

DOI: [10.7242/1999-6691/2020.13.4.35](https://doi.org/10.7242/1999-6691/2020.13.4.35)

УДК 539.3

ВЕРИФИКАЦИЯ ШИРОКОДИАПАЗОННЫХ ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ СООТНОШЕНИЙ ДЛЯ УПРУГОВЯЗКОПЛАСТИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ТЕСТА ТЕЙЛОРА–ГОПКИНСОНА

Ю.В. Баяндин, Д.А. Билалов, С.В. Уваров

Институт механики сплошных сред УрО РАН, Пермь, Россия

Представлена и подвергнута верификации математическая модель деформируемого твердого тела с мезоскопическими дефектами. Предложенные ранее определяющие соотношения позволяют описывать деформационное поведение типичных упруговязкопластических материалов (металлов и сплавов) в широком диапазоне скоростей деформаций, температур и напряжений. Разработаны и реализованы методики идентификации неизвестных параметров модели на основе решения ряда задач оптимизации с привлечением данных независимых экспериментов. При определении параметров наряду со сведениями из авторских экспериментов использовалась информация из литературных источников. Проведен эксперимент по высокоскоростному соударению с преградой цилиндрического образца в виде стержня (тест Тейлора–Гопкинсона) с регистрацией поля температуры в процессе деформирования. Полученные данные служили основой для верификации модели. Для сравнения проводились расчеты в трехмерной и осесимметричной постановках. Сформулированные краевые задачи решались численно методом конечных элементов. Выявлено, что численные и опытные результаты хорошо согласуются: совпадает форма стержня после соударения и измеренная температура (диссипация механической энергии при неупругом деформировании). Это свидетельствует об адекватности разработанной математической модели и говорит о возможности ее применения для решения задач механики деформируемого твердого тела как фундаментального характера, так и прикладных (инженерных). Проведен анализ эффективности распараллеливания вычислений. Показано, что при расчете на восьми ядрах можно получить ускорение до пяти раз. Это дает основание предположить, что при дальнейшем увеличении числа ядер (процессоров) такая тенденция сохранится.

Ключевые слова: металлы, сплавы, динамическое нагружение, стержень Гопкинсона–Кольского, тест Тейлора, определяющие соотношения упруговязкопластичности

VERIFICATION OF WIDE-RANGE CONSTITUTIVE RELATIONS FOR ELASTIC-VISCOPLASTIC MATERIALS USING TAYLOR–HOPKINSON TEST

Yu.V. Bayandin, D.A. Bilalov and S.V. Uvarov

Institute of Continuous Media Mechanics UB RAS, Perm, Russia

The mathematical model of a solid with mesoscopic defects is validated. The proposed constitutive relations allow one to describe the deformation behavior of typical elastic-viscoplastic materials (metals and alloys) in a wide range of strain rates, temperatures and stresses. Methods for identifying unknown parameters of the model based on solving a number of independent optimization problems using data from independent experiments have been developed and implemented. For identification, we used both the results of a literature review and the experimental data obtained. The experiment study on high-speed collision of a cylindrical specimen with an obstacle in the form of a bar (Taylor–Hopkinson test) was carried out with registration of the temperature field during deformation. The experimental data were used to verify the model. For comparison, the calculations were performed in three-dimensional and axisymmetric statements. The formulated boundary value problems were solved numerically by the finite element method. The results of numerical calculations are in good agreement with the experimental data: the shape of the specimen after collision, as well as the measured temperature (mechanical energy dissipation during inelastic deformation), coincide. This confirms the adequacy of the developed mathematical model and indicates that it can be used to solve both fundamental and applied problems of solid mechanics. The analysis of parallelism efficiency has shown that the use of eight cores yields a five-fold acceleration and that, with a further increase in the number of cores (processors), this trend will continue.

Key words: metals, alloys, dynamic loading, Hopkinson–Kolsky bar, Taylor test, elastic-viscoplastic constitutive relations

1. Введение

Актуальной задачей современного машино- и авиастроения является предсказание прочностных характеристик соответствующих конструкций на этапе их проектирования посредством численного моделирования. Для этого необходима разработка таких определяющих соотношений (ОС), которые позволят рассчитать отклик материала на приложенные нагрузки в широком диапазоне напряжений, скоростей деформаций и температур, в том числе с учетом сложного напряжено-деформированного состояния. Построение ОС связано с введением внутренних переменных и большого числа параметров, подлежащих определению. Как правило, параметры находятся из относительно простых экспериментов на одноосное растяжение/сжатие. Однако для адекватного описания поведения реальных конструкций уравнения с этими параметрами должны давать возможность рассчитывать трехосное напряженно-деформированное состояние. Поэтому после идентификации параметров построенные математические модели обязательно верифицируются.

Одним из способов верификации является тест Тейлора [1] — эксперимент, который заключается в высокоскоростном соударении цилиндрического стержня с жесткой преградой. В ходе эксперимента в стержне из исследуемого материала реализуется неоднородное напряженно-деформированное состояние, а скорости деформации достигают 10^5 с^{-1} . Этот эксперимент позволяет определять механические характеристики материала, в частности динамический предел текучести [2–4]. При помощи данной методики исследуют титановые сплавы [5, 6], стали [7], медь [8, 9], алюминиевые сплавы [9–11], в том числе пористые [12]. Верификация модели включает проведение расчета, соответствующего эксперименту, и сравнение вычисленной с учетом деформирования формы стержня с приобретенной в эксперименте. Подобный метод верификации широко применяется для различных моделей: Джонсона–Кука [13], Зерилли–Армстронга [14], моделей с линейным упрочнением [2], других авторских наборок [8, 15].

Целью настоящей работы является проверка адекватности представленной модели деформируемого твердого тела с использованием теста Тейлора. Верификация проводилась на примере сплава АМг6 — материала, широко востребованного в авиамоторостроении.

