of experimental and calculated cross-sections of forged specimens AMg6 (a), 12Kh18N10T (b), VT6 (c). The white outline outlines the boundary of the experimental slice

Таблица 5/Table 5

Ключевые расчетные параметры для трех материалов
Key design parameters for three materials

Параметр	f , мм	ϵ_i^{\min} , %	ϵ_i^{\max} , %	σ_i^{\min} , МПа	σ_i^{\max} , МПа	Δu_y , мм
АМг6	1.2	-26.5	26.5	-107	495	0.134
12Х18Н10Т	0.6	-17.5	17.3	-176	881	-0.026
VT6	0.3	-7.3	7.0	-637	508	-0.148

Ключевые расчетные (выходные) характеристики процессов представлены в табл. 5. Используются следующие обозначения: ϵ_i^{\min} , ϵ_i^{\max} , $i = x, y, z$ – минимальные и максимальные значения компонентов остаточных пластических деформаций на траектории идентичной рис. 14; σ_i^{\min} , σ_i^{\max} – аналогичные напряжения; Δu_y – остаточный вертикальный прогиб бруса после отделения от основания; F_y – вертикальное усилие прокатки.

4. Обсуждение и выводы

Фактическая глубина прокованной лунки, как и величина необходимого для этого заглабления индивидуальна для каждого материала. Это объясняется их разной жесткостью и ковкостью (в данном случае речь идет прежде всего о пределе текучести материала и его способности к упрочнению). С учетом того, что в последовательности АМг6-12Х18Н10Т-VT6 жесткость растет, а мощность ударного воздействия остается по-

стоянной, глубина лунки и соответствующая ей величина f уменьшаются (см. табл. 5). Выбранные индивидуально для каждого материала величины заглабления – 1,2; 0,6; 0,3 мм показали хорошую согласованность экспериментальных и расчетных контуров (см. рис. 14). Следует помнить, что данный критерий является единственным прямым и измеряемым для имеющихся в нашем распоряжении опытных данных.

Косвенно адекватность использованного подхода подтверждается примерным постоянством вертикального усилия прокатки для всех типов материалов, как следствие постоянства мощности ударного воздействия.

Характер распределения напряжений и деформаций по глубине для всех типов материалов совпадает. В частности, в продольных напряжениях наблюдаются положительные значения на поверхности, снижение до минимума, рост до экстремума с дальнейшим стремлением к нулю. Все полученные зависимости не содержат осцилляций, что свидетельствует о правильном сочетании размерных и временных параметров дискретизации числовой модели. Необходимо отметить, что снижению уровня осцилляций также способствует относительно низкое значение скорости ударного нагружения относительно скорости распространения звуковых волн в материале цилиндра и, как следствие, малости величины инерционного члена в уравнениях движения.

Остаточный прогиб (см. табл. 5) у АМг6 положителен, у двух других материалов – отрицателен. Похожую расчетную зависимость величины и знака прогиба от глубины проковки наблюдали и авторы работы [30].

Заключение

Таким образом, в рамках исследования получены следующие результаты:

1. Обоснована необходимость использования ANSYS Mechanical APDDL для расчета процессов промежуточного ОМД при моделировании производства наплавляемых изделий.

2. Проведена адаптация используемой в Explicit Dynamics вязкопластической модели Джонсона – Кука к возможностям ANSYS Mechanical APDL.

Библиографический список

1. Electron Beam Additive Manufacturing (EBAM) – Advantages of Wire AM vs. Powder AM [Электронный ресурс] // Sciatec Inc. – URL: <http://additivemanufacturing.com/2015/10/14/electron-beam-additive-manufacturing-ebam-advantages-of-wire-am-vs-powder-am> (дата обращения: 14.10.2022).

2. Jhavar S., Jain N.K., Paul C.P. Development of microplasma transferred arc (μ -PTA) wire deposition process for additive layer manufacturing applications // Journal of Materials Processing Technology. – 2014. – Vol. 214, no. 5. – P. 1102–1110. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2013.12.016

3. Hybrid-layered manufacturing using tungsten inert gas cladding / S. Kapil, F. Legesse, P. Kulkarni, P. Joshi, A. Desai, K.P. Karunakaran // Progress in Additive Manufacturing. – 2016. – Vol. 1, no. 1–2. – P. 79–91. DOI: 10.1007/s40964-016-0005-8

4. Overview of modelling and simulation of metal powder bed fusion process at Lawrence Livermore National Laboratory / W. King, A. Anderson, R.M. Ferencz, N.E. Hodge, C. Kamath, S. Khairallah // Material Science and Technology. – 2015. – Vol. 31, no. 8. – P. 957–968. DOI: 10.1179/1743284714y.0000000728

