

УДК 623.5

БАЛЛИСТИЧЕСКОЕ ПРОБИТИЕ СФЕРИЧЕСКИМ УДАРНИКОМ ДВУХСЛОЙНЫХ ПЛАСТИН, СВАРЕННЫХ ВЗРЫВОМ

Н. Чжо, Цз.-С. Ван, Р. Ян

Нанкинский научно-технологический университет, 210094 Нанкин, wjxdlut@sina.com

Выполнено экспериментальное и расчетное исследование удара стального шарика диаметром 6 мм со скоростью $260 \div 900$ м/с по двухслойным мишеням сталь/алюминий толщиной 5 мм. Анализируется влияние соотношения толщин слоев и угла соударения на баллистический предел пробития и механизм разрушения материалов мишени. Показано, что при углах соударения $0 \div 60^\circ$ скорость пробития минимальна при отношении толщин слоев сталь/алюминий, равном $2/3$. Хорошее согласие численных и экспериментальных результатов указывает, что комбинированный алгоритм FE/SPH можно использовать для оценки защитных характеристик двухслойных пластин.

Ключевые слова: пластины сталь/алюминий, пробитие, баллистический предел, механизм разрушения, SPH-метод.

ВВЕДЕНИЕ

Функционально-градиентные композитные мишени с неоднородными по толщине свойствами имеют важное практическое значение ввиду отличных характеристик их структуры и защитных возможностей [1]. Композитные пластины широко используются в бронированных передвижных средствах, в самолетах, в автомобилях, перевозящих деньги, в мобильных банках и т. п. Был выполнен ряд работ по исследованию типа и механизма разрушения функционально-градиентных материалов и баллистических характеристик мишеней при внедрении ударника. Предложены разные теоретические расчетные модели для анализа защитных возможностей вязкопластичных пластин средней толщины [2] и многослойных металлических мишеней [3, 4]. Для исследований использовались экспериментальные методы наблюдения локального сдвига и «выбивания пробки» [5–8], металлофизических эффектов, таких как сдвиговая деформация [9], влияние формы ударника [10] и защитных характеристик слоистых пластин с зазором и без зазора между ними [11, 12], а также методы численного моделирования [13–17].

Исследование многослойных мишеней проводилось в основном на мишенях с зазором и на

слоистых мишенях без соединения между слоями. Количество работ по сварным пластинам с высокой прочностью соединения между слоями невелико. В то же время изучение защитных возможностей и механизма разрушения подобных мишеней представляет значительный интерес.

В данной работе для анализа механизма разрушения и защитных возможностей двухслойных пластин, сваренных взрывом, при баллистическом ударе сферическим ударником были проведены эксперименты и расчеты комбинированным методом FE/SPH, использующим алгоритм, связывающий метод конечных элементов (FE) и метод гидродинамики сглаженных частиц (SPH). Проанализированы эффекты, связанные с распределением толщин слоев и прочностью соединения слоев в композитных мишенях, а также влияние угла соударения.

ЭКСПЕРИМЕНТ

Для ускорения сферического стального ударника диаметром 6 мм была использована 14.5-миллиметровая гладкоствольная пороховая пушка. Начальная скорость ударника регулировалась подбором заряда пороха. Измерялись начальная и запреградная скорость ударника. Для каждой мишени получено 6–7 наборов экспериментальных данных. Использовались композитные биметаллические мишени, состоящие из сваренных взрывом пластин сталь/алюминий. В табл. 1 приведены толщи-

Таблица 1
Комбинации толщин слоев

Мишень	Толщина, мм	
	сталь 304L	алюминий LY12
1	1.0	4.0
2	2.0	3.0
3	3.0	2.0
4	4.0	1.0

ны слоев четырех типов композитных мишеней при полной толщине 5 мм.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

Для анализа механизма разрушения и защитных возможностей композитных панелей использован комбинированный алгоритм FE/SPH. В области малых деформаций использован метод конечных элементов, а в области больших деформаций или возмущений расчетной сетки — SPH-метод [10, 18]. Применение комбинированного метода моделирования процесса внедрения позволяет решить проблемы, связанные с возмущениями сетки при больших деформациях в лагранжевых координатах и с определением физических границ в эйлеровых координатах, а также позволяет удовлетворить требованию высокой точности и высокой эффективности численных расчетов.

Введение в алгоритм

Метод гидродинамики сглаженных частиц (SPH-метод) — один из бессеточных методов. Он заключается в том, что объект, в целом непрерывный, разбивается на набор дискретных частиц и любая макроскопическая величина, такая как плотность, давление, скорость и другие, получается методом интерполяции.