2. Экспериментальная постановка

Схема эксперимента приведена на рисунке 1. Образцы имели форму цилиндров диаметром 12 мм и длиной 80 мм. С целью повышения коэффициента излучения поверхности образца при его нагреве (что необходимо для инфракрасных измерений температуры поверхности) образцы покрывались тонким

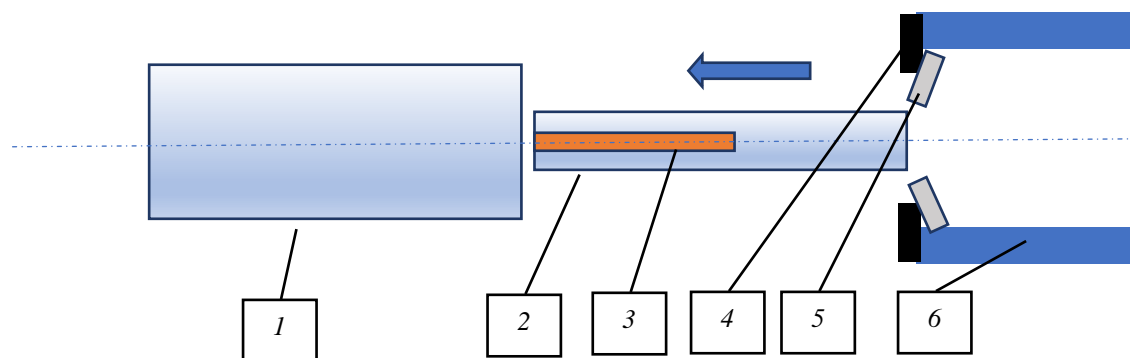


Рис. 1. Схема эксперимента: 1 — стальной стержень диаметром 25 мм, 2 — образец (ударник), 3 — поле зрения инфракрасной камеры на поверхности образца, 4 — отсекающая, 5 — направляющая, 6 — ствол пушки; стрелкой показано направление удара

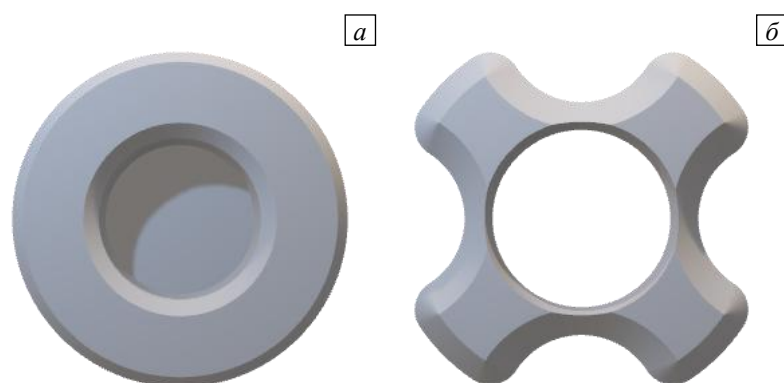


Рис. 2. Форма поддона (а) и направляющей (б) для образца

слоем сажи. Для центровки образцов в стволе пневматической пушки на 3D принтере печатались поддоны и направляющие (Рис. 2). Направляющая изготавливалась таким образом, чтобы она легко ломалась при взаимодействии с установленным на выходе из ствола кольцом–отсекателем и не перекрывала поле зрения инфракрасной камеры. Образец разгонялся в стволе до заданной скорости. При ударе об отсекающую направляющую теряла скорость. Это позволяло регистрировать поверхностную

температуру образца в поле зрения камеры 3 (Рис. 1) в течение 250 мкс после удара образца о стальной стержень. Применялась высокоскоростная инфракрасная камера FLIR SC5010. Интервал между кадрами составлял 50 мкс. Камера предварительно калибровалась в диапазоне температур 20–150°C с использованием в качестве объекта измерений образца для испытаний. Это обуславливалось тем, что на выбранной частоте съемки (20000 кадр/с) диапазон возникающих температур заведомо находился вне диапазона заводских настроек камеры. Также, во избежание большого разброса характеристик отдельных пикселей матрицы цифровой камеры, требовалась индивидуальная калибровка для каждого пикселя. Съемка образца 2 производилась до и во время соударения с преградой 1 (Рис. 1). По данным измерений поверхностная температура недеформированного образца составляла 29°C. Соосность удара

обеспечивалась за счет изготовленных из пластика поддона и направляющей 5 (Рис. 2), отсекаль 4 применялся для обеспечения видимости в области определения поверхностной температуры.

Экспериментальные результаты представлены ниже вместе с полученными из расчета.

Образцы из сплава АМг6 были отожжены при температуре 500°C в течение 4 часов. Данный режим выбран по результатам исследований [16], где установлено, что при дифференциальной сканирующей калориметрии деформированных образцов из этого сплава высвобождение накопленной при пластической деформации энергии прекращается при температурах 350–400°C.

3. Система полевых уравнений

Полная система полевых уравнений для описания деформационного поведения материала имеет вид:

$$\rho \dot{\mathbf{v}} = \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma}, \quad (1)$$

$$\dot{\rho} + \rho \nabla \cdot \mathbf{v} = 0, \quad (2)$$

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T), \quad (3)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}_s + \boldsymbol{\sigma}_d, \quad \boldsymbol{\sigma}_s = \frac{1}{3}(\boldsymbol{\sigma} : \mathbf{E})\mathbf{E}, \quad (4)$$

$$\boldsymbol{\sigma}^R = \lambda(\mathbf{D} : \mathbf{E})\mathbf{E} + 2G(\mathbf{D} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \dot{\mathbf{p}}), \quad (5)$$

$$\boldsymbol{\sigma}^R = \dot{\boldsymbol{\sigma}} - \dot{\mathbf{R}} \cdot \mathbf{R}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\sigma} \cdot \dot{\mathbf{R}} \cdot \mathbf{R}^T, \quad (6)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\varepsilon}_0^{n_\varepsilon} \exp\left(\frac{U(T)}{kT}\right) \left(\Gamma_\sigma \boldsymbol{\sigma} - \Gamma_{p\sigma} \frac{\partial F}{\partial \mathbf{p}} \right), \quad (7)$$

$$\dot{\mathbf{p}} = \dot{\varepsilon}_0^{n_p} \exp\left(\frac{U(T)}{kT}\right) \left(\Gamma_{p\sigma} \boldsymbol{\sigma} - \Gamma_p \frac{\partial F}{\partial \mathbf{p}} \right), \quad (8)$$

$$U(T) = \frac{k}{T_c^m} T^{m+1}, \quad (9)$$

$$\frac{F}{F_m} = \frac{p^2}{2} - \frac{p^2}{2\delta} + c_1 p + c_2 \ln(c_3 + c_4 p + p^2) - \frac{\boldsymbol{\sigma}_d : \mathbf{p}}{2G}, \quad (10)$$

$$\rho c \dot{T} = \boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \frac{\partial F}{\partial \mathbf{p}} : \dot{\mathbf{p}} + \alpha \Delta T. \quad (11)$$

