

闭孔泡沫铝低速冲击防护的临界条件与优化设计*

李斌潮¹ 赵桂平² 卢天健^{1**}

(¹西安交通大学强度与振动教育部重点实验室,西安,710049)(²西安交通大学航天航空学院,西安,710049)

摘要 建立了高孔隙率闭孔泡沫铝抗低速撞击的分析模型,通过落重冲击试验验证了模型预测的准确性;采用所建立的模型,计算了闭孔泡沫铝作为大质量结构抗低速冲击构件的临界冲击速度,研究了不同冲击条件下结构响应的最小加速度和临界加速度.结果表明,闭孔泡沫铝适合作为大质量结构的低速冲击防护材料;当撞击速度低于临界冲击速度时,泡沫铝的作用应力不会超过其平台压缩应力,具有高孔隙率的泡沫铝甚至可使冲击响应加速度大幅降低,具有优良的防护效果;当撞击速度超过相应条件下的临界速度时,由于泡沫铝压缩密实阶段的应力增强作用,不仅使其作用应力迅速增大(为平台应力的 5-15 倍),而且使冲击响应加速度迅速增加甚至超过 1000g,从而对结构的安全防护构成威胁.最后,讨论了冲击质量比、泡沫铝孔隙率、泡沫几何尺寸等冲击参数对临界冲击速度和冲击响应加速度的影响.

关键词 临界冲击速度,响应加速度,低速冲击,防护,闭孔泡沫铝,优化设计

0 引言

高孔隙率闭孔泡沫金属在静动态压缩载荷作用下,既能承受大应变又能保持低应力水平,是理想的防护吸能材料,广泛应用于航空航天器着陆、装备空投、舰船吸波、披挂装甲等军事防护领域以及汽车防撞、高速列车吸能结构、人员防护等民用缓冲减震吸能的安全防护领域^[1-9].然而,国内外的研究工作往往忽略了这样一个事实:压缩密实化后的泡沫金属可使传递的应力迅速增强,从而对人员或结构的安全构成威胁. Cooper 等^[10]发现,爆炸波经泡沫层从空气传到水腔中时会有显著的提高而不是降低; Skew 等^[11]通过研究高能冲击波在多孔材料中的传播也得到了类似的结论.这就暗示:在某些条件特殊的情形,较软的泡沫金属被用作防护结构时不但起不到保护作用,相反可能会带来负面效应. Li 等^[12]采用基于泡沫材料应力-应变关系的一维(1D)质量-弹簧理论模型,以泡沫材料的密实应变作为临界条件,就泡沫金属对冲击载荷究竟是起增强还是吸收衰减作用进行了探讨,发现增强作用只有在高能量载荷下才会出现.王志华等^[13]通过二维(2D)弹塑性

质量-弹簧-连杆模型研究了应力波在泡沫铝中的传播特性,认为当脉冲达到一定强度时,泡沫铝中的应力会出现增强现象,而判断应力增强的临界条件为泡沫铝的密实应变或平台应力.泡沫金属材料中应力迅速增大的物理机制是其最大应变超过了密实应变,材料的压缩变形已经进入了密实化阶段.

目前,针对泡沫金属作为防护材料的研究主要从其吸能大小的角度进行分析^[1-3,9,14-16],较少考虑其密实化导致的应力迅速增大对防护安全构成的潜在威胁^[10-13],而同时结合结构响应加速度来考虑泡沫金属作为防护吸能材料的研究更少.本文通过定义临界冲击速度,重点研究冲击载荷作用下泡沫金属材料的密实化问题.选用东南大学材料系何德坪教授课题组在对孔结构进行精确控制基础上制备而成的新型闭孔泡沫铝作为研究对象,其最大特点为压缩过程平稳,准静态压缩应力-应变曲线光滑,如图 1 所示,适合用于显式积分过程中的数值计算.该曲线一般分为三部分^[17]:第一部分为线弹性段,由胞壁的弯曲和胞面的拉伸引起,其斜率对应于材料的弹性模量,相应的应变较小($<2\%$);第二部分对应于非线性弹性段,应力的增加源自于胞壁的弹性屈曲以及胞元内气体的压缩^[14];第三部分为塑性塌

* 国家重大基础研究计划项目(2006CB601202),国家“111 计划”引智计划项目(B06024)和国家自然科学基金项目(10632060,10825210)资助.

2010-05-17 收到第 1 稿,2010-07-30 收到修改稿.

** 通讯作者. Tel: 029-82665600, E-mail: tjlu@mail.xjtu.edu.cn.

陷及材料的密实过程,较长的平台应力阶段对应于胞元的塑性坍塌(胞壁塑性弯曲),坍塌位置首先出现在胞壁抗弯强度最弱的地方,继而沿压缩方向扩展开,当大多数胞壁被压缩在一起时,应力-应变曲线进入密实化阶段,应力迅速增大,而这正是导致泡沫金属在冲击防护过程中应力迅速增加的原因。

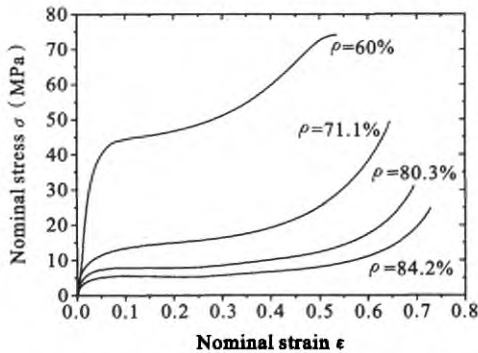


图1 不同孔隙率闭孔泡沫铝的应力-应变曲线
Fig. 1 Uniaxial compressive stress versus strain curves of close-celled aluminum foams having different porosities

针对落重(受保护结构)与闭孔泡沫铝材料一起与刚性地面发生碰撞这一完整系统,本文第一部分采用第二类 Lagrange 方程建立撞击模型,预测泡沫铝抵抗低速冲击时的动力响应行为,并通过落重冲击试验对模型预测进行验证;结合图 1 所示的泡沫铝压缩应力-应变曲线,第二部分以不同孔隙率泡沫铝为研究对象,定义其在冲击过程中应力迅速增强的临界冲击速度,并探讨泡沫铝的力学特性对临界冲击速度的影响;第三部分对满足最小冲击响应加速度的最优冲击质量比和最优孔隙率进行分析,并对临界冲击速度下结构响应的临界加速度展开讨论。

1 计算模型

采用分析力学的基本方法,分析落重与高孔隙率泡沫铝材料一起与刚性地面发生碰撞这一完整系统(图 2),以撞击发生前的瞬间作为碰撞的初始时刻,主要关心泡沫铝材料的碰撞压缩过程以及落重的冲击响应过程;暂不涉及碰撞结束后系统的反弹运动;仅考虑低速碰撞,故不计及泡沫铝的应变率效应。为分析方便,将落重简化为圆柱形刚体,泡沫铝

亦为圆柱体,其厚度和半径均远大于胞元尺寸,故可将其假设为连续介质;则该系统为一维单自由度系统,所有物理量均为落重压缩位移 u 的函数,系统所受的有势力为重力,非有势耗散力为泡沫铝材料与落重和刚性地面接触面之间的摩擦力。

与单自由度弹簧质量系统不同,在图 2 所示的一维简化模型中,泡沫铝薄板取代弹簧,并与地面发生碰撞;碰撞响应过程不再遵循 Hooke 定律,而是取决于泡沫铝的压缩应力应变关系 $\sigma = \sigma(\epsilon)$ (见图 1),尤其是其塑性压缩过程。除重力势能外,在系统的势能中最重要的是泡沫铝的应变能(包括弹性与塑性;由于不考虑碰撞后的反弹过程,分析时不计及材料的卸载规律),这也决定了材料吸收冲击能量的大小。

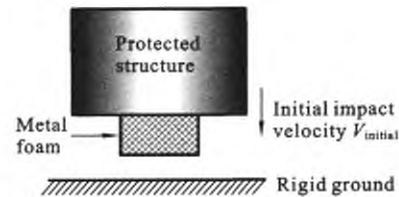


图2 闭孔泡沫铝用作防护缓冲吸能材料的一维简化冲击模型

Fig. 2 One-dimensional (1D) impact model of close-celled aluminum foam as energy absorbing material

