Численные и экспериментальные исследования динамического деформирования и разрушения при соударении прямоугольных пластин / В.Г. Баженов, А.А. Рябов, С.С. Куканов, С.О. Птицын. – DOI: 10.15593/perm.mech/2024.3.07 // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2024. – № 3. – С. 85–96.

Perm Polytech Style: Bazhenov V.G., Ryabov A.A., Kukanov S.S., Ptitsyn S.O. Numerical and Experimental Investigations of Dynamic Deformation and Failure on Impact of Rectangular Plates. *PNRPU Mechanics Bulletin,* 2024, no. 3, pp. 85-96. DOI: 10.15593/perm.mech/2024.3.07

пермский политех

ВЕСТНИК ПНИПУ. МЕХАНИКА
№ 3, 2024
PNRPU MECHANICS BULLETIN
https://ered.pstu.ru/index.php/mechanics/index



Научная статья

DOI: 10.15593/perm.mech/2024.3.07
УДК 004.94

ЧИСЛЕННЫЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ И РАЗРУШЕНИЯ ПРИ СОУДАРЕНИИ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ПЛАСТИН

В.Г. Баженов[1], А.А. Рябов[2], С.С. Куканов[2], С.О. Птицын[2]

[1]Научно-исследовательский институт механики Национального исследовательского Нижегородского государственного университета им. Н.И. Лобачевского, Нижний Новгород, Российская Федерация
[2]Саровский Инженерный Центр, Саров, Российская Федерация

О СТАТЬЕ

Получена: 26 февраля 2024 г.
Одобрена: 12 июня 2024 г.
Принята к публикации: 30 июня 2024 г.

Ключевые слова:

экспериментально-расчетный подход, численное моделирование, эксперимент, большие деформации, упругопластические материалы, критерий прочности, параметр трехосности.

АННОТАЦИЯ

В решении прикладных задач надежности и безопасности современных конструкций, особенно в экстремальных условиях, важным является вопрос достоверных критериев прочности. В ряде областей, таких как авиастроение, атомная энергетика и др., нормативными документами задаются требования сохранения прочности изделий в условиях повышенных локальных динамических нагрузок. При таких локальных воздействиях на основе численных расчетов удается подобрать модельные эксперименты, в которых история деформирования в наиболее нагруженной точке оказывается весьма близкой к реальной конструкции. В работе рассматривается динамическое деформирование и разрушение прямоугольной алюминиевой пластины постоянной толщины при ударе титановой пластины в диапазоне скоростей V_0 = 160,8…195,0 м/с. Численное решение упругопластической задачи проводится методом конечных элементов в сочетании с явной схемой интегрирования по времени. Используются истинные диаграммы деформирования материалов пластин в диапазоне скоростей деформирования $\dot{\varepsilon} = 10^{-3}…10^{4}$ с$^{-1}$, трение между пластинами моделируется с коэффициентом f_{mp} = 0,1…0,2. Путем исследования сходимости численных решений определен необходимый размер конечного элемента Δ = 1 мм. На основе численных расчетов, согласованных с экспериментальными данными по глубине среза мишени со стороны удара, установлен предельный уровень интенсивности пластических деформаций ε_{p1} = 2,5δ (δ – относительное удлинение материала), при котором реализуется срез в условиях трехосного сжатия. Разрушение с тыльной стороны происходит в условиях, близких к двухосному растяжению, при достижении предельной интенсивности пластических деформаций ε_{p2} = 1,17δ. В рамках расчетно-экспериментального подхода установлено, что для сквозного пробития мишени необходимо достижение предельных уровней интенсивности пластических деформаций как со стороны удара, так и с тыльной стороны мишени.

© **Баженов Валентин Георгиевич** – д.ф.-м.н., проф., г.н.с. НИИМ ННГУ, e-mail: bazhenov@mech.unn.ru, ID: 0000-0002-0077-7704.
Рябов Александр Алексеевич – д.ф.-м.н., науч. рук. Саровского Инженерного Центра, ID: 0000-0001-6133-0108.
Куканов Сергей Сергеевич – к.т.н., с.н.с. Саровского Инженерного Центра, ID: 0009-0009-3105-6115.
Птицын Сергей Олегович – н.с. Саровского Инженерного Центра, ID: 0009-0002-0473-9892.

Valentin G. Bazhenov – Doctor of Physical and Mathematical Sciences, Professor, Chief Researcher, Researcher Institute of Mechanics, e-mail: bazhenov@mech.unn.ru, ID: 0000-0002-0077-7704.
Aleksandr A. Ryabov – Doctor of Physical and Mathematical Sciences, Scientific Leader, ID: 0000-0001-6133-0108.
Sergey S. Kukanov – PhD in Technical Sciences, Senior Researcher, ID: 0009-0009-3105-6115.
Sergey O. Ptitsyn – Researcher, Sarov Engineering Center, ID: 0009-0002-0473-9892.

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)

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL INVESTIGATIONS OF DYNAMIC DEFORMATION AND FAILURE ON IMPACT OF RECTANGULAR PLATES

V.G. Bazhenov[1], A.A. Ryabov[2], S.S. Kukanov[2], S.O. Ptitsyn[2]

[1]Researcher Institute of Mechanics, National Research Lobachevsky State University of Nizhni Novgorod, Nizhni Novgorod, Russian Federation
[2]Sarov Engineering Center, Sarov, Russian Federation

ARTICLE INFO

Received: 26 February 2024
Approved: 12 June 2024
Accepted for publication: 30 June 2024

Keywords:

experimental-computational approach, numerical simulation, experiment, large strains, elastic-plastic materials, failure criterion, triaxiality parameter.

ABSTRACT

It is important to have reliable failure criterion when solving reliability and safety problems of the modern structures, especially in extreme conditions. In a number of areas, such as aircraft industry, nuclear power industry, the strength requirements to products under high local dynamic loadings are to comply with regulatory documents. In such local impacts, based on numerical calculations, it is possible to select the model experiments in which a history of deformation in the most stressed point is very close to the real structure. This paper considers dynamic deformations and failure of a rectangular aluminum plate of constant thickness impacted by a titanium plate in the range of V_0 = 160.8…195.0 m/s. A numerical solution of the elastic-plastic problem is conducted by the finite element method with an explicit scheme of integration in time. The true stress-strain curves of the materials in strain rate ranges of $\dot{\varepsilon} = 10^{-3}…10^{4}$ c^{-1} are used, the friction between elements is modelled with friction coefficient f = 0.1…0.2. By investigating convergence of the numerical solutions, we defined the needed size of finite element Δ=1mm. By relying on the numerical results, agreed with experimental depth of shear of the target, the limit level of the effective plastic strain was obtained $\varepsilon_{p1} = 2.5\delta$ (δ is material elongation) in three axial compression condition. Destruction of the plate from the opposite side is realized close to two axial tension conditions reaching the limit level of effective plastic strain of $\varepsilon_{p2} = 1.17\delta$. Within the experimental-computational approach it is discovered that for through penetration it is necessary to reach the limit levels of effective plastic strain both from the impact side of the plate and from the opposite side of the plate.

Введение

С развитием современного авиастроения, при создании нового оборудования атомной энергетики, проектировании сложных изделий, эксплуатируемых в экстремальных условиях в различных отраслях науки и техники, предъявляются повышенные требования по надежности и безопасности новых конструкций. Например, при разработке газотурбинных двигателей летательных аппаратов в соответствии с российскими и международными авиационными нормами должна быть обеспечена прочность корпуса силовой установки при обрыве лопатки вращающегося ротора. Об актуальности проблемы свидетельствует множество научных публикаций [1–8]. Корпус бортового накопителя полетной информации [9], обшивка композитного крыла самолета [10] должны выдерживать локальное ударное воздействие заданной кинетической энергии. В соответствии с нормами МАГАТЭ защитные контейнеры для транспортировки и хранения отработавшего ядерного топлива должны удовлетворять требованиям безопасности, в том числе сохранять прочность при локальном деформировании в условиях падения на вертикальный цилиндрический стержень [11]. В решении всех перечисленных прикладных проблем важнейшим вопросом является использование обоснованного критерия динамической прочности.

При локальном динамическом воздействии интенсивное деформирование элементов конструкций носит локальный характер. Это позволяет проводить поиск критериев прочности на основе модельных опытов, отражающих весь процесс деформирования, близкий к истории нагружения в наиболее нагруженных зонах реальных изделий. Анализу критериев динамической прочности элементов изделий при локальном нагружении посвящено много научных исследований [1–57].

Рассматриваются удары моделей лопаток по корпусу газотурбинного двигателя [1–8], различные задачи соударения сферических ударников [24], цилиндрических бойков с тупой, полусферической, оживальной формой носика с плоскими пластинами постоянной толщины [13; 14; 23; 26; 28–33; 51–54], удар пули по вертолетному валу [25], удары стержня Тейлора о плоскую преграду [27] и др.

