

极坐标下连续密度梯度多孔金属材料设计 及其夹芯管的抗爆性能研究*

于学会^{1,2} 李婷^{1,3} 王安帅^{1,4} 王茗仕^{2**}

(¹ 西安建筑科技大学理学院, 西安, 710055)(² 西安交通大学复杂服役环境重大装备结构强度与寿命全国重点实验室, 西安, 710049)

(³ 西安建筑科技大学资源工程学院, 西安, 710055)(⁴ 西南石油大学机电工程学院, 成都, 610500)

摘要 利用3D-Voronoi技术,建立了极坐标下径向连续密度梯度泡沫铝及其夹芯管有限元模型,进而研究了夹芯管在内部爆炸载荷下的动态响应.分析了正梯度、负梯度、“V”型梯度(中间高两端低、中间低两端高)等芯材密度分布方式,芯材密度梯度大小,管壁与芯材装配方式以及炸药长径比对夹芯管抗爆性能的影响.结果表明:当芯材密度梯度大小相同时,负梯度夹芯管的外管最大变形量最小,中间低梯度夹芯管的比吸能最高,正梯度夹芯管的抗爆性能最劣;随着芯材密度梯度的增加,负梯度夹芯管的外管最大变形量显著减小,中间低梯度夹芯管的比吸能呈现先增加后减少的趋势,中间高梯度夹芯管的抗爆性能减弱;将管壁与芯材进行理想粘结,有效提高了均匀、负梯度以及中间低梯度夹芯管的比吸能,但也增加了外管的最大变形量;在不同的炸药长径比下,负梯度夹芯管的外管最大变形量最小.

关键词 抗爆性能,连续密度梯度,夹芯管,3D-Voronoi

DOI: 10.19636/j.cnki.cjasm42-1250/o3.2024.035

0 引言

泡沫铝具有高比刚度、高比强度、优良的抗冲击和能量吸收特性,因而一直是轻量化研究的热点,并在航空航天、高速机车、汽车和船舶等领域有着广泛的应用^[1-8].在实际工作中,通常将泡沫材料与梁、板、壳等组成夹芯结构,与单一实体结构相比,泡沫夹芯结构在爆炸载荷下能够表现出更优异的抗爆性能与吸能效果^[9-16].

泡沫铝的力学性能与其相对密度、孔径类型等因素有关^[17-19].Lv等^[20]通过有限元建立了由金属面板和具有负泊松比的三维各向同性泡沫芯材组成的夹芯板模型,得出了芯材的泊松比最小时,结构的抗爆性能最优.Theobald等^[21]通过实验研究发现,泡沫芯材的密度对防爆有着显著影响,泡沫芯材的

密度越高,在爆炸中发生脆性破坏越明显.Wang等^[22]通过有限元仿真研究了不同芯材的夹芯板抗冲击性能,发现不同芯材的夹芯板在能量吸收、抗侵略和变形量均不相同,需要根据实际应用选择不同的芯材,但该模型未考虑面板与芯材之间的粘结作用,随着冲击能量的增大,有限元模型和试验的峰值力差异也变大.

芯材中引入梯度可以进一步提高夹芯结构的力学性能,Zhou等^[23]通过实验和数值模拟研究了层级密度梯度夹芯板与均匀密度夹芯板在冲击载荷下的响应,发现密度梯度夹芯板比均匀密度夹芯板具有更好的抗侵略性能,Fang等^[24]采用试验研究了均匀与层级密度梯度泡沫铝夹芯梁的高速抗冲击性能,发现负层级密度梯度夹芯梁的抗冲击性更好.上述研究表明,层级密度梯度夹芯结构具有优异的抗冲击性能,然而梯度因素对结构响应的研究较

* 国家自然科学基金项目(11902246)、陕西省自然科学基金基础研究计划(2023-JC-QN-0011)和复杂服役环境重大装备结构强度与寿命国家重点实验室开放课题(SV2023-KF-12)资助.

2024-08-09 收到修改稿, 2024-08-15 网络首发.

** 通讯作者. E-mail: mswang@xjtu.edu.cn.

少,例如层级密度梯度大小对抗冲击性能的影响。

泡沫的有限元模型采用实体单元建模,无法解释多孔材料结构的动态变化,为此学者们提出了更多可控结构建模的方法,Lu等^[25]利用二维Voronoi方法设计面内梯度连续可控蜂窝(GCCH)结构,发现与普通夹芯板相比,具有GCCH芯材的夹芯板具有更高的比吸能.Liang等^[26]通过二维Voronoi算法建立了密度梯度和均匀泡沫铝夹芯管,并发现密度梯度泡沫铝夹芯管在内爆炸载荷下具有更优异的抗爆性能.上述研究手段均是基于2D-Voronoi技术,并不能完全反应泡沫铝的真实结构.Wang等^[27]通过3D-Voronoi技术建立了极坐标下连续密度梯度泡沫铝夹芯管,并研究了其在内爆炸载荷下的抗爆性能,结果表明负梯度夹芯管抗爆性能最好,且随着梯度的增大其抗爆性能越好,但建立的泡沫铝模型未做密度梯度分布验证,密度梯度分布未必符合密度梯度分布公式的设定,此外也未说明梯度对抗爆性能影响的机理.秦庆华等^[28]采用数值模拟方法研究了爆炸载荷作用下四边固支夹芯曲板的动力响应,比较了夹芯曲板和夹芯平板的抗爆性能,发现增大夹芯曲板的曲率能够有效提高结构的抗爆性能,通过炸药波传递路径分析了曲率对抗爆性能的影响,但其泡沫建模采用实体单元,无法揭示曲率对泡沫材料孔结构的压缩影响机制.张鹏飞等^[29]基于3D-Voronoi技术构建了均匀泡沫铝夹芯管有限元模型,研究了夹芯管内外管壁厚、芯材相对密度、芯材层级密度分布等对夹芯管的内抗爆性能,发现增大内管壁厚可以有效减小外管的塑性变形,但会影响泡沫芯材的能量耗散,填充泡沫芯材可以有效降低内管的塑性变形,正梯度泡沫铝夹芯管的抗爆性能优于均匀及负梯度泡沫夹芯管,但并未研究层级密度大小对内抗爆性能的影响.张天辉等^[30]通过实验、理论和数值模拟研究沿轴向层级密度梯度泡沫铝夹芯管在内爆载荷作用下的变形模式和吸能机制,结果表明中间芯层密度最大的梯度模型具有最高的比吸能,下方芯层密度最大的梯度模型具有最小的外管挠度,考虑到内爆炸载荷下冲击波沿夹芯管径向传播,然而作者并未研究径向密度梯度对抗爆性能的影响。

综上所述,已有的研究主要集中在层级密度梯

度夹芯管的数值模拟与实验研究,结果表明,与均匀密度夹芯管相比,密度梯度夹芯管具有更好的抗爆性能,但目前在极坐标下的径向连续密度梯度泡沫铝夹芯管抗爆性能还鲜有研究,为研究径向连续密度梯度泡沫铝夹芯管在内部爆炸载荷作用下的吸能特性与动态响应,本文利用3D-Voronoi技术,在极坐标下设计了径向连续密度梯度泡沫铝模型,并利用密度梯度分布理论与有限元实际生成的模型进行了对比,验证了泡沫铝模型的密度梯度分布的合理性,在此基础上建立了泡沫铝夹芯管有限元模型,分析了芯材密度分布方式、芯材密度梯度大小、内外管与芯材装配方式以及炸药长径比对夹芯管抗爆性能的影响。

1 3D-Voronoi 泡沫模型

1.1 极坐标下3D-Voronoi模型

3D-Voronoi模型能够描述多胞金属材料的复杂细观结构,在构建多胞材料的几何模型中应用广泛.3D-Voronoi技术通过在三维空间中随机产生成核点,通过将相邻点的垂直平分面连接组成,不同位置的相邻成核点之间的距离需满足:

$$\delta_{ij} \geq \delta_{ij}^{\min} = (1-K)\delta_{ij}^0 \quad (1)$$

其中 δ_{ij}^{\min} 是任意两个相邻成核点的最小距离, K 是由Zheng等^[31]定义的不规则度,这里取 $K=0.2$;基于上述方法,可构建具有相同平均密度且密度分布满足线性关系的梯度多胞模型,此模型的相对密度分布可表示为:

$$\rho(h) = \rho_0 \left[1 + k \left(\frac{h}{H} - \frac{1}{2} \right) \right] \quad (0 \leq h \leq H) \quad (2)$$

