

откол исследуется в плоских образцах в условиях одномерного напряженно-деформированного состояния, что необходимо учитывать в разрабатываемых моделях откольного разрушения.

Авторы выражают благодарность директору ИФВ РЯЦ-ВНИИЭФ д-н А.Л.Михайлову за инициирование данной работы.

Список литературы

1. А.Г.Иванов, В.Н.Софронов, Е.С. Тюнькин. Особенности осесимметричного схождения откольных слоев в стальных цилиндрических оболочках// ПМТФ, 1984, № 3, с. 125-127.
2. Damage growth and recollection in aluminum under axisymmetric convergence using a helical flux compression generator. А.М.Kaul, А.V.Ivanovsky, О.А. Tyupanova et al. // J.Appl.Phys., 2014, **115** (023516).
3. В.А.Аринин, А.Л.Михайлов, И.В. Шиберин и др. Экспериментально-расчетное исследование квазисферического обжатия медной ампулы при нагружении ее детонацией слоя пластического ВВ // ФГВ. 2015. Т. 51. №5.
4. Особенности зарождения, развития и залечивания откольных и сдвиговых разрушений в оболочках из нелегированного железа и ряда сталей при их сферическом взрывном нагружении. Е.А.Козлов, С.А.Бричиков, Д.М.Горбачев и др. // Препринт, РЯЦ-ВНИИТФ, 2007, №229, 26 с.
5. Федоров А.В., Михайлов А.Л., Финюшин С.А. и др. Регистрация параметров множественного откола и внутренней структуры облака частиц при ударно-волновом нагружении металлов // ЖЭТФ, 2016, т. 149, вып. 2.
6. Гаврилов Н.Ф., Иванова Г.Г., Селин В.И. и др. Программа УП-ОК для решения одномерных задач механики сплошной среды в одномерном приближении // ВАНТ, сер. «Математическое моделирование физических процессов», 1982, вып.3, с.11-14.
7. Б.Л.Глушак, С.А.Новиков, А.И.Рузанов, А.И.Садырин. Разрушение деформируемых сред при импульсных нагрузках // Нижний Новгород: Изд-во ННГУ, 1992, 192с.
8. А.П.Большаков, Б.Л.Глушак, П.Н. Низовцев и др. // Сборник трудов «VII Харитоновские научные чтения», Саров, 2005, с.421-426.
9. Б.Л.Глушак, И.Р.Трунин, С.А.Новиков и др. // в кн. «Фракталы в прикладной физике», под ред. А.Е.Дубинова, ВНИИЭФ, 1995, с.59-122.
10. R.Becker, M.M.LeBlanc, J.U. Cazamias. Characterization of recompressed spall in copper gas gun targets // J.Appl.Phys, 2007, **102** (093512).
11. Ю.В.Батьков, Б.Л.Глушак, О.Н.Игнатова и др. // Сборник трудов «VII Харитоновские научные чтения», Саров, 2005, с. 416-421.
12. Koller D.D., Cerreta E.K., Gray III G.T. // DYMAT-2009, European Physical Journal, 2009, V.29, p.1061-1067.

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СОТОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Г.В. Белов, А.П. Гусаров, В.А. Марков, А.Ф. Овчинников, В.И. Пусев, В.В. Селиванов, М.Ю. Сотский

Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана, Москва, Россия

В работе приведены результаты экспериментальных и расчетных исследований динамических механических характеристик сотовых конструкций из алюминиевых сплавов. Образцы для

испытаний изготавливались из гофрированных листов толщиной от 0,1 до 0,5 мм с ячейками в виде шестиугольников с длиной стороны от 2 до 6 мм. Далее гофрированные сотовые панели склеивались в сотовый блок, из которого методами механической обработки вырезались цилиндрические образцы для испытаний (рис. 1). Изготовленные таким образом конструкции могли иметь диапазон средней плотности от 100 до 950 кг/м³.