При ударах по мишеням точность численного моделирования, как правило, оценивается путем сравнения характера разрушения мишени и близости расчетной и экспериментальной остаточной скорости бойка, пробившего преграду [13; 14; 24; 26; 28–33; 53–55]. В [50] приводится обзор более 80 научных публикаций по исследованиям баллистической стойкости различных алюминиевых сплавов. Отмечается, в частности, что в рассмотренных работах выделяются пять различных типов разрушения: I – большая неупругая деформация, II – разрушение разрывом от комбинации изгибного, сдвигового и мембранного воздействия, III – разрушение от поперечного сдвига, IV – адиабатический сдвиг, V – разрушение, обусловленное распространением волн

напряжений. Отмечается, что особенности процесса деформирования и разрушения пластичной мишени зависят от скорости, размеров, формы и угла подхода ударника, а также от деформационных свойств материала мишени, определяемых предельной пластической деформацией, скоростью деформации, температурой и видом напряженного состояния.

Компьютерное моделирование задач баллистической стойкости проводится как в двумерной [14; 17], осесимметричной постановке, так и в трехмерной [4–13] постановке методом *SPH* [26], методом конечных элементов с явным решателем, реализованным в пакетах ABAQUS-Explicit, LS-DYNA [1–8; 27–33; 54–57]. В решении задач в трехмерных постановках используются 8-узловые конечные элементы с редуцированным интегрированием и контролем жесткости «песочные часы» в процессе решения. Для получения достоверных численных результатов, согласованных с экспериментами, предварительно исследуется сеточная сходимость дискретных моделей [1; 8; 33; 35; 51; 56], при этом характерные размеры конечных элементов мишеней составляют весьма широкий диапазон: $\Delta = 0{,}02\ldots4{,}0$ мм. Динамическое пластическое деформирование описывается на основе модели пластичности Johnson – Cook [22], базирующейся на поверхности текучести Мизеса и ассоциативном законе течения. В соответствии с этой моделью изотропное упрочнение материала зависит от уровня пластической деформации, скорости деформации и роста температуры.

При высоких скоростях соударения в адиабатическом приближении учитывается трение между ударником и мишенью, локальный нагрев мишени и тепловое разупрочнение материала в результате диссипации энергии пластической деформации [14; 24; 33; 52–54]. В работе [14], в частности, отмечается, что при пробитии алюминиевой плиты в результате диссипации энергии при пластическом деформировании на поверхности каверны образуется тонкий расплавленный слой материала мишени толщиной ~0,3 мм. Моделирование этого слоя позволяет получить хорошее согласие с опытами по величине запреградной скорости и динамике пробития ударником преграды во всем диапазоне скоростей удара. В работе [47] исследуются особенности локализации адиабатического сдвига при разрушении сплава Inconel 718 после различных условиях термической обработки. При характерной скорости деформации $\sim 8 \cdot 10^5\ \text{с}^{-1}$ по данным микрографа ширина полосы адиабатического сдвига составляет ~10мкм.

В статье [52] показано, что формулировка проблемы разрушения с полосой адиабатического сдвига зависит от трехосности напряженного состояния. Увеличение части сдвигового напряжения к нормальному напряжению, определяемого из отношения $\lambda = \tau/\sigma$, приводит к снижению пластичности и увеличению ширины адиабатического сдвига.

В работе [54] на основе модели разрушения в полосе адиабатического сдвига (ASB – Adiabatic Shear Band) представлена усовершенствованная методика моделирования пробития плоской мишени при баллистическом воздействии тупого ударника. Отмечается, что по результатам многочисленных исследований ширина полосы адиабатического сдвига измеряется в микронах, что представляет собой большую проблему для численных расчетов методом конечных элементов. Для решения этой проблемы авторами предлагается методика с применением метода регуляризации, которая позволяет описывать разрушение с моделью ABS с приемлемыми размерами конечных элементов. Для верификации разработанной методики моделирования ASB разрушения сплава Inconel 718 при скорости бойка $V_0 \sim 760$ м/с по программе LS-DYNA проведена серия 2D-численных расчетов с использованием усовершенствованных разрешающих упруготермовязкопластичных соотношений и критерия разрушения, зависящего от трехосности напряженного состояния, реализованных в табулированной модели материала Johnson – Cook [22]. Достоверность и надежность разработанной методики подтверждается сравнением численных результатов и данных баллистических испытаний сплава Inconel 718 по остаточной скорости бойка и морфологии разрушения мишени. Отмечается, что ASB хорошо описывается в один конечный элемент, если его размер не больше 1 мкм.

В работе [49] исследуется влияние вращения ударника при увеличении угловой скорости от 0 до 10 000 об/с при воздействии на мишень со скоростью $V_0 = 1000$ м/с в диапазоне углов соударения от 0° до 75°. Поведение материалов ударника и преграды описывается упругопластической моделью. В качестве критерия разрушения используется предельная величина интенсивности пластических деформаций. Моделирование проводится в трехмерной постановке методом конечных элементов с использованием авторского программного комплекса EFES 2.0. Отмечается существенное влияние вращения ударника на разрушение взаимодействующих тел. Верификация методики проводится на основе решения задачи удара под углом 60° со скоростью $V_0 = 1000$ м/с сферического ударника из стали ШХ15 диаметром 12,7 мм по мишени из алюминия Д16Т толщиной 4,9 мм. Достоверность подтверждается близостью расчетных и экспериментальных результатов по максимальному диаметру отверстия в преграде и запреградной скорости ударника.

В работе [51] приведены результаты экспериментально-численных исследований особенностей поведения титанового сплава Ti-6Al-4V при пластичном и вязком разрушении на основе модифицированной модели пластичности Johnson – Cook [22] и расширенного критерия разрушения Xue – Wierzbicki [45], учитывающего параметр Лоде. Предварительно экспериментально изучены деформационные свойства сплава на десяти различных типах образцов, отражающих широкий диапазон напряженных состояний и зависимостей от температуры и скорости деформации. В статье рассматриваются задачи баллистической стойкости ти-

тановой пластины толщиной 4 мм при ударах тупых цилиндрических бойков из стали 9CrSi диаметром 5,95 мм в диапазоне скоростей соударения: V_0 = 167,9÷321,6 м/с. Параллельно с баллистическими тестами проводились расчеты методом конечных элементов. Отмечается, что расчетная оценка баллистической стойкости очень чувствительна к размеру конечного элемента, и сходимости численных решений удается достичь только при размере конечного элемента ~20 мкм (0,02 мм). Достоверность численного моделирования подтверждается близостью расчетной и экспериментальной баллистической стойкости и формой разрушения мишени.

В статье [55] приведены результаты экспериментальных и численных исследований локального динамического деформирования квадратных пластин 300×300×6,35 мм из алюминиевых сплавов 6061-T651 и 7075-T651 при ударе стального индентора с полусферическим наконечником диаметром 16 мм. Исследования проведены для трех уровней кинетической энергии 200, 400 и 600 Дж в диапазоне скоростей V_0 = 2,58÷6,39 м/с. Численное моделирование выполняется методом конечных элементов в ANSYS LS-DYNA с использованием твердотельных конечных элементов характерного размера Δ~4 мм. Поведение материала пластин описывается упругопластической моделью с кинематическим/изотропным упрочнением с учетом скорости деформации в пределах от 10^{-3}с$^{-1}$ до 10^{3}с$^{-1}$. В расчетах используются истинные диаграммы деформирования. Предельные интенсивности пластических деформаций сплавов 6061-T651 и 7075-T651 составляют соответственно: $\varepsilon_{p,\ fracture}^{eff} = 0,28$ и 0,30. На основе микроструктурного анализа срезов испытанных пластин показано, что их разрушение зарождается под индентором со стороны, противоположной удару, в зоне высоких растягивающих напряжений. Верификация расчетной методики проводится сравнением расчетных и экспериментальных данных по максимальным остаточным прогибам пластин.

В работе [56] рассматривается задача баллистической стойкости стальных пластин из сплава Armox 500T [48]. Численные исследования проводятся методом конечных элементов в LS-DYNA/Explicit. Применяется модель упругопластического деформирования материала с условием Мизеса и критерий динамической прочности в форме Johnson – Cook [22]. Для описания ударно-волновых термодинамических процессов в материале используется уравнение состояния Mie – Grüneisen. Процесс разрушения анализируется на основе обобщенной инкрементальной модели GISSMO (Generalized Incremental Stress State dependent damage Model) по предельной интенсивности пластических деформаций, зависящей от скорости деформаций, температуры, трехосности напряженного состояния и параметра Лоде. Калибровка численной модели с характерным размером конечного элемента мишени Δ = 0,5 мм проведена по запреградной скорости заостренного бойка диаметром 12,7 мм в опытах при ударах по пластинам толщиной 10 мм из сплава Armox 500T в диапазоне скоростей V_0 = 824÷842 м/с [46]. В работе также приводятся результаты численных исследований баллистической стойкости двухслойной защиты воздействии тупого ударника диаметром 20,9 мм при скорости V_0 ~1000 м/с.

