爆 炸 与 冲 击
Explosion and Shock Waves
DOI：10.11883/bzycj-2026-0236

泡沫铝夹芯管径向连续密度梯度函数设计：内爆能量重分配与外管变形抑制

于学会[1]，何梓鑫[1]，王安帅[2]，王茗仕[3,*]

(1.西安建筑科技大学理学院西安市建筑材料力学重点试验室，陕西 西安 710055；
2.天津大学天津市非线性动力学与控制重点试验室，天津 300350；
3.西安交通大学航空航天工程学院复杂服役环境重大装备结构强度与寿命全国重点试验室，陕西 西安 710049)

摘 要： 基于 3D-Voronoi 方法，在极坐标框架下建立径向连续密度梯度泡沫铝夹芯管三维有限元模型，系统比较了单调线性(L)、非单调线性(SW)、二次函数(Q)、根号函数(SR)、正弦函数(SIN)和余弦函数(COS)等六类密度梯度分布芯层夹芯管在内爆载荷下的抗爆响应。结果表明，夹芯管依次经历内管快速扩张、芯层渐进压溃和外管滞后变形三个阶段；不同梯度形式夹芯管的能量吸收为 2.55-2.70 kJ，表明密度梯度主要改变构件间的能量分配及外管变形。L 型管、SR 型和 Q 型管采用负梯度时外管变形明显降低。在所有工况中，SR-N-K0.8 的比吸能最高，为 30.47 J/g，比均匀夹芯管提高 2.55%；当梯度系数 K=1.6 时，负梯度下 SR 型管的比吸能为 30.11 J/g，同时外管位移仅为 1.207 mm，表明该梯度形式能够有效促进芯层压溃耗能并限制外管变形；负梯度下 L 型管的外管位移最小，为 1.178 mm，比均匀夹芯管的外管位移降低 24.9%，且比吸能达到 29.89 J/g。因此，合理选择密度梯度形式及方向能够调控芯层压溃与能量传递路径，提高夹芯管的吸能和外管防护性能。

关键词： 3D-Voronoi；非线性密度梯度；夹芯管；抗爆性能
中图分类号：0389 国标学科代码： 1303599 文献标志码： A

Continuous Radial Density-Gradient Function Design for Aluminum-Foam Sandwich Tubes: Internal-Blast Energy Redistribution and Outer-Tube Deformation Suppression

YU Xuehui[1], HE Zixin[1], WANG Anshuai[2], WANG Mingshi[3,*]

(*1. Key Laboratory of Materials Mechanics, School of Science, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, Shaanxi, China;*
2. Department of Mechanics and Tianjin Key Laboratory of Nonlinear Dynamics and Control, Tianjin University, Tianjin 300350, China;
3. State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures, School of Aerospace Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To investigate how continuous radial density gradients regulate energy redistribution and outer-tube deformation under internal explosive loading, a three-dimensional finite element model of aluminum foam sandwich tubes was established using the Voronoi method within a polar coordinate framework. Six density profiles were compared: monotonic linear (L),

*收稿日期：2026-07-20；修回日期：2026-11-20；
基金项目：国家自然科学基金重点项目（No：12432020）
第一作者：于学会（1987 年— ），男，副教授， E-mail: yuxuehui@xauat.edu.cn ；
通信作者：王茗仕（1990 年— ），男，副教授， E-mail: mswang@xjtu.edu.cn 。

录用稿件，非最终出版稿

nonmonotonic linear (SW), quadratic (Q), square-root (SR), sinusoidal (SIN), and cosinusoidal (COS) distributions. A one-eighth model with symmetry boundary conditions was adopted, and fluid–structure coupling was employed to transfer explosive loading to the sandwich structure. Contact between the tubes and foam core, together with self-contact of the foam cell walls, was included to describe progressive crushing. Structural deformation, component-level energy partition, specific energy absorption, and outer-tube displacement were evaluated against those of a uniform-density sandwich tube. The effects of gradient direction and coefficient were systematically compared to clarify the relationship between energy dissipation and deformation suppression. The results showed three successive deformation stages: rapid expansion of the inner tube, progressive crushing of the foam core, and delayed deformation of the outer tube. Total energy absorption ranged from 2.55 to 2.70 kJ, indicating that density grading primarily affects energy partition among structural components and outer-tube deformation. Negative gradients markedly reduced outer-tube deformation in the L-type, SR-type, and Q-type tubes. Among all cases, the negatively graded SR-type tube with a gradient coefficient of 0.8 achieved the highest specific energy absorption of 30.47 J/g, representing a 2.55% increase over the uniform tube. At a gradient coefficient of 1.6, the negatively graded SR-type tube achieved a specific energy absorption of 30.11 J/g and an outer-tube displacement of 1.207 mm, indicating effective foam-core crushing and energy dissipation with restrained outer-tube deformation. The negatively graded L-type tube exhibited the minimum outer-tube displacement of 1.178 mm, a reduction of 24.9% relative to the uniform tube, while maintaining a specific energy absorption of 29.89 J/g. These findings demonstrate that appropriate selection of the density-gradient profile and direction can regulate foam-core crushing and energy-transfer paths, thereby improving the energy-absorption and outer-tube protection performance of aluminum foam sandwich tubes.

Keywords: 3D-Voronoi; nonlinear density gradient; sandwich tube; blast resistance

在防护工程、交通运输和重要基础设施等领域，爆炸与高速冲击载荷对结构安全构成了突出威胁，如何在保证结构整体刚度与承载能力的前提下兼顾优异的吸能与抗冲击性能，一直是轻质防护结构设计的核心问题之一[1,2]。以泡沫金属为芯层、薄壁金属或复合材料为面板的夹芯结构，凭借高比强度、高比刚度及优良的塑性耗能能力，被广泛用于抗爆与缓冲吸能构件[3-8]。

为克服传统均匀泡沫在受爆炸或冲击载荷时“前部过早压溃、后部利用率不足”的矛盾，功能梯度金属泡沫概念被引入夹芯结构设计，近年的数值分析表明，相较于均匀泡沫芯层，线性梯度、多层分段梯度等复杂梯度形式在低速冲击和爆炸载荷下均表现出更高的比吸能和更优的变形可控性[9-14]。值得指出的是，密度梯度泡沫铝已具备实验制备基础。He 等[15]通过调控熔体发泡与凝固过程，实现了连续密度梯度闭孔泡沫铝的制备。进一步地，Zhang 等[16]采用直接发泡与由外向内渐进凝固的方法制备了径向功能梯度泡沫铝，并将其作为薄壁管填充芯材；准静态压缩试验表明，该结构较相近质量的均匀泡沫填充管具有更高的压溃承载能力和比吸能，表明径向梯度泡沫铝已具备明确的实验制备基础和吸能构件应用潜力。在建模方法中，基于 Voronoi 剖分的随机胞元模型已成为闭孔泡沫数值模拟的主流路径之一。Lu 等[17]基于二维 Voronoi 方法设计梯度连续可控蜂窝并用于夹芯板，证明梯度蜂窝能够显著提升比吸能；Liang 等[18]利用二维 Voronoi 建立密度梯度与均匀泡沫铝夹芯管模型，发现密度梯度夹芯管在内爆载荷下具有更优抗爆性能，但上述研究仍局限于 2D-Voronoi，难以真实表征泡沫孔结构。因此有学者通过在三维空间中生成 Poisson 或有序点场，并对其进行 Voronoi 剖分，可构造拓扑上接近实际泡沫孔结构的三维胞元网络，再结合壁厚与实体单元建模，形成可直接用于非线性有限元分析的 3D-Voronoi 泡沫模型[19-21]。Wang 等[22]采用 3D-Voronoi 技术在极坐标下构建连续径向密度梯度泡沫铝夹芯管，发现负梯度及较大梯度幅值能够提高结构抗爆性能。然而，现有研究仍主要关注梯度方向和梯度幅值的影响，对于不同连续密度演化规律对夹芯管内爆响应的作用机制尚缺乏系统比较，同时梯度调控过程中内管、芯层和外管之间的能量传递规律仍有待进一步揭示。

为此，本文基于 3D-Voronoi 随机胞元在极坐标下构建连续径向梯度泡沫铝芯层，通过定义梯度系数 K，在平均相对密度一致的条件下，对单调线性(L)、非单调线性(SW)、二次函数(Q)、根号函数(SR)、SIN 和 COS 函数等六类密度分布夹芯管开展对比研究；结合外管最大位移、比吸能以及内管-

芯层-外管之间的能量分配特征，阐明不同密度函数形式和梯度系数 K 对夹芯管内爆响应的影响机制，为连续梯度泡沫铝夹芯结构的抗爆优化设计提供理论依据。

1 有限元模型

1.1 夹芯管有限元模型

本研究针对非线性连续密度梯度泡沫铝夹芯管在内爆炸载荷作用下的力学响应，建立三维有限元模型（如图 1 所示）。结构由内管、外管及连续梯度泡沫铝夹芯层构成，其中泡沫芯层通过 3D-Voronoi 方法生成以表征其多孔细观结构。为实现径向性能可设计性，泡沫芯层的相对密度沿径向方向连续变化，并通过预设函数进行控制，包括两类线性密度形式和四类非线性密度形式，以反映不同密度形式和不同梯度分布对抗冲击性能的影响。