5. Three-dimensional finite element analysis of temperatures and stresses in wide-band laser surface melting processing / L. Chaowen, W. Yong, Z. Huanxiao, H. Tao, H. Bin, Z. Weimin // Materials & Design. – 2010. – Vol. 31, no. 7. – P. 3366–3373. DOI: 10.1016/j.matdes.2010.01.054

6. 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. 9–10. – P. 898–903. DOI: 10.1007/s00170-006-0665-5

7. Experimental and Numerical Analysis of Residual Stresses in Additive Layer Manufacturing by Laser Melting of Metal Powders / I.A. Roberts, C.J. Wang, M. Stanford, K.A. Kibble, D.J. Mynors // Key Engineering Materials. – 2011. – Vol. 450. – P. 461–465. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.450.461

8. 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. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.627.129

9. An experimental investigation into additive manufacturing-induced residual stresses in 316L stainless steel / A.S. Wu, D.W. Brown, M. Kumar, G.F. Gallegos, W.E. King // Metall. Mater. Trans. – 2014. – Vol. 45, no. 13. – P. 1–11. DOI: 10.1007/s11661-014-2549-x

10. 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. DOI: 10.1016/j.matdes.2009.11.032

11. Macroscopic modelling of the selective beam melting process / D. Riedlbauer, J. Mergheim, A. McBride, P. Steinmann //

3. Расчетным путем на примере осесимметричной задачи соударения сферического индентора с пластичным цилиндром доказана адекватность замены нестационарной постановки на квазистатическую без существенной потери точности.

4. Построена и реализована трехмерная модель проковки бруска для трех типов материалов, проведена ее идентификация и верификация путем сравнения с результатами натурального эксперимента.

В дальнейшем следует расширить модель пластичности с учетом температурной зависимости свойств.

Proc. Appl. Math. Mech. – 2012. – Vol. 12, no. 1. – P. 381–382. DOI: 10.1002/pamm.201210179

12. Shaped Metal Deposition Processes In book: 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

13. Lundbäck A. Modelling of metal deposition // Finite Elements in Analysis and Design. – 2011. – Vol. 47, no. 10. – P. 1169–1177. DOI: 10.1016/j.finel.2011.05.005

14. 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. DOI: 10.1023/a:1021153513925

15. Linking process, structure, property, and performance for metal-based additive manufacturing: computational approaches with experimental support / J. Smith [et al.] // Computational Mechanics. – 2016. – Vol. 57, no. 4. – P. 583–610. DOI: 10.1007/s00466-015-1240-4

16. Toward an integrated computational system for describing the additive manufacturing process for metallic materials / R. Martukanitz [et al.] // Additive Manufacturing. – 2014. – Vol. 1. – P. 52–63. DOI: 10.1016/j.addma.2014.09.002

17. 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

18. Denlinger E.R., Michaleris P. Effect of stress relaxation on distortion in additive manufacturing process modeling // Additive Manufacturing. – 2016. – Vol. 12. – P. 51–59. DOI: 10.1016/j.addma.2016.06.011

19. 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. DOI: 10.1080/09506608.2016.1176289

20. 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. – P. 83–91. DOI: 10.1016/j.addma.2015.03.003

21. Возможности аддитивно-субтрактивно-упрочняющей технологии / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, А.А. Жирков, О.Н. Федонин, С.О. Федонина, А.В. Хандожко // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2016. – № 4 (52). – С. 151–160.

22. Аддитивно-субтрактивные технологии-эффективный переход к инновационному производству / А.В. Киричек, О.Н. Федонин, Д.Л. Соловьев, А.А. Жирков, А.В. Хандожко, Е.В. Смоленцев // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2019. – № 8 (81). – С. 4–10.

23. Влияние обрабатываемой среды на эффективность передачи энергии ударного импульса при волновом деформационном упрочнении / А.В. Киричек, С.В. Баринов, А.В. Яшин, А.А. Зайцев, А.М. Константинов // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2019. – № 11 (84). – С. 13–18.

24. Влияние материала и размеров изделия на параметры упрочнения волной деформации / А.В. Киричек, С.В. Баринов, А.В. Яшин, Л.Г. Никитина, А.М. Константинов // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2021. – № 2 (99). – С. 21–27.

25. Влияние параметров ударной системы, размеров и материала обрабатываемой детали на эффективность волнового деформационного упрочнения (моделирование) / А.В. Киричек, С.В. Баринов, А.А. Зайцев, А.М. Константинов // Транспортное машиностроение. – 2022. – № 1–2 (1–2). – С. 40–52.