Трансформируем законы сохранения механики сплошной среды из уравнений в частных производных в интегральную форму путем оценки аппроксимирующих «кern-функций» и затем суммируем. Для материальной точки аппроксимирующая функция $f(x)$ согласно [19] имеет вид

$$f(x) = \int_D f(y)W(x-y, h)dy, \quad (1)$$

где D — область решения, $f(y)$ — макроскопическая переменная, W — kern-функция, h — длина сглаживания, а именно расстояние между выбранной частицей и другими, которое изменяется при варьировании во времени и пространстве. Kern-функция W должна удовлетворять условию гладкости и трем собственным условиям [20]:

(1) условию нормировки: интеграл от kern-функции по области решения должен быть равен единице:

$$\int_D W(x-y, h)dy = 1, \quad (2)$$

(2) для функции $W(x, h)$ с сильно выраженным максимумом функция W есть функция Дирака при $h \rightarrow 0$:

$$\lim_{h \rightarrow 0} W(x-y, h) = \delta(x-y), \quad (3)$$

(3) функция $W(x, h)$ с сильно выраженным максимумом локализована, а именно неотрицательна в области ее влияния, которая в общем случае в два раза больше длины сглаживания h , а вне области влияния равна нулю.

Наиболее общая форма для kern-функции в SPH-методе — тройной B-сплайн, который в практических приложениях определяется следующим образом:

$$\theta(u) = C \begin{cases} 1 - 3u^2/2 + 3u^3/4, & u \leq 1, \\ (2-u)^3/4, & 1 < u \leq 2, \\ 0, & u > 2, \end{cases} \quad (4)$$

где C — нормирующая постоянная, принимающая значения $2/3h$, $10/7\pi h^2$ и $1/\pi h^3$ при размерности пространства $d = 1, 2$ и 3 соответственно; $u = |r_i - r_j|/h$ — относительное расстояние между узлами i и j .

Уравнения сохранения массы, импульса и энергии в механике сплошной среды записываются в виде

$$\begin{aligned} d\rho/dt &= -\rho\Delta U, \\ dU/dt &= -\Delta P/\rho, \end{aligned} \quad (5)$$

$$dE/dt = -P\Delta U/\rho.$$

Для них интерполяционная формула в SPH-методе и уравнение движения частицы, используемые для дискретизации, выбраны в соответствии с [21]:

$$\frac{d\rho_i}{dt} = \sum_{j=1}^N m_j (v_i^\beta - v_j^\beta) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta}, \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \frac{dv_i^\alpha}{dt} = & - \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{p_i}{\rho_i^2} + \frac{p_j}{\rho_j^2} + \Pi_{ij} \right) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} + \\ & + \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{S_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2} + \frac{S_j^{\alpha\beta}}{\rho_j^2} \right) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta}, \quad (7) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{de_i}{dt} = & \frac{1}{2} \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{p_i}{\rho_i^2} + \frac{p_j}{\rho_j^2} + \Pi_{ij} \right) (v_i^\beta - v_j^\beta) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} + \\ & + \frac{1}{\rho_i} S_i^{\alpha\beta} \varepsilon_i^{\alpha\beta} + H_i, \quad (8) \end{aligned}$$

$$\frac{dx_i}{dt} = v_i^\alpha, \quad (9)$$

где ρ — плотность, p — давление, e — внутренняя энергия, m — масса, α, β — пространственные координаты, v^α, v^β — векторы скорости, $\varepsilon_i^{\alpha\beta}$ — компоненты скорости деформирования, $S^{\alpha\beta}$ — девиатор напряжений, W_{ij} — функция сглаживания между узлами j и i , Π_{ij} — искусственная вязкость, используемая для предотвращения нефизического внедрения, H_i — искусственная теплота.

Анализ модели конечных элементов

В численном эксперименте длина и ширина мишеней составляли 40 мм, а толщины слоев соответствовали приведенным в табл. 1. Ввиду симметрии задачи для повышения эффективности расчетов рассчитывалась только одна четвертая часть мишени (рис. 1).