考虑到模型结构在几何与载荷条件下关于 x、y、z 轴均具有对称性，为提高计算效率并降低计算成本，如图 1(c)所示，本文采用八分之一模型进行有限元建模分析，在保证边界条件与结构响应等效性的前提下，有效减少计算自由度，后续变形云图为便于展示芯层径向压溃形态，经对称镜像后显示为 1/2 结构。

在夹芯管及空气域的三个对称截面施加相应的对称边界条件，以保证 1/8 模型与完整结构在爆炸载荷作用下的动力响应等效；空气域其余外边界设置为无反射边界，以降低边界反射波对结构响应的影响。内、外管与泡沫铝芯层之间采用自动面-面接触（AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE），泡沫铝芯层采用自动单面接触（AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE）描述压溃过程中胞壁之间的自接触行为。空气、炸药与夹芯管结构之间采用流固耦合方法实现爆炸载荷传递。

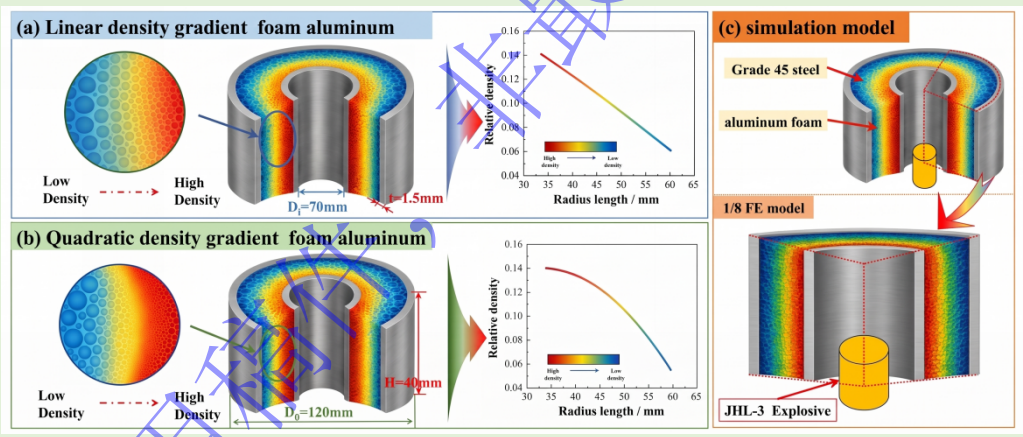


图 1 泡沫铝夹芯管示意图, (a)线性型泡沫铝夹芯管, (b)2 次型泡沫铝夹芯管, (c)1/8 夹芯管仿真模型

Fig.1 Schematic diagram of foam-aluminum sandwich tube, (a) linear foam-aluminum sandwich tube, (b) quadratic foam-aluminum sandwich tube, (c) 1/8 Simulation model of sandwich tube

1.1.1 3D-Voronoi 泡沫铝模型

泡沫芯材采用 3D-Voronoi 方法随机胞元建模：在泡沫域内布置随机成核点，通过 Voronoi 算法得到空间多面体胞元；依据胞元面赋予胞元壁厚度实现泡沫结构。其中不同位置的相邻成核点之间的距离需满足：

$$\delta_{ij} \geq \delta_{ij}^{\min} = (1-\alpha)\delta_{ij}^{0} \tag{1}$$

其中$\delta_{ij}^{\min}$ 两个相邻成核点的最小距离，α 是由 Zheng 等定义的不规则度[23]，δ_{ij}^{0} 为该区域两个相邻成核点的距离[24]，其大小为：

录用稿件，非最终出版稿

$$\delta_{ij}^{0}=\frac{3\left(6+\sqrt{3}\right)}{8}\frac{h_0}{\overline{\rho}\left[\frac{\left(x_i+x_j\right)}{2},\frac{\left(y_i+y_j\right)}{2},\frac{\left(z_i+z_j\right)}{2}\right]} \tag{2}$$

其中（x，y，z）是胞元成核点在三个方向上的坐标值，h_0为生成模型的胞元壁厚；基于上述方法，建立了一组具有相同平均密度且密度分布满足线性型的梯度泡沫模型，表示为：

$$\rho(\mathrm{r})=\rho_0\left[1+K\left(\left(\frac{\mathrm{r}-\mathrm{r}_0}{R_0-\mathrm{r}_0}\right)-\frac{1}{2}\right)\right] \tag{3}$$

其中 r_0 为内管半径，R_0 为外管半径，r 为自变量，ρ_0 为该模型的平均相对密度，K 为无量纲梯度系数[25]，定义式为 $K=(\rho_{max}-\rho_{min})/\rho_0$，取值范围为（$-2<K<2$），用于控制泡沫铝芯层沿径向方向的密度变化幅值。当 K=0 时，芯层退化为均匀密度分布；随着|K|增大，芯层径向密度差异逐渐增强。对于线性及非线性梯度模型，K的正负表示不同的密度变化方向，本文分别定义为正梯度（P）和负梯度（N）。

同理，建立了非单调线性函数型（Sandwich）、二次函数型（Quadratic）、根号函数型（Square-root）、正弦函数型（SIN）与余弦函数型（COS）梯度的相对密度的表达式如下表所示：

表 1 不同密度形式泡沫铝芯层的相对密度表达式

Table 1 Expression of relative density of foam-aluminum core with different density forms

类型	表达式	编号
SW 型（SW）	$\rho(\mathrm{r})=\rho_0\left[1+K\left(\frac{1}{2}-\left\lvert 1-\frac{2(\mathrm{r}-\mathrm{r}_0)}{R_0-\mathrm{r}_0}\right\rvert\right)\right]$	(4)
二次型（Q）	$\rho(\mathrm{r})=\rho_0\left[1+K\left(\left(\frac{\mathrm{r}-\mathrm{r}_0}{R_0-\mathrm{r}_0}\right)^2-\frac{1}{2}\right)\right]$	(5)
根号型（SR）	$\rho(\mathrm{r})=\rho_0\left[1+K\left(\sqrt{\left(\frac{\mathrm{r}-\mathrm{r}_0}{R_0-\mathrm{r}_0}\right)}-\frac{1}{2}\right)\right]$	(6)
正弦型（SIN）	$\rho(\mathrm{r})=\rho_0\left[1+K\left(\sin\left(\left(\frac{\mathrm{r}-\mathrm{r}_0}{R_0-\mathrm{r}_0}\right)\pi\right)-\frac{1}{2}\right)\right]$	(7)
余弦型（COS）	$\rho(\mathrm{r})=\rho_0\left[1+K\left(\cos\left(\left(\frac{\mathrm{r}-\mathrm{r}_0}{R_0-\mathrm{r}_0}\right)\pi+\frac{1}{2}\pi\right)+\frac{1}{2}\right)\right]$	(8)

图 2 为六种相对密度函数在相同梯度系数 K=0.8 时的径向相对密度分布特征图。六种密度函数曲线在区间端部的取值与变化趋势差异明显，体现了不同构型对“低密度区—高密度区”的分配。

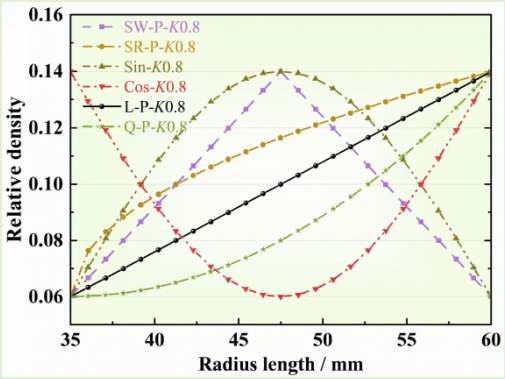


图 2 密度梯度芯材密度特征

Fig.2 Density gradient core material density characteristics

录用稿件，非最终出版稿

1.2 材料属性

本研究中为准确描述冲击载荷作用下材料的屈服、硬化及应变率敏感性，夹芯管的内管、外管均采用 45 钢进行建模，并采用 Johnson-Cook 本构模型[26]，其密度、弹性参数及各参数取值汇总于表 2，参考已有泡沫铝夹芯管、梯度泡沫芯层建模方法[18,22,26]，本文未对泡沫铝芯层单独引入显式应变率敏感参数，而是采用双线性等向弹塑性模型，表述其从弹性阶段进入屈服并发生塑性发展的力学响应。泡沫铝材料密度取 2730 kg/m³，杨氏模量为 70 GPa，泊松比为 0.3，屈服强度为 190 MPa。空气介质采用 MAT_NULL 材料模型，并结合 EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 状态方程建立压力与体积压缩及内能变化之间的关系。压力 P 写成相对体积 V 与内能密度 e 的函数：

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + \left(C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2\right)e \tag{9}$$

$$\mu = \frac{1}{V} - 1 \tag{10}$$

式中，状态方程常数取 C_0、C_1、C_2、C_3、C_6 为 0，C_4 与 C_5 为 0.4。其中初始内能密度 e_0=2.5x10^5 J/m³，初始相对体积 V_0=1。

表 2 Johnson-Cook 模型材料参数

Table 2 Johnson-Cook model material parameters

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

炸药爆轰采用 Jones-Wilkins-Lee (JWL) 状态方程描述，如下式所示：

$$p = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right)e^{-R_1 V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right)e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \tag{11}$$