26. Byun J.G., Yi H., Cho S.M. The effect of interpass peening on mechanical properties in additive manufacturing of Ti-6Al-4V // Journal of Welding and Joining. – 2017. – Vol. 35, no. 2. – P. 6–12. DOI: 10.5781/JWJ.2017.35.2.2

27. Hönnige J.R., Colegrove P., Williams S. Improvement of microstructure and mechanical properties in wire+ arc additive manufactured Ti-6Al-4V with machine hammer peening // Procedia engineering. – 2017. – Vol. 216. – P. 8–17. DOI: 10.1016/j.proeng.2018.02.083

28. Residual stress, mechanical properties, and grain morphology of Ti-6Al-4V alloy produced by ultrasonic impact treatment assisted wire and arc additive manufacturing / Y. Yang [et al.] // Metals. – 2018. – Vol. 8, no. 11. – P. 934. DOI: 10.3390/met8110934

29. Effects of ultrasonic peening treatment in three directions on grain refinement and anisotropy of cold metal transfer additive manufactured Ti-6Al-4V thin wall structure / J. Gou [et al.] // Journal of Manufacturing Processes. – 2020. – Vol. 54. – P. 148–157. DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.03.010

30. Искажение формы, локализация пластической деформации и распределение остаточных напряжений при

односторонней проковке/обкатке бруса. Применение результатов к аддитивному производству шпангоута с послойной обработкой давлением / И.Э. Келлер, А.В. Казанцев, Д.С. Дудин, Г.Л. Пермяков, М.Ф. Карташев // Вычислительная механика сплошных сред [Computational continuum mechanics]. – 2021. – Т. 14, № 4. – С. 51–60. DOI: 10.7242/1999-6691/2021.14.4.36

31. Khan A.S., Huang S. Continuum theory of plasticity. – John Wiley & Sons, 1995. – 421 p.

32. LS-DYNA® Keyword user's manual. Volume II. Material models. Version R11.0. – LSTC, 2019. – 1613 p. [Электронный ресурс]. – URL: <https://www.lstc.com/download/manuals> (дата обращения: 10.10.2022).

33. Динамическое деформирование алюминиевого сплава амг-6 при нормальной и повышенной температурах / Б.Л. Глушак, О.Н. Игнатова, В.А. Пушков, С.А. Новиков, А.С. Гирич, В.А. Сеницын // Прикладная механика и техническая физика. – 2000. – Т. 41, № 6. – С. 139–143.

34. Chandrasekaran H., M'Saoubi R., Chazal H. Modelling of material flow stress in chip formation process from orthogonal milling and split Hopkinson bar tests // Machining Science and Technology. – 2005. – No. 9. – P. 131–145. DOI: 10.1081/MST-200051380

35. Li L., He N. A FEA study on mechanisms of saw-tooth chip deformation in high speed cutting of Ti-6Al-4V alloy // Fifth International Conference on High Speed Machining. – France, 2006. – P. 759–767.

36. 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 // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2019. – № 2. – С. 181–194. DOI: 10.15593/perm.mech/2019.2.15

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

References

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

2. Jhavar S., Jain N.K., Paul C.P. Development of micro-plasma transferred arc (μ -PTA) wire deposition process for additive layer manufacturing applications, 2014, *Journal of Materials Processing Technology*, 214 (5), pp. 1102–1110. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2013.12.016

3. Kapil S., Legesse F., Kulkarni P., Joshi P., Desai A., Karunakaran K.P. ybrid-layered manufacturing using tungsten inert gas cladding, 2016, *Progress in Additive Manufacturing*, 1 (1), pp. 79–91. doi: 10.1007/s40964-016-0005-8

4. King W., Anderson A., Ferencz R.M., Hodge N.E., Kamath C., Khairallah S. Overview of modelling and simulation of metal powder bed fusion process at Lawrence Livermore National Laboratory, 2015, *Material Science and Technology*, 31 (8), pp. 957–968. doi: 10.1179/1743284714y.0000000728

5. Chaowen L.; Yong W.; Huanxiao Z.; Tao H.; Bin H.; Weimin Z. Three-dimensional finite element analysis of temperatures and stresses in wide-band laser surface melting processing, 2010, *Materials & Design*, 31 (7), pp. 3366–3373. doi: 10.1016/j.matdes.2010.01.054

6. Ma L., Bin H. Temperature and stress analysis and simulation in fractal scanning-based laser sintering, 2007, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 34 (9), pp. 898–903. doi: 10.1007/s00170-006-0665-5