В выражениях (1)–(11) приняты следующие обозначения: ρ — массовая плотность; \mathbf{v} — вектор скорости (точка над символом указывает на материальную производную переменной); $\boldsymbol{\sigma}$, $\boldsymbol{\sigma}_s$ и $\boldsymbol{\sigma}_d$ — тензор напряжений и его шаровая и девиаторная части; $\nabla(\cdot)$ — оператор градиента в текущей конфигурации; \mathbf{D} — тензор деформации скорости, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$ — тензор пластических деформаций; λ , G — упругие константы материала; \mathbf{E} — единичный тензор; $\dot{\varepsilon}_0 = \sqrt{(2/3)\mathbf{D} : \mathbf{D}} / \dot{\varepsilon}_c$ — интенсивность скорости деформации, $\dot{\varepsilon}_c = 1\text{c}^{-1}$ — обезразмеривающий множитель; k — константа Больцмана; Γ_σ , $\Gamma_{p\sigma}$, Γ_p — положительные кинетические коэффициенты; n_ε , n_p — константы, отвечающие за скоростную чувствительность материала; F — потенциал неравновесной свободной энергии Гельмгольца; \mathbf{p} — тензор плотности микросдвигов; $p = \sqrt{\mathbf{p} : \mathbf{p}}$ — интенсивность микросдвигов; c — удельная теплоемкость; α — коэффициент теплопроводности; T — температура; $\Delta(\cdot)$ — оператор Лапласа; F_m , δ , $c_1 - c_4$ — константы аппроксимации свободной энергии Гельмгольца F ; T_c , m — константы аппроксимации характерной энергии активации U ; \mathbf{R} — ортогональный тензор полярного разложения градиента места $\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U}$, где \mathbf{U} — правый симметричный положительно определенный тензор искажений.

Широкодиапазонные определяющие соотношения (5), (7), (8) в общем виде предложены в [17]. Структура уравнений и аппроксимация для потенциала неравновесной свободной энергии (10) предложены в [18, 19]. В [20, 21] описаны зависимости для характерных времен релаксации. В работе [22] конкретизирован вид аппроксимации для энергии активации (9). В [23] обозначены доли диссипируемой и запасенной энергий при неупругом деформировании (11). Используемые соотношения для закона Гука (5) обоснованы в [24], а для объективной производной Грина–Нагди (6) в упруговязкопластических соотношениях — в работе [25].

4. Идентификация параметров модели

Кинетические коэффициенты Γ_σ , $\Gamma_{p\sigma}$, Γ_p определялись из решения задачи минимизации невязки между экспериментальной и расчетной диаграммами деформирования при характерной скорости деформации 1 с^{-1} и температуре 25°C . Результат численного моделирования в сравнении с экспериментальными данными представлен на рисунке 3. При построении диаграмм использовались логарифмическая мера деформации и истинные напряжения.

Параметры, отвечающие за скоростную чувствительность материала (n_ϵ и n_p), находились

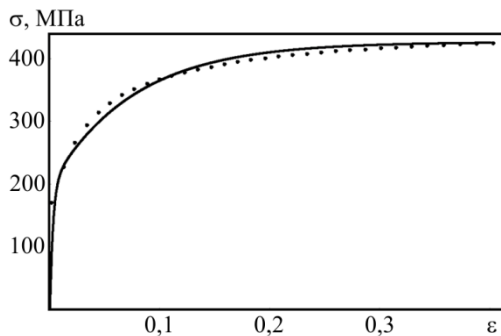


Рис. 3. Расчетная (сплошная линия) и экспериментальная (точечная линия) диаграммы деформирования

по экспериментальным значениям предела текучести при различных скоростях деформации. Исходными данными служили значения кинетических коэффициентов, полученные на предыдущем шаге. Испытания проводились при температуре 25°C . За предел текучести в расчете принималось напряжение при величине неупругой деформации $0,2\%$. Результат представлен в таблице 1.

Константы, отвечающие за термическое разупрочнение (T_c и m), идентифицировались путем решения задачи минимизации разности между экспериментальными и расчетными пределами текучести при характерной скорости деформации 1 с^{-1} и различных температурах. Результаты содержит таблица 2.

Таблица 1. Расчетный и экспериментальный пределы текучести при различных скоростях деформации

Скорость деформации, с^{-1}	Предел текучести (расчет), МПа	Предел текучести (эксперимент), МПа	Источник экспериментальных данных
1	164	165	Данная работа
520	176	175	[26]

Таблица 2. Расчетный и экспериментальный пределы текучести при различных температурах

Температура, $^\circ\text{C}$	Предел текучести (расчет), МПа	Предел текучести (эксперимент [27]), МПа	Относительная погрешность, %
25	164	165	0,6
100	153	160	4,4
200	117	135	13,3
300	72	60	16,7

Далее представлен полный набор констант для сплава АМг6:

– константы, известные из литературы [27]: $\rho = 2640 \text{ кг/м}^3$, $\lambda = 41 \text{ ГПа}$, $G = 27 \text{ ГПа}$, $c = 922 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$, $\alpha = 122 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$;

– идентифицированные константы: $\Gamma_\sigma = 3,36 \cdot 10^{-9} (\text{Па}\cdot\text{с})^{-1}$, $\Gamma_{p\sigma} = 0,52 \cdot 10^{-9} (\text{Па}\cdot\text{с})^{-1}$, $\Gamma_p = 0,27 \cdot 10^{-9} (\text{Па}\cdot\text{с})^{-1}$, $n_\epsilon = n_p = 0,985$, $T_c = 287 \text{ }^\circ\text{C}$, $m = 2$;

– константы аппроксимации термодинамического потенциала F : $c_1 = -0,00535972$, $c_2 = 0,519$, $c_3 = 0,581$, $c_4 = 0,006$, $\delta = 1,15$; значение константы c_1 рассчитывается точно из уравнения $c_1 = -\frac{c_2 c_4}{c_3}$,

вытекающего из условия $\left. \frac{\partial F}{\partial p} \right|_{p=0, \sigma=0} = 0$.

Стержень, который, в отличие от ударника, изготовленного из АМг6, сделан из высокопрочной мартенситно-старееющей стали 02Н18К9М5Т-ВИ ($\sigma_g = 1,91 \text{ ГПа}$), описывался определяющими соотношениями линейной теории упругости. Константы для материала стержня были следующими: $\rho = 7800 \text{ кг/м}^3$, модуль Юнга $E = 210 \text{ ГПа}$, коэффициент Пуассона $\nu = 0,28$.

5. Краевые условия

Геометрия задачи в осесимметричной постановке изображена на рисунке 4. В начальный момент времени образец–ударник вплотную прилегал к стержню–преграде. Для всего объема образца V_p известна начальная скорость соударения $v_x|_{V_p} = v_0 = -156$ м/с, измеренная в эксперименте; в радиальном направлении скорость нулевая: $v_r|_{V_p} = 0$ м/с, начальная температура равна комнатной: $T|_{V_p} = T_0 = 29$ °С. Стержень имеет нулевую начальную скорость.