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，炸药采用圆柱形 JHL-3 装药，半径为 11.762 mm，长度为 35.28 mm，炸药长径比为 1.5，其材料参数采用 JWL 状态方程描述，相关参数见表 3 所示：

表 3 炸药材料参数

Table 3 Explosive material parameters

材料	密度/ (kg·m^{-3})	爆炸速率/ (m·s^{-1})	A/ GPa	B/ GPa	R_1	R_2	ω	E/ (GJ·m^{-3})	V
JHL-3	1630	7050	611	10.7	11.76	17.64	0.35	8.9	1

1.3 数值模拟的结果验证及网格敏感性分析

为验证有限元模型可靠性，依据文献[26]中 T1、T3 和 T5 试件的实际几何尺寸、泡沫芯层参数及炸药条件分别重新建立对应有限元模型。其中，验证模型外管直径为 90 mm，内管直径为 67 mm，相关几何尺寸及材料参数均与文献[26]试验试件保持一致。如图 3(a)所示。选取试验结果(T1、T3、T5)进行对比，分别比较内管与外管的变形形态及最大变形量。有限元模型所得局部变形位置、轮廓及发展趋势与试验结果基本一致。以试验变形量为纵坐标，数值模拟结果为横坐标，六组计算点均分布在数值结果与试验结果的 1:1 参考线附近。其中，T1、T3 和 T5 试件内管变形量的相对误差分别为 1.33%、9.27%和 1.65%，外管对应误差分别为 2.76%、8.19%和 5.87%，最大误差不超过 10%。尽管数值结果与试验结果整体吻合较好，二者之间仍存在一定偏差。其原因主要包括两方面：(1)实际泡沫铝胞元结构具有较强的随机性，其胞壁及节点连接区域通常呈圆滑或近椭圆形过渡，而 Voronoi 模

录用稿件，非最终出版稿

型由相邻成核点垂直平分面构成理想多面体胞元，因此在局部几何形态和应力传递路径上与真实泡沫结构存在一定差异；(2)在数值模拟中忽略了泡沫铝芯层在芯层压缩过程中的失效破坏以及内外管破坏失效作用，低估泡沫铝夹芯圆管整体结构的强度，导致数值模拟结果略低于实验值。总体而言，有限元模型与试验在变形模式和变形量方面具有较好一致性，且最大误差控制在 10%以内，说明所建立模型能够较好描述泡沫铝夹芯管在内爆载荷作用下的动态变形响应，可用于后续连续密度梯度夹芯管的对比分析。

同时，本文以 L-P-*K*0.8 工况为代表开展网格敏感性分析，如图 3(b)所示。不同网格尺寸下，外管变形均经历快速增长、达到峰值以及振荡衰减并趋于稳定的过程，峰值出现时间及总体变化趋势基本一致。0.50 mm 与 0.55 mm 网格所得曲线在快速增长段、峰值及稳定平台段高度接近，说明计算结果已基本收敛。网格增大至 0.60 mm 后，平台位移出现一定程度降低；当网格尺寸为 0.65 mm 时，稳定阶段的位移低估更加明显，且振荡幅值增大，表明 0.65 mm 的网格大小对胞壁屈曲、局部压溃及接触过程的分辨能力不足。综合考虑计算精度与计算成本，本文最终选取 0.55 mm 作为基准网格尺寸。

需要指出的是，目前针对连续密度梯度泡沫铝夹芯管的爆炸实验数据仍较为有限。为进一步分析梯度模型响应的合理性，本文基于已验证的 3D-Voronoi 泡沫铝建模方法构建不同梯度模型，其建模方法、胞元拓扑生成原则、材料模型及爆炸加载条件保持一致，仅通过调节胞元壁厚实现径向相对密度连续变化。不同梯度模型均表现出内管扩张、芯层渐进压溃及外管变形的典型内爆响应模式，梯度分布主要影响芯层压溃路径及能量传递过程。例如，负梯度模型通过内侧高密度区域增强初始承载能力并促进芯层稳定压溃，而正梯度模型则通过外侧高密度区域提高后期约束能力。上述响应规律与已有梯度泡沫结构研究结论一致[8-11,21]，表明本文建立的连续密度梯度泡沫铝夹芯管模型具有合理性。

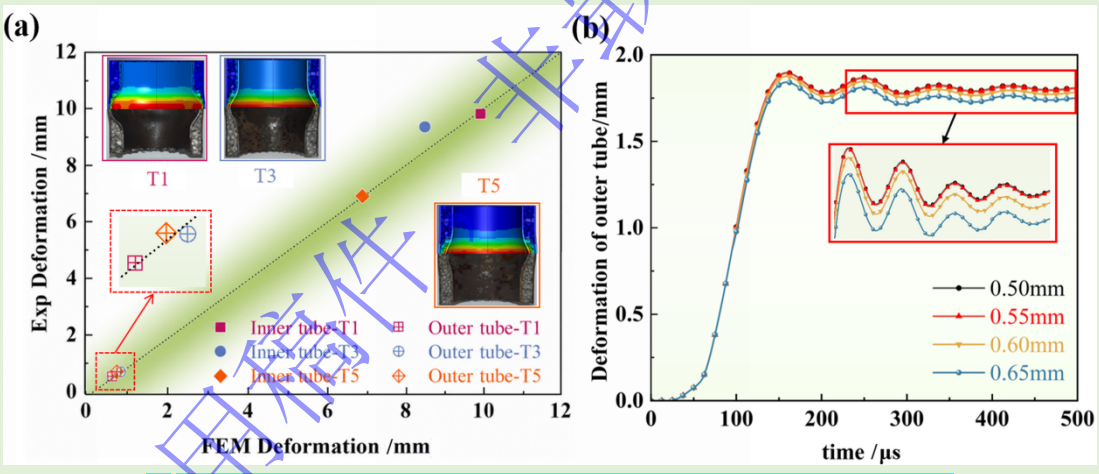


图 3 有限元模拟验证, (a) 与参考文献[26]试验的对比验证, (b) 网格敏感性验证

Fig.3 Finite element simulation verification, (a) comparison verification with reference[26] experiment, (b) mesh sensitivity verification

2 结果与讨论

本文采用吸能指标与变形指标分别从“能量耗散效率”和“变形能力”反映夹芯管的综合抗爆性能。吸能能力通过吸收能量（E_a）及比吸能（E_{sea}）描述，E_{sea} 定义为结构单位质量所吸收的能量，如下式所示：

$$E_{sea} = E_a / M \tag{12}$$

式中：E_a 为结构吸收能量，M 为夹芯管结构总质量（包括内管、泡沫铝芯层和外管质量，不包含空

录用稿件，非最终出版稿

气域及炸药质量）。

另一方面，结构的抗变形能力以外管变形量为代表进行分析：外管变形量越小，表明结构对外部冲击载荷的抑制与承载稳定性越强，从而抗变形性能越优。

2.1 梯度系数 *K* 对夹芯管抗爆性能的影响

夹芯管试件的参数如下表 4 所示，其中 L-P-*K* 代表线性密度正梯度，L-N-*K* 代表线性密度负梯度，同理可得其他密度梯度形式，由于 SIN 和 COS 是对称密度梯度，所以只考虑（0-1.6）的正梯度。

为保证不同梯度模型之间性能比较的公平性，本文在芯层建模时将泡沫铝芯层的理论平均相对密度统一设定为 10%，并保持夹芯管几何尺寸、内外管材料及壁厚参数一致。需要说明的是，由于 3D-Voronoi 随机孔隙结构在生成过程中受孔隙离散、单元切割及边界裁剪等因素影响，实际生成模型的芯层体积分数和结构总质量会与理论设定值存在小幅偏差。由表 5 可知，各密度梯度夹芯管的总质量分布在 87.97-90.57 g，相对于均匀模型 U-*K*0 的质量 88.40 g，最大相对偏差约为 2.45%，因此，后续比吸能计算中采用夹芯管模型实际生成后的总质量。

表 4 密度梯度夹芯管参数

Table 4 Density gradient sandwich tube parameters

试件	内管半径 r_0/mm	外管半径 R_0/mm	内外管壁厚 t/mm	相对密度 ρ /%	梯度系数 K
U-*K*0	35	60	1.5	10	0
L-P-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
L-N-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
SW-P-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
SW-N-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
SR-P-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
SR-N-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
Q-P-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
Q-N-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
SIN-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)
COS-*K*	35	60	1.5	10	(0.4, 0.8, 1.2, 1.6)

表 5 各密度梯度夹芯管总质量（1/8 模型）

Table 5 Total mass of sandwich tubes with different density gradients (1/8 model)

密度梯度类型	梯度系数 *K*=0（质量/g）	梯度系数 *K*=0.4（质量/g）	梯度系数 *K*=0.8（质量/g）	梯度系数 *K*=1.2（质量/g）	梯度系数 *K*=1.6（质量/g）
U-*K*0	88.40				
L-P-*K*		88.21	88.45	88.66	88.88
L-N-*K*		89.09	88.59	88.69	88.93