假设落重的质量 M 远大于泡沫铝的质量 m_f ,则可忽略泡沫铝的动能对整个碰撞过程的贡献。在时刻 t ,系统的动能 K 可表示为:

$$K = \frac{1}{2} M \dot{u}^2 \tag{1}$$

其中 \dot{u} 为 t 时刻落重的速度。取初始时刻为零重力势能面,则重力势能 G 为:

$$G = -Mgu \tag{2}$$

其中 g 代表重力加速度。

根据位移 u 与应变 ϵ 的关系,可求得泡沫铝应力在时刻 t 不显含时间的隐函数 $\sigma = \sigma(u)$ 。在冲击压缩过程中,由于塑性泊松比效应,泡沫铝试件的半径 R_t /直径 D_t 和横截面 A 都会随位移 u 发生改变,其相互关系为:

$$A = A(u) = \pi R_t^2 = \pi R_0^2 \left(1 + \nu \frac{u}{H_1} \right)^2 \tag{3}$$

式中 R_0 和 H_1 分别代表泡沫铝试件的初始半径和厚度, ν 为塑性泊松比,根据 Deshpande 等^[18]得到的

塑性泊松比 ν 与屈服面形状因子 α (椭圆率) 的关系 $\nu = [0.5 - (\alpha/3)^2] / [1 + (\alpha/3)^2]$, 可以预测只有在极限情况下塑性泊松比取 0.5, 且一般不会高于 0.5. 针对闭孔泡沫铝, 根据 Deshpande 得到的实验结果: 相对密度为 8.4% 时塑性泊松比几乎为 0, 而相对密度为 16% 时塑性泊松比为 0.22. 本文选用东南大学何德坪教授课题组的闭孔泡沫铝, 其平均相对密度为 12.12%, 塑性泊松比的实验测量平均值为 0.2495.

在时刻 t , 泡沫铝材料的应变能 W 可由下式计算得到:

$$W = W(u) = \int_0^u \sigma(\eta) A(\eta) d\eta \quad (4)$$

将 Lagrange 函数 L 写为:

$$L = K - G - W \quad (5)$$

由于泡沫铝在压缩变形过程中会产生径向位移, 考虑其上下表面的滑动摩擦时, 认为摩擦力大小与作用面上的正压力成正比. 以 μ_1 和 μ_2 分别表示上下表面的摩擦系数, 则摩擦耗散功 W_μ 可由下式计算得到:

$$\begin{aligned} W_\mu = W_\mu(u) &= \int_0^u \int_0^{R_1(\eta)} \frac{2\pi(\mu_1 + \mu_2)\nu\sigma(\eta)r^2}{H_t + \nu\eta} dr d\eta \\ &= \int_0^u \frac{2\pi(\mu_1 + \mu_2)\nu R_0^3 \sigma(\eta)(1 + \nu\eta/H_t)^2}{3H_t} d\eta \quad (6) \end{aligned}$$

在位移 u 方向上, 由摩擦耗散功引起的非有势广义力 Q 做负功, 可表示为:

$$Q = -\frac{\delta W_\mu}{\delta u} = -\frac{2\pi(\mu_1 + \mu_2)\nu R_0^3 \sigma(u)(1 + \nu u/H_t)^2}{3H_t} \quad (7)$$

其中 $\delta(\cdot)$ 表示 \cdot 的变分 (“ \cdot ”泛指任意变量). 根据第二类 Lagrange 方程:

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial L}{\partial \dot{u}} - \frac{\partial L}{\partial u} = Q \quad (8)$$

展开后可得:

$$\begin{aligned} M\ddot{u} - Mg + \pi R_0^3 \sigma(u) \left(1 + \nu \frac{u}{H_t}\right)^2 = \\ -\frac{2\pi(\mu_1 + \mu_2)\nu R_0^3 \sigma(u)(1 + \nu u/H_t)^2}{3H_t} \quad (9) \end{aligned}$$

与此相对应的初始碰撞条件为:

$$u|_{t=0} = 0, \quad \dot{u}|_{t=0} = V_{\text{initial}} \quad (10)$$

本文采用显式梯形积分方法求解式(9). 为方便下文讨论, 给定泡沫铝厚度和直径的参考尺寸: $H_t = 150 \text{ mm}$, $D_t = 200 \text{ mm}$; H_t/H_r , D_t/D_r 分别代表泡沫铝的厚度比和直径比, ρ 和 m_t 表示泡沫铝的孔隙率和质量, M/m_t 表示落重与泡沫铝的质量比(下

文简称冲击质量比).

落重-泡沫铝碰撞模型的动力学响应特性与泡沫铝的力学压缩特性密切相关. 在碰撞压缩过程中, 受压材料对压缩过程起到了约束作用. 由式(9)可知, 本文理论分析的动力学意义在于: 将冲击压缩运动与泡沫铝的力学特性有机地结合起来, 一方面, 冲击位移决定了泡沫铝的应力大小, 另一方面, 泡沫铝的应力反作用于冲击运动, 影响冲击位移的进一步发展, 以此预测碰撞的整个衰减过程; 期间, 泡沫铝由于泊松比效应产生径向膨胀, 使横截面增大, 泡沫铝与落重和地面之间的接触表面分别产生滑动摩擦力, 这些也同时作用于碰撞过程, 对整个冲击响应过程产生影响.

1.1 模型验证

为了验证上述理论模型预测的正确性, 通过落重冲击实验对泡沫铝进行冲击压缩并记录落重的缓冲过程. 实验采用平均孔隙率为 $\rho = 87.88\%$ 的多边形闭孔结构泡沫铝, 由东南大学材料系何德坪教授课题组采用熔体泡沫化方法制备并提供, 其胞元的平均特征长度为 2 mm , 壁厚 $0.1 \text{ mm} - 0.15 \text{ mm}$. 采用线切割将该泡沫铝加工为规格 $\Phi 35 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ 的圆柱体. 采用两种不同方法测试落重在冲击过程中的动态响应: (1) 采用冲击加速度传感器 (CA-YD-111A) + 电荷放大器 (B&K 2626) + 示波器 (DPO 4034, Tektronix), 记录落重的冲击加速度信号; 为了提高所测量信号的信噪比, 仪器的供电采用稳压电源 (JJW-3kVA, Shanghai Queri) 和净化电源 (C1K 220V-1kVA/700W, CSTK); (2) 采用高速摄影仪 (Phantom V9), 跟踪观察试件的动态变形过程并记录落重的冲击缓冲过程. 为了减小泡沫铝试件与落锤、冲击台面的摩擦力, 在试件的上下表面涂抹了适当的凡士林, 并借助凡士林的粘接力使试件与落锤连接在一起, 实验结果详见附录 1.

图 3 给出了落重从 0.8 m 高度跌落时理论预测和实验观测结果的对比. 图中, $\dot{u}/\sqrt{H_t g}$ 为落锤在冲击过程中的无量纲化速度, $t/\sqrt{H_t/g}$ 为落锤的冲击响应时间, 其中 H_t 和 g 分别代表泡沫铝的厚度和重力加速度. 可以看出, 理论预测与实验观测、有限元模拟结果 (详见附录 2) 基本吻合, 尤其与高速摄影仪的测算结果吻合较好, 说明本文理论模型中采用泡沫铝的准静态本构关系 (图 1) 来预测其低速冲击过程是可行的, 同时表明在低速冲击条件下可以忽略高孔隙率闭孔泡沫铝的应变率效应. 高速摄影

结果和传感器测量之间的偏差(图3)主要是由这两种方法的测量误差所引起^[19],详见附录1.

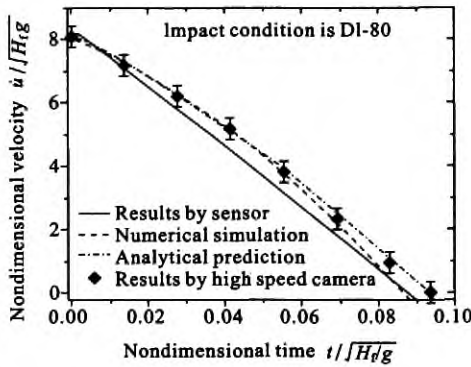


图3 落锤冲击速度的衰减:模型预测与落重冲击实验结果比较^[19]

Fig. 3 Dimensionless drop hammer speed plotted as a function of dimensionless time; comparison between model predictions and experimental measurements^[19]

1.2 模型适用范围

本文在理论建模中假设应力沿泡沫铝的厚度方向均匀分布;针对低速冲击,李斌潮等^[19]分析认为应力冲击波在极短时间内在试件表面进行了多次反射,使泡沫铝试件中的应力很快达到均匀.可以预见,当试件厚度在一定范围时,本文的模型预测与实验、有限元结果吻合良好^[19].为了探讨该理论模型的适用范围,本文进一步采用商业有限元软件ABAQUS模拟计算求得缓冲时间 T_s .并与理论预测值 T_t 进行比较,分析试件厚度对预测准确性的影响;另一方面,通过计算弹性波在试件中的传播时间 T_c ,分析弹性波在缓冲时间中所占的比例,评估波动对冲击过程产生的影响.

