DOI: 10.11883/1001-1455(2017)03-0396-09

梯度多胞牺牲层的抗爆炸分析*

蔡正宇[1],丁圆圆[2],王士龙[1],郑志军[1],虞吉林[1]
(1.中国科学技术大学近代力学系中国科学院材料力学行为和设计重点实验室,安徽 合肥 230026;
2.宁波大学力学与材料科学研究中心,浙江 宁波 315211)

摘要:运用一维非线性塑性冲击波模型和细观有限元模型对密度梯度多胞牺牲层的抗爆炸性能进行了分析。基于率无关的刚性-塑性硬化模型,建立了描述冲击波在多胞牺牲层中传播的控制方程,分别给出了正、负密度梯度多胞材料在指数型爆炸载荷作用下的响应特性。研究了可正好吸收爆炸能量的梯度多胞牺牲层的临界厚度与载荷强度、覆盖层质量、多胞材料的密度梯度等参数之间的关系,给出了以临界厚度和支撑端应力峰值为指标的密度梯度设计图。运用二维细观有限元模型验证了基于非线性塑性冲击波模型的抗爆炸分析的有效性。

关键词:多胞材料;牺牲层结构;爆炸载荷;冲击波;有限元方法
中图分类号:O382 **国标学科代码**:13035 **文献标志码**:A

多胞材料具有优异的能量吸收和抗冲击性能,被广泛用于汽车、列车、航空航天和军事防护等领域[1]。梯度多胞金属材料由于其可设计性受到广泛关注,通过改变胞元尺寸、胞壁厚度等参数的分布情况引入密度梯度,使得材料呈现出渐进的力学性能,可望获得更优异的能量吸收和抗冲击性能[2]。多胞牺牲层是由覆盖层和多胞芯层组成的夹芯结构,通常放置在被保护结构的表面。在爆炸载荷作用下,覆盖层获得较大的冲击速度,芯层压缩坍塌吸收大量的能量从而保护主体结构不发生破坏[3]。在有限的空间下,芯层厚度需要设计得尽可能小,同时被保护结构所承受的冲击应力要维持在许可应力之下。最小芯层厚度和支撑端最小应力是牺牲层作为防护结构的两个主要设计目标。

已有研究表明,多胞材料的密度分布对结构的冲击响应和能量吸收影响显著[4]。密度分布会导致应力不均匀性,在强动载荷作用下可能会在不同位置产生多个局部化变形带。多数实验研究局限于由均匀泡沫粘结而成的阶梯式、不连续的梯度材料[5-6]。目前,对连续密度分布的多胞材料表现出的力学性能已有一定认识。在具有线性密度分布的多胞材料抗冲击行为方面,Wang Xiaokai 等[7]认为正梯度泡沫铝可有效降低初始应力峰值,Zheng Jie 等[8]认为在瞬态冲击下,选用正、负梯度的泡沫金属杆不同组合形式,能够实现保护冲击端或者支撑端的功能。D. Karagiozova 等[9]对比高速冲击下多胞材料中冲击波传播的距离,认为密度梯度多胞材料与均匀密度多胞材料相比在能量吸收方面没有明显优势。

多胞金属是理想的吸能材料,常用于抗爆炸夹芯结构的芯层。如果多胞牺牲层的芯层厚度设计得过大,吸收完爆炸能量后仍有未利用的区域;如果太小,材料完全压实,冲击波在支撑端反射后,出现应力增强现象。因此,对芯层厚度进行优化设计以充分发挥其吸能能力显得极为重要。在工程应用中,最常见的是单层单一密度牺牲层,A. G. Hanssen 等[10]基于刚性-理想塑性-锁定(rigid, perfectly-plastic, locking, R-PP-L)模型[1],给出了近距离爆炸载荷作用下芯层最小厚度的理论解。G. W. Ma 等[11]引入双层密度牺牲层到抗爆结构中,发现低密度泡沫靠近爆炸端、高密度泡沫靠近支撑端的构型可以吸收更多的能量,但是主体结构承受应力较大。采用与之相反的构型,Liao Shenfei 等[12]达到了降低支撑端应力的目标,给出了临界厚度的设计方法。丁圆圆等[13]基于更精确的刚性-塑性硬化(rigid-plastic hardening, R-PH)模型[14]揭示了均匀密度多胞牺牲层中冲击波的传播规律。因此,改变密度的分布可以满

* **收稿日期**:2017-02-20;**修回日期**:2017-04-28
基金项目:国家自然科学基金项目(11372307,11372308)
第一作者:蔡正宇(1990—),男,硕士研究生;**通信作者**:郑志军,zjzheng@ustc.edu.cn。

足更多的设计需求。

本文中，选用密度线性分布的梯度多胞金属作为芯层材料，在相同爆炸载荷下，以芯层材料所需要的临界厚度和支撑端应力峰值为指标，根据冲击波在密度梯度多胞金属中的传播规律和牺牲层的响应特性，考察不同梯度多胞金属吸能的优劣，以期为工程防护设计提供参考。