В работе [57] опубликованы результаты испытаний пяти различных типов образцов из титанового сплава Ti6A14V, отражающих определенные состояния трехосности напряжений от –0,7 до +0,4 при изменении параметра Лоде от –1 до +1 в диапазоне скоростей деформации от 10^{-3} до 10^{3} с$^{-1}$. Отмечается, что в рассмотренном диапазоне зависимость предельных деформаций разрушения от параметра трехосности напряжений не является монотонной кривой. Разрушающие деформации понижаются с увеличением скорости деформации. Разработанная на основе полученных экспериментальных данных модель разрушения инкорпорирована и верифицирована в ABAQUS/Explicit.

Экспериментальные данные и численное моделирование показывают, что при локальном динамическом нагружении интенсивность пластических деформаций в элементах конструкций может достигать весьма высокого уровня, существенно превышающего относительное удлинение материала [1; 11; 12]. При больших пластических деформациях вид напряженного состояния в наиболее нагруженной точке может существенно меняться в процессе деформирования, и это должно учитываться в критериях прочности [19–37]. Для оценки вида напряженного состояния используются параметр Лоде – Надаи, параметр трехосности, параметры жесткости и вида напряженного состояния [15–17], которые являются неоднозначными показателями напряженного состояния и порой могут существенно изменяться в процессе деформирования.

Для плавно меняющихся напряженных состояний получил распространение подход с оценкой предельных деформаций разрушения от осредненного по процессу деформирования параметра вида напряженного состояния [18; 19]. Основой этого подхода является построение зависимостей предельных деформаций от осредненного по процессу деформирования параметра вида напряженного состояния. Для его реализации разрабатываются и испытываются до разрушения специальные образцы. Форма и размеры образцов подбираются на основе численных расчетов для получения нужного вида напряженного состояния в опытах. Численные и экспериментальные исследования, однако, показывают [20; 22], что при динамическом деформировании даже относительно простых элементов конструкций параметры вида напряженного состояния могут значительно меняться в процессе нагружения и их влияние на критерии разрушения требует дополнительных исследований.

В настоящее время для моделирования разрушения используются различные модификации критериев Johnson – Cook [6; 14; 22; 24; 52; 56], Mohr – Coulomb [25], Bao – Wierzbicki [19], Hosford – Coulomb [35], Lou [24;

37], Nahshon and Hutchinson [19, 22]. Критерии прочности формулируются в пространстве главных напряжений или в смешенном пространстве деформаций и параметров напряженных состояний, в число которых наряду с параметром трехосности напряжений включается и угол Лоде [27; 32; 35]. Влияние угла Лоде к настоящему времени недостаточно изучено [31]. При решении задач применяются линейные [19; 22; 24] и нелинейные [35] модели суммирования повреждений.

Целью настоящей работы является численное исследование особенностей процессов динамического деформирования, частичного и сквозного разрушения прямоугольных пластин постоянной толщины, согласованных с данными экспериментов, при относительно невысоких скоростях соударения в диапазоне V_0 = 161…195 м/с. Выявление предельных интенсивностей пластических деформаций и траекторий изменения параметра вида напряженного состояния в наиболее нагруженных точках.

Определяющие соотношения и метод решения

Для численного исследования динамического деформирования пластин используется уравнение движения, основанное на вариационном принципе баланса виртуальных мощностей работы [39].

$$\int_{\Omega}\boldsymbol{\sigma}_{ij}\delta\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}\mathrm{d}V+\int_{\Omega}\rho\ddot{\mathbf{U}}_i\delta\dot{\mathbf{U}}_i\mathrm{d}V=\int_{\Gamma_P}\mathrm{P}_i\delta\dot{\mathbf{U}}_i\mathrm{d}\gamma+\int_{\Gamma_q}\mathrm{P}_i^q\delta\dot{\mathbf{U}}_i\mathrm{d}\gamma,\quad (i,j=1\ldots3), \tag{1}$$

где $\boldsymbol{\sigma}_{ij}$ – компоненты тензора напряжений, ρ – плотность, P_i^q – давление, P_i – распределенная нагрузка, Ω – объем конструкции, Γ_q – контактная поверхность, Γ_P – поверхность приложения внешнего давления, $\delta\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}$, $\delta\dot{\mathbf{U}}_i$ – вариации скоростей деформаций $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}$ и скоростей $\dot{\mathbf{U}}_i$ на поверхности с заданными граничным условиями $\delta\dot{\mathbf{U}}_i=0$.

Компоненты девиатора скоростей напряжений $\dot{\boldsymbol{\sigma}}'_{ij}=\dot{\boldsymbol{\sigma}}_{ij}+\dot{\mathrm{P}}\delta_{ij}$ и упругие составляющие компонент девиатора скоростей деформаций $\left(\dot{\mathbf{e}}_{ij}^{e}\right)'=\dot{\mathbf{e}}_{ij}-\dot{e}\delta_{ij}/3-\dot{\mathbf{e}}_{ij}^{p}$ связаны обобщенным законом Гука в метрике текущего состояния.

$$\mathrm{D}_J\boldsymbol{\sigma}'_{ij}=2\mathrm{G}\left(\dot{\mathbf{e}}_{ij}^{e}\right)',\ \mathrm{D}_J\boldsymbol{\sigma}'_{ij}=\dot{\boldsymbol{\sigma}}'_{ij}-\dot{\boldsymbol{\omega}}_{ik}\boldsymbol{\sigma}'_{kj}-\dot{\boldsymbol{\omega}}_{jk}\boldsymbol{\sigma}'_{ik},$$

$$\dot{\mathrm{P}}=-\mathrm{K}\dot{\mathbf{e}}^{e},\ \dot{\mathrm{P}}=-\dot{\boldsymbol{\sigma}}_{ii}/3,\ \dot{\mathbf{e}}=\dot{\mathbf{e}}_{ii}^{e},\ \dot{\mathbf{e}}_{ii}^{p}=0. \tag{2}$$

Здесь K, G – модули объемного сжатия и сдвига, P – давление, D_J – производная Яуманна, описывающая поворот частицы среды как жесткого целого, δ_{ij} – символ Кронекера. Скорости пластических деформаций определяются ассоциированным законом течения:

$$\dot{\mathbf{e}}_{ij}^{p}=\dot{\lambda}\boldsymbol{\sigma}'_{ij},\ \boldsymbol{\sigma}'_{ij}\boldsymbol{\sigma}'_{ij}=\frac{2}{3}\sigma_i^2(æ), \tag{3}$$

где $\sigma_i=\sigma_i(æ)$ – зависимость интенсивности напряжений от параметра Одквиста при монотонном нагружении.

Для численного решения системы уравнений (1)–(3) применяется пространственная дискретизация на основе метода конечных элементов и явной схемы интегрирования по времени, реализованные в комплексе программ ЛОГОС [40]. Используются 8-узловые твердотельные конечные элементы с одноточечным интегрированием.

Расчетно-экспериментальные результаты и их анализ

Рассматривается задача динамического упругопластического деформирования при соударении под прямым углом φ = 90° прямоугольных пластин (рис. 1). Мишенью является неподвижная прямоугольная пластина постоянной толщины (1) из алюминиевого сплава, имеющая размеры $A\times B\times H$ = 400×800×22 мм. Рассматривается два варианта удара летящей прямоугольной пластины (2) из титанового сплава с размерами $a\times b\times h$ = 175×290×6 мм – вариант № 1: V_0 = 160,8 м/с, β~10°, вариант № 2: V_0 = 195,0 м/с, β~0°, [7].

В первом варианте нагружения летящая пластина врезается в мишень на глубину $h_{1\ эксп.}$~ 4…5 мм и не пробивает мишень. Во втором варианте нагружения летящая пластина взрезается в мишень на глубину $h_{2\ эксп.}$ ~ 9…10 мм и в результате разрыва мишени с тыльной стороны происходит ее сквозное разрушение, при этом пластина застревает в мишени.

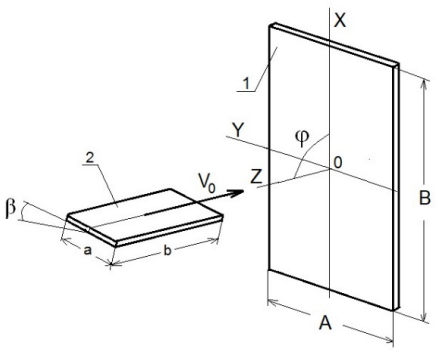


Рис. 1. Постановка модельных испытаний

Fig. 1. Model experiment setting

Нормализованные по статическому пределу текучести и относительному удлинению условные (пунктирные) и истинные диаграммы деформирования [41–43] для алюминиевой пластины-мишени при различных скоростях деформирования приведены на рис. 2. Прочность титанового сплава летящей пластины более чем в 2 раза выше прочности материала мишени [7].