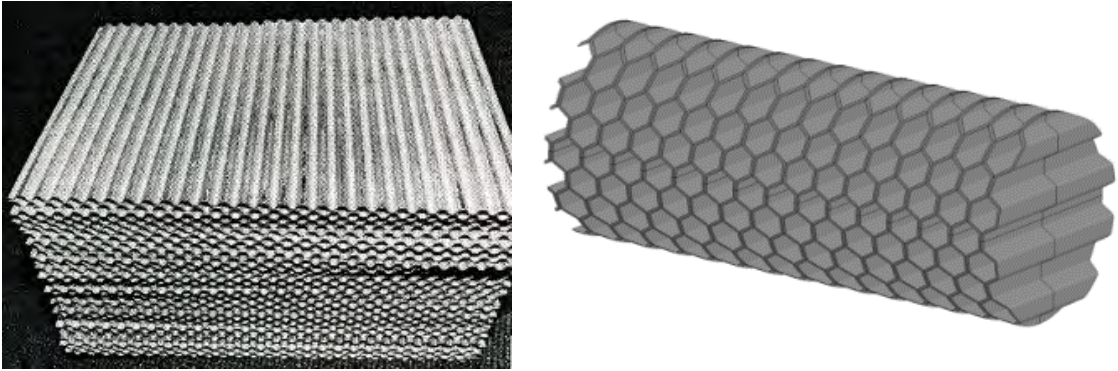


Рисунок 1. Сотовый блок и образцы сотовых конструкций для динамических испытаний

Ввиду того, что расчетный анализ реальных конструкций, выполненных с применением сотовых наполнителей при явном введении в расчетную схему элементов пористости является крайне трудоемким, представляет практический интерес получение эквивалентной гомогенной модели сотовой конструкции для использования в прикладных программах численного моделирования. Были проведены экспериментальные исследования механических характеристик сотовых образцов на сжатие в условиях одноосного напряженного состояния, а также опыты по прямому и обращенному удару цилиндрического образца по тесту Тейлора. [1, 2] со скоростями удара до 150 м/с. Расчетным путем [3] для пространственной конечно-элементной модели проводились численные эксперименты по динамическому сжатию образцов в условиях одноосного напряженного состояния, а также по моделированию обращенного теста Тейлора. Результаты натурных статических и виртуальных динамических испытаний в условиях одноосного сжатия были использованы для построения определяющих соотношений эквивалентной гомогенной среды, а тест Тейлора применялся на этапе верификации получаемой модели.

Расчетные модели образцов сотовых конструкций нагружались кинематически абсолютно жестким штампом в условиях одноосного напряженного состояния. Мера объемной деформации вводилась в форме $\varepsilon_v = 1 - \frac{V}{V_0}$, где V, V_0 – текущий и первоначальный объемы образца. Диаграммы деформирования $\sigma_x - \varepsilon_v$ определялись по записям суммарной силы реакции на штамп, в предположении отсутствия боковой деформации. В таком случае объемная деформация соответствовала линейной в продольном направлении $\varepsilon_v = \varepsilon_x$.

Постоянная скорость деформации $\dot{\varepsilon}_i$ образцов с начальной длиной L_0 в процессе его уплотнения обеспечивалась законом движения $u(t)$ одной из границ в виде:

$$u(t) = L_0 \dot{\varepsilon}_i e^{-L_0 \dot{\varepsilon}_i t},$$

где t – время.

В представленных расчетах диапазон средних скоростей деформаций составлял от 100 до 5000 с⁻¹. В этих пределах существовала возможность обработки результирующей силы сопротивления и построения сглаженных идеализированных диаграмм деформирования для каждого значения средней скорости деформаций, как показано на рис. 2. При более высоких скоростях деформаций ($\dot{\varepsilon}_i > 5000$ с⁻¹) механизмы уплотнения приобретают ярко выраженный волновой характер, не позволяющий однозначно идентифицировать характеристики силы сопротивления жесткому штампу предложенным методом.

Для описания пластичности матричного алюминиевого сплава применялась модель Джонсона-Кука [7], в которой предел текучести вычисляется по закону:

$$\sigma_T = [A + B\varepsilon_p^n] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right]$$

где A , B , n , – эмпирические константы, характеризующие деформационное упрочнение, C , $\dot{\varepsilon}_0$ – константы, характеризующие зависимость предела текучести от скорости деформации.