在初始冲击速度为8 m/s,冲击质量比为500,采用孔隙率为 $\rho = 87.88\%$ 的闭孔泡沫铝进行有限元模拟:落锤与冲击台均为Cr12模具钢,落锤半径 $R_d = 125$ mm,厚度 $H_d = 250$ mm,冲击台半径 $R_i = 150$ mm,厚度 $H_i = 150$ mm,分别被划分为12562和14688个六面体单元(C3D8R);泡沫铝试件采用C3D8R六面体单元,其直径比 $D_t/D_r = 1$,厚度比分别为: $H_t/H_r = 0.2, 0.5, 1, 2, 3$,当泡沫铝厚度(质量)增加时,通过在落锤上增加不同的附加质量以保持质量比为500.图4给出了理论模型预测的缓冲时间与有限元计算结果的比较.当厚度比 $H_t/H_r \leq 3$ 时,二者吻合较好($T_s/T_t < 1.025$);此时,冲击波

的单程传播时间在缓冲时间中所占的比例很小($T_c/T_s < 1.1\%$),可以忽略泡沫中的动力学行为.此外,当泡沫铝试件的厚度与直径比低于2.25时,有限元结果表明可将其变形作一维压缩处理.

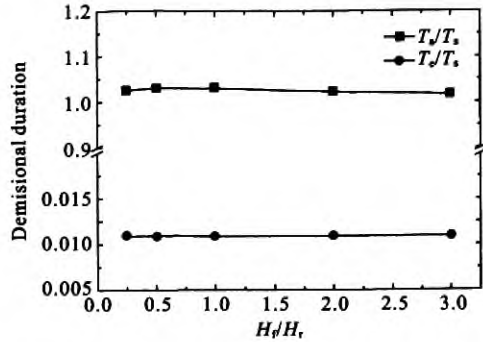


图4 理论预测缓冲时间与有限元结果比较

Fig. 4 Dimensionless duration time; comparison between model prediction and finite element simulation

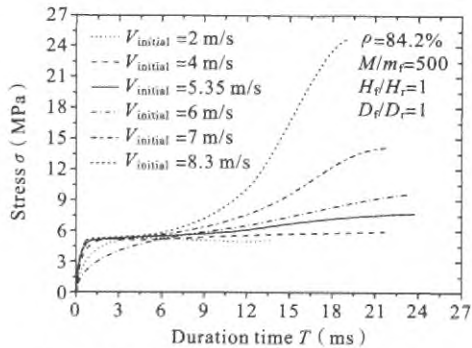
无论是航天器回收对吸能器厚度的要求($H_t/H_r \approx 0.5$)还是空投货台对缓冲材料厚度($H_t/H_r \leq 3$)的要求均适合本文的理论模型分析,故可采用该模型预测泡沫铝作为吸能缓冲材料时,航天器结构和空投物件的动态响应行为及接触压力.

1.3 泡沫金属作为防护材料所面临的问题

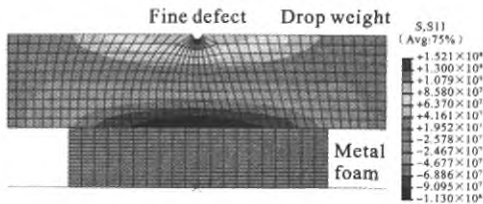
在成功验证本文理论模型的基础上,利用该模型计算了在不同初始冲击速度下泡沫铝材料中的应力,发现:随着冲击速度的增加,泡沫铝应力不断增大,如图5(a)所示,且在其他冲击条件不变时,冲击速度存在临界值.当冲击速度高于该临界值时,泡沫铝应力迅速增大,甚至达到其平台应力 σ_p (图1)的5倍以上,泡沫铝作用于受保护结构(即本文落锤)的冲击力也相应迅速增大,从而对其安全防护构成威胁.

有鉴于此,假设落锤表面存在几何缺陷(本文假设为半圆孔),对落重冲击实验进行了有限元计算模拟.在有限元模型中,冲击速度8.3 m/s,落重几何尺寸为100 mm×400 mm,缺陷半径5 mm,材料为2024-T3/T5 Al,弹性模量73.084 GPa,泊松比0.33,本构关系采用Johnson-cook硬化与损伤模型,参数详见文献[20];泡沫铝尺寸为150 mm×200 mm,弹性模量426 MPa,孔隙率为84.2%,采用Deshpande等^[18]提出的的各向同性本构关系,强化曲线如图1的单轴应力应变曲线所示,落重和泡

沫铝均采用 C3D8R 六面体单元. 图 5(b) 给出了落重-泡沫铝系统中水平方向应力的典型分布. 结果表明: 受到冲击载荷作用时, 被保护结构表面的缺陷会引起局部应力集中现象, 特别是在冲击压缩后期, 迅速增大的应力使缺陷前端的拉伸应力迅速增大(缺陷附近拉伸应力约为 152 MPa, 为屈服应力的 0.6 倍), 严重的话可引起材料的塑性屈服以及裂纹的萌生和扩展, 进而导致防护失效. 此时, 泡沫铝不再能起到吸能防护的作用, 因此有必要讨论不同冲击条件下泡沫铝作为防护材料的临界冲击速度, 以确保在冲击过程中泡沫铝内的应力不会由于密实化而迅速增加.



(a) 不同冲击速度下, 泡沫铝中应力的时程变化
(a) Predicted foam stress plotted as a function of time for selected initial impact velocities



(b) 落锤表面微小缺陷引起的应力集中
(b) Stress concentration induced by defect on the surface of protected structure as simulated with the method of finite elements

图 5 泡沫铝抗冲击缓冲过程中的安全隐患

Fig. 5 Potential safety hazard of aluminum foam as energy absorbing material for impact attenuation

2 临界冲击速度

将闭孔泡沫铝用作防护材料时, 冲击的缓冲时间 T 与初始冲击速度 $V_{initial}$ 、泡沫铝孔隙率 ρ 、泡沫铝几何特征(厚度比和直径比)和冲击质量比 M/m_t 有关, 即:

$$T = T(V_{initial}, \rho, M/m_t, H_f/H_r, D_f/D_r) \quad (11)$$

采用本文建立的理论模型, 计算了缓冲时间与初始冲击速度的关系, 如图 6 所示. 可见, 在其他条件不变的前提下, 随着冲击速度增加, 缓冲时间 T 存在最大值; 由图 5(a) 可知, 此时所对应的最大应力低于 $1.5\sigma_p$, 当初始速度超过此冲击速度时, 泡沫材料的应力将迅速增加. 本文定义: 使缓冲时间取得最大值的初始冲击速度为临界冲击速度 V_{cr} , 即:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial V_{initial}} \right|_{V_{initial} = V_{cr}} = 0 \quad (12)$$

则 V_{cr} 可表示为:

$$V_{cr} = V_{cr}(\rho, M/m_t, H_f/H_r, D_f/D_r) \quad (13)$$

当 $V_{initial} \leq V_{cr}$ 时, 作用于结构上的最大应力在泡沫铝的平台应力附近(对本文研究的泡沫铝而言, 假设最大应力低于 $1.5\sigma_p$); 当 $V_{initial} \geq V_{cr}$ 时, 随着冲击压缩量的增加, 应力迅速提高. 因此, 临界速度在抗冲击防护材料的设计中至关重要. 目前, 在国内外还未见关于低速冲击防护临界速度的定义及相关研究报道.

