

Список литературы

1. А.Ю. Константинов, В.А. Мартынов, Н.В. Мошкина «Применение численных методов для оценки термомеханических свойств дисперсных композитных материалов». «Экстремальные состояния вещества. Детонация. Ударные волны». Международная конференция XV Харитоновские тематические научные чтения, сборник докладов. Саров 2013г.
2. «Экспериментальные данные по ударно-волновому сжатию и адиабатическому расширению конденсированных веществ». Р.Ф. Трунин, Л.Ф. Гундаренко, М.В. Жерноклетов, Г.В. Симаков, ВНИИЭФ РФ ЯЦ, Саров 2006.
3. М.Н. Магомедов «Изменение теплофизических свойств алмаза при изотермическом сжатии». Журнал технической физики, 2017, том 87, вып.5.
4. «Физические величины: справочник»/ Под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова – М.; Энергоатомиздат, 1991г.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МОДИФИЦИРОВАННЫХ МОДЕЛЕЙ ДЖОНСОНА-КУКА ПРИ ЧИСЛЕННОМ МОДЕЛИРОВАНИИ ПРОБИВАНИЯ СТАЛЬНЫХ ПРЕГРАД

А.В.Городничес^{1,2}, А.Г.Иоилес^{1,2}, О.Н.Пронина¹, С.С.Соколов¹, А.Л.Стадник¹, Т.И.Чайка¹

¹ Российский Федеральный Ядерный Центр (ВНИИЭФ), Саров, Россия

² СарФТИ НИЯУ «МИФИ», Саров, Россия

При скорости удара, близкой к баллистическому пределу, тупые ударники пробивают пластичные преграды в режиме выбивания «пробки» [1]. К образованию «пробки» приводит локализация сдвига с последующим образованием магистральной трещины. Соответственно, нормальный удар цилиндрического (стержневого) ударника с плоской головной частью (плоским торцем) по преграде с выбиванием из неё «пробки» может рассматриваться как двумерная валидационная задача для моделей упругопластичности и сдвигового разрушения при достаточно высокой скорости деформации (10^4 - 10^5 с⁻¹).

Для численного моделирования процессов высокоскоростного деформирования и разрушения металлов Джонсон и Кук разработали модели пластичности [2] и сдвигового разрушения [3], в которых учитываются деформационное и скоростное упрочнение и термическое разупрочнение. Модели Джонсона-Кука широко используются при численном моделировании высокоскоростного пробивания и проникания и, гораздо реже, взрывного разрушения.

В оригинальной формулировке модели пластичности Джонсона-Кука [2] предполагается, что модуль сдвига постоянен $G=G_0=const.$, а предел текучести зависит от пластической деформации, скорости пластической деформации и температуры, причём эти эффекты упрочнения и разупрочнения действуют независимо друг от друга:

$$Y = \left[A + b \cdot \varepsilon_p^k \right] \cdot \left[1 + C \cdot \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \cdot \left[1 - \bar{T}^m \right] \text{ при } \bar{T} < 1 \text{ и } Y=0 \text{ при } \bar{T} \geq 1, \quad (1)$$

где ε_p – интенсивность пластической деформации, $\dot{\varepsilon}_p$ – интенсивность скорости пластической деформации, $\dot{\varepsilon}_0$ – нормировка скорости пластической деформации (обычно $\dot{\varepsilon}_0 = 1$ с⁻¹),

$\bar{T} = \frac{T - T_0}{T_m - T_0}$ – приведённая (гомологическая) температура, T_m – температура плавления,

T_0 – начальная температура (обычно $T_0=300^\circ\text{K}$). Обычно $A=Y_0$ – статический предел текучести при нормальных условиях, a, b, k, C и m – параметры аппроксимаций экспериментальных зависимостей $Y(\varepsilon_p)$, $Y(\dot{\varepsilon}_p)$ и $Y(T)$.

Температура материала растёт не только при объёмных неадиабатических сжатии и разгрузке, но и из-за диссипации энергии при пластическом сдвиговом деформировании:

$$\Delta T = \frac{1}{\rho \cdot C_V} \cdot \int Y(\varepsilon_p) d\varepsilon_p, \quad (2)$$

где ρ и C_V – плотность и коэффициент удельной теплоёмкости материала.