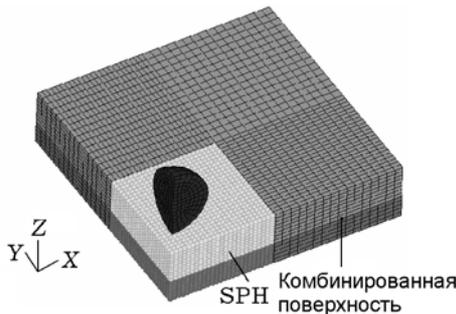


Рис. 1. Четверть расчетной модели для метода FE/SPH

Ударник и мишень были разбиты на трехмерные элементы пакетом SOLID164. На плоскостях симметрии поставлены условия заземления, а боковые поверхности мишени рассматриваются как неотражающие границы. Для повышения точности и эффективности расчетов SPH-частицы использовались области локально больших деформаций, размер которых составлял три диаметра ударника. Ударник и другие части мишени с маленькими деформациями моделировались лагранжевыми сетками. Контактный алгоритм ERODING_NODES_TO_SURFACE был адаптирован для описания взаимодействия между ударником в FE-методе и мишенью в SPH-методе. Взаимодействие между SPH-частицами и конечными элементами описывали контактными алгоритмом TIED_NODES_TO_SURFACE.

Для учета влияния деформации, скорости деформирования и температуры использовано соотношение Джонсона — Кука

$$\sigma_e = [A + B(\varepsilon_e^p)^N](1 + C \ln \varepsilon^*)[1 - (T^*)^M], \quad (10)$$

где ε_e^p — эффективная пластическая деформация, ε^* — нормализованная эффективная скорость пластической деформации, T^* — гомологическая температура, A, B, N, C, M — константы материала.

Давление для сжатых материалов определяли по уравнению состояния Грюнайзена с кубической зависимостью ударной скорости u_s от массовой скорости u_p :

$$\begin{aligned} p = & \rho_0 c^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - a \frac{\mu^2}{2} \right] / \\ & / \left[1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2 + \\ & + (\gamma_0 + a \mu) E, \quad (11) \end{aligned}$$

где c — пересечение зависимости $u_s(u_p)$ с осью ординат, γ_0 — коэффициент Грюнайзена, a — коэффициент при члене первого порядка в корректирующей зависимости коэффициента Грюнайзена от объема, S_1, S_2 и S_3 — коэффициенты наклона зависимости $u_s(u_p)$, $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ — степень сжатия.

Разрушение материалов в модели Джонсона — Кука протекает в соответствии с законом кумулятивного разрушения

Таблица 2

Параметры материалов для стали 304L и алюминия LY12

Данные моделирования										
Материал	A , МПа	B , МПа	N	C	M	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Сталь	792	510	0.26	0.014	1.03	-0.8	2.1	-0.5	0.002	0.61
Алюминий	148	346	0.183	0.001	0.859	0.071	1.248	-1.142	0.147	0

Уравнение состояния						
Материал	ρ , г/см ³	S_1 , МПа	S_2 , МПа	S_3 , МПа	γ_0	a
Сталь	7.85	1.64	2.94	5.00	1.16	0.46
Алюминий	2.73	2.00	3.00	5.00	1.02	0.46

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \times (1 + D_4 \dot{\varepsilon}^*)(1 + D_5 T^*), \quad (12)$$

где D_1, D_2, D_3, D_4, D_5 — константы материала, $\sigma^* = p/\sigma_e$, p — среднее напряжение, σ_e — эквивалентное напряжение Мизеса. Разрушение происходит, если $D = \sum \varepsilon/\varepsilon_f = 1$, где ε — приращение эффективной пластической деформации.

Контактный алгоритм TIE-BREAK_SURFACE_TO_SURFACE был адаптирован для учета прочности соединения между слоями, критерий разрушения взят в виде

$$(|\sigma_n|/\sigma_{n,f})^2 + (|\sigma_s|/\sigma_{s,f})^2 \geq 1, \quad (13)$$

где $\sigma_{n,f}$ и $\sigma_{s,f}$ — направленное по нормали напряжение разрушения и сдвиговое напряжение разрушения соответственно. Параметры материалов, используемые при численном моделировании, заимствованы из [22, 23] и приведены в табл. 2.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Защитное действие композитных пластин при ударе по нормали

Фотографии композитных панелей с различным соотношением толщин при нулевом угле соударения (отсчитывается от нормали к поверхности мишени) приведены на рис. 2. На рис. 3 показано, как выглядят пробка и ударник после пробития. Ударник можно рассматривать как жесткое тело, потому что после внедрения не наблюдалось его деформирования, а диаметр выбиваемой пробки был близок к диаметру сферического ударника. Хотя толщины композитных мишеней: стальная