Для численного исследования разрабатывается несколько дискретных моделей пластин с последовательным

сгущением сеток в зоне соударения с характерными размерами твердотельных конечных элементов: $\Delta_1 = 4$ мм, $\Delta_2 = 2$ мм, $\Delta_3 = 1$ мм, $\Delta_4 = 0{,}2$ мм. Численные эксперименты показывают, что при моделировании деформационного процесса без учета разрушения уменьшение размера КЭ с Δ_3 до Δ_4 не приводит к изменению максимальных расчетных деформаций в наиболее критичных угловых зонах контакта пластины и мишени со стороны удара. Поэтому дальнейшие численные исследования проводятся на основе конечно-элементной модели с характерным пространственным разрешением $\Delta_3 = 1$ мм.

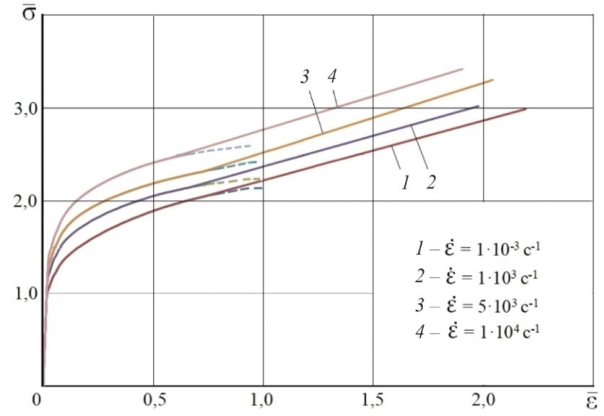


Рис. 2. Нормализованные диаграммы деформирования мишени

Fig. 2. Normalized target deformation diagrams

Рассмотрим вариант нагружения № 1 ($V_0 = 160{,}8$ м/с, $\beta \sim -10°$) без моделирования разрушения. Анализ экспериментальных и расчетных данных свидетельствует, что максимальные деформации в мишени развиваются со стороны удара на боковых коротких гранях ударяющей пластины. На рис. 3 для трех конечно-элементных моделей показаны кривые изменения максимальных интенсивностей пластических деформаций со стороны удара (красные) и с тыльной стороны (синие), отнесенных к относительному удлинению сплава δ в зависимости от параметра вида напряженного состояния **П**, [44]. Из рисунка видно, что с уменьшением размеров КЭ с $\Delta_1 = 4$ мм (кривые *1*) до $\Delta_3 = 1$ мм (кривые *3*) максимальные интенсивности пластической деформации в мишени значительно возрастают со стороны удара, а с тыльной стороны увеличиваются незначительно. С ударной стороны в начальной стадии нагружения параметр **П** существенно меняется, затем деформирование мишени проходит в условиях, близких к трехосному сжатию, **П** ~ –1,3…–1,7. С тыльной стороны в начале деформирования параметр **П** также значительно меняется, а затем доминирует состояние, близкое к двухосному растяжению, **П** ~ +1,3…+1,4.

На рис. 4 для модели с характерным размером КЭ $\Delta_3 = 1$ мм приведены зависимости изменения компонент тензора деформации, отнесенные к удлинению δ, в наиболее нагруженной точке мишени со стороны удара (*a*) и с противоположной стороны (*b*).

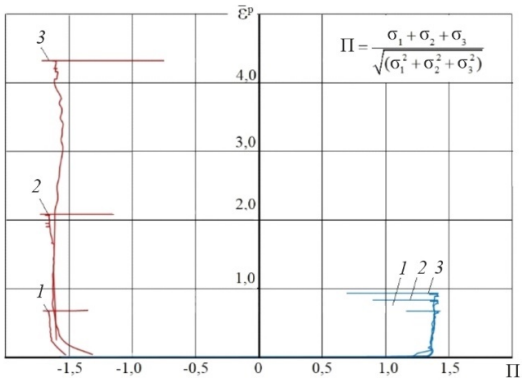


Рис. 3. Максимальная интенсивность пластической деформации

Fig. 3. Maximum intensity of plastic deformation

Кривые *1*, *2*, *3* соответствуют нормальным деформациям ε_{xx}, ε_{yy}, ε_{zz}, кривые *4*, *5*, *6* – сдвиговым деформациям ε_{xy}, ε_{yz}, ε_{zx}, а кривая *7* – интенсивности деформаций ε_i. Расчеты показывают, что процесс активного деформирования без разрушения длится $\Delta t \sim 150…200$ мкс. Крестиком на кривой интенсивности деформаций (кривая *7*) отмечен критериальный уровень начала разрушения мишени со стороны удара, установленный на основе сопоставления данных численного моделирования с разрушением и экспериментальных глубин внедрения летящей пластины в мишень. Критериальный уровень со стороны удара достигается примерно через $t \sim 55$ мкс после начала взаимодействия. Расчеты показывают, что в течение этого времени со стороны удара в наиболее нагруженной точке доминируют сжимающие деформации ε_{yy}, растягивающие и сдвиговые деформации – ε_{zz}, ε_{yz}. В наиболее нагруженной точке с тыльной стороны максимальных значений достигают растягивающие деформации ε_{xx} и сжимающие деформации ε_{zz}, которые, однако, существенно ниже соответствующих компонент со стороны удара.

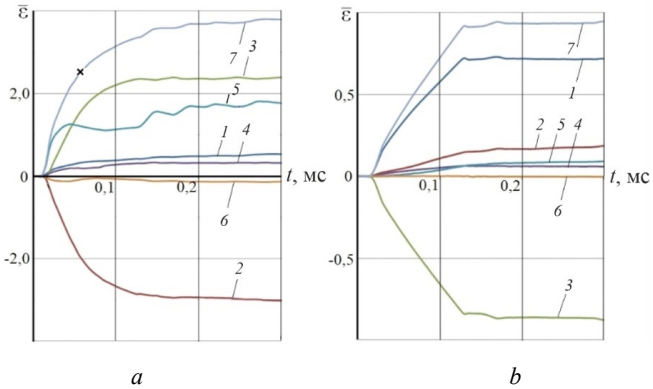


Рис. 4. Максимальные деформации мишени при $V_0 = 160{,}8$ м/с, ударная сторона (*a*), тыльная сторона (*b*)

Fig. 4. Maximum target deformations at $V_0 = 160.8$ m/s, impact side (*a*), opposite side (*b*)

В рассмотренном варианте деформирования разрушение мишени не моделируется, и летящая пластина

внедряется в мишень только на глубину $h_1 \sim 1{,}3\ldots2{,}7$ мм, что значительно ниже зафиксированной в опыте.

Для моделирования разрушения мишени используется процедура удаления КЭ, в котором достигается критический уровень интенсивности деформаций с учетом вида напряженного состояния. Критический уровень определяется на основе серии расчетов до получения расчетной глубины внедрения пластины в мишень, близкой к экспериментальной величине. Численные эксперименты показывают, что на модели с характерным размером КЭ $\Delta_3 = 1$ мм при уровне критической интенсивности пластических деформаций $\varepsilon^p_{\text{кр}} = 2{,}5\delta$ в условиях, близких к трехосному сжатию, $\mathbf{\Pi} \sim -1{,}6$, удается получить глубину внедрения в угловых зонах контакта мишени и пластины $h_1 \sim 4$,4 мм, согласующуюся с экспериментальной величиной $h_{1\text{эксп}} \sim 4\ldots5$ мм. В процессе динамического деформирования мишени скорости деформации возрастают до уровня, близкого к $\dot{\varepsilon} \sim 10^4 \text{с}^{-1}$. Характер разрушения мишени со стороны удара в опыте показан на рис. 5, *a*, а в расчете – на рис. 5, *b*.

Расчетное разрушение мишени начинается в момент времени $t_{1\ \text{нач}} = 55$ мкс и продолжается до момента времени $t_{1\ \text{кон}} = 440$ мкс. При этом скорость летящей пластины снижается до $V_1 \sim 17$ м/с. Максимальная интенсивность пластических деформаций на тыльной стороне мишени достигает уровня относительного удлинения материала $\varepsilon^p_{\max} \sim \delta$ в условиях двухосного растяжения, $\mathbf{\Pi} \sim +1{,}4$. При этом прочность мишени в наиболее нагруженной зоне с тыльной стороны сохраняется.