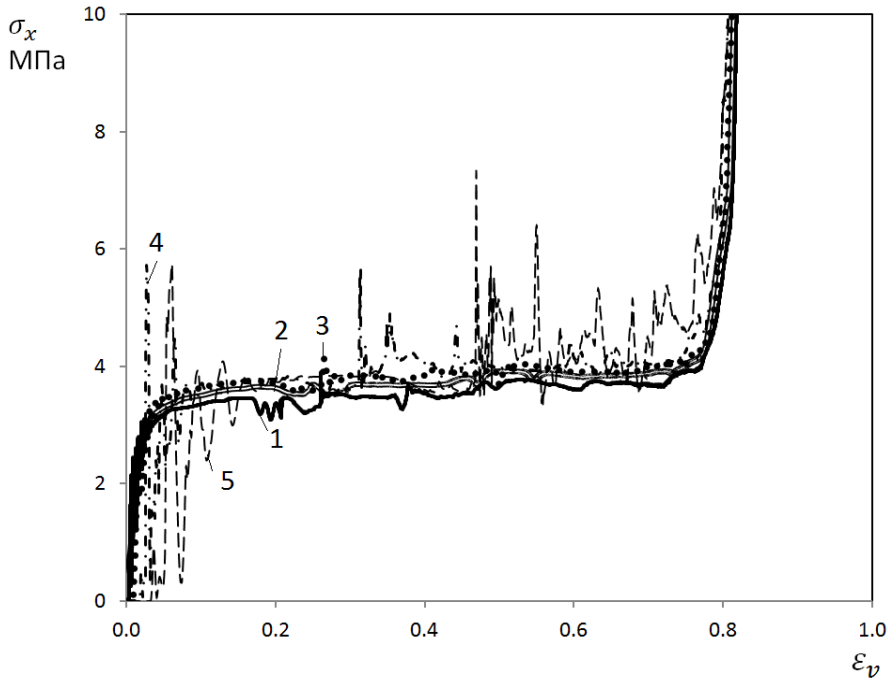


Рисунок 2. Расчетные диаграммы динамического сжатия сотового образца со средней плотностью $\rho_0=540 \text{ кг/м}^3$ при различных осредненных скоростях деформации; матричный материал без учета эффектов скоростей деформации: 1 – $\dot{\varepsilon}_i=100 \text{ с}^{-1}$; матричный материал с учетом эффектов скоростей деформации: 2 – $\dot{\varepsilon}_i=100 \text{ с}^{-1}$, 3 – $\dot{\varepsilon}_i=500 \text{ с}^{-1}$, 4 – $\dot{\varepsilon}_i=1000 \text{ с}^{-1}$, 5 – $\dot{\varepsilon}_i=2000 \text{ с}^{-1}$

Для каждого образца использовались по два константных набора: с учетом эффекта упрочнения от скорости деформации и без него, т.е. константа $C=0$. Таким образом, исследовалась степень влияния на динамические характеристики деформирования сотовых конструкций каждого из двух основных факторов: повышения предела текучести матричного материала и трансформация механики деформирования сотовых ячеек. С целью обобщения характеристик деформирования вводился эффективный предел текучести σ_T^* , соответствующий значению напряжения начала горизонтального участка в фазе необратимого уплотнения. В качестве базового условно называемого «статического» варианта $\sigma_T^{*(st)}$ был выбран вариант без учета эффектов скоростей деформаций матричного сплава и для средней скорости деформации сотового образца 100 с^{-1} . Расчетные идеализированные статические диаграммы деформирования для трех образцов различной плотности представлены на рис. 3, а зависимости статического предела текучести от относительной плотности при различных конструктивных исполнениях сотовых конструкций для расчетов и экспериментов на рис. 4.

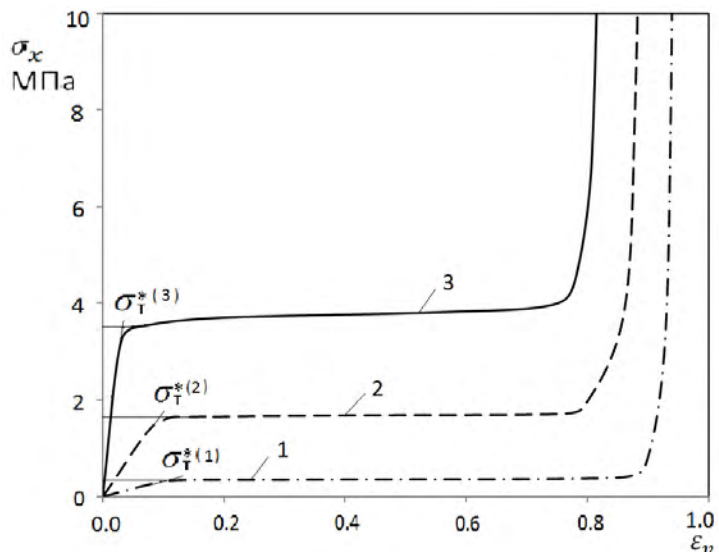


Рисунок 3. Идеализированные расчетные квазистатические диаграммы деформирования для сотовых образцов различной плотности, 1 - $\rho_0=210 \text{ кг/м}^3$, 2 - $\rho_0=380 \text{ кг/м}^3$, 3 - $\rho_0=540 \text{ кг/м}^3$