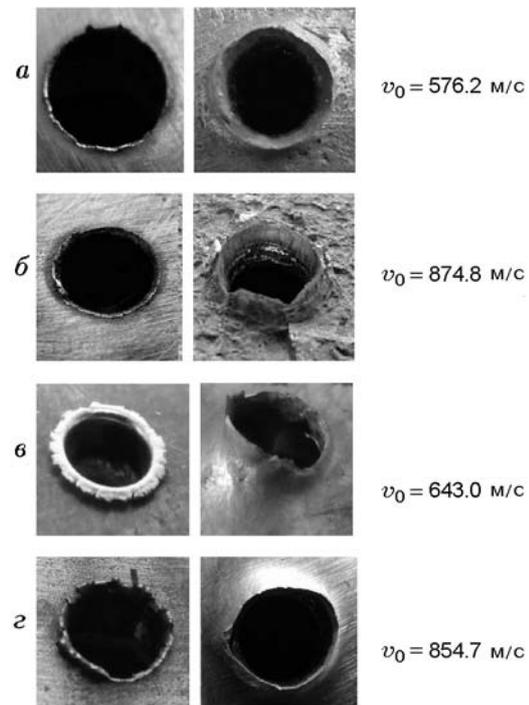


Рис. 2. Фотографии различных типов мишеней при баллистическом ударе по нормали (справа передняя стенка, слева — задняя)

пластина спереди и алюминиевая пластина сзади — различны, при пробивании по нормали двухслойных композитных пластин стальным ударником со скоростью выше баллистического предела типы разрушения идентичны: для стальной передней пластины — сдвиг и выбивание пробки, для алюминиевой задней пластины — пластическое удлинение.

При внедрении механическое напряжение, генерируемое ударом снаряда по стальной пе-

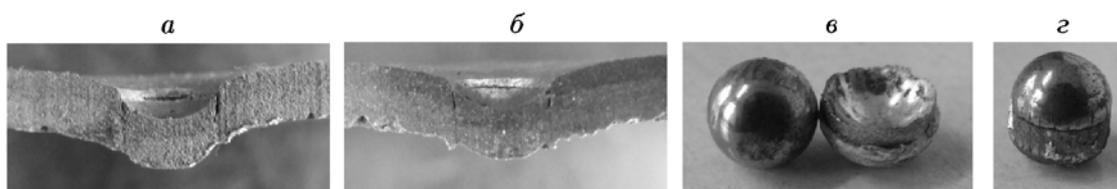


Рис. 3. Вид пробок, выбиваемых в мишенях (*a*, *б*), и ударников после удара (*в*, *г*)

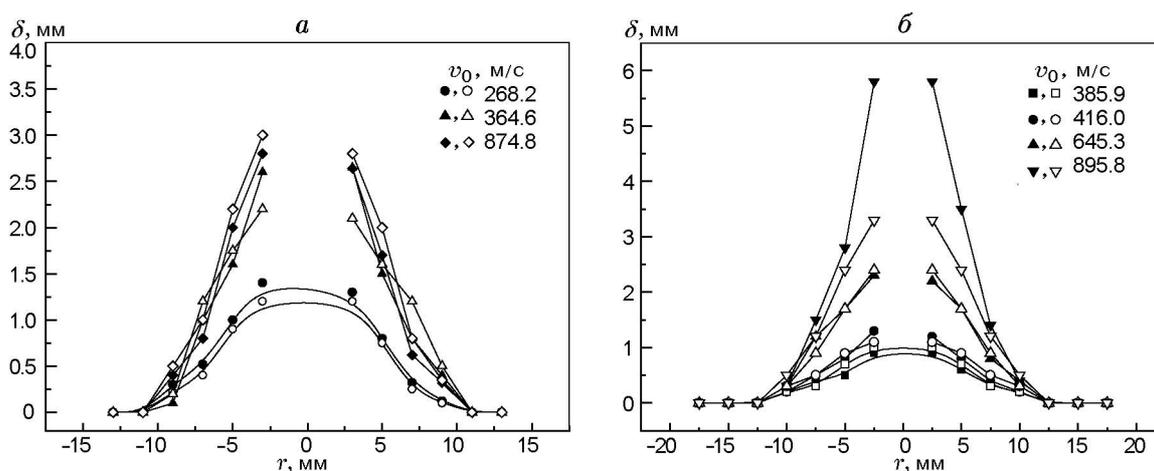


Рис. 4. Сопоставление данных эксперимента (темные значки) с результатами расчета (светлые значки) радиальной деформации в области пробоины мишени 2 (*a*) и 4 (*б*)

редней пластине, много больше предела текучести материала стальной пластины, и в локальной области соударения формируется узкая полоса адиабатического сдвига. Затем происходит разрушение со сдвигом и формируется выбиваемая пробка (см. рис. 3, *a*, *б*). Основная часть кинетической энергии ударника расходуется на разрушение материала стальной пластины сдвигом с формированием пробки, т. е. сдвиговая прочность стали и сопротивление относительного движения между пробкой и мишенью являются основными факторами диссипации энергии. По мере углубления ударника в мишень начинает расширяться материал задней пластины из алюминия в направлении движения ударника. Разрушение алюминия за счет пластического удлинения происходит без ограничений, так как алюминий имеет высокие пластические свойства, при этом поглощается часть оставшейся кинетической энергии ударника.