7. Roberts I.A., Wang C.J., Stanford M., Kibble K.A., Mynors D.J. Experimental and Numerical Analysis of Residual Stresses in Additive Layer Manufacturing by Laser Melting of Metal Powders, 2011, *Key Engineering Materials*, 450, pp. 461–465. doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.450.461

8. Parry L., Ashcroft I., Bracket D., Wildman R.D. Investigation of Residual Stresses in Selective Laser Melting, 2015, *Key Engineering Materials*, 627, pp. 129–132. doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.627.129

9. Wu A.S., Brown D.W., Kumar M., Gallegos G.F., King W.E. An experimental investigation into additive manufacturing-induced residual stresses in 316L stainless steel, 2014, *Metall. Mater. Trans.*, 45 (13), pp. 1–11. doi: 10.1007/s11661-014-2549-x

10. Baufeld B., Van der Biest O., Gault R. Additive manufacturing of Ti-6Al-4V components by shaped metal deposition: Microstructure and mechanical properties, 2010, *Materials & Design*, 31, pp. 106–111. doi: 10.1016/j.matdes.2009.11.032

11. Riedlbauer D., Mergheim J., McBride A., Steinmann P. Macroscopic modelling of the selective beam melting process, 2012, *Proc. Appl. Math. Mech.*, 12 (1), pp. 381–382. doi: 10.1002/pamm.201210179