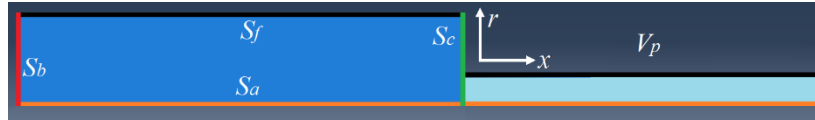


Рис. 4. Геометрия расчетной области осесимметричной задачи

Заданы условия на границах:

- на S_a условия симметрии: $u_r|_{S_a} = 0$, $t_x|_{S_a} = 0$. Здесь $\mathbf{u} = \{u_x, u_r\}$ — вектор перемещений, $\mathbf{v} = \dot{\mathbf{u}}$, $\mathbf{t} = \{t_x, t_r\} = \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}$ — вектор усилий, $\mathbf{n} = \{n_x, n_r\}$ — вектор нормали к поверхности;
- на S_b запрет перемещений по оси x : $u_x|_{S_b} = 0$, $t_r|_{S_b} = 0$;
- на S_f условие свободной поверхности: $\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}|_{S_f} = 0$;
- на S_c условие контактного взаимодействия: $(\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}) \cdot \boldsymbol{\tau}|_{S_c} = \mu (\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}) \cdot \mathbf{n}|_{S_c}$, где $\boldsymbol{\tau} = \{\tau_x, \tau_r\}$ — касательный вектор к поверхности, μ — коэффициент трения.
- на всей границе ударника выполняются условия адиабатичности: $\nabla_n T|_{\partial V_p} = \mathbf{0}$, где оператор $\nabla_n \equiv \mathbf{nn} \cdot \nabla$ задает проекцию на нормаль \mathbf{n} , а диада \mathbf{nn} является проектором.

Геометрия расчетной области задачи в трехмерной постановке изображена на рисунке 5.

Краевые условия трехмерной постановки аналогичны осесимметричной, за исключением условий на оси симметрии:

- начальные условия: $v_x|_{V_p} = v_0 = -156$ м/с, $v_y|_{V_p} = 0$ м/с, $v_z|_{V_p} = 0$ м/с, $T|_{V_p} = T_0 = 29$ °С;
- граничные условия: $u_x|_{S_b} = 0$, $t_r|_{S_b} = 0$, $\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}|_{S_f} = 0$, $(\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}) \cdot \boldsymbol{\tau}|_{S_c} = \mu (\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}) \cdot \mathbf{n}|_{S_c}$, $\nabla_n T|_{\partial V_p} = \mathbf{0}$, $\mathbf{u} = \{u_x, u_y, u_z\}$, $\mathbf{t} = \{t_x, t_y, t_z\} = \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}$, $\mathbf{n} = \{n_x, n_y, n_z\}$, $\boldsymbol{\tau} = \{\tau_x, \tau_y, \tau_z\}$.

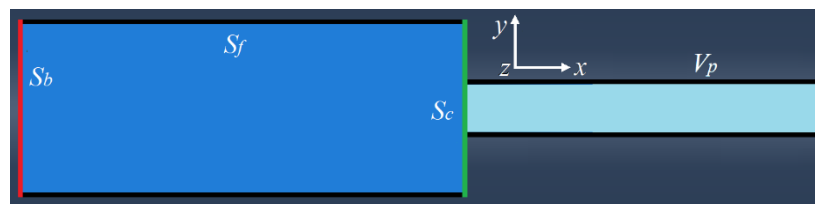


Рис. 5. Геометрия расчетной области трехмерной задачи

6. Результаты численного моделирования

Задача (1)–(11) в совокупности с краевыми условиями решалась численно, методом конечных элементов. Определяющие соотношения реализованы в процедуре VUMAT в инкрементальной форме в рамках явной схемы интегрирования с автоматическим выбором шага по времени, которая встроена в решатель Abaqus\Explicit и показала свою эффективность в динамических задачах. Область численного интегрирования покрывалась равномерной сеткой с характерным шагом аппроксимации по пространству 0,25 мм (для ударника) и 5 мм (для стержня) в трехмерной постановке и 0,1 мм (для ударника) и 10 мм (для стержня) в осесимметричной постановке. В трехмерном случае использовались элементы в виде гексаэдров, в осесимметричном — четырехугольные конечные элементы. Шаг интегрирования по времени имел порядок 10^{-8} с.

Расчетный период времени составлял 200 мкс. Установлено, что этого промежутка достаточно для того, чтобы образец и стержень пришли в состояние относительного равновесия. Из рисунка 6 видно, что

к указанному времени радиальные перемещения на торце ударника выходят на стационарные значения, а напряжения становятся малыми, не способными для дальнейших существенных изменений формы. Далее, при сравнении с экспериментальными данными, результаты расчетов приводятся в конце испытаний в момент времени 200 мкс.

Радиальные перемещения, полученные в расчетах и эксперименте, представлены на рисунке 7. При их сравнении видно хорошее качественное и количественное соответствие. Максимальная относительная погрешность составила 7%.

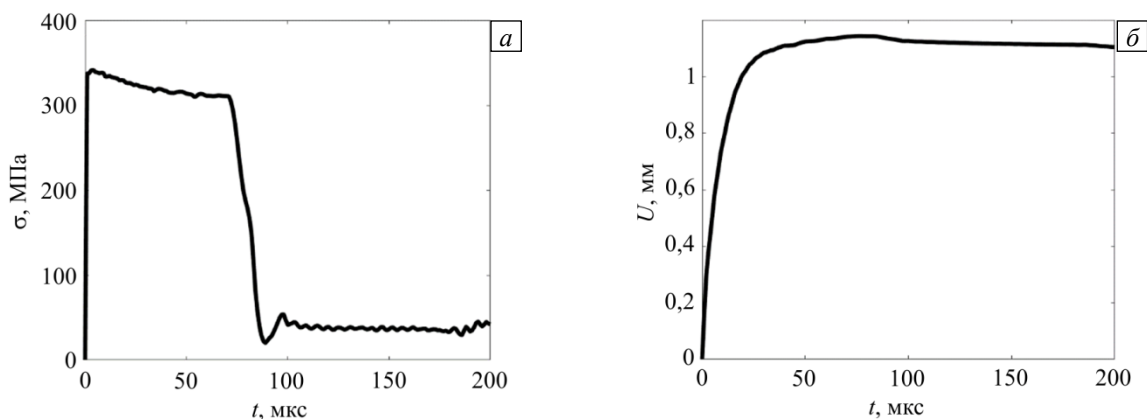


Рис. 6. Напряжение Мизеса (а) и радиальные перемещения (б) на торце ударника в зависимости от времени