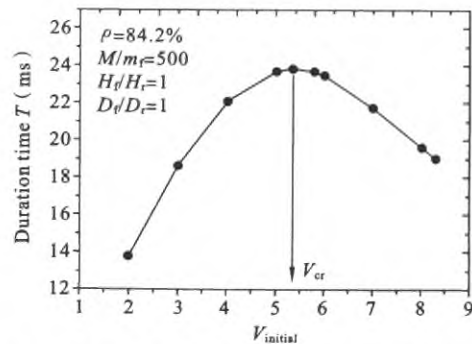


图 6 理论模型预测缓冲时间与冲击速度的关系

Fig. 6 Relationship between model predicted duration time and initial velocity

2.1 临界冲击速度与应力的关系

进一步的分析表明: 当冲击速度 $V_{initial} = V_{cr}$ 时, 泡沫铝中的最大应力不随冲击质量比、泡沫铝的几何形状变化, 仅与泡沫铝的孔隙率有关. 本文定义该应力为临界应力 σ_{cr} , 它反映的是泡沫铝受冲击作用进入密实化、应力迅速增加的起始点. 当 $V_{initial} \leq V_{cr}$ 时, 泡沫铝压缩过程中的最大应力低于临界应力; 当 $V_{initial} > V_{cr}$ 时, 压缩过程中泡沫铝的最大应力超过 σ_{cr} 并迅速增加, 对结构的安全防护不利.

基于本文理论模型, 图 7 给出了不同孔隙率闭孔泡沫铝的临界应力; 可见, 孔隙率越大, 临界应力

越低.若仅从强度设计方面考虑,高孔隙率泡沫铝更利于结构保护,但同时还应该注意,泡沫铝的孔隙率越高则其应变能密度越低;就吸能而言,在保持相同体积压缩量的前提下,低孔隙率泡沫铝吸收的能量高于高孔隙率泡沫铝.要解决上述矛盾,就必须考虑结构在冲击过程中的动力学响应问题:只有在结构强度安全的前提下保证其响应加速度最小,才是理想的选择^[8](本文第3部分将就此做详细讨论).

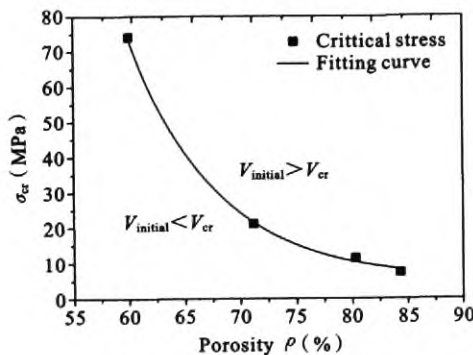


图7 泡沫铝临界应力与孔隙率的关系

Fig.7 Relationship between critical stress and porosity

2.2 临界冲击速度与冲击质量的关系

令 $H_f/H_r = D_f/D_r = 1$,由式(13)可知临界速度 V_{cr} 与 ρ 和 M/m_t 有关.图8给出了不同孔隙率下临界冲击速度与质量比的关系.可以看出, V_{cr} 与 M/m_t 成反比规律变化,质量比越大,临界冲击速度越小,且 V_{cr} 一般都较小:当 $M/m_t \geq 500$ 时,临界速度低于12 m/s.

利用图8给出的结果,可以对防护系统的有效防护范围进行评估.当冲击条件位于相应孔隙率的临界曲线以上,即位于应力快速增长区,那么就极有可能因为泡沫铝的密实化而引起冲击过载,最终导致防护失效;当冲击条件位于临界曲线以下,即平台应力区,此时泡沫铝作用于结构的应力低于相应孔隙率的临界应力,对于结构的防护相对安全.对于冲击质量比一定的防护系统(如空投货台,航天器回收),可由图8预测出该系统安全着陆所需速度的范围.

2.3 临界冲击速度与泡沫铝孔隙率的关系

由图8中不同孔隙率曲线的比较可以看出,在冲击质量比 M/m_t 相同的前提下,孔隙率越高,临界冲击速度越小,这是因为当泡沫铝的压缩量达到密实化的起始点时,孔隙率越高,单位体积吸收的冲击

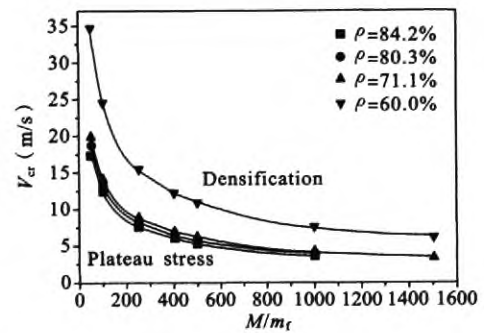


图8 不同孔隙率时临界冲击速度和冲击质量比的关系

Fig.8 Critical impact velocity plotted as a function of impact mass ratio for selected porosities

能量越小,从而限制了临界冲击速度的提高.

对于孔隙率为71.1%-84.2%的闭孔泡沫铝,由图8可知,在相同冲击质量比条件下,孔隙率对临界冲击速度的影响很小,在防护系统安全评估中可忽略其影响.此时采用84.2%的高孔隙率泡沫铝作为系统的防护材料最好,因为由图7知,高孔隙率泡沫铝的临界应力最小,其作用于受保护系统的冲击力也就最小.有鉴于此,后续讨论将主要围绕孔隙率为84.2%的闭孔泡沫铝展开.孔隙率较小时(60%-71.1%),孔隙率对临界速度的影响较为显著(图8),且孔隙率越小临界速度越大,其相应的临界应力也就较大,可以预见其用于防护材料时所产生的冲击力对受保护系统的安全威胁较大,因此不作为本文考虑重点.

2.4 临界冲击速度与泡沫铝几何尺寸的关系

以冲击质量比 $M/m_t = 500$ 、孔隙率分别为84.2%和71.1%的两种泡沫铝为例,讨论临界冲击速度 V_{cr} 与泡沫铝几何尺寸的关系.当泡沫铝的直径比 $D_f/D_r = 1$ 时,图9(a)给出了厚度比 H_f/H_r 与 V_{cr} 的关系:可见,在冲击质量比保持不变的前提下, V_{cr} 随着 H_f/H_r 的增加呈线性降低.当泡沫铝厚度比 $H_f/H_r = 1$ 时,图9(b)给出了直径比 D_f/D_r 与 V_{cr} 的关系:在冲击质量比保持不变时,可忽略 D_f/D_r 对 V_{cr} 的影响.

由以上讨论可知,泡沫铝厚度是影响临界冲击速度的主要几何因素,两者之间的增量关系可表示为:

$$\Delta V_{cr} = -\alpha \left(\frac{H_f}{H_r} - 1 \right) \quad (14)$$

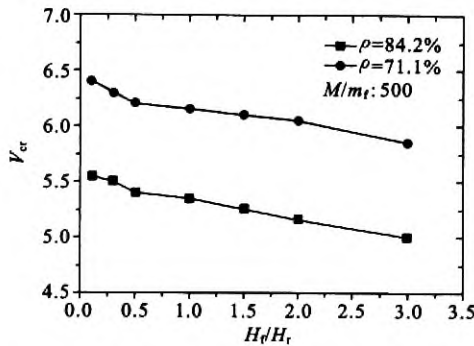
式中 ΔV_{cr} 表示参数改变后的临界冲击速度与图8对应的临界冲击速度的增量, α 为斜率.通过改变孔隙率 ρ 或冲击质量比 M/m_t ,可得一系列与图9(a)

类似的线性关系,只是斜率 α 不同(见表 1). 表 1 给出的结果表明:孔隙率或冲击质量比越大, α 越大,即厚度对临界速度的影响越大. 当泡沫铝厚度比 $H_t/H_r \leq 3$ 时,泡沫铝的几何尺寸对临界冲击速度

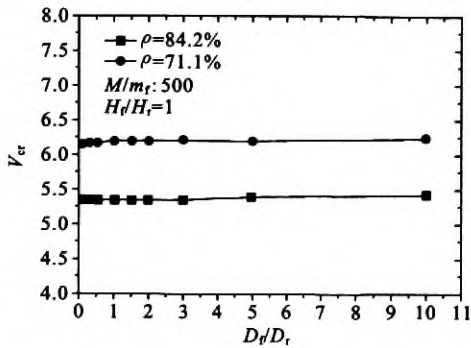
改变的最大值仅为 0.96 m/s,即改变泡沫铝的几何尺寸,对应图 8 的 $V_{cr}-M/m_t$ 曲线的变化较小,在一定范围内可忽略这种影响,从而使图 8 的结果对于防护设计具有普适性.

