

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0132

爆炸载荷下双向梯度仿生夹芯圆板的力学行为*

王海任, 李世强, 刘志芳, 雷建银, 李志强, 王志华

(太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 山西 太原 030024)

摘要: 基于王莲仿生面内梯度芯层, 通过引入面外梯度, 设计了一种双向梯度仿生夹芯圆板。在此基础上, 运用 ABAQUS 有限元软件, 对不同排列方式的双向梯度夹芯圆板在不同爆炸载荷作用下的响应进行了数值仿真, 着重分析了不同仿生夹芯圆板的前后面板挠度、芯层压缩量、变形模式和能量吸收等特性, 得到了一种抗爆性能较好的芯层排列方式。结果表明: 相较于单一的面外梯度夹芯圆板, 合理设计的双向梯度仿生夹芯圆板可以有效降低后面板挠度, 并提高芯层的能量吸收。

关键词: 双向梯度; 仿生夹芯圆板; 爆炸载荷; 能量吸收

中图分类号: O342 国标学科代码: 13015 文献标志码: A

Mechanical behaviors of bi-directional gradient bio-inspired circular sandwich plates under blast loading

WANG Hairen, LI Shiqiang, LIU Zhifang, LEI Jianyin, LI Zhiqiang, WANG Zhihua

(*Institute of Applied Mechanics, College of Mechanical and Vehicle Engineering,
Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China*)

Abstract: A bi-directional gradient bionic circular sandwich plate was designed by introducing out-of-plane gradient into in-plane gradient core on the basis of Royal Water-Lily. Based on this, the responses of various bi-directional gradient circular sandwich plates under different blast loadings were simulated by using the finite element software of ABAQUS. The deflections of front and back panels, compression, deformation mode and energy absorption of different cores were analyzed emphatically, and a core arrangement mode with better blast resistant performance was obtained. The results show that: compared with a single out-of-plane gradient sandwich structure, the deflection of the back panel of bi-directional gradient sandwich structures can be effectively reduced, and the energy absorption capacity of the core can be improved through the reasonable bi-directional gradient arrangement.

Keywords: bi-directional gradient; bio-inspired circular sandwich plate; blast loading; energy absorption

仿生结构代表了自然界千万年选择后的最优设计方案, 如骨骼、贝壳、树干、竹子、珊瑚、蜂窝等仿生结构^[1-2], 包含各种梯度结构、分层结构、层状结构、螺旋结构、多孔结构以及自组装结构等。其中多孔结构拥有优异的吸能特性, 因而被越来越多的研究者所关注^[3-5], 常被作为吸能缓冲芯层应用于夹芯复合结构中。近年来, 具有仿生多孔芯层的夹芯复合结构, 因为有更好的比强度和较高的比刚度, 被广泛应用于现代航空航天、汽车工业、军民安全防护等领域。随着防护等级的提升以及减重要求的提高, 对原有的仿生夹芯复合结构提出了更高的要求, 即更好的防护性能与更轻的重量。夹芯结构梯度设计成为实现这一要求的新途径, 研究表明, 分层梯度对提高夹芯结构强度、减轻结构重量更加有效^[6]。

* 收稿日期: 2020-05-06; 修回日期: 2020-06-09

基金项目: 国家自然科学基金(11772216, 11772215, 11902215)

第一作者: 王海任(1988—), 男, 博士研究生, wanghairen0125@link.tyut.edu.cn

通信作者: 王志华(1977—), 男, 博士, 教授, wangzh@tyut.edu.cn

芯层的梯度可以通过改变胞元的壁厚^[7]、改变胞元的大小^[8-9]、改变胞元的组成材料^[10-11]等方式获得。2-D 多胞结构(如蜂窝结构)具有面外梯度和面内梯度两个密度梯度方向。梯度夹芯结构的力学性能逐渐成为当前研究的热点。研究内容主要包括面外梯度夹芯板(芯层的密度梯度方向与载荷加载方向一致)与面内梯度夹芯板(芯层的密度梯度方向与载荷加载方向垂直)的力学性能。Yang 等^[12]基于非线性塑性波理论,提出了梯度多孔材料的最佳设计策略。Liang 等^[13]利用理论和数值模拟方法,研究了相同质量下连续密度梯度多孔杆的爆炸响应和能量吸收特性。于渤等^[14]首次引入芯层的面内梯度概念,提出了面内梯度夹芯的拓扑设计结构。现有研究表明,面内梯度芯层同样可以提高夹芯结构的性能。Yu 等^[15]对面内梯度与均匀四边形蜂窝夹芯板的动静态力学行为进行了研究,发现通过引入面内梯度的方法,可以有效降低受爆炸载荷作用的夹芯板后面板挠度。Tao 等^[16]研究发现,改变蜂窝“Y”形单胞沿长度方向的壁厚梯度,可以提高结构的能量吸收能力。Wang 等^[17]根据王莲仿生结构,设计了一种面内梯度芯层,发现引入面内梯度会降低夹芯板的后板挠度,提高夹芯板的抗爆性能。以上研究是对芯层单一方向梯度的改进,由于自然界中的结构大多具有多个方向梯度,因此研究具有多个方向梯度的夹芯结构具有重要意义。