Рисунок 8 содержит распределение температуры на поверхности стержня, измеренной в эксперименте и полученной в расчетах. Несоответствие значений на торце может быть связано с рядом причин. Во-первых, пространственное разрешение инфракрасной камеры гораздо меньше дискретизации по пространству в численной модели. Поэтому не исключено, что пик температуры не был уловлен. Во-вторых, камера могла не снять температуру на торце вследствие технических сложностей контактного взаимодействия цилиндров различного диаметра (ударника и стержня): из-за съёмки на расстоянии под определенным углом торец стержня мог закрыть торец ударника. Поэтому значения на торце не учитываются при расчете погрешности. Погрешность также могла быть обусловлена неучетом термоупругого эффекта в уравнении (11), однако он вносит пренебрежимо малый вклад. Наибольшая погрешность наблюдается на расстоянии 8–20 мм от торца (Рис. 8). На этом же расстоянии расчет дает заниженную оценку по перемещениям (Рис. 7), соответственно, занижены и деформации, вследствие чего из уравнения (11) получается заниженная оценка температуры. Относительная погрешность при расчете температуры составляет 11%.

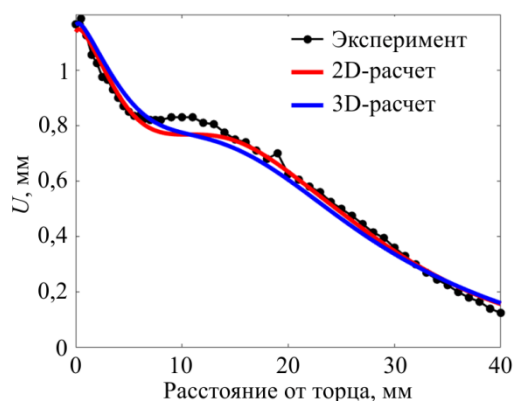


Рис. 7. Радиальные перемещения вдоль длины ударника после соударения

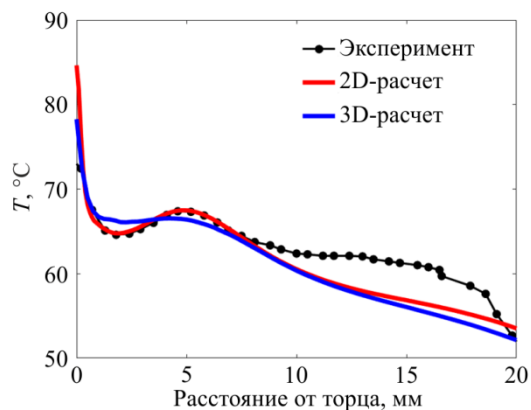


Рис. 8. Температура на поверхности ударника в зависимости от его длины после соударения

В процессе соударения в различных областях ударника реализуются разные скорости деформации. Так, в начале соударения вблизи торца они достигают значений от $2 \cdot 10^4$ до 10^5 с^{-1} (Рис. 9), что существенно выше скоростей деформации, при которых проводилась идентификация параметров модели (520 с^{-1}). Тем не менее, конечная форма ударника описывается с высокой точностью. Это говорит о том, что предложенная модель обладает не только описательной, но и предсказательной способностью. Также наблюдается характерная коническая конфигурация (результаты на Рис. 9 представлены для осесимметричной задачи), которая типична при нагружении цилиндрических образцов

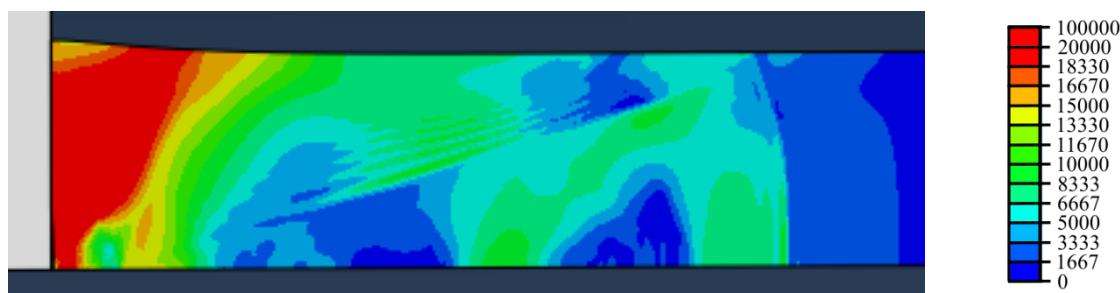


Рис. 9. Распределение скорости деформации (с^{-1}) в момент $t = 4$ мкс

как в квазистатических, так и в динамических экспериментах. Отличие от стандартных испытаний на сжатие цилиндров, в которых распределение имеет вид двойного конуса с пересечением в центре образца, заключается в том, что в тесте Тейлора неупругая деформация начинает развиваться со стороны удара (от левого торца образца, см. Рис. 9), поэтому вершина конуса находится также на торце образца.

На рисунке 10 приведены результаты расчетов без учета скоростной чувствительности (при $n_e = n_p = n = 1$). Видно, что в данном случае расчет количественно не соответствует эксперименту (относительная погрешность 15%). Результаты согласуются лишь на отрезке от 30 до 40 мм, где скорости деформации малы (близки к 1 с^{-1}). Этим подтверждается необходимость учета упрочнения за счет повышения скорости деформации и иллюстрируется способность предложенной модели описывать упрочнение в широком диапазоне скоростей деформирования.