1　理论模型

1.1　问题描述

当爆炸源到牺牲层的距离远大于被保护结构的尺寸时，爆炸载荷产生的球面波可以近似为平面波[15]。最早由 Taylor 发展了爆炸脉冲入射到自由面上的一维冲击波理论，单位面积上的爆炸载荷可以假设为一个指数衰减波，形如：

$$p(t)=p_0\mathrm{e}^{-t/\tau} \tag{1}$$

式中：t 为时间，p_0 为初始峰值载荷，τ 为衰减时间常数，易见爆炸载荷的冲量为 $p_0\tau$。

以密度梯度多胞金属材料为芯层，在爆炸载荷作用方向上密度渐进增加的称为正梯度牺牲层，反之则称为负梯度牺牲层，见图 1。本文中选用密度沿加载方向线性分布的多胞金属，其相对密度分布：

$$\rho(X)=\rho_0\left[1+\gamma(X/L_0-1/2)\right] \tag{2}$$

式中：γ 为密度梯度参数，ρ_0 为平均相对密度，L_0 为芯层 X 方向上的厚度。γ 取值的正、负分别对应于正、负梯度材料。多胞牺牲层的覆盖层假设为刚性质量块，面积质量记为 m，支撑端视为固定的。

多胞金属的压缩行为包含 3 个阶段：弹性、平台和压实段。R-PP-L 模型广泛应用于描述多胞材料的应力应变关系，以此发展了一维冲击波理论[16]以研究多胞金属的动态响应。然而，R-PP-L 模型高估了材料的压溃应力和能量吸收能力。Zheng Zhijun 等[14]提出了率无关的 R-PH 模型以表征均匀泡沫金属材料在准静态压缩下的力学行为，其应力应变关系可以写作：

$$\sigma=\sigma_0(\rho)+C(\rho)\varepsilon/(1-\varepsilon)^2 \tag{3}$$

式中：初始压溃应力 σ_0、应变硬化参数 C 都是与相对密度有关的量[17]。

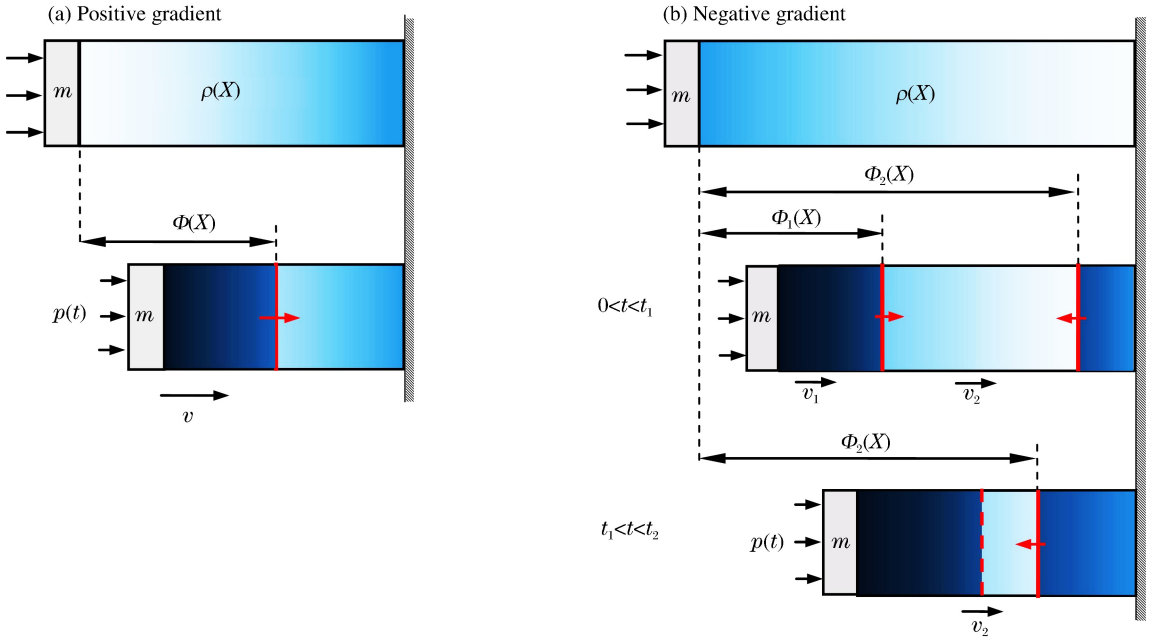

图 1　梯度多胞牺牲层的抗爆炸示意图

Fig. 1　Schematic diagrams for the anti-blast analysis of graded cellular sacrificial claddings

1.2　正梯度牺牲层的抗爆炸分析模型

在爆炸载荷作用下，正梯度多胞金属中冲击波传播的理论分析模型如图 1(a)所示。在初始构形中

建立坐标系，冲击波阵面的 Lagrange 坐标为 $\Phi(t)$。根据 R-PH 模型假定，当牺牲层承受到爆炸载荷时，弹性前驱波在冲击端产生并以无穷大的速度向支撑端传播，同时冲击波也在冲击端产生并以其特定的速度向前传播，当塑性冲击波扫过某个位置时，质点速度、应变和应力从波前的$\{0,0,\sigma_0(\rho(\Phi))\}$突变为波后的$\{v(t),\varepsilon_b(t),\sigma_b(t)\}$，其中 v 为速度，$\sigma_0(\rho(\Phi))$为当地的初始压溃应力。

由应力波理论，跨过冲击波阵面的质量守恒和动量守恒分别给出：

$$v(t)-0=\dot{\Phi}(t)\left(\varepsilon_b(t)-0\right) \tag{4}$$

$$\sigma_b(t)-\sigma_0(\rho)=\rho_s\rho\dot{\Phi}(t)\left(v(t)-0\right) \tag{5}$$

式中：ρ_s为基体材料密度。联立可得波后应力为：

$$\sigma_b(t)=\sigma_0(\rho)+\rho_s\rho v^2(t)/\varepsilon_b(t) \tag{6}$$

另外，联立式(3)和(6)可以求出波后应变：

$$\varepsilon_b(t)=\frac{v(t)}{v(t)+c(\rho)},\qquad c(\rho)=\sqrt{\frac{C(\rho)}{\rho_s\rho}} \tag{7}$$