Джонсон и Кук предложили при моделировании деформирования и разрушения металлов в дополнение к модели пластичности (1) использовать следующую модель разрушения [3]:

- при $\sigma^* > 1.5$ ($\sigma^* = P/Y$, где P – давление, Y – предел текучести) применяется откольный критерий разрушения – локальный критерий с мгновенным разрушением при достижении растягивающим (отрицательным) давлением значения P_{crit} ;
- при $\sigma^* \leq 1.5$ применяется модель сдвигового разрушения с мерой повреждённости D в виде

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_f}, \quad (3)$$

где $\Delta \varepsilon_p$ – приращение интенсивности пластической деформации, а

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \cdot \exp(D_3 \cdot \sigma^*)] \cdot \left[1 + D_4 \cdot \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \cdot [1 + D_5 \cdot \bar{T}]. \quad (4)$$

Разрушение материала наступает при $D=1$.

Учесть влияние повреждённости материала в моделях пластичности и разрушения Джонсона-Кука можно следующим образом [4]:

1. В выражении для предела текучести (1) использовать пластическую деформацию повреждённого материала ε_d :

$$\varepsilon_d = (1 - D) \cdot \varepsilon_p, \quad (5)$$

(для неповреждённого материала $\varepsilon_d = \varepsilon_p$) и ввести поправку на $(1-D)$:

$$Y = (1 - D) \cdot [A + b \cdot \varepsilon_d^k] \cdot \left[1 + C \cdot \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \cdot [1 - \bar{T}^m]. \quad (6)$$

2. Ввести критическое значение повреждённости $D_c \leq 1$, при котором возникает макротрещина.

3. Ввести значение пороговой пластической деформации ε_c , при превышении которой начинается накопление сдвиговой повреждённости:

$$\frac{dD}{dt} = \begin{cases} 0, & \varepsilon_p < \varepsilon_c \\ D_c \cdot \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\varepsilon_f - \varepsilon_c}, & \varepsilon_p \geq \varepsilon_c \end{cases} \quad (7)$$

Параметры D_c и ε_c являются подгоночными, поскольку, в отличие от параметров оригинальных моделей Джонсона-Кука, они не вычисляются как коэффициенты аппроксимаций при обработке независимых экспериментальных данных. При $D_c=1$ и $\varepsilon_c=0$ подгонки нет.

В модели пластичности Джонсона-Кука модуль сдвига постоянен $G=G_0=const.$, а предел текучести материала определяется выражением (1) (или (6)) и не зависит от всестороннего сжатия. Известно, однако, что при сжатии материала как модуль сдвига, так и предел текучести должны увеличиваться, а при повышении температуры – уменьшаться. Эти эффекты отражены, например, в моделях пластичности Стейнберга [5] и Глушака [6], при модификации модели Джонсона-Кука их можно учесть без введения дополнительных параметров следующим образом:

1. Ввести такую же зависимость модуля сдвига и предела текучести от «холодного» сжатия материала (в качестве характеристики удобно выбрать $\delta = \rho/\rho_0$), как и для «холодного» модуля объёмного сжатия $K = \rho \cdot c \cdot x^2$ в уравнении состояния (УРС).

2. Ввести такую же зависимость модуля сдвига от температуры, как и для предела текучести. При использовании простого УРС в форме Ми-Грюнайзена [7]

$$P = P_x(\rho) + \Gamma \cdot \rho \cdot E_T, \quad E_T = E - E_x(\rho) \quad (8)$$

с аппроксимацией Мурнагана [8] для «холодных» частей давления P_x и внутренней энергии E_x :

$$P_x(\rho) = \frac{K_0}{n} \cdot (\delta^n - 1) \quad \text{и} \quad E_x(\rho) = \frac{K_0}{\rho_0 \cdot n} \cdot \left[\frac{\delta^{n-1} - 1}{n-1} - 1 + \frac{1}{\delta} \right] \quad (9)$$