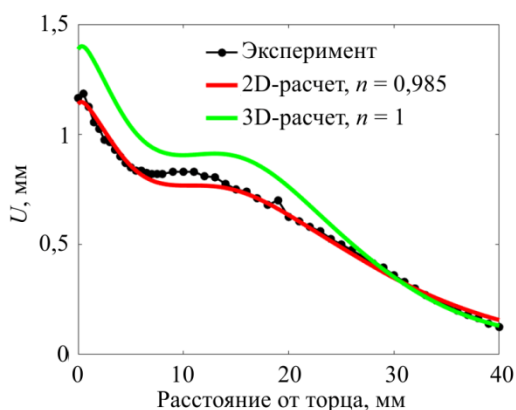


Рис. 10. Радиальные перемещения по длине ударника после соударения с учетом/неучетом скоростной чувствительности материала

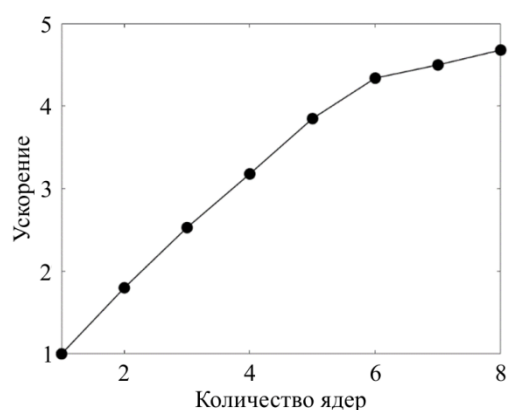


Рис. 11. Зависимость ускорения вычислений от количества используемых ядер

Дополнительно был проведен анализ эффективности распараллеливания вычислений при решении поставленной задачи. На рисунке 11 изображен график ускорения расчетов в зависимости от количества ядер процессора. Возможность распараллеливания расчетов очень важна, и особенно, когда речь идет о проектировании и оценке прочности для реальных конструкций. Подобные задачи содержат большие области интегрирования, их сложная конфигурация требует порой детального разбиения на конечные элементы, что приводит к огромным временным затратам на решение. При небольшом числе используемых вычислительных ядер наблюдается линейный рост величины ускорения счета, а затем снижение эффективности распараллеливания.

7. Выводы

В работе реализованы динамические эксперименты в постановке теста Тейлора–Гопкинсона с одновременной регистрацией поверхностной температуры образца, которые использовались далее для верификации разработанной в лаборатории «Физические основы прочности» ИМСС УрО РАН математической модели упруговязкопластических материалов (металлов и сплавов). Построенные широкодиапазонные определяющие соотношения для твердого тела с дефектами учитывают накопление дефектов (микросдвигов) и диссипацию энергии за счет неупругих деформаций. Процедура идентификации параметров модели, отвечающих за неупругое деформирование материала, проведена

в несколько этапов по данным одноосного квазистатического нагружения (осадки цилиндрического образца) и динамических испытаний (стержня Гопкинсона–Кольского).

Краевая задача о соударении цилиндрического образца из АМгб со стальным стержнем (в постановке теста Тейлора–Гопкинсона) решалась численно, методом конечных элементов, в осесимметричной и трехмерной постановках. Получено хорошее соответствие результатов численного моделирования данным эксперимента, погрешность для радиальных перемещений составила 7%, для температуры — 11%. Таким образом, можно заключить, что разработанная математическая модель поведения деформируемого твердого тела при квазистатических и динамических нагружениях является адекватной, и разработанные определяющие соотношения позволяют описывать деформирование материалов в широком диапазоне скоростей нагружения с учетом накопления повреждений (микросдвигов) и диссипации энергии.

Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (тема АААА-А19-119013090021-5).

Литература

1. *Taylor G.I.* The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress // *Proc. R. Soc. Lond. A.* 1948. Vol. 3. P. 289-301. <https://doi.org/10.1098/rspa.1948.0081>
2. *Брагов А.М., Константинов А.Ю., Ломунов А.К.* Экспериментально-теоретическое исследование процессов высокоскоростного деформирования и разрушения материалов различной физической природы с использованием метода Кольского и его модификаций. Н.Новгород: Изд-во Нижегородского госуниверситета им. Н.И. Лобачевского, 2018. 188 с.
3. *Sen S., Banerjee B., Shaw A.* Taylor impact test revisited: Determination of plasticity parameters for metals at high strain rate // *Int. J. Solid. Struct.* 2020. Vol. 193-194. P. 357-374. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2020.02.020>
4. *Богомолов А.Н., Горельский В.А., Зеленин С.А., Хореев И.Е.* Поведение тел вращения при динамическом контакте с жесткой стенкой // ПМТФ. 1986. № 1. С. 161-163. (English version <https://doi.org/10.1007/BF00911139>)
5. *Chandola N., Revil-Baudard B., Cazacu O.* Plastic deformation of high-purity α -titanium: Model development and validation using the Taylor cylinder impact test // *J. Phys. Conf. Ser.* 2016. Vol. 734. 032048. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/734/3/032048>
6. *Holt W.H., Mock W., Zerilli F.J., Clark J.B.* Experimental and computational study of the impact deformation of titanium Taylor cylinder specimens // *Mech. Mater.* 1994. Vol. 17. P. 195-201. [https://doi.org/10.1016/0167-6636\(94\)90059-0](https://doi.org/10.1016/0167-6636(94)90059-0)
7. *Rakvag K.G., Borvik T., Hopperstad O.S.* A numerical study on the deformation and fracture modes of steel projectiles during Taylor bar impact tests // *Int. J. Solid. Struct.* 2014. Vol. 51. P. 808-821. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2013.11.008>
8. *Borodin E.N., Mayer A.E.* Structural model of mechanical twinning and its application for modeling of the severe plastic deformation of copper rods in Taylor impact tests // *Int. J. Plast.* 2015. Vol. 74. P. 141-157. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2015.06.006>
9. *Bartkowski P., Keele M., Bruchey W.* Taylor impact experiments of electrified copper and aluminum cylinders // *Proc. of the 19th International Symposium of Ballistics.* Interlaken, Switzerland, May 7-11, 2001. Vol. 3. P. 1577-1584.
10. *Mocko W., Janiszewski J., Radziejewska J., Grazka M.* Analysis of deformation history and damage initiation for 6082-T6 aluminium alloy loaded at classic and symmetric Taylor impact test conditions // *Int. J. Impact Eng.* 2015. Vol. 75. P. 203-213. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.08.015>
11. *Wei G., Zhang W., Huang W., Ye N., Gao Y., Ni Y.* Effect of strength and ductility on deformation and fracture of three kinds of aluminum alloys during Taylor tests // *Int. J. Impact Eng.* 2014. Vol. 73. P. 75-90. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.06.011>
12. *Белов Г.В., Гусаров А.П., Марков В.А., Пусев В.И., Овчинников А.Ф., Селиванов В.В., Сотский М.Ю.* Применение теста Тейлора для исследования динамических механических свойств высокопористого алюминиевого сплава // Наука и образование: научное издание МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2012. № 9. С. 13-28. <https://doi.org/10.7463/0912.0442058>
13. *Kleiser G., Revil-Baudard B., Pasillao C.* High strain-rate plastic deformation of molybdenum: Experimental investigation, constitutive modeling and validation using impact tests // *Int. J. Impact Eng.* 2016. Vol. 96. P. 116-128. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.05.019>
14. *Zerilli F.J., Armstrong R.W.* Dislocation-mechanics based constitutive relations for material dynamics calculations // *J. App. Phys.* 1987. Vol. 61. P. 1816-1825. <https://doi.org/10.1063/1.338024>
15. *Maudlin P.J., Bingert J.F., House J.W., Chen S.R.* On the modeling of the Taylor cylinder impact test for orthotropic textured materials: experiments and simulations // *Int. J. Plast.* 1999. Vol. 15. P. 139-166. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(98\)00058-8](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(98)00058-8)
16. *Ефремов Д.В., Уваров С.В., Спивак Л.В., Наймарк О.Б.* Статистические закономерности развития локализации деформации при пластическом течении в сплаве АМгб // ПОМ. 2020. Т. 10, № 1(37). С. 38-42. <https://doi.org/10.22226/2410-3535-2020-1-38-42>
17. *Наймарк О.Б.* Коллективные свойства ансамблей дефектов и некоторые нелинейные проблемы пластичности и разрушения // *Физ. мезомех.* 2003. Т. 6, № 4. С. 45-72.
18. *Bayandin Yu., Leont'ev V., Naimark O., Permjakov S.* Experimental and theoretical study of universality of plastic wave fronts and structural scaling in shock loaded copper // *J. Phys. IV France.* 2006. Vol. 134. P. 1015-1021. <https://doi.org/10.1051/jp4:2006134155>