表 1 不同孔隙率和冲击质量比时的斜率(α)值
Table 1 Dependence of α upon porosity ρ and impact mass ratio M/m_t

	$M/m_t=50$	100	200	500	800	1000
$\rho=84.2$	0.06954	0.08047	0.1081	0.23321	0.295	0.32613
80.3	0.05145	0.06595	0.11928	0.20682	0.25077	0.29512
71.1	0.03994	0.07025	0.10564	0.17758	0.26586	0.25317
60.0	0.02609	0.03156	0.04682	0.07441	0.09793	0.11034



(a) 厚度
(a) Thickness



(b) 直径
(b) Diameter

图 9 临界冲击速度与圆柱形泡沫铝试件几何尺寸的关系
Fig. 9 Dependence of critical impact velocity upon geometrical dimensions of cylindrical aluminum foam specimen

3 冲击加速度优化

受保护结构的冲击响应加速度是用来衡量泡沫铝材料抗冲击缓冲特性的重要物理量;例如,航天器

或空投设备在着陆过程中,承载结构的整体冲击加速度对内部人员、设备的安全影响很大. 本文选取冲击响应过程中的最大加速度 a_{max}/g 作为研究对象,针对给定的目标需求,讨论不同冲击条件对冲击加速度的影响,并探究使冲击加速度最小化的最优材料参数.

3.1 孔隙率对冲击加速度的影响

给定冲击质量比 $M/m_t=500$ 和泡沫铝几何尺寸 $H_t/H_r=D_t/D_r=1$,讨论不同孔隙率时冲击加速度 a_{max}/g 与初始冲击速度 $V_{initial}$ 的关系. 模型预测结果如图 10 所示,可见:

(1) 初始冲击速度越大,响应加速度越大,且孔隙率越高,加速度随冲击速度的变化率越大. 当初始速度大于对应的临界速度时,应力将超过相应的临界应力并迅速增加,这是因为吸收等量的冲击能量,高孔隙率泡沫铝所需的变形量比低孔隙率泡沫铝更大,泡沫铝的应力增加较快.

(2) 当初始冲击速度 $V_{initial} \leq 6$ m/s 时,欲使冲击加速度最小,应选用 $\rho=84.2\%$ 的高孔隙率泡沫铝进行防护. 冲击加速度随着孔隙率的增大而降低,孔隙率为 84.2% 的泡沫铝可使加速度低于 20 g.

(3) 当 6 m/s $< V_{initial} < 7$ m/s 时,选用 $\rho=80.3\%$ 的泡沫铝作为防护材料,可使冲击加速度最小. 这主要是因为 $V_{initial}$ 超过了 $\rho=84.2\%$ 和 $M/m_t=500$ 所对应的临界冲击速度,使泡沫铝作用力迅速增大所致. 同理,当 7 m/s $< V_{initial} < 8$ m/s 时,选用 $\rho=71.1\%$ 的泡沫铝作为防护材料可使冲击加速度最小. 当 $V_{initial} > 8$ m/s 时,应选用具有更低孔隙率的泡沫铝才能使冲击加速度最小.

综上,欲使泡沫铝的应力和冲击加速度同时达到最小,采用高孔隙率闭孔泡沫铝最为理想.但是,其所对应的临界冲击速度和防护的冲击速度范围也是最小($\rho=84.2\%$, $M/m_t=500$ 时,初始冲击速度满足 $V_{initial} \leq 6$ m/s),对更高冲击速度进行防护就需要降低泡沫铝的孔隙率,但这同时也使泡沫铝作用于结构上的力增大.上述矛盾的解决需要综合考虑冲击质量比 M/m_t 和泡沫铝的厚度比 H_t/H_r .

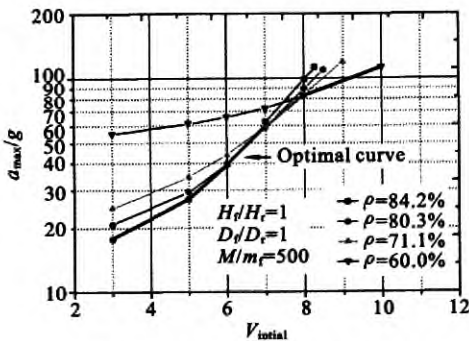


图 10 不同孔隙率泡沫铝的冲击加速度与初始冲击速度的关系

Fig. 10 Acceleration plotted as a function of initial velocity for selected porosities

3.2 冲击质量比对冲击加速度的影响

给定孔隙率 $\rho=84.2\%$ 和 $H_t/H_r = D_t/D_r = 1$, 探讨不同冲击质量比 M/m_t 对冲击加速度 a_{max}/g 的影响.由图 11 给出的理论预测结果可以看出:

(1) 随着冲击质量比的增大,冲击环境迅速改善;当冲击质量比从 50 增加到 1000 时,冲击加速度从大于 100g 降低到 10g.

(2) 当 $V_{initial} \leq 4$ m/s 时,冲击质量比 $M/m_t = 1000$ 可使冲击加速度最小,且低于 25g;当 4 m/s $< V_{initial} < 7$ m/s 时, $M/m_t = 500$ 对应的冲击加速度最小,加速度范围为 25g-60g;当 7 m/s $< V_{initial} < 10$ m/s 时, $M/m_t = 200$ 对应的冲击加速度最小,加速度范围为 60g-100g;当 10 m/s $< V_{initial} < 15$ m/s 时, $M/m_t = 100$ 对应的冲击加速度最小,加速度范围为 100g-115g.

冲击质量比越大,冲击加速度随冲击速度的变化率越大,即冲击加速度对初始冲击速度的敏感性越高,速度的微小变化将引起冲击加速度较大的变化(图 11). 因此,应根据初始冲击速度选取使加速度最小的质量比;当冲击速度低于 10 m/s 时,高孔隙率闭孔泡沫铝更适合于质量比为 200-1000 的大

质量结构的低速冲击防护.

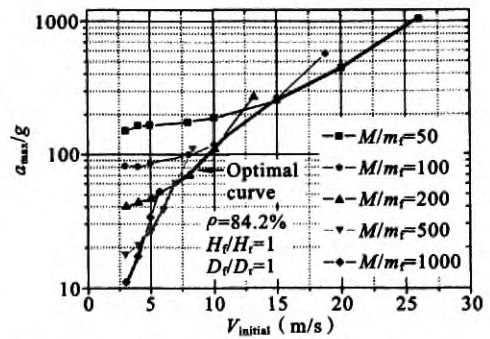


图 11 不同冲击质量比时,冲击加速度与初始冲击速度的关系

Fig. 11 Acceleration plotted as a function of initial velocity for selected mass ratios

3.3 泡沫铝几何尺寸对冲击加速度的影响

给定泡沫铝直径比 $D_t/D_r = 1$ 和冲击质量比 $M/m_t = 500$, 泡沫铝厚度比 H_t/H_r 对冲击加速度 a_{max}/g 的影响如图 12(a) 所示.由图 12(a) 可见,增加泡沫铝的厚度可显著降低冲击加速度:当厚度比 $H_t/H_r = 3$ 、孔隙率 $\rho = 71.1\% - 84.2\%$ 、初始冲击速度 $V_{initial} = 5$ m/s 时,冲击加速度可被减弱到 10g;当 $V_{initial} = 7$ m/s 时,加速度可降低至 20g 以下.初始冲击速度越大,由于孔隙率不同而引起的冲击加速度的差异也越小,这是因为初始冲击速度(例如 7 m/s)超过了高孔隙率($\rho = 84.2\%$)所对应的临界速度,应力迅速增加,达到甚至超过低孔隙率泡沫铝的平台应力,从而导致其加速度接近于低孔隙率($\rho = 60\%$)的对应值.

图 12(b) 表明,在其他条件不变时,泡沫铝的直径比对结构响应冲击加速度的影响非常小,但这并不意味着结构与防护材料的受力面积不重要;相反,只有合理分布泡沫铝的作用面,使冲击过程中泡沫铝均匀平稳压缩,并尽量避免结构发生弯曲变形,才能对结构进行更好的防护.泡沫铝直径比的变化必然会引起冲击质量比的改变.对于一维冲击压缩问题,变量 D_t/D_r 与 M/m_t 只有一个是独立的,因此,在讨论中可按照 $D_t/D_r = 1$ 的情况考虑.