其中 h 为自变量, $0 \leq h \leq H$, ρ_0 为平均相对密度, k 为密度梯度,定义为 $k = (\rho_{\max} - \rho_{\min}) / \rho_0$,这里 k 的范围为 $-2 < k < 2$,其中 ρ_{\max} 为最大密度, ρ_{\min} 为最小密度.根据密度特征,建立了极坐标下“V”型梯度泡沫铝模型,即沿着高度方向具有两种密度分布方式,分别为中间高(MH型)和中间低(ML型)梯度泡沫铝,其中MH型是指模型中部的泡沫铝密度高,两端密度低,ML型则与之相反.具体结构特征如图1(a)所示。

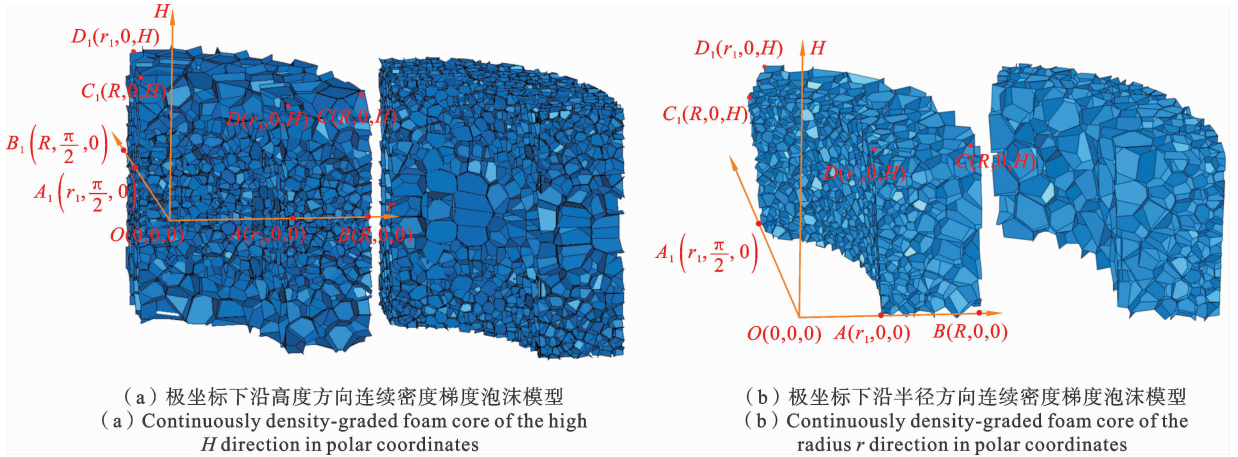


图 1 极坐标下连续密度梯度泡沫模型

Fig. 1 Continuously density-graded aluminum foam core in polar coordinates

构建极坐标下 3D-Voronoi 泡沫模型,需将直角坐标进行极坐标转换: $x=r \times \cos\theta, y=r \times \sin\theta$,其中 r, θ 分别是成核点极坐标中的径向坐标和角坐标.极坐标下 3D-Voronoi 模型的相对密度分布可表示为:

$$\rho(r) = \rho_0 \left[1 + k \left(\frac{r - r_{in}}{R - r_{in}} - \frac{1}{2} \right) \right] \quad (r_{in} \leq r \leq R) \quad (3)$$

其中 R 为圆环外径, r_{in} 为圆环内径,沿半径方向同样具有两种密度分布方式,分别为正梯度(P型)泡沫铝和负梯度(N型)泡沫铝,其中 P 型($k > 0$)是指泡沫铝密度随着极径的增加而增大,N 型($k < 0$)则与之相反,具体结构特征如图 1(b)所示.

1.2 极坐标下连续梯度 3D-Voronoi 模型的密度特征

图 2 为梯度 $k=1.2$ 时,四种连续密度梯度泡沫芯材的密度特征.

1.3 夹芯管有限元模型

本文采用有限元软件 LS-DYNA 对泡沫铝夹芯管在内爆炸载荷作用下的响应进行数值模拟,空气、炸药以及内、外圆管采用 Solid164 实体单元,泡沫铝芯材采用 S3R 与 S4R 混合壳单元.有限元模型如图 3 所示,内、外管与泡沫铝芯材之间的接触采用 AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE,泡沫铝的自接触采用 AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE.空气和炸药之间采用流固耦合算法,由于泡沫铝夹芯管和爆炸载荷具有对称性,建立八分之一

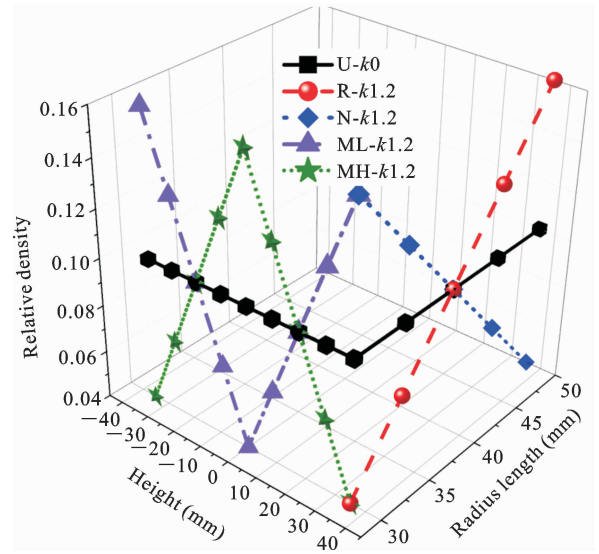


图 2 连续密度梯度泡沫芯材的密度特征

Fig. 2 Density characteristics of the continuously density-graded foam core

模型以减少计算量,在泡沫铝夹芯管以及空气的三个截面处施加对称边界条件,空气模型的其余面则定义为无反射边界条件.

为研究泡沫铝夹芯管在爆炸载荷下的动态响应,分别建立了均匀泡沫铝夹芯管以及四种连续梯度泡沫铝夹芯管,图 4 为极坐标下的连续密度梯度夹芯管示意图,其中颜色深浅代表密度大小,如颜色越深代表芯材密度越大,反之亦然.

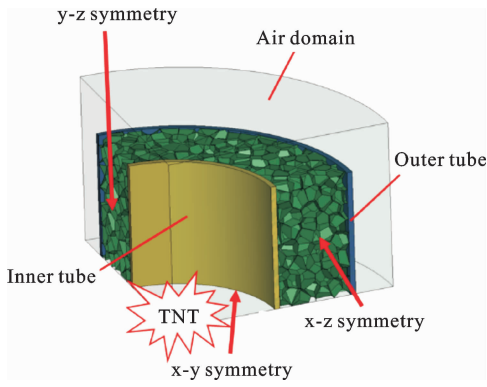


图 3 有限元模型

Fig. 3 Finite element model

1.4 材料属性

夹芯管内外圆管材料采用 45 # 钢, 考虑应变率

效应的影响, 采用 Johnson Cook 模型, 材料参数如表 1 所示. 泡沫铝材料采用双线性弹性模型, 密度为 2730 kg/m³、杨氏模量为 70 GPa、泊松比为 0.3、屈服强度为 190 MPa. 空气的密度为 1.293 kg/m³, 采用 MAT_NULL 本构模型, 状态方程采用 EOS_LINEAR_POLYNOMIAL, 压力 P 定义为内能密度 e 与相对体积 v 函数:

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)e \quad (4)$$

$$\mu = \frac{1}{v} - 1 \quad (5)$$

式中 $C_0, C_1, C_2, C_3, C_4, C_5$ 和 C_6 为材料常数, 取 $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0, C_4 = C_5 = 0.4$. 其中初始内能密度 $e_0 = 2.5 \times 10^5 \text{ J/m}^3$, 初始相对体积 $v_0 = 1$.