19. Bayandin Yu.V., Saveleva N.V., Savinykh A.S., Naimark O.B. Numerical simulation of multiscale damage-failure transition and shock wave propagation in metals and ceramics // *J. Phys. Conf. Ser.* 2014. Vol. 500. 152001. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/500/15/152001>
20. Saveleva N., Bayandin Yu., Naimark O. Wide-range simulation of elastoplastic wave fronts and failure of solids under high-speed loading // *AIP Conference Proceedings*. 2015. Vol. 1683. 020201. <https://doi.org/10.1063/1.4932891>
21. Савельева Н.В., Баяндин Ю.В., Савиных А.С., Гаркушин Г.В., Ляпунова Е.А., Разоренов С.В., Наймарк О.Б. Особенности упругопластического перехода и разрушения ванадия при ударно-волновом нагружении // *ПЖТФ*. 2015. Т. 41, № 12. С. 32-39. (English version <https://doi.org/10.1134/S1063785015060292>)
22. Билалов Д.А., Баяндин Ю.В., Наймарк О.Б. Математическое моделирование процесса разрушения сплава АМг2.5 в режиме много- и гигацикловой усталости // *Вычисл. мех. сплош. сред.* 2018. Т. 11, № 3. С. 323-334. <https://doi.org/10.7242/1999-6691/2018.11.3.24>
23. Костина А.А., Баяндин Ю.В., Плехов О.А. Моделирование процесса накопления и диссипации энергии при пластическом деформировании металлов // *Физ. мезомех.* 2014. Т. 17, № 1. С. 43-49.
24. Аннин Б.Д., Коробейников С.Н. Допустимые формы упругих законов деформирования в определяющих соотношениях упруго-пластичности // *Сиб. Журн. Индустр. Матем.* 1998. Т. 1, № 1. С. 21-34.
25. Новокианов Р.С., Розовой А.А. О построении эволюционных определяющих уравнений // *Вестник ПНИПУ. Математическое моделирование систем и процессов*. 2001. № 9. С. 103-109.
26. Глушак Б.Л., Игнатова О.Н., Пушков В.А., Новиков С.А., Гурин А.С., Сеницын В.А. Динамическое деформирование алюминиевого сплава АМг-6 при нормальной и повышенной температурах // *ПМТФ*. 2000. Т. 41, № 6. С. 139-143. (English version <https://doi.org/10.1023/A:1026662824249>)
27. Машиностроение. Энциклопедия. Том II-3: Цветные металлы и сплавы. Композиционные металлические материалы / Под общ. ред. И.Н. Фридляндера. М.: Машиностроение, 2001. 880 с.

References

1. Taylor G.I. The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress. *Proc. R. Soc. Lond. A*, 1948, vol. 3, pp. 289-301. <https://doi.org/10.1098/rspa.1948.0081>
2. Bragov A.M., Konstantinov A.Yu., Lomunov A.K. *Экспериментальное исследование процессов высокоскоростного деформирования и разрушения материалов различной физической природы с использованием метода Кол'ского и его модификаций* [Experimental and theoretical study of the processes of high-speed deformation and fracture of materials of various physical nature using the Kolsky method and its modifications]. Nizhny Novgorod, Publishing house of the Nizhny Novgorod State University named after N.I. Lobachevsky, 2018. 188 p.
3. Sen S., Banerjee B., Shaw A. Taylor impact test revisited: Determination of plasticity parameters for metals at high strain rate. *Int. J. Solid. Struct.*, 2020, vol. 193-194, pp. 357-374. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2020.02.020>
4. Bogomolov A.I., Gorel'skii V.A., Zelepugin S.A., Khorev I.E. Behavior of bodies of revolution in dynamic contact with a rigid wall. *J. Appl. Mech. Tech. Phys.*, 1986, vol. 27, pp. 149-152. <https://doi.org/10.1007/BF00911139>
5. Chandola N., Revil-Baudard B., Cazacu O. Plastic deformation of high-purity α -titanium: Model development and validation using the Taylor cylinder impact test. *J. Phys. Conf. Ser.*, 2016, vol. 734, 032048. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/734/3/032048>
6. Holt W.H., Mock W., Zerilli F.J., Clark J.B. Experimental and computational study of the impact deformation of titanium Taylor cylinder specimens. *Mech. Mater.*, 1994, vol. 17, pp. 195-201. [https://doi.org/10.1016/0167-6636\(94\)90059-0](https://doi.org/10.1016/0167-6636(94)90059-0)
7. Rakvag K.G., Borvik T., Hopperstad O.S. A numerical study on the deformation and fracture modes of steel projectiles during Taylor bar impact tests. *Int. J. Solid. Struct.*, 2014, vol. 51, pp. 808-821. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2013.11.008>
8. Borodin E.N., Mayer A.E. Structural model of mechanical twinning and its application for modeling of the severe plastic deformation of copper rods in Taylor impact tests. *Int. J. Plast.*, 2015, vol. 74, pp. 141-157. <https://doi.org/10.1016/j.iplas.2015.06.006>
9. Bartkowski P., Keele M., Bruchey W. *Proc. of the 19th International Symposium of Ballistics. Interlaken, Switzerland, May 7-11, 2001. Vol. 3, pp. 1577-1584.*
10. Mocko W., Janiszewski J., Radziejewska J., Grazka M. Analysis of deformation history and damage initiation for 6082-T6 aluminium alloy loaded at classic and symmetric Taylor impact test conditions. *Int. J. Impact Eng.*, 2015, vol. 75, pp. 203-213. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.08.015>
11. Wei G., Zhang W., Huang W., Ye N., Gao Y., Ni Y. Effect of strength and ductility on deformation and fracture of three kinds of aluminum alloys during Taylor tests. *Int. J. Impact Eng.*, 2014, vol. 73, pp. 75-90. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.06.011>
12. Belov G.V., Gusarov A.P., Markov V.A., Pusev V.A., Ovchinnikov A.F., Selivanov V.V., Sotskiy M.Yu. *Применение теста Тейлора для исследования динамических механических свойств высокопористого алюминиевого сплава* [Application of the Taylor test to research dynamic mechanical properties of highly porous aluminum alloy]. *Наука и образование: научное издание МГТУ им. Н.Э. Баумана – Science and Education of Bauman MSTU*, 2012, no. 9, pp. 13-28. <https://doi.org/10.7463/0912.0442058>
13. Kleiser G., Revil-Baudard B., Pasilliao C. High strain-rate plastic deformation of molybdenum: Experimental investigation, constitutive modeling and validation using impact tests. *Int. J. Impact Eng.*, 2016, vol. 96, pp. 116-128. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.05.019>
14. Zerilli F.J., Armstrong R.W. Dislocation-mechanics based constitutive relations for material dynamics calculations. *J. App. Phys.*, 1987, vol. 61, pp. 1816-1825. <https://doi.org/10.1063/1.338024>