进一步考察覆盖层和冲击波波后区域组成的部分，由牛顿运动定律，有：

$$\left(m+\rho_s\int_0^{\Phi(t)}\rho(\xi)\mathrm{d}\xi\right)\frac{\mathrm{d}v(t)}{\mathrm{d}t}=p(t)-\sigma_b(t) \tag{8}$$

结合上述方程，可以得到控制方程：

$$\begin{cases}\dfrac{\mathrm{d}\Phi(t)}{\mathrm{d}t}=v(t)+c(\rho)\\[2ex]\dfrac{\mathrm{d}v(t)}{\mathrm{d}t}=\dfrac{p(t)-\sigma_0(\rho)-\rho_s\rho v(t)\left(c(\rho)+v(t)\right)}{m+\rho_s\displaystyle\int_0^{\Phi(t)}\rho(\xi)\mathrm{d}\xi}\end{cases} \tag{9}$$

初始条件为 $\Phi(0)=0$ 和 $v(0)=0$。这是非线性微分方程组，没有显式解，因此本文中采用四阶 Runge-Kutta 法进行数值求解。为了获得牺牲层的临界厚度 L_c，先给定一个足够大的厚度 L_0，若冲击波停止的位置不在支撑端，则调整 L_0的值，直至冲击波停止的位置正好在支撑端，此时的 L_0即为临界厚度。

1.3 负梯度牺牲层的抗爆炸分析模型

多胞金属在压溃过程中，一旦局部应力达到当地的屈服强度就会产生局部变形。对于负梯度牺牲层，冲击端的应力急剧上升而发生逐层压溃[18]，而不同于正梯度情形，支撑端也会出现冲击波且朝着相反的方向传播，如图 1(b)所示。这是由于多胞金属密度低的位置强度低，负梯度牺牲层强度在冲击方向上递减。所以，支撑端达到当地初始压溃应力后出现坍塌并逐渐向强度高的地方扩展，可以看成一个向冲击端传播的塑性压缩波。在负梯度牺牲层中形成了双波结构，分别记为 Shock 1 和 Shock 2。这 2 个波阵面把牺牲层分成 3 部分：第 1 部分是质量块到 Shock 1 紧后方区域，在爆炸加载下速度急剧上升，之后随着波后应力增大而不断减速，速度记为 v_1；第 2 部分是中间未变形区域，在其左右两端的波前应力差作用下，v_2由 0 开始增加到与第 1 部分速度相同，最后减速直至牺牲层运动停止；第 3 部分为支撑端到 Shock 2 波后的材料，速度为 0。

第 1 阶段：$0<t\leqslant t_1$，在爆炸载荷作用初期为双波模型。在 t_1时刻满足 $v_1(t_1)=v_2(t_1)$，即质量块和 Shock 1 波后压实区与中间未变形区域获得共同速度，此时 Shock 1 消失。类似地运用应力波理论，控制方程为：

$$\begin{cases}\dfrac{\mathrm{d}\Phi_1(t)}{\mathrm{d}t}=v_1(t)-v_2(t)+c(\rho(\Phi_1)),\qquad \dfrac{\mathrm{d}\Phi_2(t)}{\mathrm{d}t}=-\left(c(\rho(\Phi_2))+v_2(t)\right)\\[2ex]\dfrac{\mathrm{d}v_1(t)}{\mathrm{d}t}=\dfrac{p(t)-\sigma_0(\rho(\Phi_1))-\rho_s\rho(\Phi_1)\left(v_1(t)-v_2(t)\right)\left(c(\rho(\Phi_1))+v_1(t)-v_2(t)\right)}{m+\rho_s\displaystyle\int_0^{\Phi_1(t)}\rho(\xi)\mathrm{d}\xi}\\[2ex]\dfrac{\mathrm{d}v_2(t)}{\mathrm{d}t}=\dfrac{\sigma_0(\rho(\Phi_1))-\sigma_0(\rho(\Phi_2))}{\rho_s\displaystyle\int_{\Phi_1(t)}^{\Phi_2(t)}\rho(\xi)\mathrm{d}\xi}\end{cases} \tag{10}$$

而初始条件为 $\Phi_1(0)=0$，$v_1(0)=0$，$\Phi_2(0)=L_0$ 以及 $v_2(0)=0$。

第 2 阶段：$t_1<t<t_2$，靠近爆炸载荷的压实区域和中间的未压实区域，在爆炸载荷作用下以初速度 $v_2(t_1)$ 撞击刚性壁，即为单波模型。如果芯层厚度足够大，当 t_2 时刻满足 $v_2(t_1)=0$ 时运动停止，Shock 2 消失，爆炸载荷能量被牺牲层完全吸收。控制方程为：

$$\begin{cases}\dfrac{\mathrm{d}\Phi_2(t)}{\mathrm{d}t}=-\left(c(\rho(\Phi_2))+v_2(t)\right)\\ \dfrac{\mathrm{d}v_2(t)}{\mathrm{d}t}=\dfrac{p(t)-\sigma_0(\rho(\Phi_2))}{m+\rho_s\displaystyle\int_0^{\Phi_2(t)}\rho(\xi)\mathrm{d}\xi}\end{cases}\tag{11}$$

而定解条件由第 1 阶段结束时给出。同样采用四阶 Runge-Kutta 法进行数值求解。

根据该理论模型，首先给定 L_0 一个足够大的初值进行响应分析，若运动停止时牺牲层仍然有未变形区域，则调整 L_0 的值重新计算，直至运动结束时 Shock 2 的 Lagrange 坐标与运动第 1 阶段 Shock 1 停止的位置重合，牺牲层得到了充分利用，此时选定的厚度 L_0 即为临界厚度 L_c。