где P и ρ – текущие давление и плотность, «холодный» модуль объёмного сжатия зависит от $\delta = \rho/\rho_0$ как

$$\frac{K}{K_0} = \delta^n. \quad (10)$$

В УРС (8-9) коэффициенты удельной теплоёмкости C_V и Грюнайзена Γ постоянны, приращение температуры T вычисляется как:

$$T - T_0 = \frac{E_T}{C_V}. \quad (11)$$

Считается, что первоначально материал находился при нормальных условиях, которым соответствуют $P=0$, $E_x=E_T=0$ и $\rho=\rho_0$ ($\delta=1$), $T_0=300^\circ\text{K}$ и $K_0=\rho_0 \cdot c \cdot \sigma^2$.

Таким образом, чтобы в модели пластичности Джонсона-Кука (1) учесть зависимость модуля сдвига и предела текучести от «холодного» сжатия материала и от повреждённости, надо использовать выражения

$$Y = (1-D) \cdot \left[A + b \cdot \varepsilon_p^k \right] \cdot \left[1 + C \cdot \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \cdot \delta^n \cdot [1 - \bar{T}^m] \quad \text{и} \quad G = (1-D) \cdot G_0 \cdot \delta^n \cdot [1 - \bar{T}^m], \quad (12)$$

причём в выражении (12) учтена также и зависимость модуля сдвига от температуры. На модуль сдвига накладывается ограничение снизу, а на предел текучести - снизу и сверху:

$$G \geq 0 \quad \text{и} \quad Y \geq 0 \quad \text{и} \quad Y/G \leq \text{const.} = C_Y. \quad (13)$$

Константа C_Y соответствует предельному переходу к теоретическому пределу текучести, по величине $C_Y \sim 1/15$, но конкретное значение C_Y – своё для каждого материала [9].

Модифицированные таким образом модели пластичности и разрушения Джонсона-Кука были применены при численном моделировании нормального пробивания стальной плиты малодеформируемым стальным ударником с плоской головной частью при скорости удара, близкой к баллистическому пределу. Расчёты соответствуют опытам В8 и В15 [10]. В обоих опытах: стержневой ударник (диаметр 20 мм, длина 80 мм, масса 197 г) из закалённой инструментальной стали Arne (hardened Arne tool steel); преграда - плита (толщина 12 мм, заземление в обойме на диаметре 500 мм) из высококачественной конструкционной стали Weldox 460E. В опыте В8 пробития преграды нет – скорость удара $V_0=181.5$ м/с меньше баллистического предела. В опыте В15 (скорость удара $V_0=189.6$ м/с больше баллистического предела) реализовалось пробитие преграды по механизму «выбивание пробки», раскрытие пробоины наступило в момент времени $t_p \approx 106$ мкс после удара. На фотографии продольного сечения преграды после опыта В8 (смотри рисунок 1) хорошо различима линия (в сечении – линия, на самом деле – почти цилиндрическая поверхность) локализованного сдвига, вдоль которой от угловой точки начинает образовываться трещина сдвига. При большей скорости удара в опыте В15 трещина прорастает до тыльной поверхности преграды, и происходит её разрушение с образованием практически цилиндрической «пробки» (смотри рисунок 2).

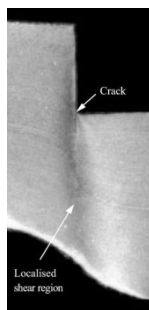


Рисунок 1. Фотография продольного сечения преграды после опыта B8 [10]

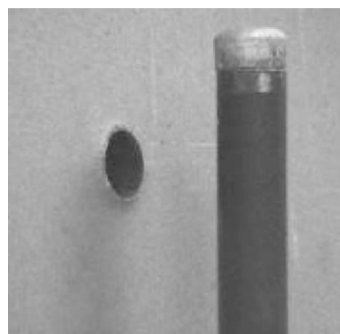


Рисунок 2. Фотографии продольного сечения преграды (слева) и ударника с выбитой «пробкой» (справа) после опыта B15 [10]