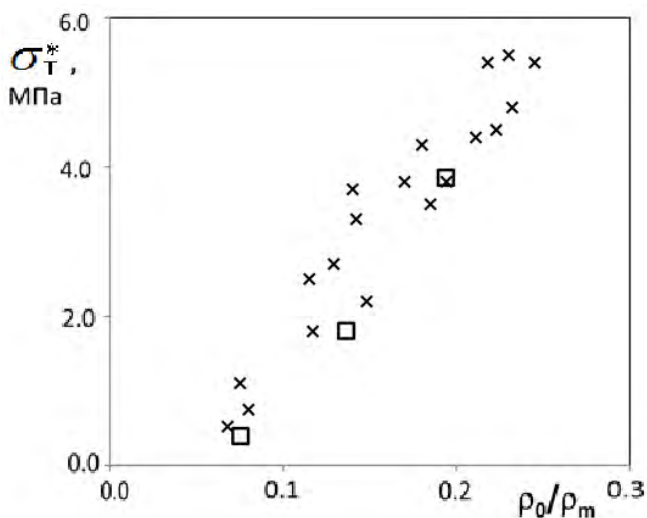


Рисунок 4. Зависимость статического эффективного предела текучести сотовых образцов различных конструкций от относительной плотности; x - эксперимент, □ - расчет (прямое моделирование)

На рис. 5 приведена зависимость коэффициента динамичности $K_d = \frac{\sigma_T^{*(d)}}{\sigma_T^{*(st)}}$, как отношения динамического и статических эффективных пределов текучести. Были рассчитаны два варианта: с учетом и без учета влияния эффектов скорости деформирования на предел текучести матричного материала. Для материала без учета скоростных эффектов, до средней скорости деформации образца примерно 1000 с^{-1} практически не наблюдалось увеличения величины эффективного предела текучести. В этом же диапазоне для варианта с реальными механическими свойствами алюминиевого сплава фиксировалось его увеличение до 20%. В диапазонах от 2000 с^{-1} до 5000 с^{-1} отмечалось резкое повышение эффективного предела текучести для обоих вариантов до 2 раз, связанное вероятнее всего со сменой механизма деформирования ячеек от простого равномерного изгиба сот в вершинах и распределенного по всему объему образца, к преобладанию механизмов

изгиба у середин граней и локализации зоны деформации в области движущегося штампа, при уменьшении величины боковой деформации.

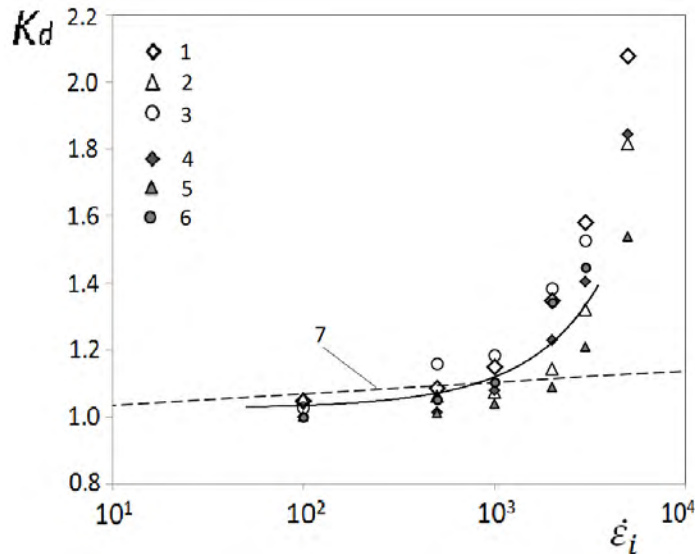


Рисунок 5. Отношение динамического эффективного предела текучести к статическому (полученному для скорости деформации 100 с^{-1} и матричного материала с пределом текучести, не зависящим от скорости деформации); матричный материал с учетом эффектов скоростей деформации: 1 - $\rho_0=540 \text{ кг/м}^3$, 2 - $\rho_0=380 \text{ кг/м}^3$, 3 - $\rho_0=210 \text{ кг/м}^3$; матричный материал без учета эффектов скоростей деформации: 4 - $\rho_0=540 \text{ кг/м}^3$, 5 - $\rho_0=380 \text{ кг/м}^3$, 6 - $\rho_0=210 \text{ кг/м}^3$; 7 – модель Джонсона-Кука для алюминиевого сплава [6]