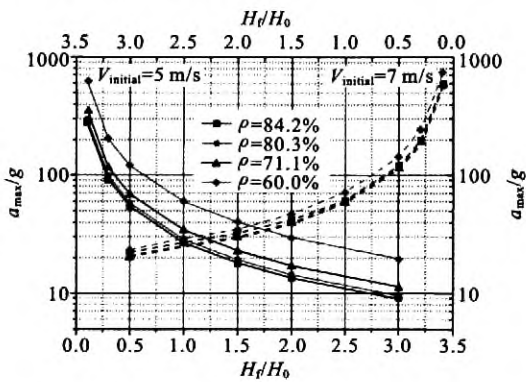
综上,在其他条件一定时,泡沫铝的厚度是影响加速度大小的主要因素.同时,由图 12(a) 还可看出厚度的改变不会影响最小加速度所对应的最优孔隙率,即:当 $V_{initial} = 5$ m/s 时, $\rho = 84.2\%$ 使得加速度最小,当 $V_{initial} = 7$ m/s 时, $\rho = 71.1\%$ 使得加速度最小,

均与厚度的变化无关. 这也表明, 泡沫铝厚度的改变仅使图 10 的加速度最优(最小)曲线上下平移(改变加速度的大小), 几乎不影响孔隙率与初速度的对应关系; 通过改变冲击质量比研究冲击加速度与泡沫铝厚度的关系表明, 厚度的改变仅使图 11 的加速度最优曲线上下平移, 对质量比与初速度的关系影响甚微, 这也使得图 10、图 11 与图 8 在应用上具有普适性. 表 2 给出了在不同初速度条件下, 使冲击加速度最小所对应的最优孔隙率和冲击质量比, 对于防护设计具有一定的指导意义.

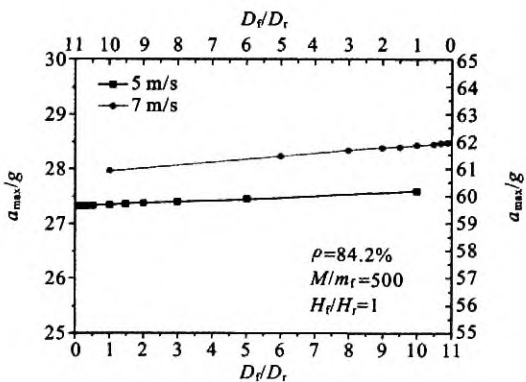
表 2 不同初速度下, 使冲击加速度最小的最优孔隙率、冲击质量比

Table 2 Optimized porosity and mass ratio under different initial velocities

$V_{initial}$ (m/s)	ρ (%)	M/m_t
(0, 4]	84.2	1000
(4, 6]	(80.3, 84.2]	(500, 1000]
(6, 7)	80.3	500
[7, 8]	71.1	(200, 500)
(8, 10]	(71.1, 60]	200
(10, 15]	(71.1, 60]	[100, 200)



(a) 厚度
(a) Thickness



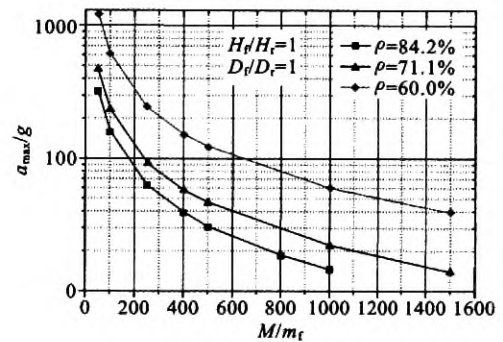
(b) 直径
(b) Diameter

图 12 圆柱形泡沫铝试件几何尺寸对冲击加速度的影响

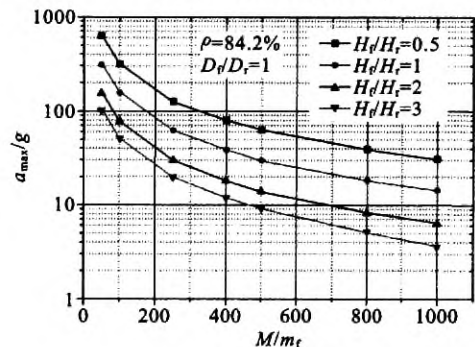
Fig. 12 Acceleration plotted as a function of foam specimen dimension

3.4 不同孔隙率泡沫铝的临界冲击环境

采用泡沫铝对结构进行防护设计时, 在考虑临界冲击速度 V_{cr} 、最优冲击质量比以及泡沫铝孔隙率的同时, 还必须了解受保护结构整体响应的加速度峰值, 以确保结构内人员或设备的安全. 图 13 给出了在临界冲击速度作用下 ($V_{initial} = V_{cr}$), 加速度峰值与冲击质量比的关系. 从图 13(a) 给出的结果可以



(a) 孔隙率不同
(a) Influence of porosity



(b) 厚度不同
(b) Influence of metal foam thickness

图 13 临界冲击速度作用下, 临界冲击加速度与冲击质量比的关系

Fig. 13 Critical acceleration plotted as a function of mass ratio at critical impact velocity

看出, 泡沫铝孔隙率越高, 冲击质量比越大, 则临界加速度越低; 图 13(b) 则表明泡沫铝试件的厚度越大, 临界加速度越低.

采用孔隙率为 84.2% 的泡沫铝作为防护材料时, 若要求冲击加速度控制在 30g 以内, 且作用应

力低于其临界应力(或者 $V_{initial} \leq V_{cr}$),由图 13(b)可知:当 $M/m_t = 250, H_t/H_r = 2$ 时,可满足冲击加速度要求,且此时的初始冲击速度范围可扩大到 $V_{initial} \leq 7.5 \text{ m/s}$;当 $M/m_t = 200, H_t/H_r = 3$ 时,若初始冲击速度范围为 $V_{initial} \leq 9 \text{ m/s}$,也可满足加速度要求.因此,对具有较大初始冲击速度的结构进行防护时,若需要同时满足低应力和低冲击加速度的要求,就必须对冲击质量比和泡沫铝厚度进行合理设计.本文结果表明,高孔隙率($\rho = 84.2\%$)闭孔泡沫铝的临界应力和临界冲击加速度最小,是用于低速冲击防护的理想材料.

4 算例

以美国轻型空降坦克 M8 AGS 为低空空投对象,其装备三级防护装甲时的质量为 $M = 24.75 \text{ t}$,车体几何尺寸为长 $8.9 \text{ m} \times$ 宽 $2.69 \text{ m} \times$ 高 2.55 m ,车身采用铝合金材料制造.假设其空投着陆速度为 8 m/s ,要求车体结构响应竖直加速度小于 $30g$,缓冲材料与车体的接触应力低于 10 MPa .根据图 7 给出的临界应力与孔隙率的关系,采用 84.2% 的闭孔泡沫铝可满足应力要求;对于 8 m/s 的冲击速度,由图 8 知冲击质量比 $M/m_t = 200-250$ 时,接触应力低于临界应力大小,且由图 11 可知, $M/m_t = 200$ 时冲击加速度最小,由图 13 知 $H_t/H_r = 2-3$ 可满足加速度小于 $30g$ 的要求(这里取 $H_t/H_r = 2.5$).

综上,假设泡沫铝空投货台的质量 $m_t = 123.75 \text{ kg}$,有效平面压缩面积 1 m^2 ,厚度 0.375 m .采用本文理论模型获得的计算结果表明,结构整体的响应加速度为 $26.5g$,接触应力为 4.836 MPa ,缓冲时间 42 ms ,满足设计要求.注意到上述冲击质量比选择是在 $H_t/H_r = 1$ 的条件下选取的(见图 8、图 11).通过式可估计 $H_t/H_r = 2.5$ 对临界冲击速度的影响为 $\Delta V_{cr} = -0.1622 \text{ m/s}$,可以忽略;同时,泡沫铝厚度比的不同仅使图 11 的最优曲线向下平移.

5 结论

针对闭孔泡沫铝作为防护材料在承受高能冲击时可使应力增强的现象,本文分析了将其应用于大质量结构低速冲击防护时失效的可能性和防护中存在的问题,建立了一维冲击模型,并采用实验对模型预测进行了验证.在此基础上,采用理论模型:

(1) 给出了不同冲击质量比条件下防止泡沫铝应力迅速增大的临界冲击速度,讨论了冲击质量比、泡沫铝孔隙率和试件几何尺寸(直径和厚度)对临界冲击速度的影响.结果表明:临界冲击速度与冲击质量比成反比规律变化;孔隙率在 $71.1\%-84.2\%$ 范围内时对临界速度的影响较小;泡沫铝试件的直径比对临界速度几乎没有影响,厚度比是影响临界速度的主要因素.