2　细观有限元模型

考察具有不同相对密度的二维均匀 Voronoi 蜂窝[19]在准静态压缩下的力学行为，如图 2(a)所示。基体材料密度 ρ_s 为 2 700 kg/m^3，材料满足弹性-理想塑性假定，杨氏模量为 69 GPa，泊松比为 0.3，屈服强度为 175 MPa。通过 R-PH 模型对名义应力应变曲线进行拟合，可以确定其参数随相对密度的变化特征。结果表明，初始压溃应力 σ_0 和硬化参数 C 与相对密度近似呈二次方关系，如图 2(b)所示，拟合关系为：

$$\begin{cases}\sigma_0(\rho)=0.439\sigma_{ys}\rho^2\\ C(\rho)=0.127\sigma_{ys}\rho^2\end{cases}\tag{12}$$

式中：σ_{ys} 为基体材料的屈服应力。

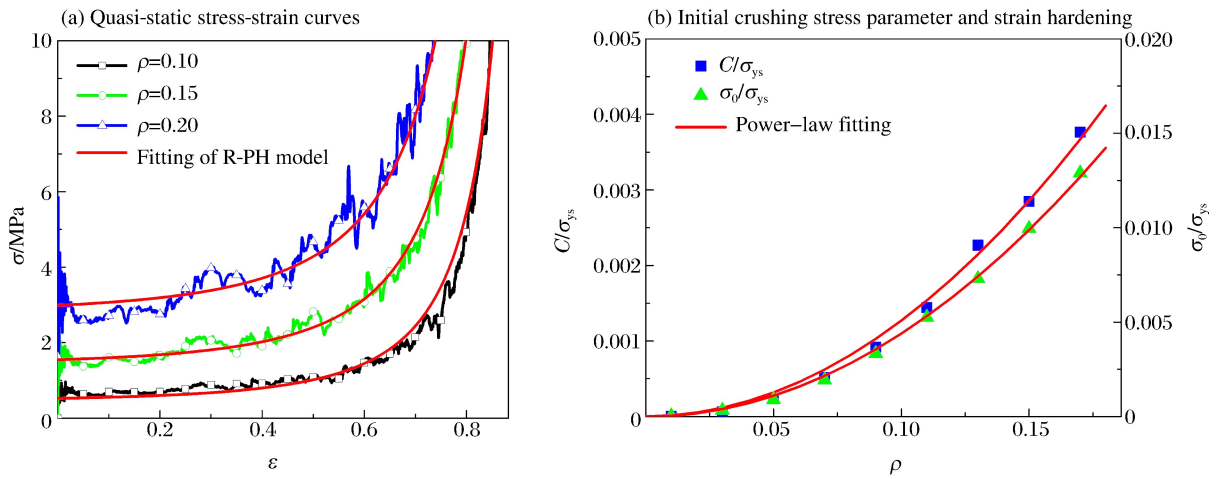

图 2　不同相对密度 Voronoi 蜂窝的准静态应力应变曲线和初始压溃应力和硬化参数的拟合结果

Fig. 2　Quasi-static stress-strain curves and fitting results of initial crushing stress parameter and strain hardening for Voronoi honeycombs with different relative densities

利用二维随机 Voronoi 技术[19]和变胞元尺寸分布法[5]构建密度梯度多胞金属的细观有限元模型。固定胞壁厚度 h_0 为 0.26 mm，样本不规则度 k 取 0.4，生成梯度 Voronoi 蜂窝的平均相对密度 $\rho_0=0.1$。运用 ABAQUS/Explicit 进行数值模拟，胞壁选用 S4R 壳单元，基体材料性质同上所述。数值模拟情形为平面应变状态，即所有节点在面外方向上的位移限制为零，并且通过施加几何约束使得在前后 2 个面上的对应节点在面内的运动保持一致，以避免壳单元在面外方向上发生扭曲。通过网格收敛性

分析，单元的平均长度约为 0.5 mm。所有接触面定义为通用接触，摩擦因数取为 0.2。正、负梯度模型宽度均为 80 mm，厚度方向取 1 mm，长度取为理论模型得到的临界厚度，分别为 257.9 和 320.0 mm。抗爆炸密度梯度多胞牺牲层的有限元模型如图 3 所示。右端为静止的刚性壁面，左端覆盖刚性质量块，外表面作用指数型爆炸载荷，上下边界为自由边界。

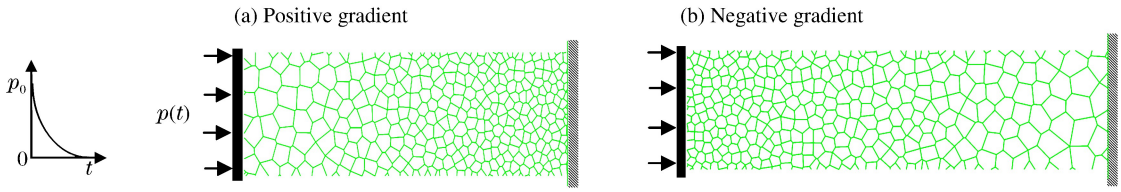

图 3 抗爆炸密度梯度多胞牺牲层的细观有限元模型

Fig. 3 Cell-based finite element (FE) models of graded cellular sacrificial claddings for blast mitigation

3 结果与讨论

3.1 理论结果与有限元结果的比较

本节中爆炸载荷参数 $p_0=20$ MPa，$\tau=0.15$ ms，覆盖层 $m=5.4$ kg/m^2，多胞金属平均相对密度为 $\rho_0=0.1$。