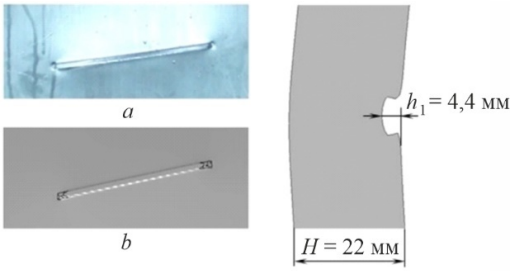


Рис. 5. Разрушения мишени при скорости V_0 = 160,8 м/с, эксперимент (*a*), расчет (*b*)

Fig. 5. Target destruction at V_0 = 160.8 m/s, experiment (*a*), calculation (*b*)

В варианте нагружения № 2 (V_0 = 195,0 м/с, $\beta \sim 0°$) критический уровень интенсивности пластических деформаций разрушения мишени со стороны удара составляет: $\varepsilon^p_{\text{кр}} = 2{,}5\delta$. Этот уровень обеспечивает близость средней расчетной $h_2 \sim 9{,}3$ мм и экспериментальной глубины среза $h_{2\ \text{эксп.}} \sim 9\ldots10$ мм в угловых зонах контакта мишени и пластины. Он весьма близок к критическому уровню варианта нагружения №1. При деформировании и разрушении мишени скорости деформации несколько превышают уровень $\dot{\varepsilon} = 10^4\ \text{с}^{-1}$. В режиме нагружения № 2 срез и смятие мишени со стороны удара начинается в момент времени $t_{2\ \text{нач.}} = 40$ мкс и продолжается до $t_{2\ \text{кон.}} = 485$ мкс. За это время скорость летящей пластины снижается до $V_2 \sim 37$ м/с.

В момент времени $t_{3\ \text{нач.}} = 135$ мкс при достижении критического уровня интенсивности пластических деформаций $\varepsilon^p_{\text{кр}} = 1{,}17\delta$ в условиях, близких к двухосному растяжению, $\mathbf{\Pi} \sim +1{,}47$, начинается процесс разрушения мишени с тыльной стороны. Он длится до момента времени $t_{3\ \text{кон.}} = 625$ мкс, когда скорость пластины снижается до $V_3 \sim 29$ м/с.

Характер сквозного разрушения мишени в опыте показан на рис. 6, *a*, а в расчете – на рис. 6, *b*. Из рисунков видно, что в расчете, как и в эксперименте, в углах области сквозного пробития мишени формируются трещины. Близким в расчете и опыте оказывается и угол остаточного изгиба мишени, составляющий $\varphi \sim 10°$.

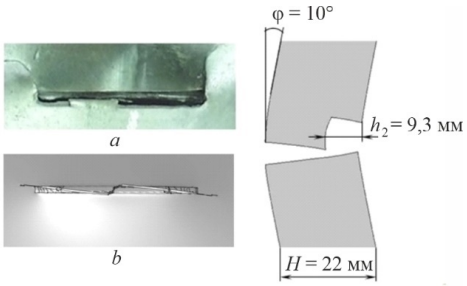


Рис. 6. Разрушения мишени при скорости V_0 = 195,0 м/с, эксперимент (*a*), расчет (*b*)

Fig. 5. Target destruction at V_0 = 195.0 m/s, experiment (*a*), calculation (*b*)

На рис. 7 приведены зависимости изменения интенсивности пластических деформаций, отнесенных к δ, от параметра напряженного состояния **П** и от параметра трехосности напряженного состояния ***TF*** – отношение первого инварианта тензора напряжений к интенсивности напряжений [17], совпадающего с параметром жесткости нагружения [15].

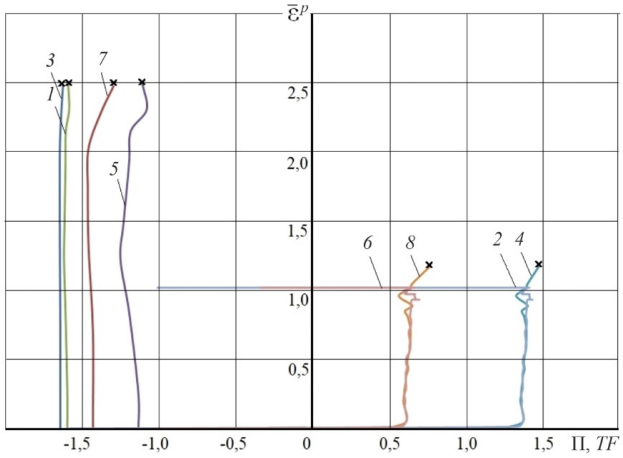


Рис. 7. Интенсивность пластической деформации

Fig. 7. Intensity of plastic deformation

Зависимости $\varepsilon^p = \varepsilon^p(\mathbf{\Pi})$ в наиболее нагруженных точках вплоть до разрушения (крестики) со стороны

удара и с тыльной стороны для скоростей V_0 = 160,8 м/с и V_0 = 195,0 м/с представляют соответственно кривые *1–4*, а зависимости $\varepsilon^p = \varepsilon^p(\boldsymbol{TF})$ – кривые *5–8*. Численное моделирование показывает, что пластические деформации со стороны удара в наиболее нагруженной зоне развиваются в условиях, близких к трехосному сжатию, $\boldsymbol{\Pi} \sim -1{,}6$, $\boldsymbol{TF} = -1{,}2\ldots-1{,}4$, и достигают критического уровня $\varepsilon^p_{\text{кр}} \sim 2{,}5\delta$, после которого начинается разрушение, срез мишени на границе зоны контакта и ее смятие по контактной поверхности. Необходимо отметить, что в процессе активного нагружения параметр $\boldsymbol{\Pi}$ более стабилен, чем $\boldsymbol{TF}$.

С тыльной стороны максимальные пластические деформации развиваются на этапе активного нагружения в условиях, близких к двуосному растяжению, $\boldsymbol{\Pi} \sim +1{,}4$, $\boldsymbol{TF} = +0{,}6\ldots0{,}7$. При скорости V_0 = 160,8 м/с пластические деформации достигают уровня $\varepsilon^p_{\max} \sim \delta$, при этом разрушения не происходит, и при постоянном уровне ε^p параметры $\boldsymbol{\Pi}$ и $\boldsymbol{TF}$ стремительно уменьшаются. При скорости V_0 = 195 м/с разрушение начинается по достижении $\varepsilon^p_{\max} \sim 1{,}17\delta$ в условиях двухосного растяжения $\boldsymbol{\Pi} = +1{,}47$, $\boldsymbol{TF} = +0{,}7$.

Заключение

1. Сходимость численного решения задачи исследуется путем последовательного повышения размерности дискретной конечно-элементной модели – уменьшения характерного размера КЭ с Δ_1 = 4 мм до Δ_4 = 0,2 мм. Численными экспериментами установлено, что достаточной является модель с характерным размером конечного элемента Δ_3 = 1 мм, на основе которой проведены все расчеты.

2. С повышением размерности задачи и уменьшением размеров КЭ максимальные расчетные деформации значительно возрастают в локальных зонах со стороны удара и несколько увеличиваются с тыльной стороны. Поэтому выбор обоснованного расчетно-экспериментального деформационного критерия прочности необходимо проводить на основе сошедшегося численного решения.

3. Численные исследования показывают, что со стороны удара критические уровни интенсивности пластических деформаций близки для обоих вариантов нагружения: V_0 = 160,8 м/с, $\beta \sim -10°$ и V_0 = 195 м/с, $\beta \sim 0°$ и составляют $\varepsilon^p_{\text{кр}} = 2{,}5\delta$. Разрушение, срез и смятие мишени реализуется в условиях трехосного сжатия, $\boldsymbol{\Pi} = -1{,}6$ и интенсивного сдвига, $\overline{\varepsilon}_{yz} \sim 1{,}0$, что приводит к локальному утонению мишени в первом режиме на глубину h_1 = 4,4 мм, во втором – на h_2 = 9,3 мм.

4. С тыльной стороны в первом варианте нагружения максимальная интенсивность пластических деформаций возрастает до $\varepsilon^p_{\max} = \delta$ в условиях двухосного растяжения, $\boldsymbol{\Pi} \sim +1{,}40$, при этом мишень сохраняет прочность в этой зоне. Разрушение мишени с тыльной стороны происходит во втором варианте нагружения при достижении $\varepsilon^p_{\text{кр}} = 1{,}17\delta$ в условиях, близких к двухосному растяжению, $\boldsymbol{\Pi} \sim +1{,}47$.

5. Процесс сквозного разрушения мишени включает в себя два этапа. На первом этапе с $t_{\text{нач.}} \sim 40$ мкс до $t_{\text{кон.}} = 485$ мкс реализуется срез, смятие и утонение мишени со стороны удара. На втором этапе, начиная с момента времени $t_{\text{нач.}} = 135$ мкс до $t_{\text{кон.}} = 625$ мкс, происходит разрыв и разрушение мишени с тыльной стороны. Моделирование процесса разрушения необходимо проводить на основе двухпараметрического деформационного критерия ($\varepsilon^p_{\text{кр}}$, $\boldsymbol{\Pi}$), учитывающего как предельное значение пластической деформации, так и вид напряженного состояния.

Библиографический список

1. Jet engine fan blade containment using two alternative geometries / K. Carney, M. Pereira, D. Revilock, P. Matheny // 4th European LS-DYNA Users Conference. – Ulm, Germany, 2003.

2. Hermosilla, U. Blade impact simulation against turbine casing / U. Hermosilla, J.L. Alcarac, A.M. Aja // ABAQUS User's conference. – 2004.