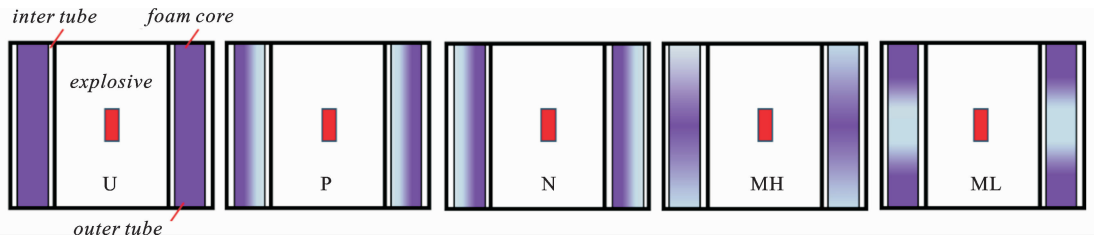


图 4 连续密度梯度芯材夹芯管示意图

Fig. 4 Schematic diagrams of continuously density-graded foam sandwich tube in polar coordinates

表 1 Johnson Cook 模型材料参数

Table 1 Material parameters of Johnson Cook model

材料	密度(kg/m ³)	弹性模量(GPa)	A (MPa)	B (MPa)	n	c	m
钢	7850	210	507	320	0.28	0.064	1.06

炸药的爆轰过程采用 JWL 状态方程, 其表达式如下:

$$P = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (6)$$

式中: A, B, R_1, R_2, ω 为常数, E 为炸药初始比内能, V 为单位体积炸药的初始相对体积. 表 2 为炸药的材料参数.

表 2 炸药的材料参数

Table 2 Material parameters of explosives

材料	密度(kg/m ³)	爆速(m/s)	A (GPa)	B (GPa)	R_1	R_2	ω	E (GJ/m ³)	V
JHL-3	1650	7050	611	10.7	4.4	1.2	0.35	8.9	1.0

1.5 有限元模型验证

1.5.1 密度验证

由于随机撒点形成的胞元不均匀性,可能对梯度泡沫模型的密度分布产生影响,使之和设定的密度

分布之间存在偏差,故需校核生成的模型密度分布.以梯度为 1.2 的泡沫模型为例,分别在半径 r 方向上将 N 型芯材均分,在高度 H 方向上将 MH 型芯材均分,均分方式如图 5 所示.

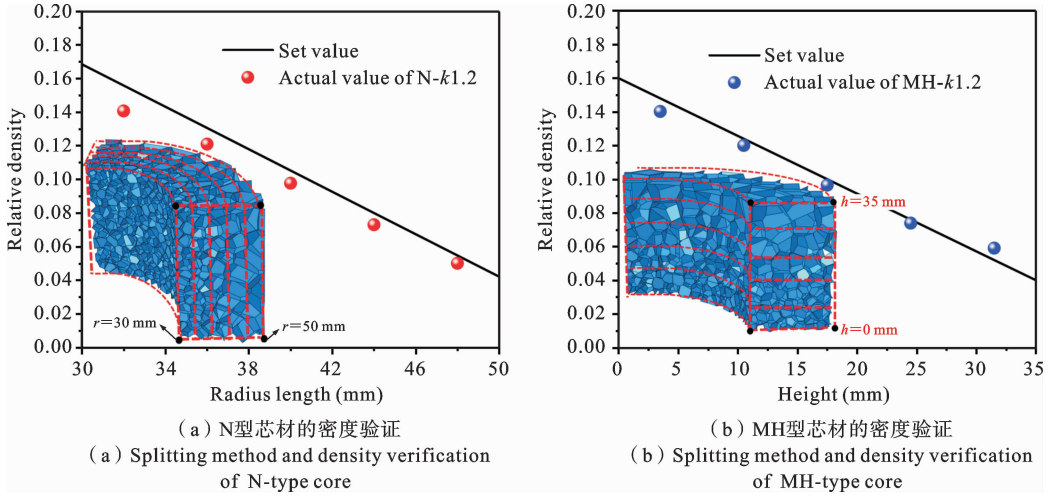


图 5 连续密度梯度泡沫芯材的密度验证

Fig. 5 Splitting method and density verification of continuously density-graded foam core

可以发现,对于 MH 型芯材,生成的模型密度分布与理论设定的密度分布结果吻合较好,而对于 N 型芯材,生成的模型密度分布比理论设定的密度分布偏小.这是因为对于 N 型芯材,依据密度分布公式(3),大于 ρ_0 的体积与小于 ρ_0 的体积不相等.对于 N 型芯材,小于 ρ_0 的体积较大,故生成的模型密度分布比理论设定的密度分布偏小,而 P 型芯材则与之相反.故需要对 P 型和 N 型芯材的密度分布进行修正,并设定修正系数,极坐标下半径 r 方向密度梯度泡沫铝与均匀密度泡沫铝的质量比值为:

$$\mu_r = \frac{m_r}{m_u} \quad (7)$$

式中 m_u 为一定体积下均匀泡沫铝的相对质量, m_r 为该体积下沿半径 r 方向梯度密度泡沫铝的相对质量, m_u 与 m_r 由下式给出:

$$m_u = H \times S_0 \times \rho_0 = H \times \pi(R^2 - r_1^2) \times \rho_0 \quad (8)$$

$$m_r = H \times 2\pi \int \rho(x, y) dr =$$

$$H \times 2\pi \int_{r_1}^R \rho_0 \left[1 + k \left(\frac{r - r_1}{R - r_1} - \frac{1}{2} \right) \right] r dr \quad (9)$$

此时可以求得修正系数 u_r :

$$u_r = \frac{1}{6} \left(6 + k - \frac{2r_{in}k}{r_{in} + R} \right) \quad (10)$$

根据上式,通过将预设的相对密度除以 u_r ,即可得到正确的整体相对密度的极坐标密度梯度泡沫模型.同样选取梯度为 1.2 的 N 型芯材为例,如图 6 所示,可以看到修正后的 N 型芯材,生成的模型密度分布与理论设定的密度分布结果吻合较好,上述修正系数 u_r 也适用于 P 型芯材.

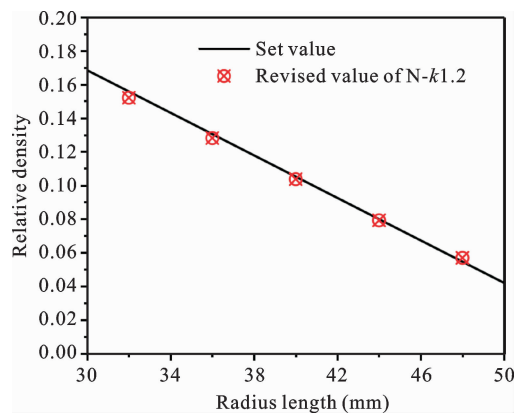


图 6 修正后的 N 型泡沫芯材的密度验证

Fig. 6 Density verification of modified N-type foam core

1.5.2 网格敏感性验证

图7给出了试件 U-k0 和 N-k1.2 在不同网格尺寸下内、外管变形量的时程曲线,可见当网格尺寸为 0.40 mm 与 0.45 mm 时,内外管最大变形量差

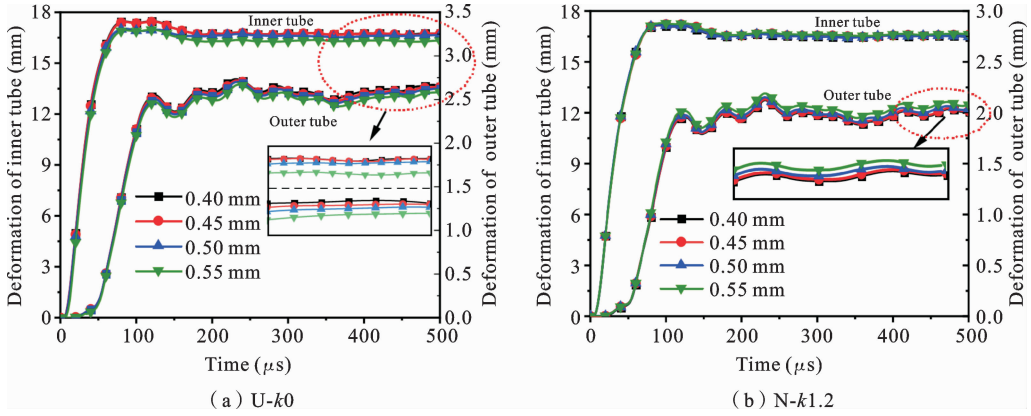


图7 不同网格尺寸的内、外管变形量

Fig. 7 Deformation of inner and outer tubes with different mesh sizes

1.5.3 模型准确性分析

为了验证有限元模型的准确性,与文献^[32]中的实验结果进行了对比.实验中夹芯管试件是由45号钢管和泡沫铝芯材制成,试件高度为100 mm,管壁厚度为1.5 mm,炸药为圆柱形含铝炸药JHL-3,其长径比与夹芯管的高度和内径比值相同.有限元模型与实验中各个工况采用的试件尺寸及炸药当量一致.图8为内爆炸载荷作用下夹芯管试件的内、外管变形量的有限元结果与实验结果对比,可以看出模拟结果和实验结果吻合较好,从而验证了有限元模型的合理性.