正、负梯度牺牲层波后质点速度历史曲线如图 4 所示。正梯度牺牲层冲击端速度在很短的时间内达到最大值，随后开始迅速下降，最后较缓慢地减小。临界厚度为爆炸能量恰好被牺牲层吸收时多胞芯层的最小厚度，即为冲击波扫过的距离。经历响应时间 $t_m=2.8$ ms，牺牲层速度降为零。由图可见，冲击波理论模型预测结果与有限元计算结果吻合很好。冲击波传到的位置恰好为支撑端，以此设计出的临界厚度 $L_c=257.9$ mm。负梯度牺牲层的响应比较复杂，中间未变形区域从静止开始加速运动，与冲击端获得共同速度后缓慢地下降为零。在第 2 阶段 Shock 2 到达 Shock 1 停止的位置，若恰好爆炸能量完全被吸收，设计出的临界厚度 $L_c=320.0$ mm，最终时刻 $t_m=4.5$ ms。由图可见，理论预测与有限元计算结果吻合较好，但有限元模型得到的响应时间要比理论模型得到的响应时间长。爆炸载荷作用的初始阶段，冲击端处速度高，两者都能观察到连续的塑性压溃面。正梯度牺牲层很规整地逐层坍塌，而负梯度牺牲层的压溃面密实程度相对较低，后续的压溃区域逐渐变得松散，表现出了变形局部化的特点。特别地，负梯度靠近支撑端附近可以明显地观察到胞元变形，起初并未完全坍塌闭合，随着中间区域冲击速度由零开始不断增大，支撑端附近产生随机剪切带[14]，说明了压缩波产生于支撑端附近。后期，冲击速度不断衰减，正梯度牺牲层靠近冲击端也出现类似的变形模式，如图 5 所示。

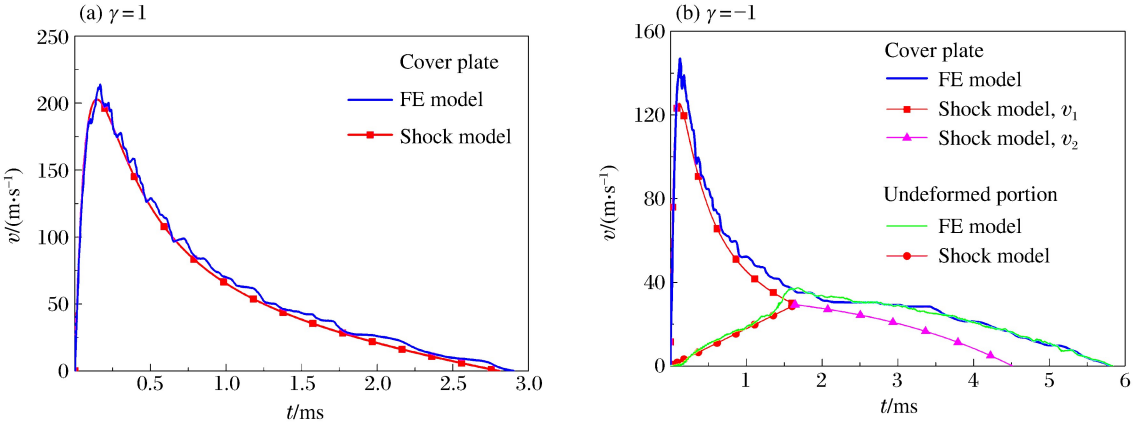

图 4 速度历史曲线

Fig. 4 Time history of velocity

随着爆炸载荷的作用，正梯度牺牲层由于其高密度端靠近被保护结构，支撑端应力随着冲击波阵面上透射波的增强而增强；而负梯度牺牲层支撑端应力由 Shock 2 波后应力确定，如图 6 所示。正梯度吻合较好，负梯度理论预测的支撑端应力变化趋势与有限元计算结果一致，但是应力值偏大。主要是由于理论模型采用连续体假设，认为在响应的起始阶段支撑端立刻出现塑性冲击波，而 Voronoi 模型表现为胞棱弯曲变形且胞元未完全坍塌压实，因此理论解高估了支撑端应力。如果支撑端应力不大于许可应力，这种基于临界厚度的抗爆炸设计便是有效的。