3. Numerical analysis of aircraft engine fan blade-out / Y.N. Shmotin [et al.] // 42nd AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit (Paper No. AIAA 2066-4620), 9–12 July 2006. – Sacramento, CA, 2006.

4. Jet engine fan blade containment using alternative geometry / K.S. Carney, J.M. Pereira, D.M. Revilock, P. Matheny // International Journal of Impact Engineering 36. – 2009. – P. 720–728.

5. Perforation of aero-engine fan casing by a single rotating blade / Q. He, H. Huan, L. Liu, W. Hong, R. Wu // Aerospace Science and Technology. – 2013. – Vol. 25. – P. 236–241.

6. Бузюркин, А.Е. Численное моделирование аварийного обрыва лопатки вентилятора газотурбинного двигателя / А.Е. Бузюркин, И.Л. Гладкий, Е.И. Краус // Обработка металлов. – 2014. – № 4 (65). – С. 52–65.

7. Расчетно-экспериментальный критерий динамической прочности корпуса газотурбинного двигателя при обрыве лопатки / А.А. Рябов, В.И. Романов, С.С. Куканов, Ю.Н. Шмотин, Д.В. Габов // Вестник Московского авиационного института. – 2015. – Т. 22, № 3. – С. 76–84.

8. Eryilmaz, I. Multi-blade shedding in turbines with different casing and blade tip architecture / I. Eryilmaz, B. Guenchi, V. Pachidis // Aerospace Science and Technology. – 2019. – Vol. 87. – P. 300–310. DOI: 10.1016/j.ast.2019.02.025

9. Numerical simulations of a flight recorder's case penetration resistance test / A.A. Ryabov, V.I. Romanov, S.S. Kukanov, D.V. Roschihmarov // The 4-th European LS-DYNA Conference, May 21-23. – Ulm, Germany, 2003. – P. G-II-23-31.

10. Computational analysis of compressed stiffened composite panel with impact damage / A.A. Ryabov, E.E. Maslov, D.Y. Strelec, V.G. Slobodchikov // Aerospace. – 2019. – Vol. 6(25). – P. 1–11. DOI: 10.3390/aerospace6030025

11. Numerical stress analysis of spent nuclear fuel transport package in normal and accident conditions / R.I. Il'kaev, V.P. Soloviyov [et al.] // PATRAM 2016. The 18th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials. – Kobe, Japan, 2016.

12. Ammerman, D.J. Testing and analysis to determine the shell thickness required to prevent puncture / D.J. Ammerman, H.D. Radloff, E.J. Eifert // Proceedings of the 12th International Conference on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials. PATRAM 98. – Paris, France, May 10-15. – 1998. – Vol. 3. – P. 1255–1262.

13. Perforation of aluminum plates with ogive-nose steel rods at normal and oblique impacts / A.J. Piekutowski, M.J. Forrestal, K.L. Poormon, T.L. Warrant // International Journal of Impact Engineering. – 1996. – Vol. 18. – P. 877–887.

14. Численное исследование пробития алюминиевой плиты заостренным стальным ударником при скорости удара 0.3÷0.86 км/с / А.А. Краюхин, А.Г. Иоилев, А.Л. Стадник, Ю.В. Янилкин // Прикладные задачи высокоскоростного удара / под ред. Ю.Н. Бухарева. – Саров: ФГУП «РФЯЦ-ВНИИЭФ», 2011ю – С. 261–265.

15. Писаренко, Г.С. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии / Г.С. Писаренко, А.А. Лебедев. – Киев: Наукова думка, 1976.

16. Казаков Д.А. Моделирование процессов деформирования и разрушения материалов и конструкций / Д.А. Казаков, С.А. Капустин, Ю.Г. Коротких. – Нижний Новгород: ННГУ, 1999. – 225 с.

17. Strain-based acceptance criteria for spent fuel storage and transportation containers / G.S. Bjorkman, D. Ammerman, S. Snow, D.K. Morton // PATRAM-2010. – London, 2010.

18. Hancock, J.W. On the role of strain and stress state in ductile fracture / J.W. Hancock, D.K. Brown // J. Mech. Phys. Solids. – 1983. – Vol. 31, no. 1. – P. 1–24.

19. Bao, Y. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space / Y. Bao, T. Wierzbicki // International Journal of Mechanical Science. – 2004. – Vol. 46. – P. 81–98.

20. Dynamic deformation and failure criterion of cylindrical shells subjected to explosive loading / V.G. Bazhenov, A.A. Ryabov, V.I. Romanov, E.E. Maslov; H. Altenbach, V.A. Eremeyev, L.A. Igumnov (eds) // Multiscale Solid Mechanics. Advanced Structured Materials. – 2021. – Vol. 141. – P. 47–55. DOI: 10.1007/978-3-030-54928-2_5

21. Dynamic deformation and rupture of fastening elements / A.A. Ryabov, S.S. Kukanov, D.Y. Strelets [et al.] // J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng. – 2022. – Vol. 44(88). DOI: 10.1007/s40430-022-03389-y

22. Johnson, G. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates temperatures and pressures / G. Johnson, W. Cook // Engineering Fracture Mechanics. – 1985. – Vol. 21. – P. 31–48. DOI: 10.1016/0013-7944(85)90052-9

23. The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes / S. Dey, T. Børvik, O.S. Hopperstad, J.R. Leinum, M. Langseth // Int J Impact Eng. – 2004. – Vol. 30 (8). – P. 1005–1038.

24. Vershinin, V.V. Validation of metal plasticity and fracture models through numerical simulation of high velocity perforation / V.V. Vershinin // International Journal of Solids and Structures. – 2015. – Vol. 67–68. – P. 127–138.

25. Predicting ballistic impact failure of aluminium 6061-T6 with the rate-independent Bao-Wierzbicki fracture model / A. Gilioli, A. Manes, M. Giglio, T. Wierzbicki // Int. J. Impact Eng. – 2015. – Vol. 76. – P. 207–220.

26. Tip failure and residual velocity in impact of hollow Al-6061 T6 projectiles on thin Al-6061 T6 plates / M. Vishal [et al.] // Procedia Engineering. – 2017. – Vol. 173. – P. 271–277.

27. Effect of the Lode parameter in predicting shear cracking of 2024-T351 aluminum alloy Taylor rods / X. Xiao [et al.] // International Journal of Impact Engineering. – 2018. – Vol. 120. – P. 185–201.

28. Experimental and numerical study on the ballistic impact behavior of 6061-T651 aluminum alloy thick plates against blunt nosed projectiles / Y. Deng [et al.] // International Journal of Impact Engineering. – 2020. – Vol. 144. – 103659. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103659

29. Experimental and numerical investigation on the ballistic resistance of 2024-T351 aluminum alloy plates with various thicknesses struck by blunt projectiles / J. Han [et al.] // International Journal of Impact Engineering. – 2022. – Vol. 163. – P. 104182–104182.

30. Experimental and numerical study on the ballistic resistance of 6061-T651 aluminum alloy thin plates struck by different nose shapes of projectiles / Y. Deng [et al.] // Journal of Impact Engineering. – 2022. – Vol. 160. – P. 104083.

31. Effect of Lode angle and projectile diameter on the ballistic resistance of 6061-T651 aluminum alloy plates struck by hemispherical nosed projectile / Y. Deng [et al.] // European Journal of Mechanics A-solids. – 2023. – 01 May. – P. 105030-105030.

32. Effect of Lode angle incorporation into a fracture criterion on predicting the ballistic resistance of 2024-T351 aluminum alloy plates struck by cylindrical projectiles with different nose shapes / Y. Wang, X. Chen, X. Xiao, V. Vershinin, R. Ge, D. Li // Int J Impact Eng. – 2020. – Vol. 139. – Article 103498.

33. Zhang, Z. Effect of stress triaxiality cut-off value in the fracture criterion on predicting the ballistic behavior of Al2024-T351 plate impacted by blunt-hemisphereand ogival-nosed projectiles / Z. Zhang, Y. Wu, F. Huang // Journal of Materials Research and Technology. – Vol. 25. – P. 138–165.

34. Lou, Y. Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality / Y. Lou, J.W. Yoon, H. Huh // Int. J. Plast. – 2014. – Vol. 54. – P. 56–80.

35. Papasidero, J. Ductile fracture of aluminum 2024-T351 under proportional and non-proportional multi-axial loading: Bao–Wierzbicki results revisited / J. Papasidero, V. Doquet, D. Mohr // International Journal of Solids and Structures. – 2015. – Vol. 69–70. – P. 459–474.

36. Zhang, Z. Extension of a shear-controlled ductile fracture criterion by considering the necking coalescence of voids / Z. Zhang, Y. Wu, F. Huang // Int. J Solid Struct. – 2021. – P. 236–237.

37. Lou, Y. Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality / Y. Lou, J. Yoon, H. Huh // Int J Plast. – 2014. – Vol. 54.

38. Nahshon, K. Modification of the Gurson model for shear failure / K. Nahshon, J.W. Hutchinson // Eur. J. Mech. A/Solids. – 2008. – Vol. 27. – P. 1–17.