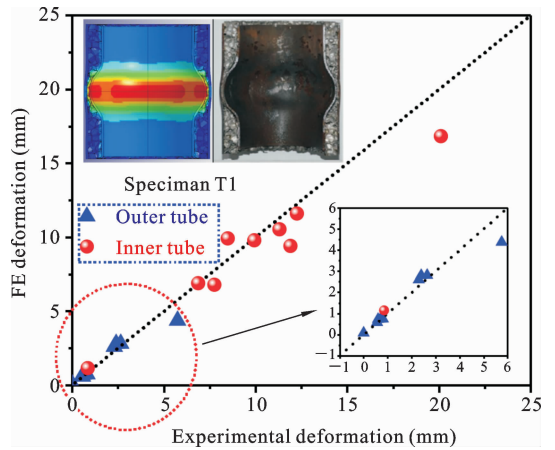


图8 数值模拟与实验结果对比

Fig. 8 Comparison of numerical simulation and experimental results

2 结果与讨论

夹芯管的能量吸收和内外管的最大变形量是评估夹芯管抗爆性能的重要指标.比吸能 E_{sa} 定义为单位质量结构所吸收的能量,由下式所示:

$$E_{sa} = E_a / M \quad (11)$$

式中: E_a 为结构吸收的能量, M 为结构的质量.

抗爆夹芯管不仅需要具备抵抗变形的能力还应满足轻质的需求,故将内外管最大变形量进行标准化处理:

$$D_s = \frac{\delta_T}{m_T r_T} \quad (12)$$

距非常小,即当网格尺寸小于 0.45 mm 时,网格尺寸变化对结果影响极小,综合考虑计算资源和时效性,本文模型的网格尺寸采用 0.45 mm.

式中: δ_T 为内管/外管的变形量, m_T 和 r_T 分别为内管/外管的质量和半径.

2.1 芯材密度分布方式对夹芯管抗爆性能的影响

本文中夹芯管试件的长度为 70 mm,内、外管壁厚为 1.5 mm,泡沫铝的相对密度为 10%,炸药长径比为 1.5 : 1.为研究泡沫铝芯材密度分布方式对夹芯管抗爆性能的影响,相关试件的详细参数如表 3 所示.

表 3 单向连续密度梯度芯材泡沫铝夹芯管几何参数

Table 3 Geometric parameters of unidirectional continuous density gradient core aluminum foam sandwich tube

试件编号	外管直径 d_o (mm)	内管直径 d_i (mm)	外管壁厚 t_o (mm)	内管壁厚 t_i (mm)	相对密度 ρ (%)	试件质量 m (g)	梯度 k
U-k0	103	60	1.5	1.5	10	0.5090	0.0
P-k1.2	103	60	1.5	1.5	10	0.5088	1.2
N-k1.2	103	60	1.5	1.5	10	0.5107	1.2
MH-k1.2	103	60	1.5	1.5	10	0.5084	1.2
ML-k1.2	103	60	1.5	1.5	10	0.5080	1.2

图 9 为 U-k0 芯材泡沫铝夹芯管在爆炸载荷下的内、外管速度-时间曲线和变形曲线. 可以看出泡沫铝夹芯管变形过程分为三个阶段: ① 爆炸载荷与内管相互作用阶段, 内管在极端时间内达到极高的速度, 并以该速度作为初始速度压缩泡沫芯材; ② 泡沫芯材压缩阶段, 该阶段内管迅速发生膨胀变形

并以一定初速压缩泡沫芯材, 直至泡沫芯材被完全压实; ③ 外管变形阶段, 压溃后的泡沫芯材与内管作为一个整体驱动外管发生变形, 内管速度不断减小并趋近于零, 内管变形结束, 外管速度短暂增加后降低至零, 外管变形结束.

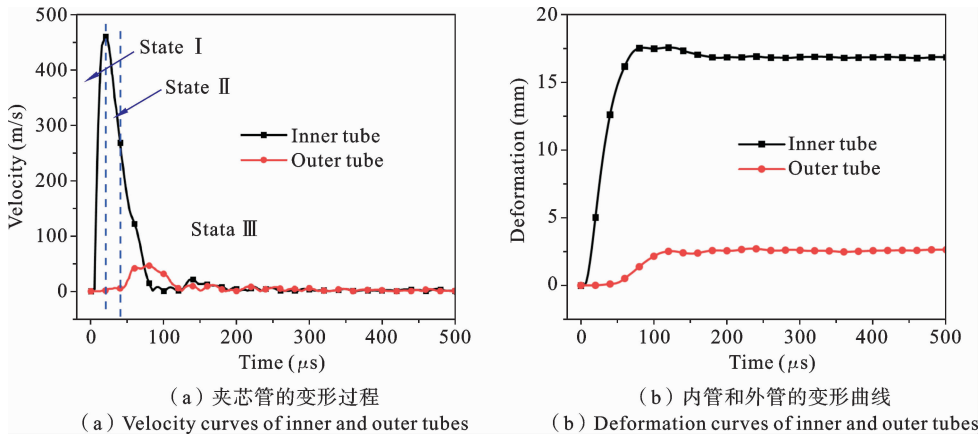


图 9 泡沫铝夹芯管变形过程

Fig. 9 Deformation process of the sandwich tube

图 10 给出了四种连续密度梯度泡沫铝夹芯管在内爆炸载荷下不同时刻的变形云图. 可以看出, 对于 P 型夹芯管, 靠近内管的低密度泡沫首先被压溃, 产生压溃波并向外传播, 压溃波未到达的部分不发生变形, 随着压溃波的传播, 高密度泡沫逐渐被压溃. 这是由于芯材密度由内管向外管方向逐渐增大, 即当 $r_{in} < r_L < r_H < R$ 时, $\rho_{rL} < \rho_{rH}$. 压溃波传播到 r_L 时, 此处芯材作用力为 σ_{rL} , 而 $\sigma_{rL} < \sigma_{rH}$, 压溃波没有到达 r_H 前该处芯材不会发生压缩变形. 对于 N 型

夹芯管, 芯材密度由内管向外管方向逐渐减小, 即当 $r_{in} < r_L < r_H < R$ 时, $\rho_{rL} > \rho_{rH}$, $\sigma_{rL} > \sigma_{rH}$. 根据 R-PP-L 材料模型, 材料杨氏模量趋近无穷大, 应力波在泡沫中的传播时间极短, 可以忽略不计. 同时由于外管的约束作用, 泡沫在靠近外管的低密度区产生向内的压溃波. 因此泡沫芯材同时受到向外和向内的压溃波作用, 直至芯材被完全压溃. 对于 MH 型和 ML 型夹芯管, 由于其密度是沿着高度方向变化, 在压溃波作用区域, 泡沫芯材的密度几乎相同, 即当 $r_{in} <$