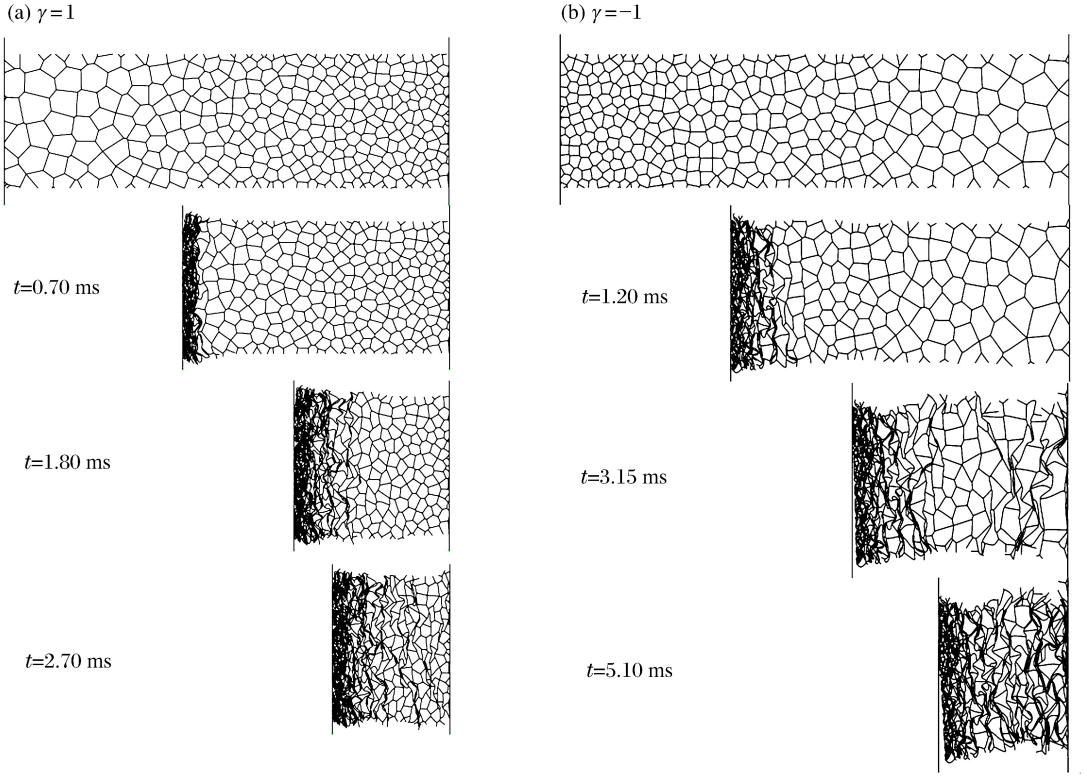

图 5　变形图

Fig. 5　Deformation patterns

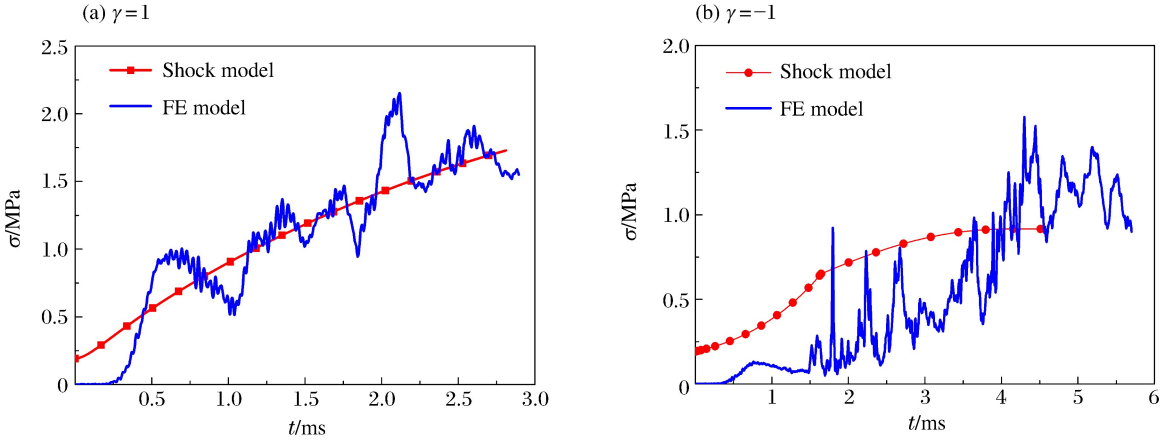

图 6　支撑端应力的历史曲线

Fig. 6　Time history of stress at the support end

3.2 临界厚度的影响参数分析

本节运用理论模型分析爆炸载荷强度、覆盖层质量以及密度梯度变化对牺牲层临界厚度的影响，为工程设计提供参考。

首先对于给定的密度梯度牺牲层，考察爆炸载荷对临界厚度的影响，如图 7 所示。结果表明在爆炸冲量 $p_0\tau$ 保持不变时，临界厚度 L_c 几乎不变；而当 τ 保持不变时，L_c 随着爆炸初始峰值近似地呈线性增加。同样地，保持 p_0 不变，L_c 随 τ 也会有类似的变化关系。由此可知，爆炸载荷是以冲量 $p_0\tau$ 的形式影响 L_c 的大小。

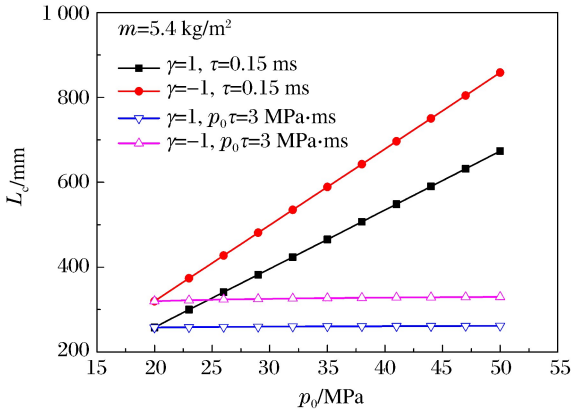

图 7 临界厚度随初始加载峰值的变化

Fig. 7 Critical thickness versus peak pressure of blast load

其次，考虑梯度多胞牺牲层吸收相同爆炸载荷时，临界厚度随覆盖层质量的变化规律。结果表明，临界厚度随着覆盖层质量增大而减小，如图 8 所示。这是由于爆炸载荷是以冲量形式加载的，覆盖层质量的大小决定了爆炸载荷转化为动能的能力，即质量越大，由爆炸载荷所做的功越小。在设计允许范围内，增大覆盖层质量是有利的。