39. Васидзу, К. Вариационные методы в теории упругости и пластичности / К. Васидзу. – М.: Мир, 1987.

40. Пакет программ ЛОГОС. Модуль решения динамических задач прочности / В.Ф. Спиридонов, К.В. Циберев, Д.Ю. Дьянов [и др.] // Журнал ВАНТ. Сер. Математическое моделирование физических процессов. – 2018. – Вып. 1. – С. 3–13.

41. Давиденков, Н.Н. Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца / Н.Н. Давиденков, Н.И. Спиридонова // Заводская лабораторияю – 1945. – Т. XI, № 6. – С. 583–593.

42. Баженов, В.Г. Математическое моделирование и методы идентификации деформационных и прочностных характеристик материалов / В.Г. Баженов // Физическая мезомеханика. – 2007. – Т. 10, № 5. – С. 91–105.

43. Mirone, G. A new model for the elastoplastic characterization and the stress–strain determination on the necking section of a tensile specimen / G. Mirone // International Journal of Solids and Structures. – 2004. – Vol. 41. – P. 3545–3564.

44. Численное и экспериментальное исследование упругопластических процессов растяжения-кручения цилиндрических образцов из стали 09Г2С при больших деформациях / В.Г. Баженов, Д.А. Казаков, Е.В. Нагорных [и др.] // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – 2017. – № 4-2(324). – С. 76–82.

45. Xue, L. Ductile fracture initiation and propagation modeling using plasticity theory / L. Xue, T. Wierzbicki // Engineering Fracture Mechanics. – 2008. – Vol. 75, iss. 11. – P. 3276–3293.

46. An investigation of the constitutive behavior of Armox 500T steel and armor piercing incendiary projectile material / M.A. Iqbal, K. Senthil, P. Sharma, N.K. Gupa // International Journal of Impact Engineering. – 2016. – Vol. 96. – P. 146–164.

47. Effects of different heat treatments on the dynamic shear response and shear localization in Inconel 718 alloy / W. Song [et al.] // Mater Sci Eng, A. – 2018.

48. Popławski, A. Identification of Armox 500T steel failure properties in the modeling of perforation problems / A. Popławski, P. Kędzierski, A. Morka // Materials & Design. – 2020. – Vol. 190. – 108536.

49. Радченко, П.А. Влияние вращения ударника на разрушение при высокоскоростном ударе / П.А. Радченко, С.П. Батуев, А.В. Радченко // Физическая мезомеханика. – 2021. – Т. 24(6). – С. 25–35.

50. Ballistic perforation and penetration of 6xxx-series aluminum alloys: A review / R. Dubey, R. Jayaganthan, D. Ruand, N.K. Gupta, N. Jones, R. Velmurugan // International Journal of Impact Engineering. – 2023. – Vol. 172. – 104426

51. Plasticity ductile fracture and ballistic impact behavior of Ti-6Al-4V Alloy / S. Wu, C. Zhou, Y. Shi, A. Hu, X. Xiao // International Journal of Impact Engineering. – 2023. – Vol. 174. – 104493.

52. Mateos, D. Effect of stress on adiabatic shear banding in Al2024-T351 / D. Mateos, S. Boakye-Yiadom // International Journal of Impact Engineering. – 2023. – Vol. 178. – 104602

53. The damage characteristics and formation mechanism of ultrahigh strength 7055 aluminum alloy under hypervelocity impact / W. Zhang, X. Zhang, L. He, P. Li // International Journal of Impact Engineering. – 2023. – Vol. 180. – 104718.

54. Novel method in the modeling of adiabatic shear bands in ballistic impact: An application on Inconel 718 alloy / S. Dolci, K.S. Carney, P. Du Bois, D. Revilock, C. Ruggeri, C.D. Kan // International Journal of Impact Engineering. – 2023. – Vol. 182. – 104763.

55. Orthogonal impact load in 6061-T651 and 7075-T651 aluminum alloy plates / J.A. Frutos, R.R. Ambriz, Ch.J. Garcı´a, D. Jaramillo // Journal of Material Research and Technology. – 2023. – Vol. 26. – P. 4245–4262.

56. High-velocity impact failure modeling of Armox 500T steel: Model validation and application to structural design / K. Mao, G. Toussaint, A. Komrakova, J.D. Hogan // International Journal of Impact Engineering. – 2024. – Vol. 183. – 104790.

57. Coupled effect of stress state and strain rate on ductile fracture of Ti6A14V alloy / W. Dou, Z. Xu, Y. Han, M. Su, F. Huang // International Journal of Impact Engineering. – 2024. – Vol. 187. – 104898.

References

1. Carney K., Pereira M., Revilock D., Matheny P. Jet Engine Fan Blade Containment using Two Alternative Geometries., 4th European LS-DYNA Users Conference, Ulm, Germany, 2003.

2. Hermosilla U., Alcarac J. L., Aja A.M. Blade impact simulation against turbine casing. ABAQUS User's conference, 2004.

3. Shmotin Y.N. et al. "Numerical Analysis of Aircraft Engine Fan Blade-out", 42nd AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit (Paper No. AIAA 2066-4620), 9–12 July 2006, Sacramento, CA, 2006.

4. Carney K. S. Pereira J. M., Revilock D. M., Matheny P. Jet engine fan blade containment using alternative geometry. International Journal of Impact Engineering 36, 2009, pp. 720-728.

5. He Q., Huan H., Liu L., Hong W., Wu R. Perforation of aero-engine fan casing by a single rotating blade. Aerospace Science and Technology, volume 25, 2013, pp. 236-241.

6. Buzyurkin A. E., Gladky I. L., Kraus E. I. Chislennoe modelirovanie obryva lopatki ventilyatora gazoturbinnogo lvigatelya. Obraotka metallov, №4 (65), 2014, str. 52-65

7. Ryabov A. A., Romanov V. I., Kukanov S. S., Shmotin Y. N., Gabov D. V. Rashetno-eksperimentalny kriteriy dinamicheskoy prochnosti korpusa gasoturbinnogo dvigatelya pri obryve lopatki. Vestnik Moskovskogo aviacionnogo intituta. Vol. 22, №3, 2015, str. 76-84.

8. Eryilmaz I., Guenchi B., Pachidis V. Multi-blade shedding in turbines with different casing and blade tip architecture. Aerospace Science and Technology. Volume 87, 2019, pp. 300-310. DOI: 10.1016/j.ast.2019.02.025.

9. Ryabov A. A., Romanov V. I., Kukanov S. S., Roschihmarov D. V. Numerical simulations of a flight recorder's case penetration resistance test. The 4-th European LS-DYNA Conference, May 21-23, Ulm, Germany, 2003, pages G-II-23-31

10. Ryabov A.A., Maslov E. E., Strelec D.Y., Slobodchikov V.G. Computational Analysis of Compressed Stiffened Composite Panel with Impact Damage. Aerospace 2019, 6, 25, pp. 1-11; https://doi:10.3390/aerospace6030025

11. Il'kaev R.I, Soloviyov V.P. et al. Numerical Stress Analysis of Spent Nuclear Fuel Transport Package in Normal and Accident Conditions. PATRAM 2016. The 18th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials. Kobe, Japan, September 18-23, 2016.

12. Ammerman D. J., Radloff H. D., Eifert E. J. Testing and Analysis to Determine the Shell Thickness Required to prevent Puncture. Proceedings of the 12th International Conference on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials. PATRAM 98, Paris, France, May 10-15, 1998,Volume 3, p. 1255-1262.

13. Piekutowski A. J., Forrestal M. J. Poormon K. L., Warrant T. L. Perforation of aluminum plates with ogive-nose steel rods at normal and oblique impacts International Journal of Impact Engineering, volume 18, 1996, pp. 877-887.

14. Krayuchin A. A., Iolilev A. G., Stadnik A. L., Yanilkin Y. V. Chislennoe issledovanie probitiya aluminievoy plity zaostrennym stalnym udarnikom pri skorosty udara 0.3÷0.86 km/s. Sb. "Prikladnye zadachi vysokoskorostnogo udara ". Pod red. Y N. Buchareva. Sarov: FGUP "RFNC-VNIIEF, 2011, s. 261-265.

15. Pisarenko G. S., Lebedev A. A. Deformirovanie i prochnost pri slognom napryagonnom sostoyanii. «Naukova Dumka», Kiev, 1976.

16. Kazakov D. A., Kapustin S. A., Korotkich Y. G. Modelirovanie processov deformirovaniya i razrusheniy materialov i konstrukciy. Nizhny Novgorod, NNGU. 1999, 225s.

17. Bjorkman G. S., Ammerman D., Snow S., Morton D.K. Strain-Based Acceptance Criteria for Spent Fuel Storage and transportation Containers. PATRAM-2010, London, 2010.

18. Hancock J. W., Brown D. K. On the Role of Strain and Stress State in Ductile Fracture. J. Mech. Phys. Solids. Vol. 31, No. 1, 1983, pp. 1-24.