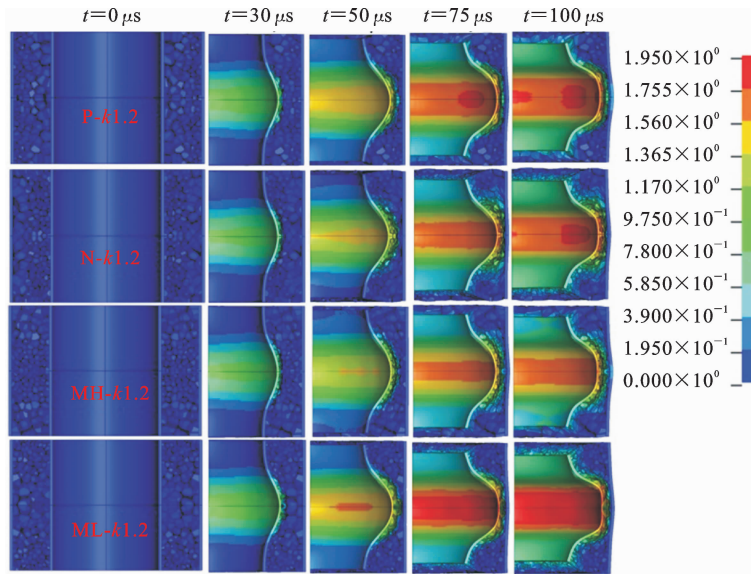
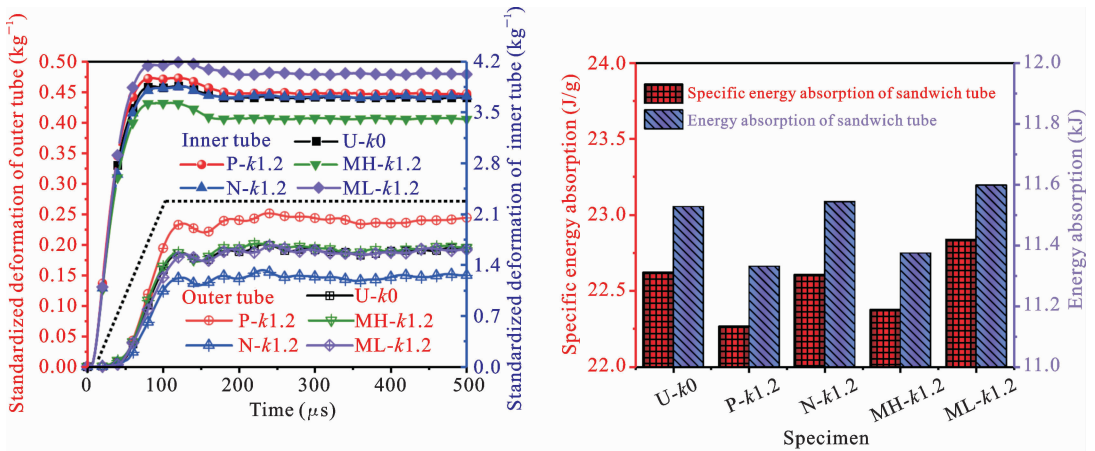


图 10 连续密度梯度泡沫铝夹芯管变形云图

Fig. 10 Deformation nephograms of continuously density-graded foam sandwich tubes

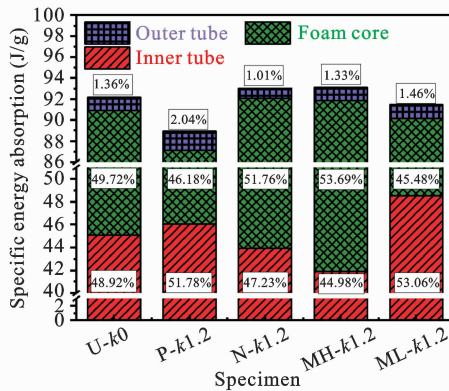


(a) 内管和外套管的变形

(a) Deformation of inner tubes and outer tubes

(b) 夹芯管的比吸能

(b) SEA of the sandwich tubes



(c) 夹芯管各部分的比吸能

(c) SEA for various parts of the sandwich tubes

图 11 梯度为 1.2 时连续梯度密度夹芯管的抗爆性能

Fig. 11 Antiknock performance of continuously density-graded foam sandwich tubes when the core density gradient $k=1.2$

$r_L < r_H < R$ 时, $\rho_{rL} = \rho_{rH}$, $\sigma_{rL} = \sigma_{rH}$, 因此其变形过程与上述的 U 型夹芯管变形过程类似^[33,34].

图 11 给出了芯材密度梯度 $k=1.2$ 时夹芯管的内外管变形量随时间的变化规律和夹芯管及其各部分的总吸能与比吸能. 泡沫夹芯管在内爆炸载荷下, 内管挤压芯层引起芯层的压缩变形, 整个过程中内管的大变形和芯层压缩吸收了绝大部分能量, 外管变形较小, 吸收的能量较少. 在相同的爆炸载荷下, N 型夹芯管外管变形量最小, P 型夹芯管外管变形量最大, MH、ML 与 U 型夹芯管的外管变形量基本一致. ML 型夹芯管的内管变形量最大, MH 型夹芯管的内管变形量最小, P、N 与 U 型夹芯管的内管变

形量基本一致. 其中 N 型夹芯管外管变形量比 U 型夹芯管降低 23.18%, 比 P 型夹芯管降低 38.53%; ML 型夹芯管的总吸能与比吸能最高, 其比吸能比 U 型夹芯管高 0.88%. 综合考虑能量吸收和外管变形量, N 型夹芯管的抗爆性能最优, 其次为 ML 型夹芯管.

2.2 芯材密度梯度大小对夹芯管抗爆性能的影响

由上节内容可知, 当芯材密度梯度大小相同时, P 型夹芯管的抗爆性能最差, 因此在本节不再对其进行抗爆性能研究. 为研究芯材密度梯度大小对夹芯管抗爆性能的影响, 相关试件的详细参数设置如表 4 所示.

表 4 芯材密度梯度大小不同的连续梯度密度的泡沫铝夹芯管几何参数

Table 4 Geometric parameters of continuous gradient density aluminum foam sandwich tubes with different core density gradients

试件 编号	外管直径 d_o (mm)	内管直径 d_i (mm)	外管壁厚 t_o (mm)	内管壁厚 t_i (mm)	相对密度 ρ (%)	试件质量 m (g)	梯度 k
U-k0	103	60	1.5	1.5	10	0.5096	0.0
N-k0.4	103	60	1.5	1.5	10	0.5085	0.4
N-k0.8	103	60	1.5	1.5	10	0.5109	0.8
N-k1.2	103	60	1.5	1.5	10	0.5107	1.2
N-k1.6	103	60	1.5	1.5	10	0.5132	1.6
MH-k0.4	103	60	1.5	1.5	10	0.5078	0.4
MH-k0.8	103	60	1.5	1.5	10	0.5075	0.8
MH-k1.2	103	60	1.5	1.5	10	0.5074	1.2
MH-k1.6	103	60	1.5	1.5	10	0.5094	1.6
ML-k0.4	103	60	1.5	1.5	10	0.5071	0.4
ML-k0.8	103	60	1.5	1.5	10	0.5072	0.8
ML-k1.2	103	60	1.5	1.5	10	0.5079	1.2
ML-k1.6	103	60	1.5	1.5	10	0.5084	1.6

由图 12 和 13 可知, 对于 N 型夹芯管, 外管变形量随着芯材密度梯度的增大而减小, 而比吸能变化不明显, 梯度 $k=1.6$ 时, N 型夹芯管的外管标准化变形量比 U 型夹芯管降低了 27.59%, 比吸能仅降低了 1.26%. 对于 MH 型夹芯管, 外管变形量随着芯材密度梯度的增大而增大, 同时比吸能减小, 即其抗爆性能随着芯材密度梯度的增加而减弱. 对于

ML 型夹芯管, 梯度 $k=1.2$ 时, 外管最大变形量与 U 型夹芯管基本相同, 但其比吸能提升 0.96%, 梯度 k 为 0.4、0.8 以及 1.6 时, 外管最大变形量均大于 U 型夹芯管. 综合考虑能量吸收和外管变形量, 梯度 $k=1.2$ 时, ML 型夹芯管的抗爆性能达到最优.