Рассмотрим в качестве примера мишень 2 (толщина передней пластины из стали 2 мм, задней пластины из алюминия — 3 мм) и мишень 4 (слой стали — 4 мм, слой из алюминия — 1 мм). Радиальная деформация (прогиб

материала на тыльной стороне мишени) в области пробоин мишеней 2 и 4 при ударе сферическим ударником по нормали при различных начальных скоростях v_0 показана на рис. 4.

Из рис. 4, *a* видно, что при $v_0 \approx 268$ м/с мишень 2 полностью не пробивается, т. е. начальная скорость ударника ниже предельной баллистической скорости для композитных панелей, и результаты эксперимента и численного моделирования непротиворечиво отображают морфологию кратера. При $v_0 \approx 365$ и 875 м/с композитные пластины пробиваются полностью. Радиальная деформация пробоины увеличивается с ростом скорости ударника, а также при уменьшении расстояния от центра пробоины. Однако при сквозном пробитии композитных пластин наибольшая деформация изменяется незначительно. Иначе говоря, при превышении баллистического предела максимальная радиальная деформация для пробоины слабо зависит от скорости удара. Для мишени 4 при $v_0 \approx 386$, 416 и 645 м/с результаты численного моделирования хорошо согласуются с экспериментальными (рис. 4, *б*), но существует заметная разница при $v_0 \approx 896$ м/с. В целом, для процесса перфорации мишени численное модели-

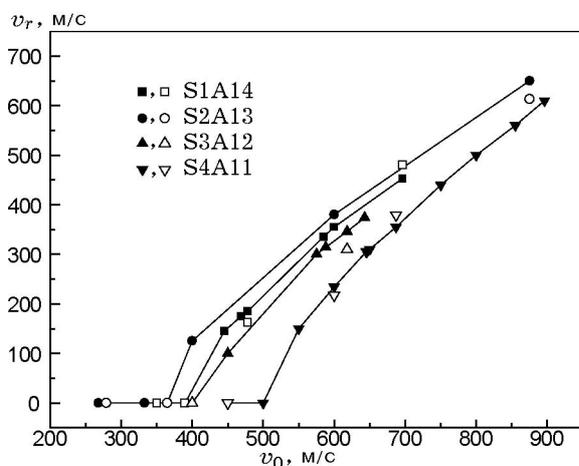


Рис. 5. Зависимость запреградной скорости от начальной для мишеней 1–4 (см. табл. 1): темные значки — расчет, светлые — эксперимент

рование оказалось весьма эффективным.

Для сопоставления защитных характеристик композитных панелей на рис. 5 приведены экспериментальные и численные зависимости запреградной (остаточной) скорости ударника от его начальной скорости. Видно, что защитное действие мишени 2 хуже, чем у мишени 4, которая оказалась лучшей из четырех. Запреградная скорость ударника возрастает с увеличением начальной скорости, и данные экспериментов хорошо согласуются с результатами численного моделирования. Данные по начальной скорости и состоянию мишени (пробито или нет) приведены в табл. 3.

Защитное действие композитных пластин при ударе под углом

Результаты численного моделирования разрушения мишеней 2 и 4 при ударе сферической частицы под углом приведены на рис. 6. Летящие частицы возникают при внедрении ударника в SPH-мишень. Видно, что если снаряд внедряется вертикально, то при разрушении мишени формируется симметричное облако частиц. С увеличением угла падения частицы разрушения перед мишенью концентрируются в направлении движения ударника, но симметрия области, занятой частицами разрушения, лучше за мишенью. Характер разброса частиц при ударе под углом указывает на иной режим разрушения композитных пластин, так как при косом соударении снаряд испытывает большее сопротивление со стороны

Таблица 3
Результаты экспериментов по влиянию скорости удара на пробитие для различных мишеней

Номер опыта	1	2	3	4	5	6	7
v_0 , м/с	445	469	478	576	584	696	—
Состояние мишени 1	P	P	P	P	P	P	—
v_0 , м/с	268	279	333	360	365	875	—
Состояние мишени 2	U	U	P	P	P	P	—
v_0 , м/с	520	575	588	618	618	643	—
Состояние мишени 3	U	U	U	P	P	P	—
v_0 , м/с	386	475	485	646	687	855	896
Состояние мишени 4	U	U	U	P	P	P	P

Примечание. P означает «Пробито», U — «Не пробито».