Расчёты опытов проводились в двумерной осесимметричной постановке с помощью лагранжевой методики ТИМ [11] на подвижной нерегулярной многоугольной лагранжевой сетке и с помощью лагранжево-эйлеровой методики ЭГАК [12] на неподвижной эйлеровой квадратной сетке. Размер счётной ячейки $h=0.01$ см (100 ячеек на радиус ударника, 120 ячеек на толщину преграды) выбран таким, чтобы теплопроводность за время счёта не привела к существенному преграды) выбран таким, чтобы теплопроводность за время счёта не привела к изменению температуры в счётной ячейке (в том числе и в области, прилегающей к полосе адиабатического сдвига), и, интегрально, к изменению динамики пробивания преграды.

Использованные в расчётах значения параметров УРС и моделей пластичности и разрушения приведены в таблицах 1-3. Для обоих материалов $T_0=300^\circ\text{K}$. Для стали Weldom 460E $\varepsilon=0$. Для описания разрушения стали Arne использовалась откольная модель.

Таблица 1. Значения параметров УРС, модуля сдвига и температуры плавления

Материал	ρ_0 , г/см ³	c_0 , км/с	n	Γ	C_v , кДж/(г·К)	G_0 , ГПа	T_m , °К
Сталь Arne	7.85	5.0475	1.01	1.907	$0.477 \cdot 10^{-3}$	76.69	1763
Сталь Weldom 460E	7.85	4.998	1.01	1.824	$0.452 \cdot 10^{-3}$	75.194	1800

Таблица 2. Значения параметров модели пластичности и откольного разрушения

Материал	A , ГПа	b , ГПа	k	C	m	$\dot{\varepsilon}_0$, с ⁻¹	P_{crit} , ГПа
Сталь Arne [2]	1.9	0.477	0.18	0.012	1.0	1.0	-1.92
Сталь Weldom 460E [4]	0.49	0.807	0.73	0.012	0.94	$5 \cdot 10^{-4}$	-1.59

Таблица 3. Значения параметров модели сдвигового разрушения

Материал	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Сталь Weldom 460E [4]	0.0705	1.732	-0.54	-0.0123	0

В расчётах варьировалось значение D_c от 0.3 [4] до 1. Наилучшее соответствие экспериментальным данным получено в паре расчётов ТИМ с $D_c=0.7$ и в паре расчётов ЭГАК с $D_c=0.55$: реализовались непробитие преграды при меньшей скорости удара $V_0=181.5$ м/с и её пробитие при большей скорости удара $V_0=189.6$ м/с, то есть был смоделирован баллистический предел, при этом прогиб тыльной стороны преграды при $V_0=189.6$ м/с качественно и количественно такой же, как в опыте B15 [10]. Отличие в значении подгоночного параметра D_c , при котором получается соответствие результатов расчётов ТИМ и ЭГАК опытным данным, связано с различием в численной реализации сопряжённых моделей: в методике ЭГАК использовано явное интегрирование дифференциального уравнения (7) с газодинамическим шагом по времени

(аналогично тому, как это делается в оригинальной модели Джонсона-Кука – смотри выражение (3)), в то время как в методике ТИМ – неявное.

На рисунке 4 приведены поля интенсивности пластической деформации ε_p , полученные в расчётах на момент времени $t=105$ мкс, соответствующий раскрытию пробоины в опыте В15 [10]. Во всех расчётах в преграде у периферийного края переднего торца ударника сформировалась зона локализованной пластической деформации, в которой интенсивность пластической деформации достигла уровня $\varepsilon_p \sim 0.75$, а температура $T \sim 500^\circ\text{K}$. В полосах локализованного сдвига интенсивность пластической деформации достигает $\varepsilon_p \sim 1.5$, а температура $T \sim 600^\circ\text{K}$. На рисунке 5 приведены расчётные конфигурации ударника и преграды (контуры) в момент времени 180 мкс в сравнении с фотографиями, полученными в опыте В15 [10] в близкий момент времени 182 мкс.