(2) 获得了不同孔隙率闭孔泡沫铝的临界应力值,该应力对应的是泡沫铝进入密实化阶段、应力迅速增加的起始点,仅与泡沫铝的孔隙率有关.

(3) 讨论了孔隙率、冲击质量比和泡沫铝试件几何尺寸对冲击加速度的影响.增加泡沫铝厚度可显著降低加速度;增大质量比也可降低加速度,但安全防护所对应的速度范围同时降低;较小的冲击质量比具有更大的速度防护范围,但冲击加速度较高.因此,只有通过合理增加泡沫铝的厚度,适当降低冲击质量比,方可使所防护的冲击速度达到实际应用范围.

(4) 在不同初始冲击速度下,获得了孔隙率和冲击质量比的最佳组合,使得所保护结构的冲击加速度最小.当初始冲击速度低于临界速度时,高孔隙率泡沫铝的作用应力最小,同时响应加速度亦最小,是理想的抗低速冲击防护材料.

参考文献

[1] Gama B A, Bogetti T A, Fink B K, Yu C J, Claar T D, Eifert H H, Gillespie J W. Aluminum foam integral armor; a new dimension in armor design[J]. Composite Structures, 2001, 52(3-4): 381-395.

[2] Ma G W, Ye Z Q. Energy absorption of double-layer foam cladding for blast alleviation[J]. International Journal of Impact Engineering, 2007, 34(2): 329-347.

[3] Mukai T, Kanahashi H, Higashi K, Yamada Y, Shimojima K, Mabuchi M, Miyoshi T. Energy absorption of light-weight metallic foams under dynamic loading [M] // Banhart J, Ashby M F, Fleck N A. Cellular Metals and Metal Foaming Technology. Ed. Bremen, Germany: Verlag MIT Publisher, 1999, 353-358.

[4] 宋宏伟, 虞钢, 范子杰, 王青春. 多孔材料填充薄壁结构吸能的相互作用效应[J]. 力学学报, 2005, 37(6): 697-703. (Song H W, Yu G, Fan Z J, Wang Q C. Interaction effect in energy absorption of porous materi-

- al filled thin-walled structure [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2005, 37(6): 697-703. (in Chinese))
- [5] 赵桂平, 卢天健. 多孔金属夹层板在冲击载荷作用下的动态响应[J]. *力学学报*, 2008, 40(2): 194-206. (Zhao G P, Lu T J. Dynamic response of cellular metallic sandwich plates under impact loading[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2008, 40(2): 194-206. (in Chinese))
- [6] 巫祖烈, 徐秀霞, 刘亮, 李世亚, 周兵. 防撞吸能材料金属泡沫铝压缩及吸能性能试验研究[J]. *交通科技*, 2008, (4): 56-59. (Wu Z L, Xu X X, Liu L, Li S Y, Zhou B. Experimental research on the compressive behavior and energy absorbing capability of foam aluminum[J]. *Transportation Science & Technology*, 2008, 4: 56-59. (in Chinese))
- [7] 杨东辉, 何德坪. 高比强度多孔铝合金的压缩性能和能量吸收特性[J]. *机械工程材料*, 2005, 29(8): 31-34. (Yang D H, He D P. Compressive and energy absorption behavior of porous Al alloy with high specific strength[J]. *Materials for Mechanical Engineering*, 2005, 29(8): 31-34. (in Chinese))
- [8] 秦福德, 童明波, 何思渊, 张勇明, 何德坪. 航空航天返回过程的轻质能量吸收器[J]. *东南大学学报(自然科学版)*, 2009, 39(4): 790-794. (Qin F D, Tong M B, He S Y, Zhang Y M, He D P. Light energy absorber in aeronautic and astronautic recovery[J]. *Journal of Southeast University (Natural Science Edition)*, 2009, 39(4): 790-794. (in Chinese))
- [9] 何思渊, 臧晓云, 何德坪. 轻质能量吸收器[J]. *中国科学B辑: 化学*, 2005, 35(4): 265-267. (He S Y, Zang X Y, He D P. Lightweight energy absorbers [J]. *Science in China Series B, Chemistry*, 2005, 35(4): 265-267. (in Chinese))
- [10] Cooper G J, Townend D J, Cater S R, Pearce B P. The role of stress waves in thoracic visceral injury from blast loading: modification of stress transmission by foams and high-density materials[J]. *Journal of Biomechanics*, 1991, 24(5): 273-285.
- [11] Skews B W, Atkins M D, Seitz M W. The impact of a shock wave on porous compressible foams[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1993, 253: 245-265.
- [12] Li Q M, Meng H. Attenuation or enhancement—a one-dimensional analysis on shock transmission in the solid phase of a cellular material[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2002, 27(10): 1049-1065.
- [13] 王志华, 张钰彤, 任会兰, 赵隆茂. 冲击波在泡沫金属材料中传播特性的研究[J]. *中国科学G辑: 物理学, 天文学*, 2009, 39(9): 1258-1267. (Wang Z H, Zhang Y F, Ren H L, Zhao L M. Studies on compressive shock wave propagation in metallic foams[J]. *Science in China Series G: Physics, Mechanics & Astronomy*, 2009, 39(9): 1258-1267. (in Chinese))
- [14] Gibson L J, Ashby M F. *Cellular Solids: Structure and Properties*[M]. Second Ed, Cambridge: Cambridge University Press, 1997.
- [15] Miltz J, Ramon O. Energy-absorption characteristics of polymeric foams used as cushioning materials[J]. *Polymer Engineering and Science*, 1990, 30(2): 129-133.
- [16] Ashby M F, Evans A G, Fleck N A, Gibson L J, Hutchinson J W, Wadley H N G. *Metal Foams: A Design Guide* [M]. Butterworth Heinemann: Oxford Press, 2000.
- [17] Tan P J, Reid S R, Harrigan J J, Zou Z, Li S. Dynamic compressive strength properties of aluminium foams. Part I—experimental data and observations[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2005, 53(10): 2174-2205.
- [18] Deshpande V S, Fleck N A. Isotropic constitutive models for metallic foams[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2000, 48(6-7): 1253-1283.
- [19] 李斌潮, 赵桂平, 卢天健. 高孔隙率闭孔泡沫铝的低应变率压缩行为[J]. *力学学报*, 2011, 43(1): 122-135. (Li B C, Zhao G P, Lu T J. Low strain rate compressive behavior of high porosity closed-celled aluminum foams [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2011, 43(1): 122-135. (in Chinese))
- [20] Buyuk M, Kan S, Loikkanen M J. Explicit finite-element analysis of 2024-T3/T351 aluminum material under impact loading for airplane engine containment and fragment shielding[J]. *Journal of Aerospace Engineering*, 2009, 22(3): 287-295.

CRITICAL CONDITIONS AND OPTIMAL DESIGN OF CLOSED-CELLED ALUMINUM FOAM PROTECTION UNDER LOW VELOCITY IMPACT

Binchao Li¹ Guiping Zhao² Tianjian Lu¹

(¹ MOE Key Laboratory for Strength and Vibration, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, 710049)

(² School of Aerospace, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, 710049)

Abstract A one-dimensional collision model for a large-mass structure protected by high porosity, close-celled aluminum foam subjected to low velocity impact is established and validated with drop hammer tests. Based on the proposed model, the concept of critical impact velocity is introduced, which is dependent upon the mass ratio of the collision system as well as foam porosity. Both the minimum acceleration and critical acceleration of the protected structure are obtained under different impact conditions. It is demonstrated that closed-celled aluminum foams are suitable for protecting large-mass structures subjected to low velocity impact. When the initial impact velocity is lower than the critical one, the stress imposed by the foam on the structure will not exceed the plateau stress of the foam, with the corresponding acceleration of the structure significantly reduced if the foam porosity is relatively high. On the other hand, when the initial velocity exceeds the critical one, due to foam densification, the imposed stress increases sharply (about 5-15 times of foam plateau stress); correspondingly, the acceleration of the structure increases rapidly (even up to 1000g). The influence of impact mass ratio, porosity and geometrical dimensions of foam protection on the critical velocity and acceleration is systematically explored.