12. 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

13. Lundbäck A. Modelling of metal deposition, 2011, *Finite Elements in Analysis and Design* 47 (10), pp. 1169-1177. doi: 10.1016/j.finel.2011.05.005
14. Labudovic M, Hu D, Kovacevic R. A three dimensional model for direct laser metal powder deposition and rapid prototyping, 2003, *Journal of Materials Science*, 38 (1), pp. 35-49. doi: 10.1023/a:1021153513925
15. Smith J., Xiong W., Yan W., et al. Linking process, structure, property, and performance for metal-based additive manufacturing: computational approaches with experimental support, 2016, *Computational Mechanics*, 57 (4), pp. 583-610. doi: 10.1007/s00466-015-1240-4
16. 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, 2014, *Additive Manufacturing*, 1, pp. 52–63. doi: 10.1016/j.addma.2014.09.002
17. Michaleris P. Modeling metal deposition in heat transfer analyses of additive manufacturing processes, 2014, *Finite Elements in Analysis and Design*, 86, pp. 51-60. doi: 10.1016/j.finel.2014.04.003
18. Denlinger E.R., Michaleris P. Effect of stress relaxation on distortion in additive manufacturing process modeling, 2016, *Additive Manufacturing*, 12, pp. 51-59. doi: 10.1016/j.addma.2016.06.011
19. Korner C. Additive manufacturing of metallic components by selective electron beam melting - a review, 2016, *International Materials Reviews*, 2016, 61 (5), pp. 361-377. doi: 10.1080/09506608.2016.1176289
20. Prabhakar P, Sames W, Dehoff R, Babu S. Computational modeling of residual stress formation during the electron beam melting process for Inconel 718, 2015, *Additive Manufacturing*, 7, pp. 83-91. doi: 10.1016/j.addma.2015.03.003
21. Kirichek A.V., Soloviyov D.L., Zhirkov A.A., Fedonin O.N., Fedonina S.O., Handozhko A.V. Vozmozhnosti additivno-subtraktivno-uprochnyayushchey tekhnologii [Potentialities in additive-subtractive-strengthening techniques]. *Vestnik Bryanskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2016, № 4 (52), pp. 151-160.
22. Kirichek A.V., Fedonin O.N., Soloviyov D.L., Zhirkov A.A., Khandozhko A.V., Smolentsev E.V. Additivno-subtraktivnyye tekhnologii-effektivnyy perekhod k innovatsionnomu proizvodstvu [Additive-subtractive technologies – effective transition to innovation production]. *Vestnik Bryanskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2019, № 8 (81), pp. 4-10.
23. Kirichek A.V., Barinov S.V., Yashin A.V., Zaitsev A.A., Konstantinov A.M. Vliyaniye obrabatyvayemoy sredy na effektivnost' peredachi energii udarnogo impul'sa pri volnovom deformatsionnom uprochnenii [Impact of environment processed upon effectiveness of shock pulse energy transfer at wave deformation strengthening]. *Vestnik Bryanskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2019, № 11 (84), pp. 13-18.
24. Kirichek A.V., Barinov A.V., Yashin A.V., Nikitina L.G., Konstantinov A.M. Vliyaniye materiala i razmerov izdeliya na parametry uprochneniya volnoy deformatsii [Impact of material and dimensions of product upon parameters of wave deformation strengthening]. *Vestnik Bryanskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2021, № 2 (99), pp. 21-27.
25. Kirichek A.V., Barinov A.V., Zaitsev A.A., Konstantinov A.M. Vliyaniye parametrov udarnoy sistemy, razmerov i materiala obrabatyvayemoy detali na effektivnost' volnovogo deformatsionnogo uprochneniya (modelirovaniye) [Influence of shock system parameters, workpiece dimensions and material on the efficiency of wave deformation hardening (modeling)], *Transportnoye mashinostroyeniye*, 2022, № 1-2 (1-2), pp. 40-52.
26. Byun J.G., Yi H., Cho S.M. The effect of interpass peening on mechanical properties in additive manufacturing of Ti-6Al-4V, 2017, *Journal of Welding and Joining*, 35 (2) – pp. 6-12. doi: 10.5781/JWJ.2017.35.2.2
27. Hönnige J.R., Colegrove P., Williams S. Improvement of microstructure and mechanical properties in wire+ arc additively manufactured Ti-6Al-4V with machine hammer peening, 2017, *Proceedia engineering*, 216, pp. 8-17. doi: 10.1016/j.proeng.2018.02.083
28. Yang Y. et al. Residual stress, mechanical properties, and grain morphology of Ti-6Al-4V alloy produced by ultrasonic impact treatment assisted wire and arc additive manufacturing, 2018, *Metals*, 8 (11), pp. 934. doi: 10.3390/met8110934
29. Gou J. et al. Effects of ultrasonic peening treatment in three directions on grain refinement and anisotropy of cold metal transfer additive manufactured Ti-6Al-4V thin wall structure, 2020, *Journal of Manufacturing Processes*, 54, pp. 148-157. doi: 10.1016/j.jmapro.2020.03.010
30. Keller I.E., Kazantsev A.V., Dudin D.S., Permyakov G.L., Kartashev M.F. Iskazheniye formy, lokalizatsiya plasticheskoy deformatsii i raspredeleniye ostatochnykh napryazheniy pri odnostoronney prokovke/obkatke brusa. Primeneniye rezul'tatov k additivnomu proizvodstvu shpangouta s posloynoy obrabotkoy davleniyem [Shape distortions, plastic strains and residual stresses after one-sided forging/rolling of the beam. application to additive manufacturing of the linear metal segment with layer-by-layer pressure treatment]. *Vychislitel'naya mekhanika sposhnykh sred [Computational continuum mechanics]*, 2021, 17 (4), pp. 51-60. doi: 10.7242/1999-6691/2021.14.4.36
31. Khan A.S., Huang S. Continuum theory of plasticity. John Wiley & Sons, 1995, 421 p.
32. LS-DYNA® Keyword user's manual. Volume II. Material models, Version R11.0. LSTC, 2019. 1613 p., available at: <https://www.lstc.com/download/manuals>
33. Glushak B.L., Ignatova O.N., Pushkov V.A., Novikov S.A., Girin A.S., Sinitsyn V.A. Dinamicheskoye deformirovaniye alyuminiyevogo splava amg-6 pri normal'noy i povyshennoy temperaturakh. *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 2000., T. 41, № 6. – pp. 139-143.
34. Chandrasekaran R. M'Saoubi H. Chazal Modelling of material flow stress in chip formation process from orthogonal milling and split Hopkinson bar tests, 2005, *Machining Science and Technology*, 9, pp. 131-145. doi: 10.1081/MST-200051380
35. Li L., He N. A FEA study on mechanisms of saw-tooth chip deformation in high speed cutting of Ti-6Al-4V alloy. Fifth International Conference on High Speed Machining, Metz, France, 14–16 March, 2006, pp. 759–767.
36. Smetannikov O.Yu., Maksimov P.V., Trushnikov D.N., Permyakov G.L., Belenkiy V.Ya., Farberov A.S. Issledovaniye vliyaniya parametrov protsessa 3D-naplavki provolochnykh materialov na formirovaniye ostatochnykh deformatsiy [Studying of the influence of 3d wire deposition process parameters on the formation of residual deformations]. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2019, № 2. pp. 181-194. doi: 10.15593/perm.mech/2019.2.15
37. Pobedrya B.E. Chislennyye metody v teorii uprugosti i plastichnosti. *Moscow, Izd-vo MGU*, 1981, 343 pp.

Финансирование. Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках реализации национального проекта «Наука и университеты» и выполнения государственного задания -FSNM-2021-0011.

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Financing. The research was carried out with the financial support of the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation as part of the implementation of the national project "Science and Universities" and the fulfillment of the state assignment -FSNM-2021-0011.

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