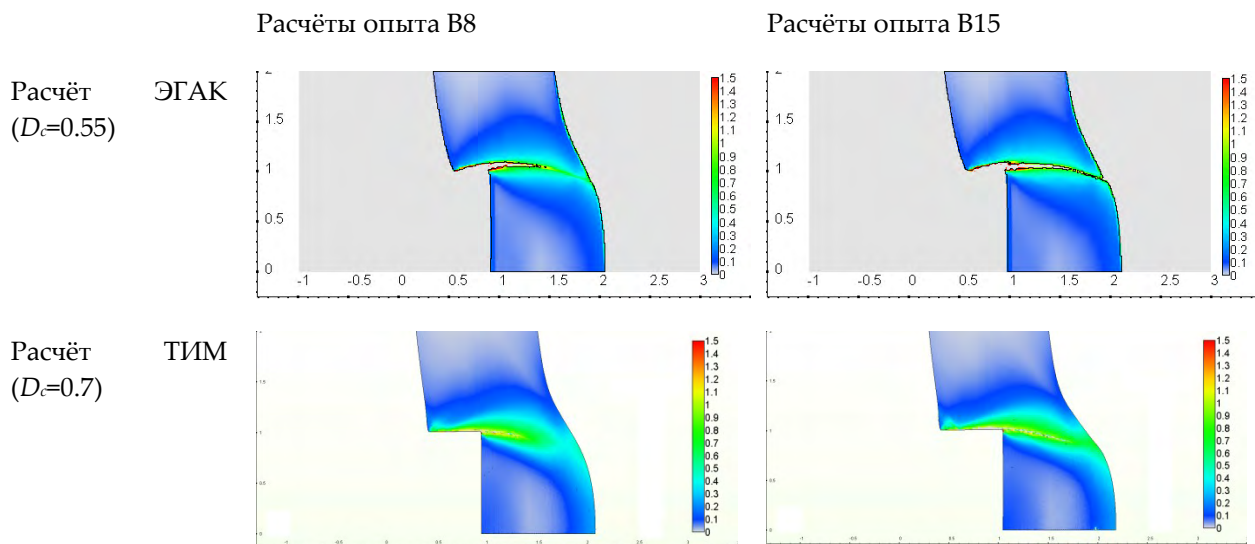


Рисунок 4. Поля интенсивности пластической деформации в расчётах на момент времени $t=105$ мкс

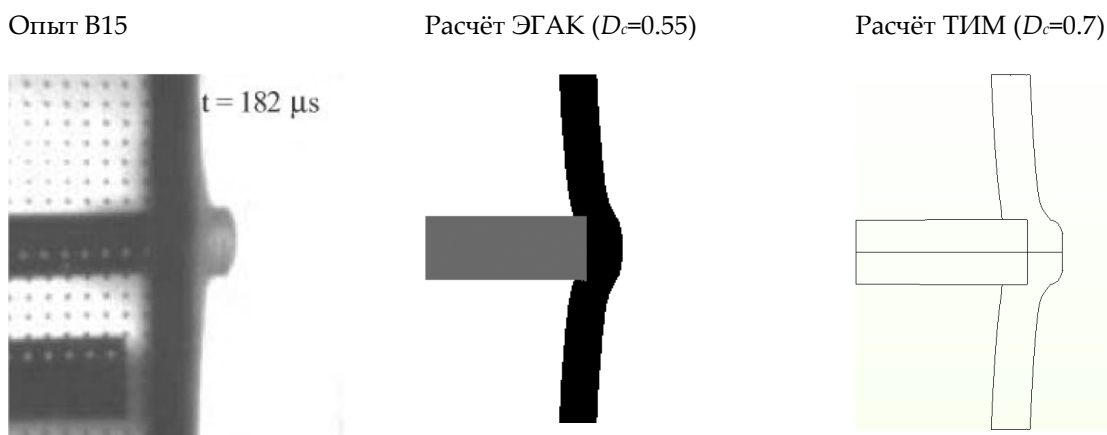


Рисунок 5. Фотография ударника и преграды в опыте В15 [10] в момент времени $t=182$ мкс и их конфигурация в расчётах на момент времени $t=180$ мкс

Список литературы

1. Дж.Л.Зукас. Проникание и пробивание твердых тел / Динамика удара. Под ред. Дж.Л.Зукаса. М.: Мир, 1985. С.110-172.