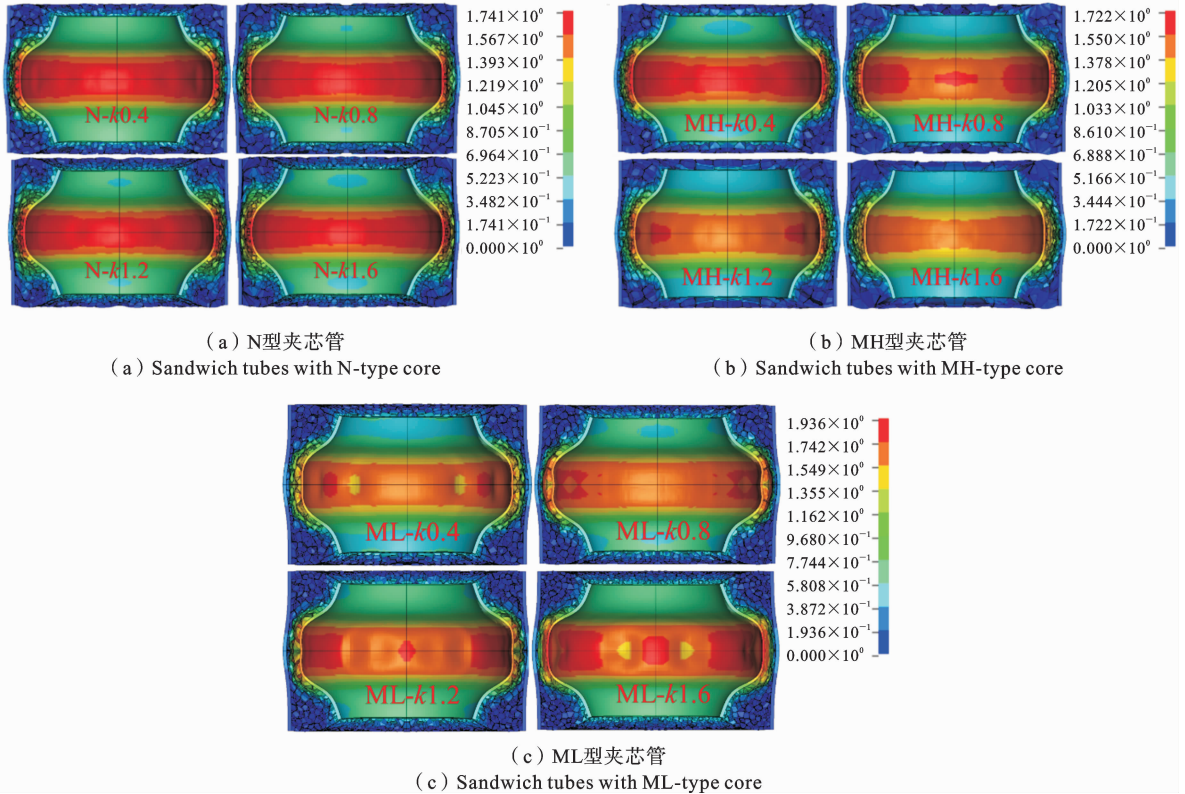


图 12 芯材密度梯度大小不同的连续密度梯度芯材夹芯管的变形云图

Fig. 12 Deformation nephograms of continuously density-graded foam sandwich tubes with different core density gradients

综上所述, N型与ML型夹芯管具体更好的抵抗变形能力和能量吸收特性, 其中对于N型夹芯管, 当密度梯度大小 $k=1.6$ 时, 比吸能略低于U型管, 但外管变形量达到最小值; 对于ML型夹芯管, 当密度梯度大小 $k=1.2$ 时, 外管变形量与U型基本相同, 但其比吸能高于U型, 抗爆性能达到最优, 如图14所示.

2.3 管壁与芯材的装配方式对夹芯管抗爆性能的影响

管壁与芯材采用两种装配方式, 分别为理想粘接和机械装配. 对于理想粘接, 在界面处设置公共节点, 以模拟胶粘接状态, 但不考虑管壁与芯材界面的破坏. 机械装配方式则采用面-面接触算法, 管壁与芯材可相互脱离, 但不能相互嵌入.

对于U、N以及ML型夹芯管, 理想粘接状态下外管最大变形量分别比机械装配的要大0.538%,

0.911%与1.041%, 比吸能分别提高0.402%, 0.203%与0.175%, 如图15所示, 即通过对管壁与芯材进行粘结处理, 夹芯管的外管变形量与比吸能均有所增加, 其抗爆性能并没有得到明显提高.

2.4 炸药长径比对夹芯管抗爆性能的影响

本文研究了U型与N型夹芯管在不同炸药长径比 α 下的抗爆性能. 由图16可知, 当 α 从0.5:1到1.5:1时, 两种类型夹芯管的芯材均未被压实, 外管的变形量增幅极大, 比吸能增幅也较大, 当 α 从1.5:1到2.0:1时, 芯材被压实, 外管变形量增幅较大, 比吸能略有增加, 当 α 为2.0:1和2.5:1时, 夹芯管的外管变形量与比吸能变化不大. 当 $\alpha=1.5:1$ 时, N型与U型夹芯管的比吸能基本相同, 但N型夹芯管的外管最大变形量降低30.18%, 当 $\alpha \neq 1.5:1$ 时, N型夹芯管的外管变形量与比吸能均小于U型夹芯管.

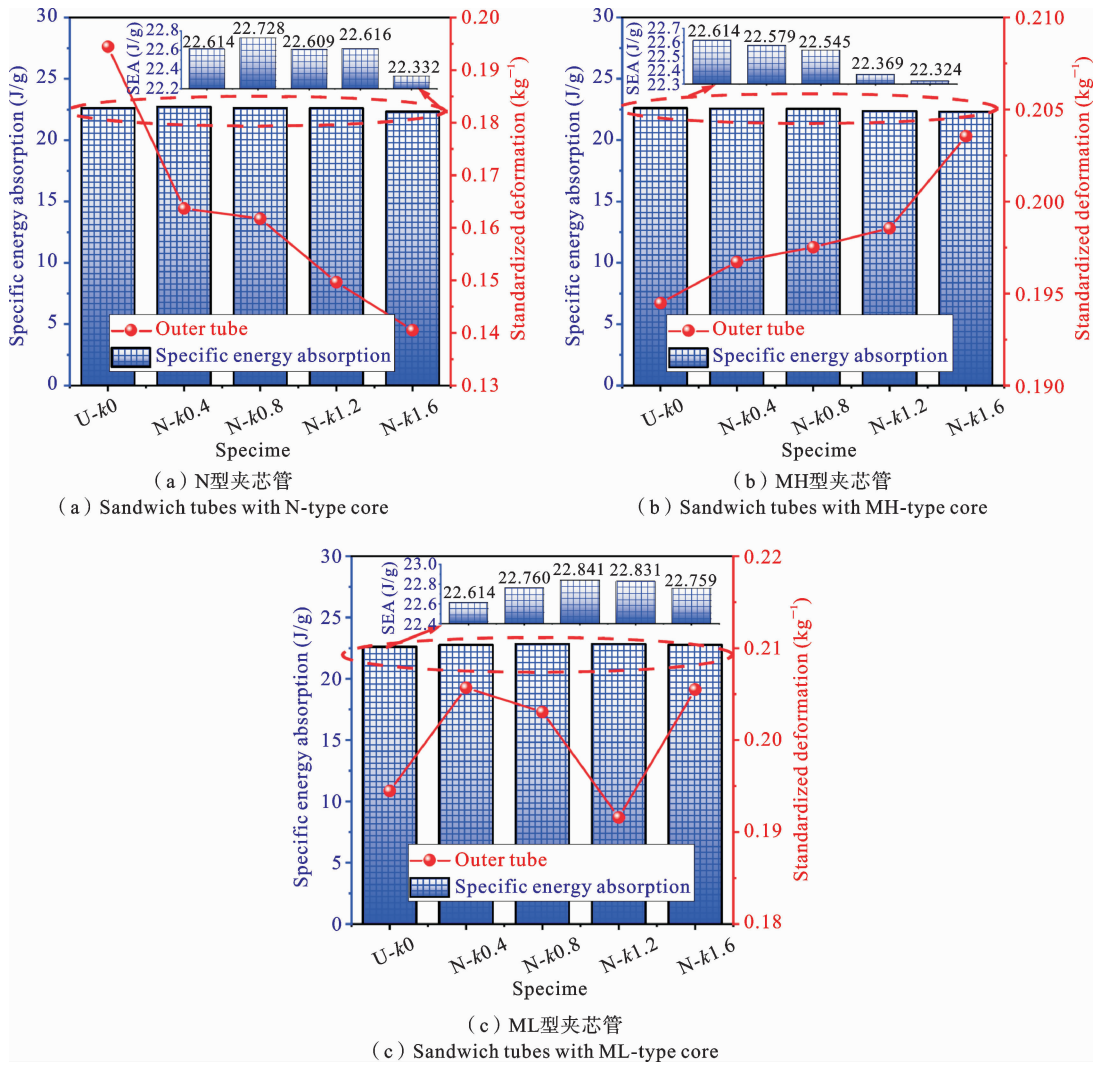


图 13 芯材密度梯度大小不同的连续密度梯度芯材夹芯管的抗爆性能

Fig. 13 The antisknock performance of continuously density-graded foam sandwich tubes with different core density gradients