материала мишени из-за более длинного пути внедрения. Другими словами, защитное действие композитных пластин эффективнее при косом ударе. При углублении внедрения ударника локальная деформация материала мишени увеличивается и непрерывно растет размер облака дисперсных частиц SPH-разрушения. Комбинированный алгоритм FE/SPH эффективно отображает локально высокую деформацию композитных панелей и показывает направление изменения локальной деформации во времени. Однако облако частиц, генерируемое при разрушении мишени из SPH-частиц, не может непосредственно отобразить морфологию выбиваемой пробки, эту проблему предполагается решать позже.

Предельная баллистическая скорость (v_{50}) и глубина внедрения являются важнейшими характеристиками для оценки защитных свойств мишени. Результаты численного моделирования и эксперимента по изменению предельной баллистической скорости при изменении отношения толщин слоев мишени, пробиваемой под различными углами, показаны на рис. 7. При всех углах соударения защитное действие двухслойных композитных пластин наихудшее при отношении толщин сталь/алюминий, равном 2/3. При увеличении отношения толщин защитное действие непрерывно улучшается, баллистический предел по скорости максимален при отношении 4/1 и

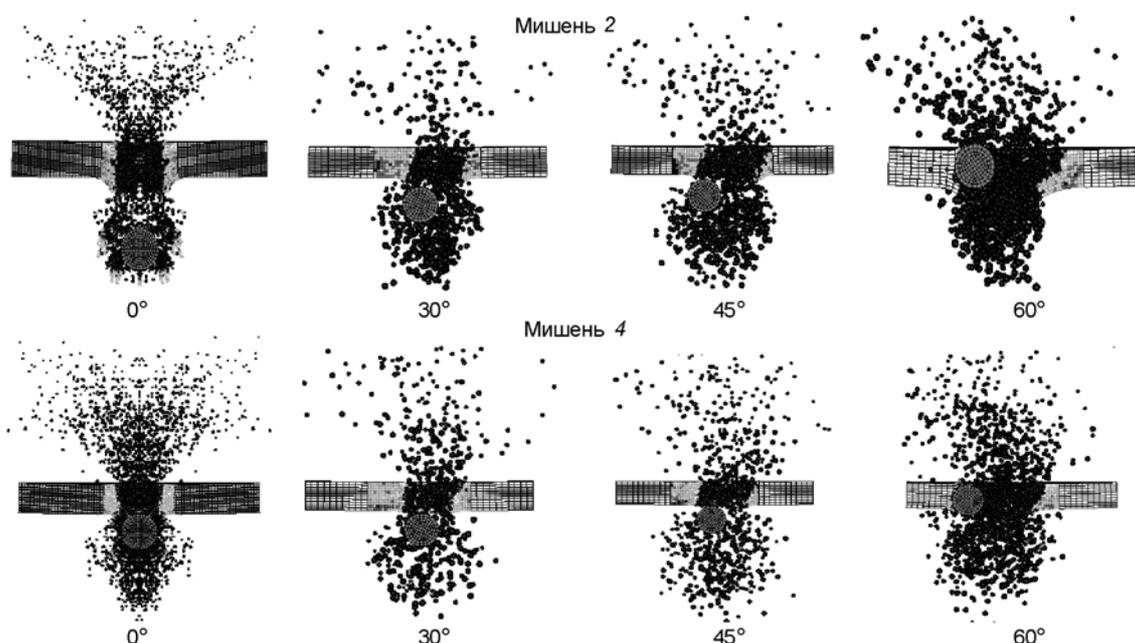


Рис. 6. Разрушение мишеней 2 и 4 при различных углах соударения со сферической частицей

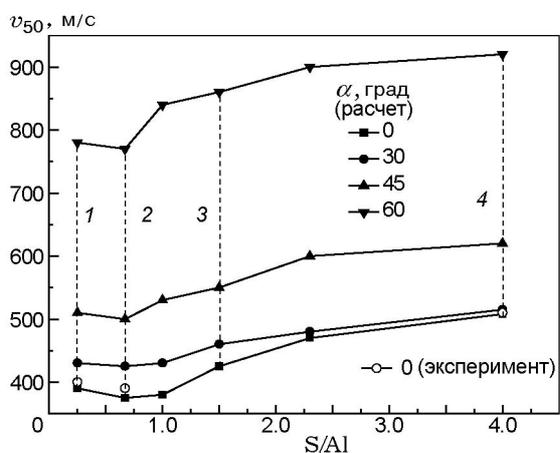


Рис. 7. Зависимость предельной баллистической скорости от отношения толщины передней пластины из стали к толщине задней пластины из алюминия при различных углах внедрения ударника:

линии 1–4 — изменение v_{50} при постоянном отношении S/Al

в этот момент антипенетраторная характеристика становится наилучшей. Таким образом, для двухслойных, сваренных взрывом пластин сталь/алюминий при постоянной полной толщине мишени (5 мм) защитное действие постепенно улучшается при росте отношения толщин начиная от значения 2/3. Результаты чис-

ленного моделирования и данные эксперимента хорошо согласуются и отражают изменение баллистического предела по скорости в зависимости от отношения толщин передней и задней пластин. Однако необходимо заметить, что, наряду с улучшением защитного действия, во внимание должно быть принято требование уменьшения массы мишени, чтобы достичь конечной цели — легкой и высокоэффективной композитной защиты.

Вертикальные штриховые линии 1–4 на рис. 7 указывают на изменение предельной баллистической скорости в зависимости от угла соударения при постоянном отношении толщин слоев. Тенденцию изменения предельной баллистической скорости иллюстрирует рис. 8. Видно, что она возрастает на 8.3 % при увеличении угла падения от 0 до 30°. При угле падения свыше 30° скорость увеличивается более значительно: в среднем 28.9 и 97.2 % для углов 45 и 60° соответственно. Баллистический предел по скорости достигает максимума при угле соударения 60°, и защитное действие композитных пластин в этот момент было наилучшим. Таким образом, увеличение угла соударения является достаточно эффективным способом улучшения структуры композитных пластин и повышения защитного действия композитных пластин.

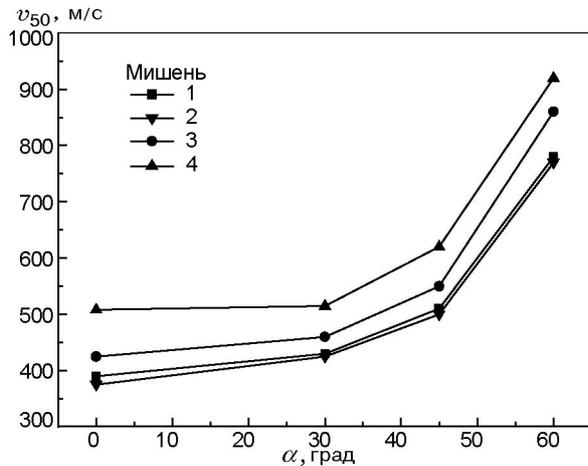


Рис. 8. Зависимость предельной баллистической скорости от угла соударения для различных мишеней

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проанализированы механизм разрушения и защитное действие биметаллических (сталь/алюминий), сваренных взрывом мишеней при баллистическом ударе сферическим ударником. Рассмотрено также влияние распределения материала по толщине и прочности соединения отдельных слоев, а также угла соударения на защитные характеристики биметаллических мишеней. Из результатов работы следует:

(1) в локальных областях пластического течения материалов стальной и алюминиевой пластин формируются полосы адиабатического сдвига при внедрении сферического ударника: механизм разрушения передней стальной пластины — сдвиг и выбивание пробки, задней пластины из алюминия — деформация удлинения;

(2) при постоянной толщине композитных пластин защитное действие мишеней наихудшее при отношении толщин слоев сталь/алюминий, равном 2/3, при различных углах соударения; при увеличении отношения толщин более 2/3 защитное действие улучшается;

(3) предельная баллистическая скорость в среднем увеличивается на 8.3, 28.9 и 97.2 % при увеличении угла соударения от 0 до 30, 45 и 60° соответственно; таким образом, улучшение структуры композитных мишеней позволяет повысить их защитное действие при увеличении угла соударения;

(4) результаты численного моделирования хорошо согласуются с экспериментальными данными, т. е. комбинированный алгоритм FE/SPH можно использовать для расчета защитного действия двухслойных пластин при баллистическом ударе.

Работа поддержана Национальным фондом естественных наук Китая (грант 10902054), Специальным исследовательским фондом поддержки подготовки докторов наук для высшего образования (грант 200802881013), Фондом науки и технологии лаборатории переходной физики (грант 9140C300205110C3001), Китайским научным фондом поддержки постдокторской подготовки (грант 2011M500929) и фондом Jiangsu по планируемым проектам постдокторских исследований (грант 1101003B).