采用稿件，非最终出版稿

SW-P-*K*	88.57	88.75	89.25	89.84
SW-N-*K*	88.18	88.72	88.74	88.95
SR-P-*K*	88.46	88.89	88.54	88.29
SR-N-*K*	87.97	88.01	88.25	88.21
Q-P-*K*	88.56	88.30	88.67	88.53
Q-N-*K*	88.64	88.66	89.31	88.94
SIN-*K*	90.57	89.64	89.32	89.61
COS-*K*	88.78	88.92	89.32	89.61

图 4　(a)和(b)分别给出了 U-*K*0 形式夹芯管在内爆载荷作用下内管、泡沫芯层与外管的速度-时间响应及位移-时间演化规律。整体响应呈现出典型的“冲击加速-渐进压溃-结构稳定”三阶段特征。

在初始冲击阶段（Stage I），爆炸载荷首先作用于内管，内管在极短时间内迅速获得较高初速度，泡沫芯层与外管因惯性效应响应滞后，表现出明显的速度分离现象。进入第二阶段（Stage　II）后，内管持续向外扩张并驱动泡沫铝发生由内向外的渐进压溃变形，芯层通过塑性屈服与孔隙塌缩实现持续能量耗散，此阶段内管速度快速衰减并逐步趋于稳定。第三阶段（Stage　III）中，芯层逐渐致密化并形成等效承载介质，载荷通过芯层传递至外管，外管出现滞后性响应并发生有限变形；随后各构件速度均快速衰减至接近零，结构整体进入稳定变形状态。

位移响应结果表明，内管承担主要初始变形，芯层提供主要耗能贡献，而外管仅产生较小的延迟变形，体现出典型夹芯结构“内管控制变形—芯层耗能—外管保护”的抗爆载荷传递机制。

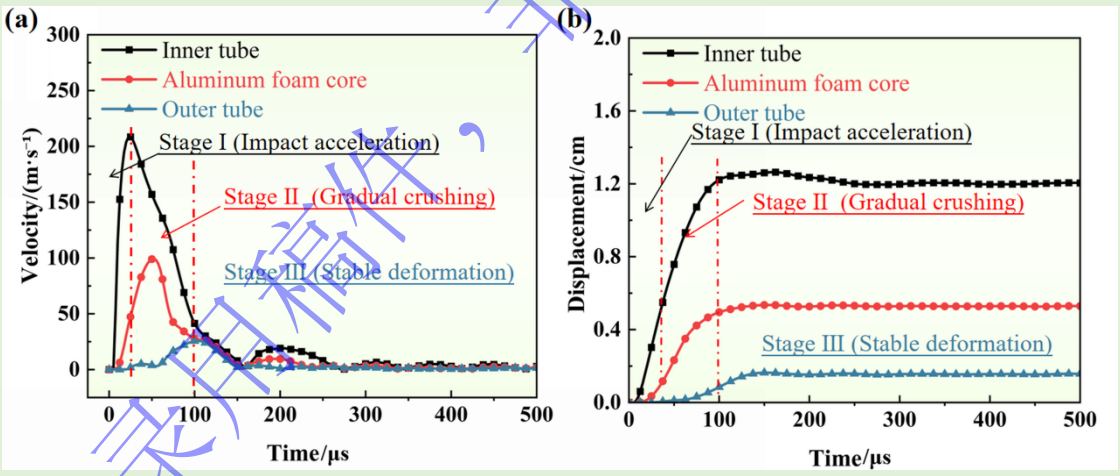


图 4 U-*K*0 泡沫铝夹芯管爆炸过程, (a) 速度-时间响应, (b) 位移-时间响应

Fig.4 Explosion process of U-*K*0 foam-aluminum sandwich tube, (a) velocity time response (b) displacement time response

图 5 和图 6 分别给出了线性和非线性不同密度梯度形式夹芯管在内爆载荷作用下的瞬态变形演化过程（0、37、75、150 μs）。在初始阶段（t=0、37 μs），内管首先发生快速径向扩张并驱动芯层进入受压状态，结构整体仍保持近似轴对称响应。进入中期（t=37、75 μs），芯层开始出现明显的局部压溃带，并形成沿轴向扩展的塑性变形波，体现出泡沫铝典型的渐进塌陷特征。至 t=150 μs 阶段，压溃区域进一步扩展并趋于贯通，外管开始参与承载，但整体变形仍以芯层吸能为主。不同梯度函数及梯度方向对芯层压溃区域分布和局部变形程度具有一定调控作用，但未改变夹芯管整体渐进压溃模式。对于 L、SW 和 SR 型梯度模型，正、负梯度均表现出连续的压溃传播过程，其中 L-N-*K*1.6 和 SR-N-

*K*1.6 的芯层变形更为均匀，具有较稳定的渐进压溃特征；Q-N-*K*1.6 在压溃过程中表现出较明显的中部集中变形，塑性局部化最强；SR-N-*K*1.6 结构变形最为均匀，压溃波传播连续性较好，抗失稳能力较强。SIN-*K*1.6 与 COS-*K*1.6 则表现出周期性弱非均匀压溃特征，局部起伏较明显，但整体变形幅值较为受控。

进一步对比正、负梯度构型可知，梯度方向主要影响芯层径向密度分布及局部承载区域。负梯度模型内侧高密度区域有利于承担初始冲击载荷，并促进芯层稳定压溃；正梯度模型则通过外侧高密度区域增强后期约束作用。因此，梯度方向通过改变芯层压溃路径和能量传递过程影响夹芯管变形响应。其中 SR-N 和 L-N 梯度形式更有利于形成稳定渐进压溃模式。

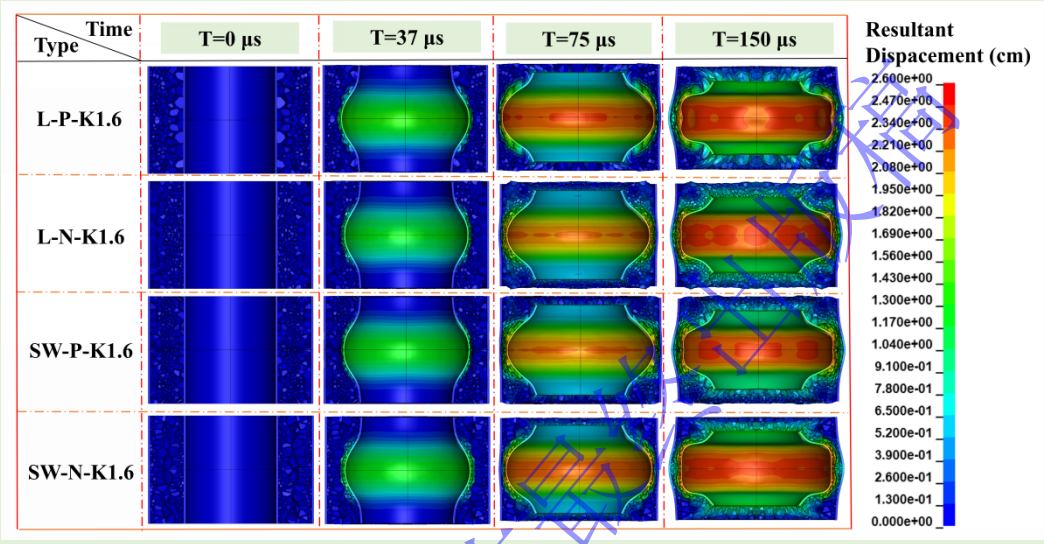


图 5 单调线性(L)，非单调线性(SW)密度形式夹芯管的内爆变形云图

Fig.5 Cloud map of internal blast deformation of sandwich tubes with monotonic linear (L) and non monotonic linear (SW) density forms

注：变形云图由 1/8 计算模型经对称镜像显示。

录用稿件，非最终出版稿

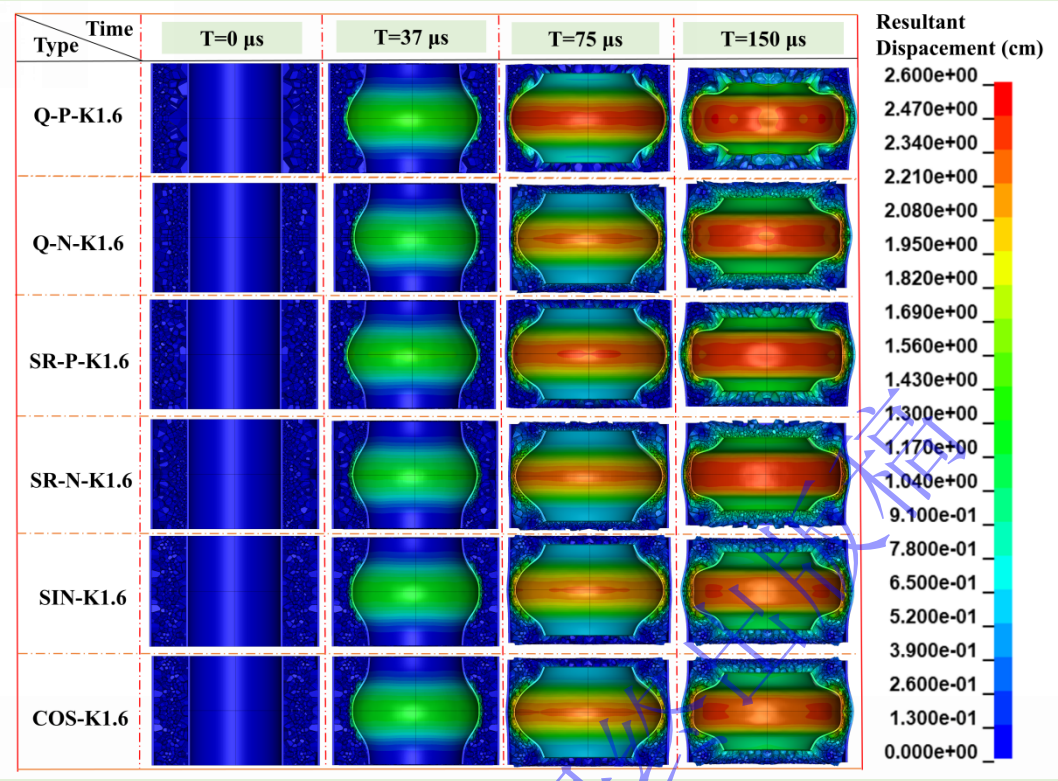


图 6 二次函数(Q)，根号函数(SR), SIN 和 COS 函数密度形式夹芯管的内爆变形云图

Fig. 6 Cloud map of internal blast deformation of sandwich tubes with density forms of quadratic function (Q), square-root function (SR), SIN, and COS functions