В качестве эквивалентной гомогенной модели физико-механического поведения сотового материала предложена ортотропная упругопластическая модель [3], применяемая также в работе [4]. Физические соотношения для материала в упругой области имеют вид:

$$\sigma_{ij} = E_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}$$

где E_{ij} – линейные упругие модули и модулей сдвига для соответствующих: $E_{11}, E_{22}, E_{33}, 2G_{12}, 2G_{23}, 2G_{13}$, которые при условиях сжатия увеличиваются по мере уплотнения пеноматериала от начальных значений E_{ii}^0, G_{ij}^0 до значений E_f, G_f , соответствующих упругим характеристикам полностью уплотненного материала, считающегося изотропным:

$$E_{ii} = E_{ii}^0 + (E_f - E_{ii}^0) \cdot \epsilon_v$$

$$G_{ij} = G_{ij}^0 + (G_f - G_{ij}^0) \cdot \epsilon_v$$

В условиях растяжения упругие модули принимаются равными соответствующим начальным значениям. Начальные значения упругих модулей вычисляются прямым образом по результатам численных и натурных экспериментов.

Для описания пластичности для каждого компонента тензора напряжений введены ограничивающие соотношения, зависящие от степени уплотнения:

$$\sigma_{ij} \leq \sigma_{ij}^T(\epsilon_v)$$

Т.е. если прогнозируемые напряжения, вычисленные для упругих соотношений, превышали условия текучести, они корректируются соответствующим образом. Разгрузка материала является упругой с модулями, соответствующими текущей объемной деформации. При достижении полностью уплотненного состояния, характеризующегося значением объемной деформации ϵ_v^F , материал переходит в состояние изотропной упругопластической среды с идеальным законом пластичности.

Соотношения $\sigma_{ij}^T(\varepsilon_v)$ по сути являются огибающими для диаграмм деформирования (рис. 3) в форме «напряжение – объемная деформация», получаемые при испытаниях с добавлением значений для условий текучести при отрицательных и нулевых значениях объемной деформации, которые в первом приближении могут быть восстановлены интерполяцией горизонтального участка кривой уплотнения. Несмотря на то, что рассматриваемые образцы сотовых конструкций имеют ярко выраженные различия прочностных свойств в трех направлениях, для модели с независимыми соотношениями для каждого компонента тензора напряжений, соотношения для радиальных нормальных и сдвиговых компонентов не будут оказывать влияния на характеристики деформирования в условиях, близких к условиям теста Тейлора. Поэтому недостающие диаграммы деформирования были получены из расчетно-экспериментальной диаграммы деформирования в осевом направлении корректировкой значений напряжений на соответствующие коэффициенты, согласно рекомендациям [5]. Расширением в одном из боковых направлений, перпендикулярном образующей гофры, также пренебрегалось, т.е. коэффициенты Пуассона принимались равными нулю.

Сравнение результатов экспериментальных данных обращенного теста Тейлора по остаточной длине сотовых образцов с расчетами по моделям, в явном виде описывающую сотовую конструкцию и гомогенной модели показало удовлетворительное совпадение в обоих случаях. В рамках гомогенной модели были использованы два константных набора – на основе статических и динамических диаграмм деформирования. Последние были получены прямым увеличением ординат соответствующих диаграмм на постоянный множитель 1,2, примерно соответствующий средней скорости деформации порядка 1000 с^{-1} . Таким образом для задач, связанных с исследованием динамического деформирования сотовых конструкций в определенном диапазоне скоростей, возможен подбор постоянного коэффициента динамичности и использование статических диаграмм.

Работа выполнена при частичной финансовой поддержке РФФИ (проект № 15-08-007869-а).

Список литературы

1. Taylor G.I. The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress. I. Theoretical consideration // Proc. R. Soc. Lond. 1948. Vol. A194. N 1038. P. 289-299.
2. Whiffin A.C. The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress. II. Tests on various metallic materials // Proc. R. Soc. Lond. 1948. Vol. A194. N 1038. P. 300-322.
3. Hallquist J.O. LS-DYNA. Theory manual. LSTC. Livermore. 2006. 680 P.
4. Численное решение динамических задач деформирования многослойных оболочек с пористым наполнителем / А.В. Демарева, В.А. Иванов, М.Н. Жестков, А.И. Кибец, Ю.А. Кибец, Д.В. Шошин // Проблемы прочности и пластичности, вып. 76(1). 2014. С. 46-54.
5. Jackson K.E. Predicting the dynamic crushing response of a composite honeycomb energy absorber using solid-element-based models in LS-DYNA // Proceedings of the 11th LS-DYNA Users Conference, Dearborn, MI, 2010. P. 1669-1688
6. Johnson G.R., Cook W.H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures // 7th Intern. symposium on ballistics, Hague, Netherlands, 1983. P. 541-547.