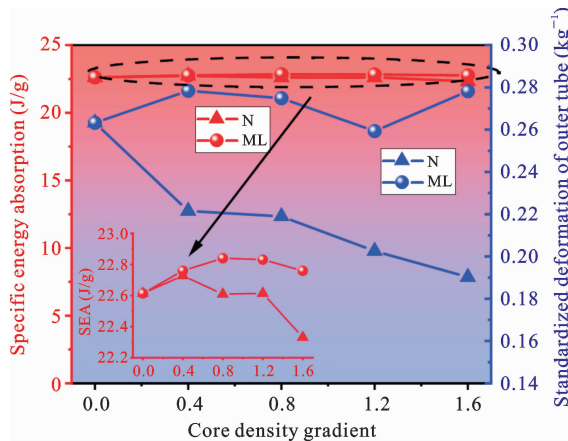


图 14 不同芯材密度梯度大小对抗爆性能的影响

Fig. 14 The antisknock performance of sandwich tubes with different core density gradients

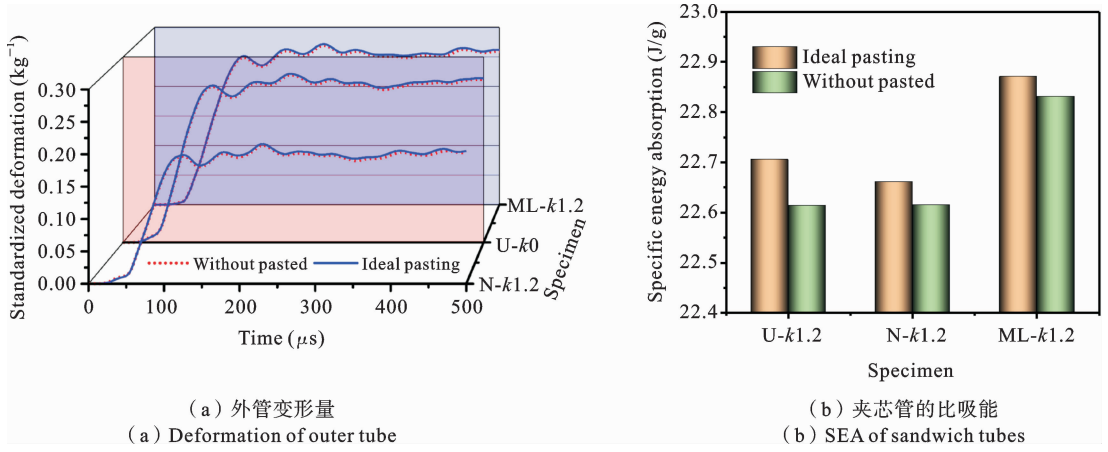


图 15 管壁与芯材装配方式对夹芯管抗爆性能的影响

Fig. 15 Influence of installation method of tube wall and core on antisknock performance of sandwich tubes

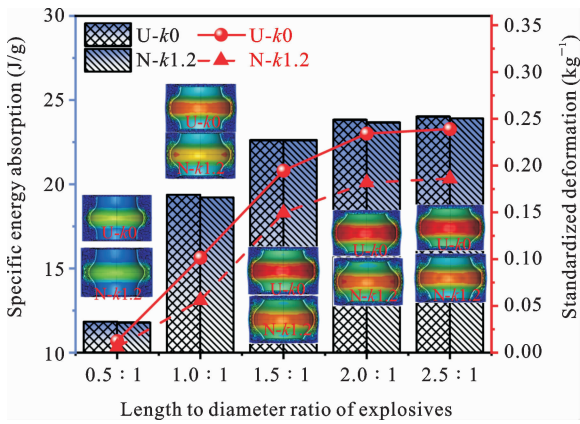


图 16 不同炸药长径比下夹芯管的抗爆性能

Fig. 16 Antisknock performance of sandwich tubes subjected to explosives of different length-to-diameter ratios

3 结论

基于 3D-Voronoi 技术,建立了极坐标下连续密度梯度泡沫铝夹芯管有限元模型,并将模拟结果与已有实验结果进行了对比,验证了模型的合理性.在此基础上研究了内爆炸载荷下夹芯管的动态响应,分析了芯材密度分布方式、芯材密度梯度大小、管壁与芯材装配方式以及炸药长径比对泡沫铝夹芯管抗爆性能的影响,主要结论如下:

(1) 建立了极坐标下沿半径方向的连续密度梯度泡沫模型,并以均匀密度泡沫为基础,对模型的密度分布进行了修正,通过密度分布的理论值与有限

元实际值的对比,验证了模型的正确性.

(2) 当芯材密度梯度相同时,N 型夹芯管的外管变形量最小,P 型的最大,MH、ML 和 U 型的基本相同. ML 型夹芯管的比吸能高于其他四种夹芯管,MH 型的外管变形量和比吸能均低于 U 型.综合考虑能量吸收和外管变形量,N 型夹芯管的抗爆性能最优.

(3) 随着芯材密度梯度的增大,N 型夹芯管的外管变形量显著降低,比吸能仅略微降低.在不同密度梯度下,MH 型夹芯管的外管变形量比 U 型大,且比吸能比 U 型小,随着芯材密度梯度的增大,MH 型抗爆性能变差. ML 型夹芯管的外管变形量与比吸能均大于 U 型.

(4) 将管壁与芯材进行理想粘结,有效提高了夹芯管的比吸能,但也增加了外管的最大变形量.当炸药长径比为 1.5 : 1 时,N 型夹芯管的比吸能与 U 型基本相同,但外管变形量降低 30.18%.

参考文献

[1] Huang P K, Wu F, Shen B, Zheng H, Ren Q, Luo H B, Zheng W G. Biomimetic porous polypropylene foams with special wettability properties[J]. Composites Part B: Engineering, 2020, 190: 107927.

[2] Huang Z C, Zhang Y K, Lin Y C, Jiang Y Q. Physical property and failure mechanism of self-piercing riveting joints between foam metal sandwich compos-