注：变形云图由 1/8 计算模型经对称镜像显示。

2.1.1 梯度系数 K 对外管变形量的影响

图 7 给出了不同密度梯度夹芯管外管变形位移随梯度系数 K 的演化规律。整体而言，外管位移均呈“快速增长—峰后振荡衰减—平台稳定”三阶段特征，说明梯度系数 K 主要影响结构变形幅值，对响应时间尺度影响较小。

录用稿件，非最终出版稿

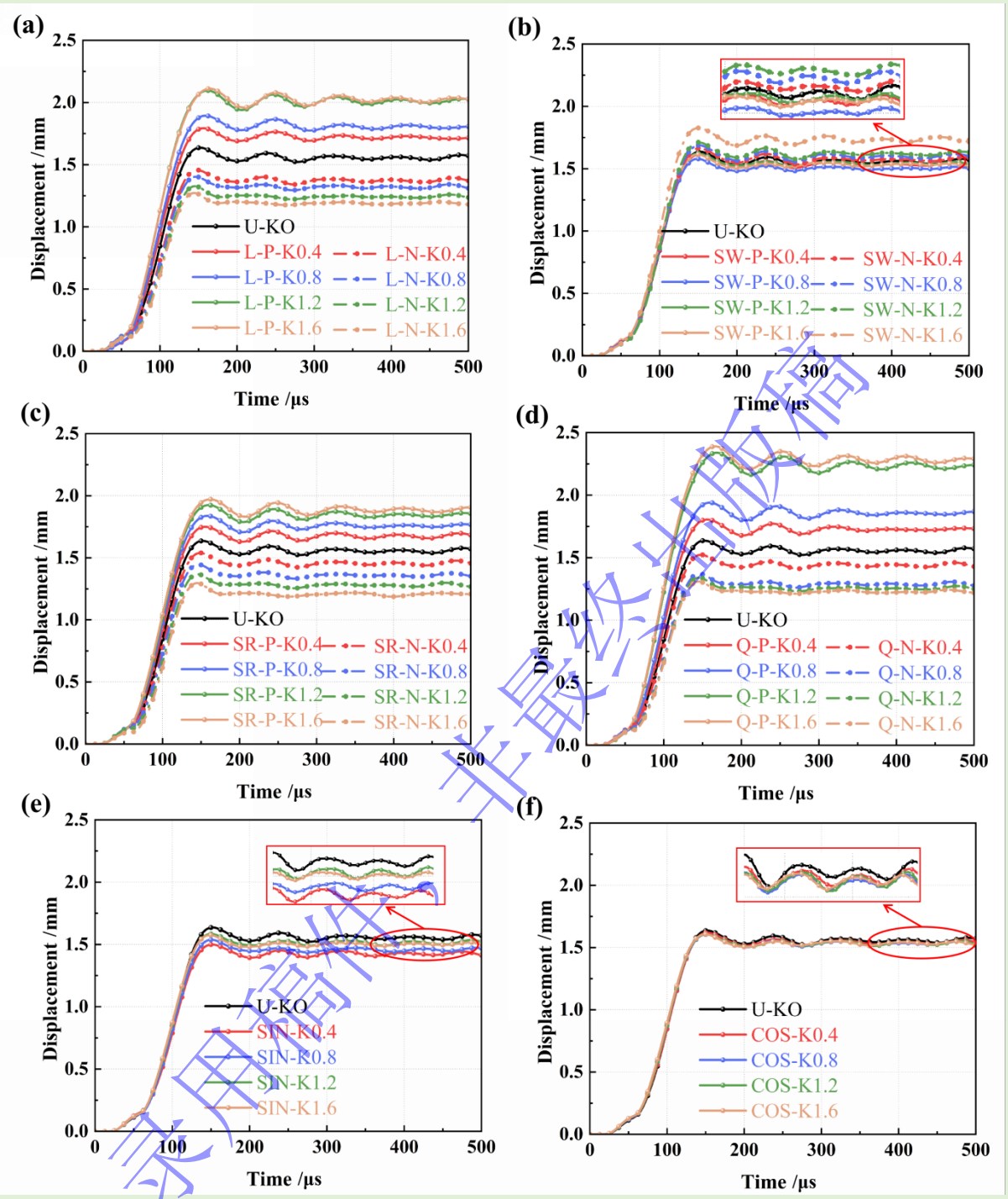


图 7 不同密度形式夹芯管外管位移随梯度 K 值变化图, (a) L 型, (b) SW 型, (c) SR 型, (d) Q 型, (e) SIN 型, (f) COS 型

Fig.7 Diagram of displacement of sandwich tubes with different density forms as a function of gradient K value, (a) L-type, (b) SW type, (c) SR type, (d) Q type, (e) SIN type, (f) COS type

对于 L 型梯度管，位移对梯度方向高度敏感：当梯度方向为正梯度时，随着梯度系数 K 增大，外管峰值位移与平台位移同步升高，表明外侧等效支撑削弱、塑性变形增强；当梯度方向为负梯度时，外管峰值位移则随梯度系数 K 增大明显降低，且更快趋于稳定，体现出更强的约束与抗变形能力。对于 SW 型管，在梯度值较低时，梯度方向对夹芯管的外管位移敏感性低，SW-P 型与 SW-N 型梯度各曲线高度重合，在梯度值较高时，变形曲线略有变化，说明其对外管的整体刚度调制有限。SR 型管与 Q 型管在梯度形式上均表现出稳定的方向分化效应，在梯度方向为正梯度时，外管位移随梯度

系数 K 增大而上升，梯度方向为负梯度时外管位移则随梯度系数 K 增大显著下降；其中 Q 型敏感性更强、幅值分化更明显。SIN 型管和 COS 型管的外管位移对梯度系数 K 不敏感，主要体现在随着梯度系数 K 的变化，其外管变形位移改变不明显，而 COS 型各曲线几乎重合，表明其梯度调控作用最弱。

综合对比，L 型与 Q 型密度形式对外管位移调控最显著，SR 型次之，而 SIN 型与 COS 型作用有限；面向抗爆设计，梯度方向为负梯度且梯度值较高时更有利于抑制外管变形与提升结构吸能效率。

2.1.2 梯度系数 K 对夹芯管能量吸收的影响

图 8 给出了不同密度形式夹芯管内爆载荷作用下的吸能随梯度系数 K 的变化规律。整体来看，各结构吸能均维持在约 2.55-2.70 kJ 范围内，随梯度系数 K 变化幅度较小，说明梯度主要影响能量在各构件间的再分配，而对夹芯管总吸能能力影响有限。

对于 L 型管梯度形式，梯度方向为正梯度时，梯度系数 K 增大导致吸能略有上升，梯度方向为负梯度时，梯度系数 K 增大则进一步提升吸能至最大值（约 2.65 kJ），表明负梯度更有利于增强芯层吸能能力。在不同梯度方向及梯度值大小下，SW 型管整体吸能变化最小，说明该分布对整体耗能调控能力有限。SR 型管与 Q 型管的吸能均对梯度系数 K 有敏感性，梯度方向为正梯度时，吸能随梯度系数 K 增加呈轻微下降或小幅波动，梯度方向为负梯度时，吸能随梯度系数 K 增加稳定提高至约 2.65-2.68 kJ，体现芯层渐进压溃增强的优势。SIN 与 COS 型整体波动更小，其中 COS 型最为平缓，吸能变化基本可忽略。