19. Bao Y., Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. International Journal of Mechanical Science 46, 2004, pp. 81-98.

20. Bazhenov V.G., Ryabov A.A., Romanov V.I., Maslov E.E. (2021) Dynamic Deformation and Failure Criterion of Cylindrical Shells Subjected to Explosive Loading. In: Altenbach H., Eremeyev V.A., Igumnov L.A. (eds) Multiscale Solid Mechanics. Advanced Structured Materials, vol 141. pp 47-55. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-030-54928-2_5

21. Ryabov, A.A., Kukanov, S.S., Strelets, D.Y. et al. Dynamic deformation and rupture of fastening elements. J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng. 44, 88, 2022. https://doi.org/10.1007/s40430-022-03389-y

22. Johnson G., Cook W. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates temperatures and pressures. Engineering Fracture Mechanics, volume 21, 1985, pp. 31-48. https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9

23. Dey S., Børvik T., Hopperstad O.S., Leinum J.R., Langseth M. The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes Int J Impact Eng, 30 (8) (2004), pp. 1005-1038

24. Vershinin V. V. Validation of metal plasticity and fracture models through numerical simulation of high velocity perforation. International Journal of Solids and Structures 67–68 (2015) 127–138.

25. Gilioli A., Manes A., Giglio M., Wierzbicki T. Predicting ballistic impact failure of aluminium 6061-T6 with the rate-independent Bao-Wierzbicki fracture model, Int. J. Impact Eng. 76 (2015) 207-220.

26. Vishal M. at al. Tip failure and residual velocity in impact of hollow Al-6061 T6 projectiles on thin Al-6061 T6 plates. Procedia Engineering, 173 (2017) p. 271-277.

27. Xiao X. at al. Effect of the Lode parameter in predicting shear cracking of 2024-T351 aluminum alloy Taylor rods. International Journal of Impact Engineering, 2018, Volume 120, p. 185-201.

28. Deng Y. et al. Experimental and numerical study on the ballistic impact behavior of 6061-T651 aluminum alloy thick plates against blunt nosed projectiles. International Journal of Impact Engineering, 2020 Vol. 144, 103659. https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2020.103659

29. Han J. et al. Experimental and numerical investigation on the ballistic resistance of 2024-T351 aluminum alloy plates with various thicknesses struck by blunt projectiles. International Journal of Impact Engineering 2022, Vol. 163, pp 104182-104182.

30. Deng Y et al. Experimental and numerical study on the ballistic resistance of 6061-T651 aluminum alloy thin plates struck by different nose shapes of projectiles. Journal of Impact Engineering, 2022, Vol. 160, pp 104083.

31. Deng Y. et al. Effect of Lode angle and projectile diameter on the ballistic resistance of 6061-T651 aluminum alloy plates struck by hemispherical nosed projectile. European Journal of Mechanics A- solids – 01 May 2023 pp 105030-105030

32. Wang Y., Chen X., Xiao X., Vershinin V., Ge R., Li D. Effect of Lode angle incorporation into a fracture criterion in predicting the ballistic resistance of 2024-T351 aluminum alloy plates struck by cylindrical projectiles with different nose shapes Int J Impact Eng, 139 (2020), Article 103498

33. Zhang Z., Wu Y., Huang F. Effect of stress triaxiality cut-off value in the fracture criterion on predicting the ballistic behavior of Al2024-T351 plate impacted by blunt- hemisphereand ogival-nosed projectiles. Journal of Materials Research and Technology, vol. 25, pp. 138-165.

34. Lou, Y., Yoon, J.W., Huh, H., Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality. Int. J. Plast. 54, 2014, p. 56–80.

35. Papasidero J., Doquet V., Mohr D. Ductile fracture of aluminum 2024-T351 under proportional and non-proportional multi-axial loading: Bao–Wierzbicki results revisited. International Journal of Solids and Structures 69–70, (2015) 459–474.

36. Zhang Z., Wu Y., Huang F. Extension of a shear-controlled ductile fracture criterion by considering the necking coalescence of voids. Int. J Solid Struct. (2021), pp. 236-237.

37. Lou Y., Yoon J., Huh H. Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality Int J Plast, 54, 2014.

38. Nahshon, K., Hutchinson, J.W. Modification of the Gurson model for shear failure. Eur. J. Mech. A/Solids 27, 2008, p. 1–17.

39. Vasidzu K. Variaconnye metody v teorii uprugosti i plastichnosty. M.: Mir, 1987.

40. Spiridonov V. F., Ciberev K. V. Dyanov D. Y. Bbdr. Paket program LOGOS. Modul resheniya dinamicheskih zadach prochnosti. – Gurnal VANT. Ser. Matematicheskoe modelirovanie fizicheskih processov, vyp. 1, 2018, s.3-13.

41. Davidenkov N. N. Spiridonova N. I Analiz napryagonnogo sosotoyania v sheike rastianutogo obrazca. – «Zavodskaya laboratoria», 1945, v. XI, №6, s. 583-593.

42. Bazhenov V. G. Matematicheskoe modelirovanie i metody identifikacii deformacionnych i prochnostnych harakteristik materialov. Fizicheskaya mezomechanika, v. 10, №5, 2007, str. 91-105.

43. Mirone G. A new model for the elastoplastic characterization and the stress–strain determination on the necking section of a tensile specimen. International Journal of Solids and Structures, 41, 2004, pp. 3545 – 3564.

44. Bazhenov V. G. Kazakov D. A., Nagornih V. V. i dr. Chislennoe i eksperimentalnoe issledovanie uprugoplsticheskih processov rastyagenia-kruchenia cilindricheskih obrazcov iz staly 09G2S pri bolshih deformaciyah // Fundamentalnye i prikladnye problemy techniki i technologii № 4-2(324), 2017, str. 76-82.

45. Xue L., Wierzbicki T. Ductile fracture initiation and propagation modeling using plasticity theory. Engineering Fracture Mechanics, Volume 75, Issue 11, July 2008, pages 3276-3293.

46. Iqbal M. A., Senthil K., Sharma P., Gupa N. K. An investigation of the constitutive behavior of Armox 500T steel and armor piercing incendiary projectile material. International Journal of Impact Engineering, Volume 96, October 2016, pages 146-164.

47. Song W. et al. Effects of different heat treatments on the dynamic shear response and shear localization in Inconel 718 alloy Mater Sci Eng, A (2018).

48. Popławski A., Kędzierski P., Morka A. Identification of Armox 500T steel failure properties in the modeling of perforation problems. Materials & Design, Volume 190, May 2020, 108536.

49. Radchenko P. A., Batuev S. P., Radchenko S. P. Effect of projectile rotation in high-speed impact fracture. Physical mezomechanics 2021, 24, 6, p. 25–35.

50. Dubey R., Jayaganthan R., Ruand D., Gupta N. K., Jones N., Velmurugan R. Ballistic perforation and penetration of 6xxx-series aluminum alloys: A review International Journal of Impact Engineering, 172, (2023) 104426

51. Wu S., Zhou C., Shi Y., Hu A., Xiao X. Plasticity ductile fracture and ballistic impact behavior of Ti-6Al-4V Alloy. International Journal of Impact Engineering, 174, (2023) 104493

52. Mateos D., Boakye-Yiadom S. Effect of stress on adiabatic shear banding in Al2024-T351. International Journal of Impact Engineering, 178, (2023) 104602

53. Zhang W., Zhang X., He L., Li P. The damage characteristics and formation mechanism of ultrahigh strength 7055 aluminum alloy under hypervelocity impact. International Journal of Impact Engineering, 180, (2023) 104718

54. Dolci, S., Carney, K.S., Du Bois, P., Revilock, D., Ruggeri, C., & Kan, C.D. Novel method in the modeling of adiabatic shear bands in ballistic impact: An application on Inconel 718 alloy. International Journal of Impact Engineering, 182, (2023) 104763

55. Frutos. J. A, Ambriz R.R. , Garcı´a Ch. J., Jaramillo D. Orthogonal impact load in 6061-T651 and 7075- T651 aluminum alloy plates. Journal of Material Research and Technology, Volume 26 (2023) p. 4245-4262

56. Mao K., Toussaint G., Komrakova A., Hogan J. D. High-velocity impact failure modeling of Armox 500T steel: Model validation and application to structural design. International Journal of Impact Engineering, 183, (2024) 104790.

57. Dou W., Xu Z., Han Y., Su M., Huang F. Coupled effect of stress state and strain rate on ductile fracture of Ti6A14V alloy. International Journal of Impact Engineering, 187, (2024) 104898.

Финансирование. Работа выполнена при финансовой поддержке Государственного задания Минобрнауки России (проект № FSWR-2023-0036).

Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Вклад авторов равноценен.

Financing. The work was carried out with the financial support from the State Assignment of the Ministry of Education and Science of Russia (Project No. FSWR-2023-0036).

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

The contribution of the authors is equivalent.