- ite aluminum plate and aluminum alloy[J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2022, 17: 139-149.
- [3] Li Z B, Li X Y, Zheng Y X. Biaxial mechanical behavior of closed-cell aluminum foam under combined shear-compression loading[J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2020, 30(1): 41-50.
- [4] Madgule M, Sreenivasa C G, Borgaonkar A V. Aluminium metal foam production methods, properties and applications- a review[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2023, 77: 673-679.
- [5] Nawaz A, Rani S. Fabrication and evaluation of percent porosity and density reduction of aluminium alloy foam[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2021, 47: 6025-6029.
- [6] Xiang X M, Zou S M, Ha N S, Lu G X, Kong I. Energy absorption of bio-inspired multi-layered graded foam-filled structures under axial crushing[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2020, 198: 108216.
- [7] Xie S H, Zhang J, Liu X, Zheng S W, Liu Z N. A reinforced energy-absorbing structure formed by combining multiple aluminum foam-filled open-hole tubes[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2022, 224: 107319.
- [8] Zhao Y, Yang Z H, Yu T L, Xin D B. Mechanical properties and energy absorption capabilities of aluminium foam sandwich structure subjected to low-velocity impact[J]. *Construction and Building Materials*, 2021, 273: 121996.
- [9] Baroutaji A, Arjunan A, Stanford M, Robinson J, Olabi A G. Deformation and energy absorption of additively manufactured functionally graded thickness thin-walled circular tubes under lateral crushing[J]. *Engineering Structures*, 2021, 226: 111324.
- [10] Fang H W, Bi J, Zhang C, Gutowski M, Palta E, Wang Q. A constitutive model of aluminum foam for crash simulations[J]. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 2017, 90: 124-136.
- [11] Song J F, Xu S C, Xu L H, Zhou J F, Zou M. Experimental study on the crashworthiness of bio-inspired aluminum foam-filled tubes under axial compression loading[J]. *Thin-Walled Structures*, 2020, 155: 106937.
- [12] Li Y, Zhao Q, Chen X F, Sun X X, Yuan B H, Huang C Y, Liu L J. Effect of copper foam on the explosion suppression in hydrogen/air with different equivalence ratios[J]. *Fuel*, 2023, 333: 126324.
- [13] Wang Y H, Liew J Y R, Lee S C, Zhai X M, Wang W. Crushing of a novel energy absorption connector with curved plate and aluminum foam as energy absorber[J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 111: 145-154.
- [14] Wang Y H, Zhai X M. Dynamic crushing behaviors of aluminum foam filled energy absorption connectors[J]. *International Journal of Steel Structures*, 2018, 19(1): 241-254.
- [15] Wang Y H, Zhai X M, Ying W J, Wang W. Dynamic crushing response of an energy absorption connector with curved plate and aluminum foam as energy absorber[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 121: 119-133.
- [16] Wang Y H, Zhai X M, Yan J C, Ying W J, Wang W. Experimental, numerical and analytical studies on the aluminum foam filled energy absorption connectors under impact loading[J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 131: 566-576.
- [17] Hsieh M T, Bianca E, Zhang Y F, Jens B, Lorenzo V. The mechanical response of cellular materials with spinodal topologies[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2019, 125: 401-419.
- [18] Muchhala D, Yadav B N, Kumar R, Mondal D P, Venkat A N C. Effect of SWCNTs content and relative density on the energy absorption capabilities of closed-cell Al-cenosphere-SWCNTs hybrid foam[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2019, 176: 107304.
- [19] Jing L, Liu K, Su X Y, Guo X. Experimental and numerical study of square sandwich panels with layered-gradient foam cores to air-blast loading[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 161: 107445.
- [20] Lv W T, Li D, Dong L. Study on blast resistance of a composite sandwich panel with isotropic foam core with negative Poisson's ratio[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2021, 191: 106105.
- [21] Theobald M D, Langdon G S, Nurick G N, Pillay S, Heyns A, Merrett R P. Large inelastic response of unbonded metallic foam and honeycomb core sandwich panels to blast loading[J]. *Composite Structures*, 2010, 92(10): 2465-2475.

- [22] Wang H X, Ramakrishnan K R, Shankar K. Experimental study of the medium velocity impact response of sandwich panels with different cores[J]. *Materials & Design*, 2016, 99: 68-82.
- [23] Zhou J, Guan Z W, Cantwell W J. The impact response of graded foam sandwich structures[J]. *Composite Structures*, 2013, 97: 370-377.
- [24] Fang B P, Huang W, Xu H J, Jiang C X, Liu J Y. High-velocity impact resistance of stepwise gradient sandwich beams with metal foam cores[J]. *Thin-Walled Structures*, 2022, 181: 110054.
- [25] Lu C H, Cao Y, Wu W C, Li S Q, Wang Z H, Hou S J. A novel design method of circular sandwich panels with gradient continuous controllable core based on space-filling design and 2D-Voronoi method[J]. *Materials Today Communications*, 2023, 36: 106750.
- [26] Liang M Z, Zhang G D, Lu F Y, Li X Y. Blast resistance and design of sandwich cylinder with graded foam cores based on the Voronoi algorithm[J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 112: 98-106.
- [27] Wang A S, Yu X H, Wang H, Li Y, Zhang J, Fan X L. Dynamic response of sandwich tubes with continuously density-graded aluminum foam cores under internal explosion load[J]. *Materials (Basel)*, 2022, 15(19): 6966.
- [28] 秦庆华, 张建勋, 艾伟龙, 王铁军. 轻质金属泡沫夹芯曲板的抗爆炸冲击响应研究[J]. *固体力学学报*, 2017, 38(05): 391-399. (Qin Q H, Zhang J X, Ai W L, Wang T J. Study on resistance of lightweight sandwich curve plates with metal foam core to blast loadings[J]. *Chinese Journal of Solid Mechanics*, 2017, 38(05): 391-399. (in Chinese))
- [29] 张鹏飞, 刘志芳, 李世强. 内爆炸载荷下梯度泡沫铝夹芯管的动态响应[J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(07): 17-26. (Zhang P F, Liu Z F, Li S Q. Dynamic response of sandwich tubes with graded foam aluminum cores under internal blast loading[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(07): 17-26. (in Chinese))
- [30] 张天辉, 刘志芳, 雷建银, 王志华, 李世强. 内爆炸载荷下泡沫铝夹芯圆管塑性动力响应及能量耗散机理[J]. *力学学报*, 2023, 55(10): 2344-2353. (Zhang T H, Liu Z F, Lei J Y, Wang Z H, Li S Q. Plastic dynamic response and energy dissipation mechanism of aluminum foam sandwich circular tube under internal blast loading[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2023, 55(10): 2344-2353. (in Chinese))
- [31] Zheng Z J, Yu J L, Li J R. Dynamic crushing of 2D cellular structures: A finite element study[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 32(1-4): 650-664.
- [32] Liang M Z, Lu F Y, Zhang G D, Li X Y. Experimental and numerical study of aluminum foam-cored sandwich tubes subjected to internal air blast[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2017, 125: 134-143.
- [33] Liang M Z, Li X Y, Lin Y L, Zhang K F, Lu F Y. Theoretical analysis of blast protection of graded metal foam-cored sandwich cylinders/rings[J]. *Materials*, 2020, 13(17): 3903.

Design of Continuous-Density-Graded Porous Metal Materials in Polar Coordinates and Study on the Blast Resistance of Sandwich Tubes

Xuehui Yu^{1,2} Ting Li^{1,3} Anshuai Wang^{1,4} Mingshi Wang²

(¹Xi'an Key Laboratory of Mechanics of Building Materials, School of Science, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an, 710055)

(²State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures, School of Aerospace Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, 710049)

(³School of Resources Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an, 710055)

(⁴School of Mechatronic Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu, 610500)

Abstract This study investigated the dynamic response of continuous-density-graded aluminum foam sandwich tubes subjected to internal explosion loads. A finite element model for continuous-density-graded aluminum foam and sandwich tubes was established in polar coordinates using 3D-Voronoi technology. The influences of core density distributions, such as positive-gradient, negative-gradient, and V-shaped gradient including middle-high-gradient (high in the middle and low at both ends) and middle-low-gradient (low in the middle and high at both ends), core density gradient, assembly methods of tube walls and the core, and the length-to-diameter ratio of explosives on the anti-shock performance of the sandwich tube structure were analyzed. Results demonstrate that, for the same core density gradient, the maximum deformation of the outer tube in the sandwich tube with a negative-gradient core is the least, while the sandwich tube with a middle-low-gradient core exhibits the highest specific energy absorption, and the sandwich tube with a middle-high-gradient core shows the weakest anti-shock performance. As core density gradient increases, the maximum deformation of the outer tube in the sandwich tube with a negative-gradient core significantly decreases. The specific energy absorption for the sandwich tube with a middle-low-gradient core rises initially before declining, while the anti-explosion performance of the sandwich tube with a middle-high-gradient core deteriorates. Optimal bonding between tube walls and the core effectively improves the specific energy absorption of sandwich tubes with a uniform, negative-gradient, or middle-low-gradient core, but it also increases the maximum deformation of the outer tube. For varying length-to-diameter ratios of explosives, the maximum deformation of the outer tube in the sandwich tube with a negative-gradient core is smaller. The present work aims to provide valuable insights for designing such structures for protective engineering applications.

Key words blast resistance, density-graded foam, sandwich tubes, Voronoi technology