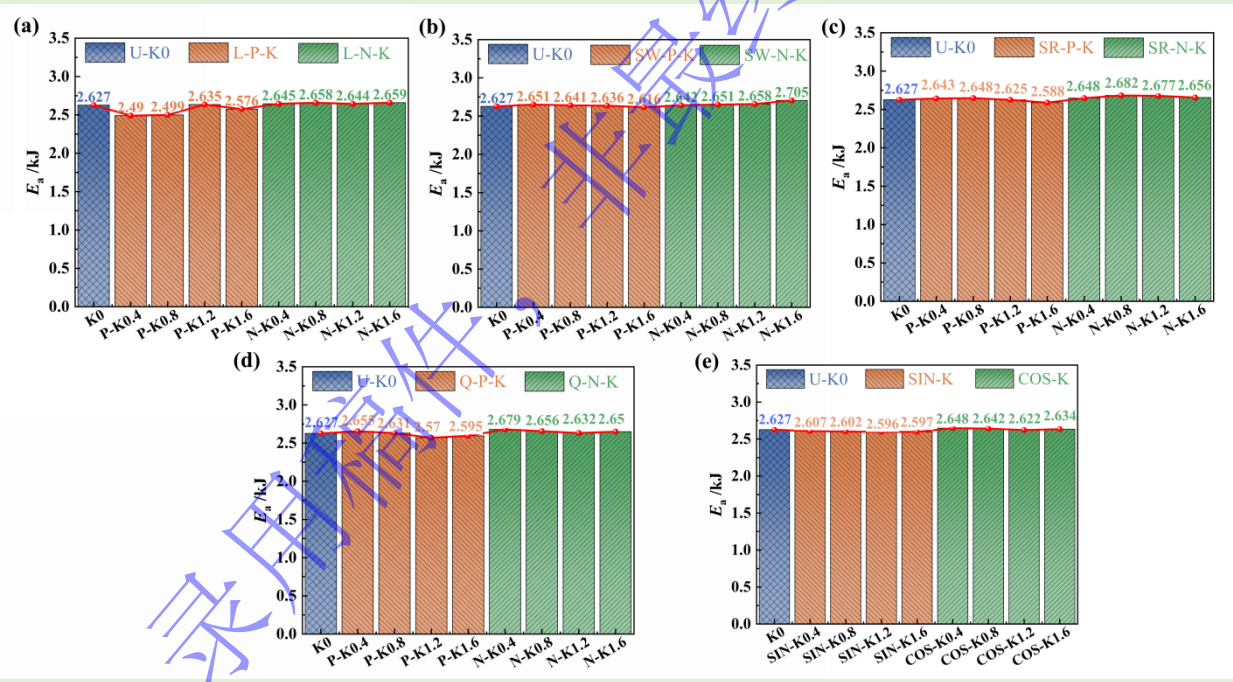


图 8 不同密度形式夹芯管吸能随梯度 K 值变化图, (a) L 型, (b) SW 型, (c) SR 型, (d) Q 型, (e)SIN-COS 型

Fig.8 Energy absorption of sandwich tubes with different density forms as a function of gradient K values, (a) L-type, (b) SW type, (c) SR type, (d) Q-type, (e) SIN-COS type

综合对比可知，负梯度型式（N）普遍优于正梯度型式（P），且 L 型管与 Q 型管对吸能提升更显著，而 SW 型、SIN 型和 COS 型调控能力较弱。结果表明合理设计负梯度分布可有效提升夹芯管爆炸吸能效率。

2.1.3 梯度系数 K 对夹芯管比吸能的影响

图 9 给出了不同密度形式夹芯管的比吸能、外管最大位移及各构件的吸能贡献占比随梯度系数 K 值的变化规律。整体来看，各密度形式夹芯管的比吸能约为 28.22-30.47 J/g，而外管位移为 1.178-

录用稿件，非最终出版稿

2.290 mm，表明密度梯度对外管变形的影响比对整体比吸能更显著。各工况的吸能主要由内管和芯层承担，二者贡献占比分别约为 47%-55%和 41%-51%，外管仅占 2%-4%，说明爆炸能量主要通过内管塑性变形和泡沫芯层压溃耗散。

对于 L 型管梯度形式，梯度方向为正梯度时，其比吸能随梯度系数 *K* 增大先降低后增加，外管位移由 1.570 mm 增至约 2.025 mm，同时内管占比提高、芯层占比下降，表明部分能量由芯层压溃转向管壁塑性变形。梯度方向为负梯度时，其比吸能整体保持较高水平，外管位移则持续降至 1.178 mm，且芯层占比提高至 51%，说明负梯度有利于增强芯层耗能并削弱传递至外管的冲击载荷。

对于 SW 型管梯度形式，各工况比吸能及构件贡献占比变化较小，内管和芯层均约占 47%-50%，说明其能量调控作用有限；梯度方向为负梯度时，其比吸能略有提高，在 SW-N-*K*1.6 时达到 30.41 J/g，比均匀夹芯管提高 2.55%，但 SW-N 形式下的外管位移随梯度系数 *K* 增大略有增加，表明总吸能稳定并不意味着外管防护能力同步提高。

对于 SR 型管梯度形式，其响应规律表现出明显的方向依赖性。梯度方向为正梯度时，其比吸能随 *K* 增大略有降低，外管位移随梯度系数 *K* 增大增至 1.906 mm；梯度方向为负梯度时，其比吸能维持在 30.10-30.47 J/g，其中 SR-N-*K*0.8 达到最高比吸能 30.47 J/g；同时外管位移随 *K* 增大持续降低，在 SR-N-*K*1.6 时外管位移降至 1.207 mm。因此，SR-N 形式下更有利于形成稳定压溃和载荷扩散。

Q 型管的方向效应最为明显。梯度方向为正梯度时，随梯度系数 *K* 增大，比吸能总体下降，外管位移升至 2.290 mm，为所有工况中的最大值；同时内管占比最高增至 55%，芯层占比最低降至 41%，说明芯层压溃耗能不足，更多能量直接传递并由管壁变形承担。梯度方向为负梯度时，则保持较高的比吸能，外管位移持续降低至 1.219 mm，芯层贡献占比提高至 51%，体现出良好的“芯层耗能—外管保护”作用。SIN 与 COS 型管的比吸能、外管位移及各构件吸能贡献占比均仅小幅波动，表明其对能量分配和变形模式的调控能力较弱。

综合来看，梯度设计的核心作用在于改变内管—芯层—外管之间的能量分配关系，而非显著提高结构总吸能。相比 U-*K*0，L-N、SR-N 和 Q-N 梯度形式能够提高芯层耗能贡献并显著抑制外管变形；SW、SIN 和 COS 梯度形式响应相对平缓。其中，SR-N-*K*0.8 获得最高比吸能 30.47 J/g，相比 U-*K*0 提升约 2.55%；L-N-*K*1.6 实现最小外管位移（1.178 mm），相比 U-*K*0 降低约 24.9%。结果表明，合理选择密度梯度形式及方向，可促进冲击能量在芯层中的充分耗散，并有效抑制外管塑性变形，从而改善夹芯管的抗内爆性能。