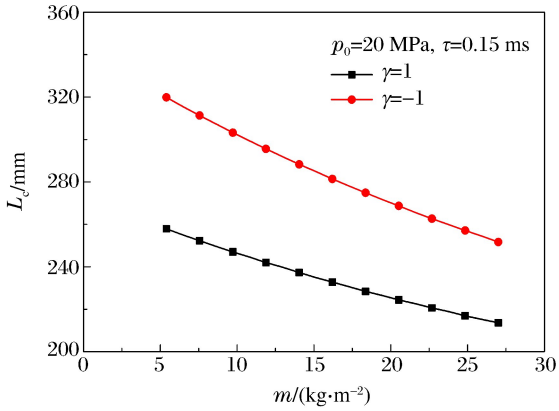

图 8 临界厚度随覆盖层面积质量的变化关系

Fig. 8 Critical thickness versus area mass of cover plate

最后，考察密度梯度参数 γ 对多胞牺牲层临界厚度的影响。由于使用了相同的平均相对密度的芯层，因此吸收同等强度的爆炸能量下，牺牲层临界厚度的大小直接反映需要材料的多少，如图 9 所示。

在图 9(a)中，虚线对应于均匀密度多胞芯层的临界厚度。显然，正梯度芯层需要的厚度小于均匀密度多胞芯层的临界厚度，而负梯度芯层临界厚度相对较大。在工程上选用正梯度可以设计出更薄、更轻的牺牲层。另外，γ 表征了密度分布的陡峭程度，随着其绝对值的增加，材料局部密度的差异增大。正、负梯度牺牲层的临界厚度都随着 $|\gamma|$ 的增大而减小，因此选取更大的密度梯度参数绝对值，对于减小芯层厚度也是有利的。

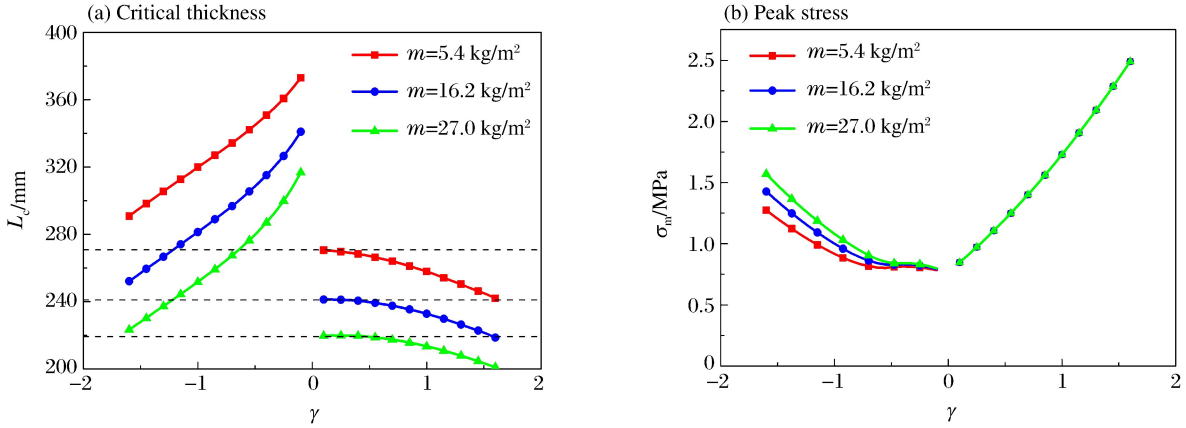

图 9 临界厚度和支撑端应力峰值随密度梯度参数的变化

Fig. 9 Variations of critical thickness and peak stress at the support end with the gradient parameter

支撑端应力峰值 σ_m 随 γ 的变化关系如图 9(b)所示。对于相同的 $|\gamma|$，选用正梯度芯层带来的应力峰值更大。正梯度芯层应力峰值出现在响应结束时刻，即冲击波运动至支撑端、应力达到密度最大位置对应的初始压溃应力，它和覆盖层质量的选取无关并且与 γ 近似呈二次方关系。负梯度多胞芯层的应力峰值为冲击波波后应力的最大值，与不同运动阶段的响应有关。随着 $|\gamma|$ 增大，应力峰值起初维持在很低的水平，当 $|\gamma|$ 大于某个特定值之后，应力峰值逐渐上升，例如 m 取 5.4 kg/m^2 时，应力峰值为 0.53 MPa。同时，覆盖层对负梯度芯层的支撑端应力也有影响，质量越大，应力峰值越大。

进一步分析可知，支撑端应力峰值和临界厚度这 2 个设计指标之间呈负相关，即在工程设计中要获得较低的应力峰值必然要增加芯层厚度。如果希望被保护结构承受应力最小，选用 $|\gamma|$ 较小的负梯度或者均匀密度效果更好，在受限的空间下，均匀密度多胞芯层最优。当给定覆盖层质量并限定支撑端应力峰值时，选择适当的正梯度参数可得到最小的牺牲层厚度。因此，图 9 可为密度梯度多胞牺牲层的抗爆炸设计提供依据。

4　结　论

研究了密度梯度多胞牺牲层的抗爆炸性能，采用率无关的刚性-塑性硬化模型描述多胞金属材料的应力应变关系，对于正梯度和负梯度情形分别建立了一维非线性塑性冲击波模型，揭示了塑性冲击波在梯度多胞金属中的传播规律，得到了梯度多胞牺牲层的响应特性，进而给出了芯层临界厚度的设计方法。考虑爆炸载荷强度、覆盖层质量和密度梯度参数对临界厚度的影响，发现可以通过增大覆盖层质量和密度梯度参数设计出更小的临界厚度。以临界厚度和支撑端应力峰值为指标，对比不同梯度多胞金属吸收相同爆炸载荷能力的优劣。结果表明，通过增大梯度参数值，正梯度能够有效地降低芯层厚度，但是会带来支撑端应力峰值的增大；如果要实现应力峰值最小，同时考虑尽可能小的厚度，均匀密度是较理想的选择。采用细观有限元模型检验了牺牲层抗爆炸分析的可靠性，理论预测结果与有限元结果吻合较好，说明基于非线性塑性硬化冲击波模型设计梯度多胞牺牲层是有效的。

参考文献：

[1] Reid S R, Peng C. Dynamic uniaxial crushing of wood[J]. International Journal of Impact Engineering, 1997,19(5/6):531-570.