Key words critical impact velocity, critical acceleration, low velocity impact, protection, aluminum foam, optimization

附录1 实验结果与误差分析

附表1给出了用于验证本文理论模型的泡沫材料主要力学参数,附图1(a)给出了具有相同厚度(20 mm)的泡沫铝试样在不同冲击速度下的响应过程.实验结果表明,冲击速度越大,响应的缓冲加速度越大,这说明泡沫材料与落锤之间的相互作用力也越大,缓冲时间几乎相等;此外,有限元模拟结果与理论结果表明,随着冲击速度的进一步增大,缓冲时间有所降低.上述结果可从闭孔泡沫铝的应力应变关系(图1)中找到解释:较高速度的冲击使泡沫

铝迅速压缩并进入密实阶段,泡沫材料中的应力迅速增加,导致作用于落锤上的力迅速增加,缓冲加速度也相应增大(甚至超过了速度增加带来的影响),致使缓冲时间有所降低;此时,可通过增加泡沫铝厚度的方法降低冲击加速度.因此,将泡沫铝用做防护材料抵抗较高速冲击时,应特别注意选择合理的泡沫厚度,以使冲击作用力低于被防护结构的极限载荷.

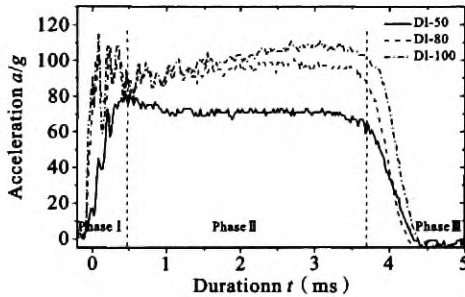
附表1 准静态压缩实验得到的泡沫铝主要力学参数^[19]

Table A1 Mechanical properties of close-celled aluminum foam obtained with quasi-static compression^[19]

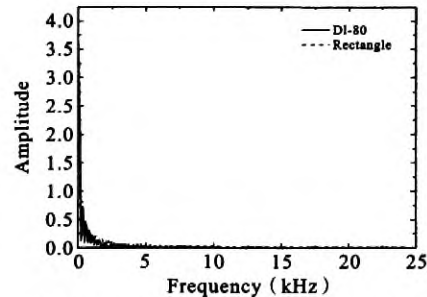
Foam thickness (mm)	Porosity ρ (%)	Densification strain ϵ_D	Plateau stress σ_p (MPa)	Elastic modulus E (MPa)	Plastic Poisson ratio ν
20	87.88	0.5419	3.43	157	0.2495

由附图 1(a)还可看出,整个冲击过程分为 3 个阶段:第 1 阶段为振荡区,这除了由于泡沫铝胞元中的气体在变形过程中被压缩、释放,导致作用于泡沫铝试样上的作用力忽大忽小外,更主要的因素是冲击初始阶段应力波在泡沫铝中的传播及其在界面间的来回反射;第 2 阶段为平稳压缩区,泡沫铝在这一

阶段吸收约 85%以上的冲击能量,对冲击载荷起到明显的缓冲作用;第 3 阶段为反弹加速区,作用于落锤上的载荷突然减小(反弹的重要标志),在压缩过程中储存的弹性应变能获得释放:该区域曲线围成的面积占总面积的比例越小,材料对冲击能量的吸收越彻底.



(a) 不同冲击速度下的加速度时域响应^[19]
(a) Acceleration of plotted as a function of attenuation time for selected impact velocities^[19]



(b) 冲击速度为 3.568 m/s 时的加速度频域响应
(b) Frequency domain acceleration at 3.568 m/s impact velocity

附图 1 20 mm 厚闭孔泡沫铝试件

Fig. A1 Close-celled aluminum foam (20 mm thick)

为了简化误差估计,忽略第 1 阶段的振荡和第 3 阶段的反弹加速,将附图 1(a)近似为矩形信号:

$$a(t) = \begin{cases} a, & 0 \leq t \leq T \\ 0, & \text{其他} \end{cases} \quad (A1)$$

对该信号进行 Fourier 变换,有:

$$A(f) = \frac{a}{2\pi f} [\sin 2\pi T f - j(1 - \cos 2\pi T f)] \quad (A2)$$

其幅值大小为:

$$|A(f)| = \frac{a}{\pi f} |\sin \pi T f| \quad (A3)$$

在 $0 \leq t \leq 1/T$ 范围内,信号分布最多,低频区幅值最大;当频率 $f \geq 4/T$ 时,其幅值不及最大值的 1/12:可见,信号主要集中在频率为 $0 \leq f \leq 4/T$ 的范围内. 本文所用传感器的可测频率范围为 2 Hz-10 kHz,更低或更高频率范围的信号将受到传感器幅频特性的非线性影响. 附图 1(b)所示是对附图 1(a)的 DI-80 加速度信号进行 Fourier 变换并与简化的矩形信号在频域的比较,可以看出两者吻合很好,加速度信号主要集中在 0-2 kHz 的范围,且 0-250 Hz 范围内的信号分布最多;但是,实际测量时这部分信号可能受到传感器非线性幅频特性的干扰.

采用高速摄影仪估算缓冲速度,需要试件质点在不同图片上的坐标差 Δs (即位移)与图片的拍照

间隔时间 Δt 的比值,即:

$$\bar{u} = \frac{\Delta s}{\Delta t} \quad (A4)$$

需要强调的是,采用该方法求出的是 Δt 时间段的平均速度,并非质点的瞬时速度. 假设加速度为恒值 a ,两张图片的时间点分别为 t_1, t_2 ,且 t_1 的瞬时速度为 \dot{u}_1 ,则 t_2 时刻的瞬时速度 \dot{u}_2 为:

$$\dot{u}_2 = \dot{u}_1 - a \Delta t \quad (A5)$$

式中 $\Delta t = t_1 - t_2$. 速度误差 $\Delta \bar{u}$ 为:

$$\Delta \bar{u} = \dot{u}_2 - \bar{u} = \frac{1}{2} a \Delta t \quad (A6)$$

可见,加速度越小,计算精度越高;高速摄影仪的拍照速度越快,计算图片的间隔时间 Δt 越短,速度误差越小. 但是,由于质点的定位存在一定偏差,当间隔时间 Δt 非常小时,即使位移偏差 λ (从标定后的高速摄影图片可以估算出 λ 的最大值)较小,计算误差也可能较大. 因此, Δt 不能取的太小. 综合考虑 (A4)和(A6)式,可将计算误差的表达式为:

$$\Delta \dot{u} = \frac{1}{2} a \Delta t + \frac{\lambda}{\Delta t} \quad (A7)$$

由于 $\Delta t = \sqrt{2\lambda/a}$ 时上式取最小值,计算速度时取最接近该间隔时间的图片进行计算以减少误差.

附录2 有限元模型

为了验证理论模型并与实验结果进行比较,在有限元模型中,落锤与冲击台均为 Cr12 模具钢,尺寸大小与落锤冲击实验相同(落锤半径 $R_d = 45$ mm,厚度 $H_d = 96$ mm,冲击台半径 $R_i = 60$ mm,厚度 $H_i = 95$ mm). 冲击台的下表面采用固支边界条件,落锤与泡沫铝试件具有相同的初始冲击速度 V_{initial} ,在压缩开始时试件与落锤和冲击台的接触面均采用接触边界条件,接触算法为考虑面内摩擦的罚函数算法,其中摩擦系数 $\mu_1 = \mu_2 = 0.08$ (摩擦系数的取值依赖于实验中试件产生“鼓形”的大小,即表面直径与中心截面直径之比,通过调整摩擦系数使模拟的“鼓形”大小与实验压缩试件基本一致,从

而确定摩擦系数的大小). 采用 Despande 等^[18]提出的金属泡沫各向同性本构模型描述泡沫铝的变形行为,材料基本属性如附表 1 所示,塑性强化过程为泡沫材料的准静态单轴压缩应力-应变曲线(图 1). 关于计算结果的收敛性,经有限元模拟计算:当落锤和冲击台的网格大小尺度小于 8 mm,泡沫试件网格尺度小于 1 mm 时,通过显示计算的结果趋于稳定,本文采用的计算模型落锤和冲击台分别被划分为 6144 和 10584 个六面体单元(C3D8R);泡沫铝试件被划分为 23200 个六面体单元(C3D8R),完全满足收敛性要求.