2. G.R.Johnson, W.H.Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures / Proc. VII Int. Symp. Ballistics, The Hague, The Netherlands, 1983. P.541-547.
3. G.R.Johnson, W.H.Cook. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures // Engng. Fracture Mech. 1985. Vol.21. No.1. P.31-48.
4. T.Вørvik, M.Langseth, O.S.Hopperstad, K.A.Malo. Ballistic penetration of steel plates // Int. J. Impact Engng. 1999. Vol.22. Nos.9-10. P.855-886.
5. D.J.Steinberg, S.G.Cochran, M.W.Guinan. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate // J. Appl. Phys. 1980. Vol.51. No.3. P.1498-1504.
6. Б.Л.Глушак, С.А.Новиков, Ю.В.Батьков. Определяющее уравнение Al и Mg для описания высокоскоростного деформирования в УВ // ФГВ. 1992. № 1. С.84-89.
7. Я.Б.Зельдович, Ю.П.Райзер. Физика ударных волн и высокотемпературных гидродинамических явлений. М.: Наука, 1966.
8. F.D.Murnaghan. Finite Deformation of Elastic Solid. NY, 1951.
9. Р.Понд, К.Гласс. Металлофизические исследования и распределение энергии / Высокоскоростные ударные явления. Под ред. Р.Кинслоу. М.: Мир, 1973. С.428-467.
10. T.Вørvik, M.Langseth, O.S.Hopperstad, K.A.Malo. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses: Part I: Experimental study // Int. J. Impact Engng. 2002. Vol.27. No.1. P.19-35.
11. С.С.Соколов, А.А.Воропинов, И.Г.Новиков, А.И.Панов, И.В.Соболев, А.А.Пушкарёв. Методика ТИМ-2D для расчёта задач механики сплошной среды на нерегулярных многоугольных сетках с произвольным количеством связей в узлах // ВАНТ. Сер. Математическое Моделирование Физических Процессов. 2006. Вып.4. С.29-44.
Ю.В.Янилкин, С.П.Беляев, Ю.А.Бондаренко, Е.С.Гаврилова, Е.А.Гончаров, А.Д.Горбенко, А.В.Городничев, Е.В.Губков, А.Р.Гужова, Л.И.Дегтяренко, Г.В.Жарова, В.Ю.Колобянин, В.Н.Софронов, А.Л.Стадник, Н.А.Ховрин, О.Н.Чернышова, И.Н.Чистякова, В.Н.Шемаков. Эйлеровы численные методики ЭГАК и ТРЭК для моделирования многомерных течений многокомпонентной среды / Труды РФЯЦ-ВНИИЭФ. Вып.12. Саров: РФЯЦ-ВНИИЭФ, 2008. С.54-65.

ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ И РАСПРОСТРАНЕНИЯ ЭНЕРГИИ ВЗРЫВА БРИЗАНТНОГО ВВ В ЛЕГКОГАЗОВОЙ УСТАНОВКЕ ДИАФРАГМЕННОГО ТИПА (ЛГПР) ДЛЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО МЕТАНИЯ ТВЁРДЫХ ТЕЛ

*М.А. Баринов, И.Г. Новиков, Т.Н. Половникова, А.В. Самодолов, С.С. Соколов,
Е.А. Степанов, В.Н. Хворостин, А.К. Шаненко*

РФЯЦ ВНИИЭФ, Саров, Россия

В настоящее время во всём мире развивается направление по созданию испытательных установок для высокоскоростного метания тел со скоростью, превышающей 1000 м/с [1-3 и др.]. Применение таких установок с привлечением современных методов изучения импульсных и быстропротекающих процессов позволит успешно решать задачи, имеющие прикладное и фундаментальное значение в области динамики сплошных сред. К основным направлениям исследований в этой области можно отнести, в частности, изучение сжимаемости сплошных сред при высоких давлениях (исследование уравнений состояния различных сред), а также изучение