15. Maudlin P.J., Bingert J.F., House J.W., Chen S.R. On the modeling of the Taylor cylinder impact test for orthotropic textured materials: experiments and simulations. *Int. J. Plast.*, 1999, vol. 15, pp. 139-166. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(98\)00058-8](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(98)00058-8)
16. Efremov D.V., Uvarov S.V., Spivak L.V., Naimark O.B. Statistical patterns of deformation localization during plastic flow in the AMg6 alloy. *POM – Letters on Materials*, 2020, vol. 10, no. 1(37), pp. 38-42. <https://doi.org/10.22226/2410-3535-2020-1-38-42>
17. Naimark O.B. Collective properties of defects ensembles and some nonlinear problems of plasticity and fracture. *Phys. Mesomech.*, 2003, vol. 6, no. 4, pp. 39-63.
18. Bayandin Yu., Leont'ev V., Naimark O., Permjakov S. Experimental and theoretical study of universality of plastic wave fronts and structural scaling in shock loaded copper. *J. Phys. IV France*, 2006, vol. 134, pp. 1015-1021. <https://doi.org/10.1051/jp4:2006134155>
19. Bayandin Yu.V., Saveleva N.V., Savinykh A.S., Naimark O.B. Numerical simulation of multiscale damage-failure transition and shock wave propagation in metals and ceramics. *J. Phys. Conf. Ser.*, 2014, vol. 500, 152001. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/500/15/152001>
20. Saveleva N., Bayandin Yu., Naimark O. Wide-range simulation of elastoplastic wave fronts and failure of solids under high-speed loading. *AIP Conference Proceedings*, 2015, vol. 1683, 020201. <https://doi.org/10.1063/1.4932891>
21. Saveleva N.V., Bayandin Y.V., Savinykh A.S., Garkushin G.V., Lyapunova E.A., Razorenov S.V., Naimark O.B. Peculiarities of the elastic-plastic transition and failure in polycrystalline vanadium under shock-wave loading conditions. *Tech. Phys. Lett.*, 2015, vol. 41, pp. 579-582. <https://doi.org/10.1134/S1063785015060292>
22. Bilalov D.A., Bayandin Yu.V., Naimark O.B. Mathematical modeling of failure process of AlMg2.5 alloy in high and very high cycle fatigue. *J. Appl. Mech. Tech. Phy.*, 2019, vol. 60, pp. 1209-1219. <https://doi.org/10.1134/S0021894419070022>
23. Kostina A.A., Bayandin Yu.V., Plekhov O.A. *Modelirovaniye protsessa nakopleniya i dissipatsii energii pri plasticheskom deformirovaniy metallov* [Model of energy accumulation and dissipation in plastically deformed metals]. *Fiz. Mezomekh. – Phys. Mesomech.*, 2014, vol. 17, no. 1, pp. 43-49.
24. Annin B.D., Korobeynikov S.N. Dopustimyye formy uprugikh zakonov deformirovaniya v opredelyayushchikh sootnosheniyakh uprugo-plastichnosti [Admissible forms of elastic deformation laws in the determining elastic-plasticity relations]. *Sib. Zhurn. Industr. Matem. – Journal of Applied and Industrial Mathematics*, 1998, vol. 1, no. 1, pp. 21-34.
25. Novokshanov R.S., Rogovoy A.A. O postroyenii evolyutsionnykh opredelyayushchikh uravneniy [On the construction of evolutionary constitutive equations]. *Vestnik PNIPU. Matematicheskoye modelirovaniye sistem i protsessov – PNRPU Mechanics Bulletin*, 2001, no. 9, pp. 103-109.
26. Glushak B.L., Ignatova O.N., Pushkov V.A., Novikov S.A., Girin A.S., Sinitsyn V.A. Dynamic deformation of aluminum alloy AMg-6 at normal and higher temperatures. *J. Appl. Mech. Tech. Phy.*, 2000, vol. 41, pp. 1083-1086. <https://doi.org/10.1023/A:1026662824249>
27. Fridlyander I.N. (ed.) *Mashinostroyeniye. Entsiklopediya. Tom II-3: Tsvetnyye metally i splavy. Kompozitsionnyye metallicheskiye materialy* [Mechanical Engineering. Encyclopedia. Vol. II-3: Non-ferrous metals and alloys. Composite metallic materials]. Moscow, Mashinostroyeniye, 2001. 880 p.

Поступила в редакцию 24.09.2020; после доработки 26.11.2020; принята к опубликованию 03.12.2020

Сведения об авторах

Баяндин Юрий Витальевич, кфмн, снс, Институт механики сплошных сред УрО РАН (ИМСС УрО РАН), Пермь, 614018, ул. Академика Королёва, д. 1; e-mail: buv@icmm.ru
Билалов Дмитрий Альфредович, кфмн, вед. спец., ИМСС УрО РАН; e-mail: ledon@icmm.ru
Уваров Сергей Витальевич, кфмн, снс, ИМСС УрО РАН; e-mail: usv@icmm.ru