ЛИТЕРАТУРА

1. Skaggs S. R. A brief history of ceramic armor development // *Ceram. Eng. and Sci. Proc.* — 2003. — V. 24, N 3. — P. 337–349.
2. Ravid M., Bonder S. R. Dynamic perforation of viscoplastic plates by rigid projectiles // *Intern. J. Eng. Sci.* — 1983. — N 21. — P. 577–591.
3. Hetherington J. G. Energy and momentum changes during ballistic perforation // *Intern. J. Impact Eng.* — 1996. — V. 18, N 3. — P. 319–337.
4. Elek P., Jaramaz S., Mickovic D. Modeling of perforation of plates and multi-layered metallic targets // *Intern. J. Solids and Structures.* — 2005. — N 42. — P. 1209–1224.
5. Dey S., Borvik T., Hopperstad O. S., et al. On the influence of constitutive relation in projectile impact of steel plates // *Intern. J. Impact Eng.* — 2007. — N 34. — P. 464–486.
6. Dey S., Borvik T., Hopperstad O. S., et al. On the influence of fracture criterion in projectile impact of steel plates // *Comput. Mater. Sci.* — 2006. — N 38. — P. 176–191.
7. Borvik T., Clausen A. H., Hopperstad O. S., et al. Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles—experimental study // *Intern. J. Impact Eng.* — 2004. — N 30. — P. 367–384.
8. Dey S., Borvik T., Teng X., et al. On the ballistic resistance of double-layered steel plates: An experimental and numerical investigation // *Intern. J. Solids and Structures.* — 2007. — V. 44, N 20. — P. 6701–6723.
9. Solberg J. K., Leinum J. R., Embury J. D., et al. Localised shear banding in Weldox steel plates impacted by projectiles // *Mech. of Mater.* — 2007. — N 39. — P. 865–880.

10. **Benz W., Asphaug E.** Simulations of brittle solids using smooth particle hydrodynamics // Computer Phys. Commun. — 1995. — N 87. — P. 253–265.
11. **Corran, Shadbolt, Ruiz.** Impact loading of plates—an experimental investigation // Intern. J. Impact Eng. — 1983. — N 1. — P. 3–21.
12. **Almohandes, Abdel-Kader, Eleiche.** Experimental investigation of the ballistic resistance of steel-fiberglass reinforced polyester laminated plates // Composites. Pt B: Engineering. — 1996. — V. 27, N 5. — P. 447–458.
13. **Joshi V. S., Carney T. C.** Modeling of bullet penetration in explosively welded composite armor plate // AIP Conf. Proc. — 2006. — V. 845, N 1. — P. 1387–1390.
14. **Teng X., Dey S., Borvik T., et al.** Protection performance of double-layered metal shields against projectile impact // J. Mech. of Mater. and Structures. — 2007. — V. 2, N 7. — P. 1309–1329.
15. **Sultanov V. G., Kim V. V., Lomonosov I. V., et al.** Numerical modeling of deep impact experiment // Intern. J. Impact Eng. — 2008. — N 35. — P. 1816–1820.
16. **Fortov V. E., Kim V. V., Lomonosov I. V., et al.** Numerical modeling of hypervelocity impacts // Intern. J. Impact Eng. — 2006. — V. 33. — P. 244–253.
17. **Myagkov N. N., Shumikhin T. A., Bezrukov L. N.** Experimental and numerical study of peculiarities at high-velocity interaction between a projectile and discrete bumpers // Intern. J. Impact Eng. — 2010. — V. 37. — P. 980–994.
18. **Randles P. W., Libersky L. D.** Normalized SPH with stress points // Intern. J. Numer. Methods in Engineering. — 2000. — V. 48, N 10. — P. 1445–1462.
19. **Li Y. C.** ANSYS11.0/LS-DYNA theory and engineering practice [in Chinese]. — Beijing: China Water Power Press, 2006. — P. 437–461.
20. **Ji Wang.** Linking of smoothed particle hydrodynamics methods to standard finite element methods and its application in impact dynamics [in Chinese]. — Univ. of Science and Technology of China, 2006. — P. 23–27.
21. **Liu G. R., Liu M. B.** Smoothed particle hydrodynamics: A meshfree particle method // Singapore: World Scient. Publ. Co. Ltd. — 2003. — P. 95.
22. **Kurtaran H., Buyuk M., Eskandarian A.** Design automation of a laminated armor for best impact performance using approximate optimization method // Intern. J. Impact Eng. — 2003. — N 29. — P. 397–406.
23. **Gupta N. K., Iqbal M. A., Sekhon G. S.** Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on the deformation behavior of layered plates // Intern. J. Impact Eng. — 2008. — N 35. — P. 37–60.

*Поступила в редакцию 19/III 2012 г.,
в окончательном варианте — 9/VI 2012 г.*