录用稿件，非最终出版稿

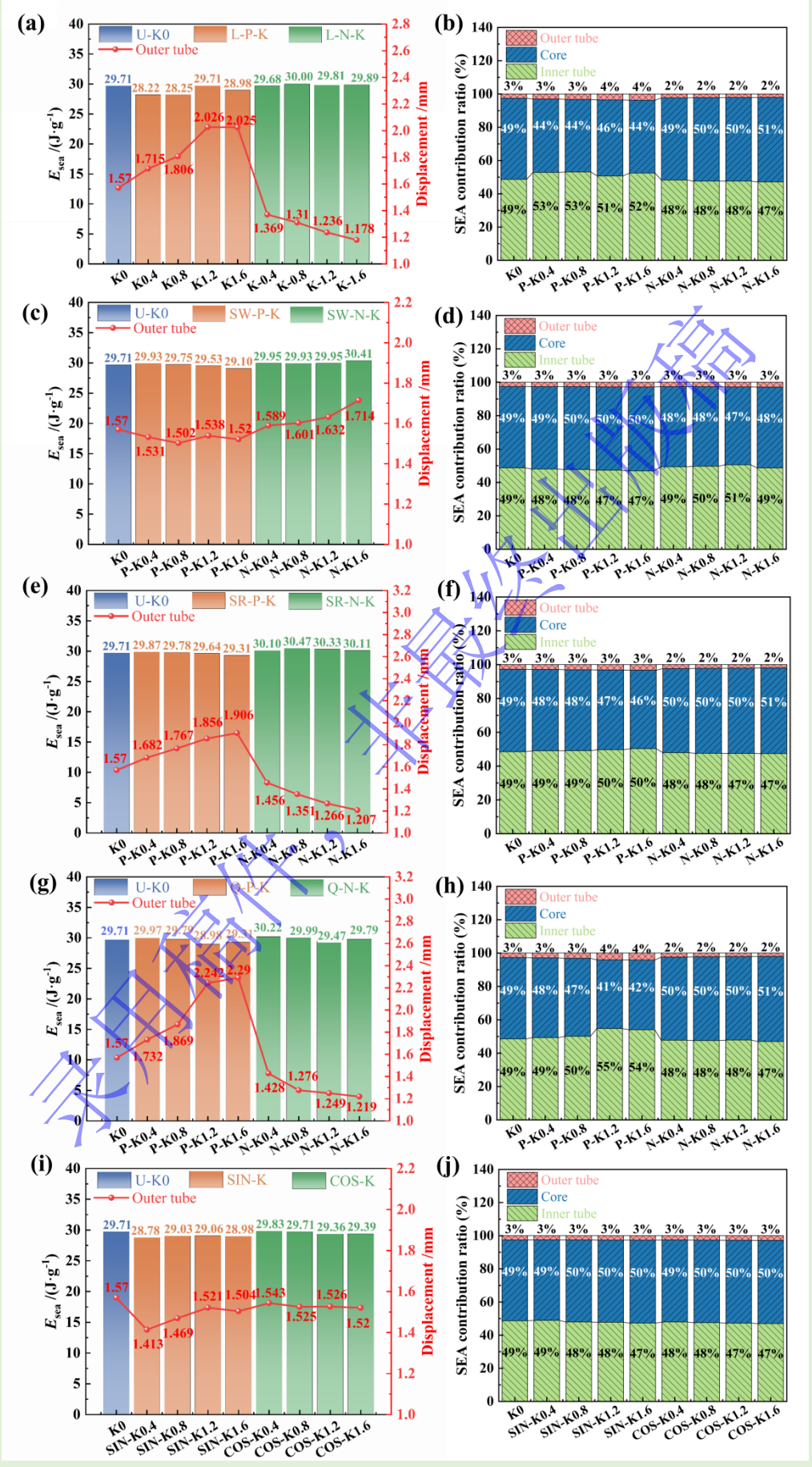

(a)
U-K0
L-P-K
L-N-K
Outer tube
E_{sea} /(J·g^{-1})
Displacement /mm
29.71 28.22 28.25 29.71 28.98 29.68 30.00 29.81 29.89
1.57 1.715 1.806 2.026 2.025 1.369 1.31 1.236 1.178
K0 K0.4 K0.8 K1.2 K1.6 K-0.4 K-0.8 K-1.2 K-1.6
(b)
Outer tube
Core
Inner tube
SEA contribution ratio (%)
3% 3% 3% 4% 4% 2% 2% 2% 2%
49% 44% 44% 46% 44% 49% 50% 50% 51%
49% 53% 53% 51% 52% 48% 48% 48% 47%
K0 P-K0.4 P-K0.8 P-K1.2 P-K1.6 N-K0.4 N-K0.8 N-K1.2 N-K1.6
(c)
U-K0
SW-P-K
SW-N-K
Outer tube
E_{sea} /(J·g^{-1})
Displacement /mm
29.71 29.93 29.75 29.53 29.10 29.95 29.93 29.95 30.41
1.57 1.531 1.502 1.538 1.52 1.589 1.601 1.632 1.714
K0 P-K0.4 P-K0.8 P-K1.2 P-K1.6 N-K0.4 N-K0.8 N-K1.2 N-K1.6
(d)
Outer tube
Core
Inner tube
SEA contribution ratio (%)
3% 3% 3% 3% 3% 3% 3% 3% 3%
49% 49% 50% 50% 50% 48% 48% 47% 48%
49% 48% 48% 47% 47% 49% 50% 51% 49%
K0 P-K0.4 P-K0.8 P-K1.2 P-K1.6 N-K0.4 N-K0.8 N-K1.2 N-K1.6
(e)
U-K0
SR-P-K
SR-N-K
Outer tube
E_{sea} /(J·g^{-1})
Displacement /mm
29.71 29.87 29.78 29.64 29.31 30.10 30.47 30.33 30.11
1.57 1.682 1.767 1.856 1.906 1.456 1.351 1.266 1.207
K0 P-K0.4 P-K0.8 P-K1.2 P-K1.6 N-K0.4 N-K0.8 N-K1.2 N-K1.6
(f)
Outer tube
Core
Inner tube
SEA contribution ratio (%)
3% 3% 3% 3% 2% 2% 2% 2%
49% 48% 48% 47% 46% 50% 50% 50% 51%
49% 49% 49% 50% 50% 48% 48% 47% 47%
K0 P-K0.4 P-K0.8 P-K1.2 P-K1.6 N-K0.4 N-K0.8 N-K1.2 N-K1.6
(g)
U-K0
Q-P-K
Q-N-K
Outer tube
E_{sea} /(J·g^{-1})
Displacement /mm
29.71 30.22 29.99 29.47 29.79
1.57 1.732 1.869 2.242 2.29 1.428 1.276 1.249 1.219
K0 P-K0.4 P-K0.8 P-K1.2 P-K1.6 N-K0.4 N-K0.8 N-K1.2 N-K1.6
(h)
Outer tube
Core
Inner tube
SEA contribution ratio (%)
3% 3% 3% 4% 4% 2% 2% 2% 2%
49% 48% 47% 41% 42% 50% 50% 50% 51%
49% 49% 50% 55% 54% 48% 48% 48% 47%
K0 P-K0.4 P-K0.8 P-K1.2 P-K1.6 N-K0.4 N-K0.8 N-K1.2 N-K1.6
(i)
U-K0
SIN-K
COS-K
Outer tube
E_{sea} /(J·g^{-1})
Displacement /mm
29.71 28.78 29.03 29.06 28.98 29.83 29.71 29.36 29.39
1.57 1.413 1.469 1.521 1.504 1.543 1.525 1.526 1.52
K0 SIN-K0.4 SIN-K0.8 SIN-K1.2 SIN-K1.6 COS-K0.4 COS-K0.8 COS-K1.2 COS-K1.6
(j)
Outer tube
Core
Inner tube
SEA contribution ratio (%)
3% 3% 3% 3% 3% 3% 3% 3% 3%
49% 49% 50% 50% 50% 49% 50% 50% 50%
49% 49% 48% 48% 47% 48% 48% 47% 47%
K0 SIN-K0.4 SIN-K0.8 SIN-K1.2 SIN-K1.6 COS-K0.4 COS-K0.8 COS-K1.2 COS-K1.6

图 9 不同密度梯度夹芯管的吸能与变形响应随梯度系数的变化：(a, b) L 型；(c, d)SW 型；(e, f)SR 型；(g, h)Q 型；(i, j) SIN 和 COS 型。左列为比吸能与外管位移，右列为内管、芯层及外管的吸能贡献占比。

Fig. 9 Energy absorption and deformation responses of graded sandwich tubes at different gradient coefficients: (a, b) L-type; (c, d) SW-type; (e, f) SR-type; (g, h) Q-type; (i, j) SIN- and COS-type. Left panels: specific energy absorption and outer-tube displacement; right panels: energy-absorption contributions of the inner tube, foam core, and outer tube.

2.2 梯度系数 K =1.6 时不同芯层密度类型对夹芯管抗爆性能的影响

图 10 对比了梯度系数 K=1.6 时不同密度形式夹芯管的比吸能与外管最大位移。整体来看，负梯度（N 型）结构相比正梯度（P 型）结构表现出更优的抗爆性能，其比吸能整体提高，同时外管最大位移明显降低。这表明径向密度梯度方向对爆炸能量传递路径具有重要影响，负梯度结构能够促进泡沫铝芯层承担更多冲击载荷，并降低能量向外管的传递。

对于正梯度方向的夹芯管，各类型夹芯管的比吸能处于 28.98-29.31 J/g 范围内，其中 SR-P-K1.6 抗爆性能最好，比吸能达到 29.31 J/g，外管位移为 1.906 mm。表明正梯度条件下芯层对冲击波衰减能力有限，部分能量进一步传递至外管并导致较大塑性变形。其中，虽然 SIN-K1.6 的比吸能仅为 28.98 J/g，但外管位移降低至 1.504 mm，表现出较好的变形控制能力。

相比之下，负梯度结构整体具有更高的吸能水平和更好的外管保护效果。其中，SR-N-K0.8 拥有最高的比吸能为 30.47 J/g；SR-N-K1.6 的比吸能为 30.11 J/g，同时外管位移仅为 1.207 mm，表明该梯度形式能够有效促进芯层压溃耗能并限制外管变形。L-N-K1.6 和 Q-N-K1.6 虽然比吸能略低，分别为 29.89 J/g 和 29.79 J/g，但其外管位移最低，仅为 1.178 mm 和 1.219 mm，体现出较强的外管防护能力。

综合比较可知，负梯度设计能够有效优化夹芯管内部能量分配，使更多爆炸能量通过泡沫芯层渐进压溃耗散，从而降低外管塑性变形。其中，SW-N-K1.6 在比吸能方面表现最佳，SR-N-K1.6 兼具较高比吸能和较低外管位移，而 L-N-K1.6 在外管变形控制方面具有优势，说明不同梯度形式可针对吸能效率和结构完整性需求进行优化设计。

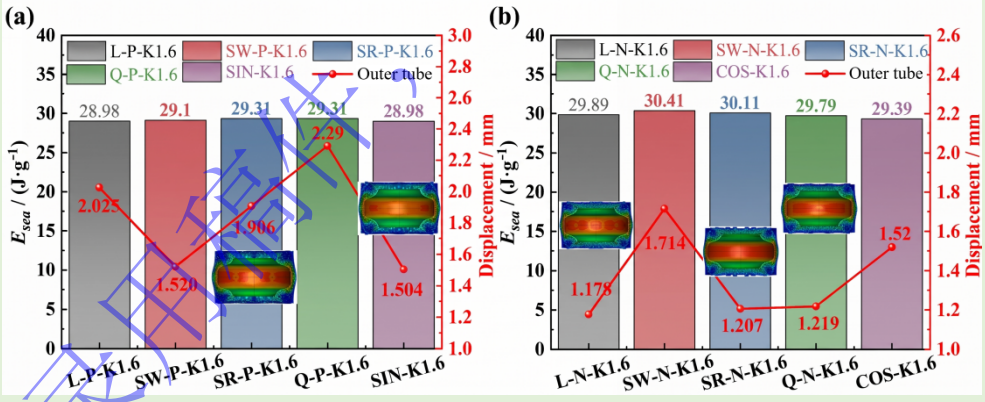


图 10 不同密度形式夹芯管梯度值 K=1.6 时比吸能及外管最大位移图, (a) P 梯度 K=1.6 (b) N 梯度 K=1.6

Fig. 10 Diagram of specific energy absorption and maximum displacement of the outer tube for sandwich tubes with different density forms and gradient values of K=1.6, (a) P gradient K=1.6, (b) N gradient K=1.6