[2] Liu Jiagui, Hou Bing, Lu Fangyun, et al. A theoretical study of shock front propagation in the density graded cellular rods[J]. International Journal of Impact Engineering, 2015,80:133-142.

[3] Guruprasad S, Mukherjee A. Layered sacrificial claddings under blast loading: Part I: Analytical studies[J]. International Journal of Impact Engineering, 2000,24(9):957-973.

[4] Cui L, Kiernan S, Gilchrist M D. Designing the energy absorption capacity of functionally graded foam materials [J]. Materials Science and Engineering A, 2009,507(1):215-225.

[5] Zhang Jianjun, Wang Zhihua, Zhao Longmao. Dynamic response of functionally graded cellular materials based on the Voronoi model[J]. Composites Part B: Engineering, 2016,85:176-187.

[6] 吴鹤翔，刘颖. 梯度变化对密度梯度蜂窝材料力学性能的影响[J]. 爆炸与冲击，2013,33(2):163-168.
Wu Hexiang, Liu Ying. Influences of density gradient variation on mechanical performances of density graded honeycomb materials[J]. Explosion and Shock Waves, 2013,33(2):163-168.

[7] Wang Xiaohai, Zheng Zhijun, Yu Jilin. Crashworthiness design of density-graded cellular metals[J]. Theoretical and Applied Mechanics Letters, 2013,3(3):9-13.

[8] Zheng Jie, Qin Qinghua, Wang T J. Impact plastic crushing and design of density-graded cellular materials[J]. Mechanics of Material, 2016,94:66-78.

[9] Karagiozova D, Alves M. Propagation of compaction waves in cellular materials with continuously varying density [J]. International Journal of Solids and Structures, 2015,71:323-337.

[10] Hanssen A G, Enstock L, Langseth M. Close-range blast loading of aluminum foam panels[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002,27(6):593-618.

[11] 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.

[12] Liao Shenfei, Zheng Zhijun, Yu Jilin, et al. A design guide of double-layer cellular claddings for blast alleviation [J]. International Journal of Aerospace and Lightweight Structures, 2013,3(1):109-133.

[13] Sawle D R. Hypervelocity impact in thin sheets, semi-infinite targets at 15 km/s[J]. AIAA Journal, 1970,8(7): 1240-1244.

[14] 丁圆圆,王士龙,郑志军,等.多胞牺牲层的抗爆炸分析[J].力学学报,2014,46(6):825-833.
Ding Yuanyuan, Wang Shilong, Zheng Zhijun, et al. Anti-blast analysis of cellular sacrificial cladding[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2014,46(6):825-833.

[15] Fleck N A, Deshpande V S. The resistance of clamped sandwich beams to shock loading[J]. Journal of Applied Mechanics, 2004,71(3):386-401.

[16] Tan P J, Reid S R, Harrigan J J, et al. Dynamic compressive strength properties of aluminium foams: Part II: Shock theory and comparison with experimental data and numerical models[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2005,53(10):2206-2230.

[17] Wang Shilong, Ding Yuanyuan, Wang Changfeng, et al. Dynamic material parameters of closed-cell foams under high-velocity impact[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017,99:111-121.

[18] 王长峰,郑志军,虞吉林.泡沫杆撞击刚性壁的动态压溃模型[J].爆炸与冲击,2013,33(6):587-593.
Wang Changfeng, Zheng Zhijun, Yu Jilin. Dynamic crushing models for a foam rod striking a rigid wall[J]. Explosion and Shock Waves, 2013,33(6):587-593.

[19] Zheng Zhijun, Yu Jilin, Li Jianrong. Dynamic crushing of 2D cellular structures: A finite element study[J]. International Journal of Impact Engineering, 2005,32(1/2/3/4):650-664.

Anti-blast analysis of graded cellular sacrificial cladding

Cai Zhengyu[1], Ding Yuanyuan[2], Wang Shilong[1], Zheng Zhijun[1], Yu Jilin[1]

(1. *CAS Key Laboratory of Mechanical Behavior and Design of Materials, Department of Modern Mechanics, University of Science and Technology of China, Hefei* 230026, *Anhui*, *China*;
2. *Mechanics and Materials Science Research Center, Ningbo University, Ningbo* 315211, *Zhejiang*, *China*)

Abstract: The blast mitigation behavior of a density-graded cellular sacrificial cladding is investigated by using a nonlinear plastic shock model and a cell-based finite element model. Based on a rate-independent, rigid-plastic hardening idealization, a theoretical approach is applied to analyze the propagation of shock wave in density-graded cellular rods subjected to blast loading. The influences of the intensity of blast load, the cover mass and the density gradient parameter of the cellular material on the critical thickness, which is the minimum thickness of the core layer when the energy of explosion is fully absorbed, are investigated. A design guide of density-gradient is provided which considers the critical thickness of the cellular core as well as the peak stress at the support end. The validity of the anti-blast analysis of the graded cellular sacrificial cladding based on the nonlinear plastic shock model is verified by using cell-based finite element models.

Keywords: cellular materials; sacrificial cladding; blast load; shock wave; finite element method

(责任编辑 张凌云)