3 结论

本文基于 3D-Voronoi 方法构建了径向连续密度梯度泡沫铝夹芯管三维有限元模型，系统研究了不同密度梯度形式在内爆载荷作用下的变形响应、能量吸收及外管防护效果。通过对夹芯管的芯层密度分布形式、梯度分布方向及梯度系数 K 值大小对比分析，揭示了芯层密度梯度对爆炸载荷传递、泡沫压溃路径及外管变形控制的影响机制，得到如下结论：

(1)在极坐标框架下构建了具有相同平均相对密度的单调线性(L)、非单调线性(SW)、二次函数(Q)、根号函数(SR)、SIN 和 COS 函数六类密度分布泡沫铝夹芯管，实现了随机孔隙结构与径向密度函数的协同设计，为线性及非线性密度梯度夹芯管的统一对比提供了三维细观建模方法。

(2)内爆响应表明，夹芯管的动力响应依次经历内管快速扩张、芯层渐进压溃和外管滞后变形三个阶段。各密度形式夹芯管的吸能约为 2.55-2.70 kJ，随梯度系数 K 值变化较小；内管和芯层的吸能贡献占比分别约为 47%-55%和 41%-51%，外管仅为 2%-4%。这表明密度梯度夹芯管主要通过改变芯层压溃路径及构件间的能量分配，调控冲击载荷向外管的传递。

(3)能量分析表明，各密度形式夹芯管的比吸能为 28.22-30.47 J/g，外管最大位移为 1.178-2.290 mm，外管变形对梯度形式及方向更为敏感。L 型、SR 型和 Q 型采用负梯度时，可提高芯层吸能贡献并降低外管位移。其中，SR-N-K0.8 的比吸能最高，为 30.47 J/g，比均匀夹芯管提高 2.55%；SR-N-K1.6 的比吸能为 30.11 J/g，同时外管位移仅为 1.207 mm，表明该梯度形式能够有效促进芯层压溃耗能并限制外管变形；L-N-K1.6 的外管位移最小，为 1.178 mm，同时保持 29.89 J/g 的较高的比吸能，表明二者分别在吸能强化和外管变形控制方面具有优势。结果说明，合理设计非线性密度梯度可有效调控内爆能量传递路径，实现夹芯管吸能效率与外管防护能力的协同提升。

录用稿件，非最终出版稿

参考文献

[1] TARLOCHAN F. Sandwich structures for energy absorption applications: a review[J]. Materials, 2021, 14(16): 4731. DOI:10.3390/ma14164731.

[2] 周楠, 蒋敬, 樊武龙, 等. 泡沫铝夹芯材料抗爆抗侵彻性能研究进展[J]. 科学技术与工程, 2017, 17(4): 117-125.
ZHOU N, JIANG J, FAN W L, et al. Research advances in the anti-explosion and anti-penetration performance of sandwich material with aluminum foam core[J]. Science Technology and Engineering, 2017, 17(4): 117-125.

[3] LI Y, LV Z H, WANG Y G. Blast response of aluminum foam sandwich panel with double V-shaped face plate [J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 144: 103666. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103666.

[4] YE N, SUN Z W, GUO Q Y, et al. Experimental investigation concerning the influence of face sheet thickness on the blast resistance of aluminum foam sandwich structures subjected to localized impulsive loading[J]. Metals, 2025, 15(10): 1122. DOI: 10.3390/met15101122.

[5] HALL I W, GUDEN M, CLAAR T D. Transverse and longitudinal crushing of aluminum-foam filled tubes[J]. Scripta Materialia, 2002, 46(7): 513-518. DOI: 10.1016/S1359-6462(02)00024-6.

[6] LI Z B, ZHENG Z J, YU J L, et al. Crashworthiness of foam-filled thin-walled circular tubes under dynamic bending[J]. Materials & Design, 2013, 52: 1058-1064. DOI: 10.1016/j.matdes.2013.06.067.

[7] 于学会, 李婷, 王安帅, 等. 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[J]. 固体力学学报, 2024, 45(6): 831-845. DOI:10.19636/j.cnki.cjsm42-1250/o3.2024.035.
YU X H, LI T, WANG A S, et al. Design of continuous-density-graded porous metal materials in polar coordinates and study on the blast resistance of sandwich tubes[J]. Chinese Journal of Solid Mechanics, 2024, 45(6): 831-845. DOI:10.19636/j.cnki.cjsm42-1250/o3.2024.035.

[8] VINAYAGAR K, MUTHUSAMY C, NAGARAJ G, et al. Review on crashworthiness studies of foam filled thin walled structures[J]. International Advanced Research Journal in Science, Engineering and Technology, 2020, 7(6): 60-69. DOI: 10.17148/IARJSET.2020.7608.

[9] 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(1-2): 215-225. DOI: 10.1016/j.msea.2008.12.011.

[10] SALEHI M, MIRBAGHERI S M H, JAFARI RAMIANI A. Efficient energy absorption of functionally-graded metallic foam-filled tubes under impact loading[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2021, 31(1): 92-110. DOI: 10.1016/S1003-6326(20)65480-2.

[11] LIANG M Z, LI X Y, LIN Y L, et al. Theoretical analysis of blast protection of graded metal foam-cored sandwich cylinders/rings[J]. Materials, 2020, 13(17): 3903. DOI: 10.3390/ma13173903.

[12] LI S Q, WANG Z H, WU G Y, et al. Dynamic response of sandwich spherical shell with graded metallic foam cores subjected to blast loading[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2014, 56: 262-271. DOI: 10.1016/j.compositesa.2013.10.019.

[13] YAN W, ZHANG D, ZHAO S J, et al. Numerical study of low velocity impact resistance of gradient foam sandwich structures[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2025, 323: 111231. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2025.111231.

[14] 陈洋, 汤杰, 易果, 等. 泡沫铝夹层结构抗冲击性能的近场动力学模拟分析[J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(3): 034202. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0110.
CHEN Y, TANG J, YI G, et al. Simulation analysis on impact resistance of aluminum foam sandwich structures using peridynamics[J]. Explosion and Shock Waves, 2023, 43(3): 034202. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0110.

[15] HE S Y, ZHANG Y, DAI G, et al. Preparation of density-graded aluminum foam[J]. Materials Science and Engineering: A, 2014, 618: 496-499. DOI: 10.1016/j.msea.2014.08.087.

[16] ZHANG Y, ZANG X Y, WANG K, et al. Fabrication of functionally radial graded metallic foam[J]. Materials

录用稿件，非最终出版稿

Letters, 2020, 264: 127292. DOI: 10.1016/j.matlet.2019.127292.

[17] LU C H, CAO Y, WU W C, et al. 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. DOI: 10.1016/j.mtcomm.2023.106750.

[18] LIANG M Z, ZHANG G D, LU F Y, et al. Blast resistance and design of sandwich cylinder with graded foam cores based on the Voronoi algorithm[J]. Thin-Walled Structures, 2017, 112: 98-106. DOI: 10.1016/j.tws.2016.12.016.

[19] ZHANG X Y, TANG L Q, YANG B, et al. Study on the effect of the size irregularity gradient of metal foams on macroscopic compressive properties[J]. Heliyon, 2022, 8(12): e12531. DOI: 10.1016/j.heliyon.2022.e12531.

[20] CAO M Z, QIU T W, DENG B X, et al. Construction and deformation behavior of metal foam based on a 3D-Voronoi model with real pore structure[J]. Materials & Design, 2024, 238: 112729. DOI: 10.1016/j.matdes.2024.112729.

[21] WANG M, ZHANG J J, LU G X. A note on the modelling of foams using Voronoi technique[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 187: 110745. DOI: 10.1016/j.tws.2023.110745.

[22] WANG A S, YU X H, WANG H, et al. Dynamic response of sandwich tubes with continuously density-graded aluminum foam cores under internal explosion load[J]. Materials, 2022, 15(19): 6966. DOI: 10.3390/ma15196966.

[23] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.05.007.

[24] 王晓凯. 梯度多胞金属材料的动态力学行为和多功能优化设计[D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2013.

[25] YANG Y, QIN Q, ZHENG J, et al. Uniaxial crushing of sandwich plates with continuously density-graded cellular cores subjected to impulsive loading[J]. European Journal of Mechanics - A/Solids, 2021, 90: 104361. DOI: 10.1016/j.euromechsol.2021.104361.

[26] LIANG M Z, LU F Y, ZHANG G D, et al. Experimental and numerical study of aluminum foam-cored sandwich tubes subjected to internal air blast[J]. Composites Part B: Engineering, 2017, 125: 134-143. DOI: 10.1016/j.compositesb.2017.05.073.

录用稿件，非最终出版稿