本文中,基于一种王莲仿生芯层结构,通过改变结构不同部位的壁厚来引入面内梯度与面外梯度,设计具有双向梯度的夹芯圆板;运用 ABAQUS 有限元模拟方法,分析双向梯度夹芯圆板在爆炸载荷作用下的动态响应,重点研究不同爆炸载荷作用下双向梯度夹芯圆板的后面板挠度、结构的变形模式、芯层的能量吸收等特性,并对梯度芯层的设计策略进行探讨。

1 王莲叶脉模型

与普通植物的叶脉相比,王莲的叶面较宽、网状叶脉宽大且较厚,其背面叶脉分布如图 1(a)所示。蜂窝状结构由叶脉相交形成,叶脉的厚度和蜂窝状结构的尺寸从中心到边缘逐渐变化。粗壮的径向叶脉与较薄的环形叶脉纵横呈环形交错,构成既美观又能承重的整体。对王莲叶脉的测量和分析表明,王莲叶脉的分布符合 Rudwig 植物形态学规律。为了将天然王莲叶脉结构与相应的有限元模型紧密地联系起来,在简化模型中,王莲叶脉结构中的径向叶脉和环形叶脉分别用放射状的径向网和环形网表示。图 1(b)为仿生王莲叶脉拓扑演化模型,模型中的尺寸关系为: $OA=15\text{ mm}$, $OB=40\text{ mm}$, $OC=65\text{ mm}$, $OD=85\text{ mm}$, $OE=100\text{ mm}$,各部分的长度比例满足黄金分割率^[18]。

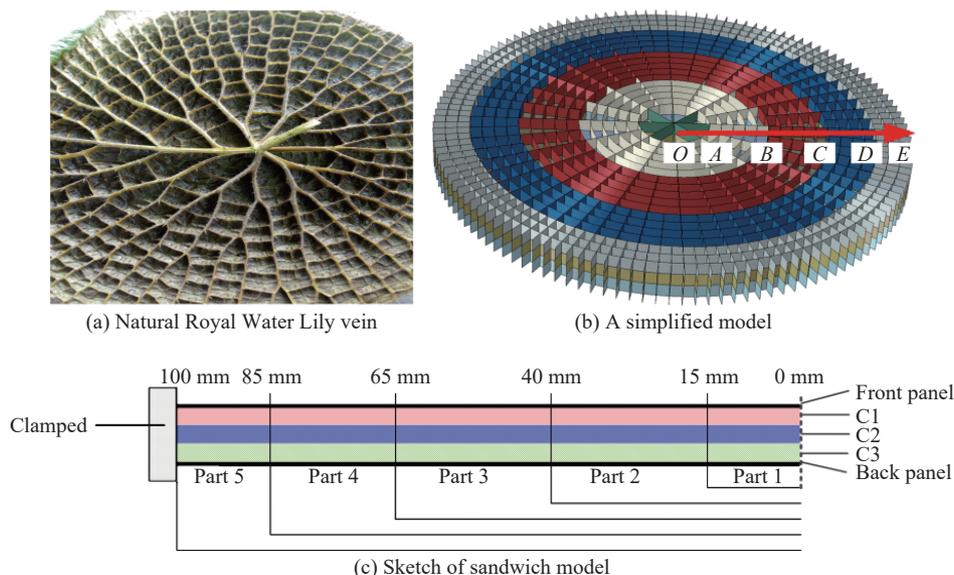


图 1 芯层设计策略

Fig. 1 Core design strategy

2 有限元模型

2.1 芯层有限元模型的建立

采用有限元软件 ABAQUS/Explicit 建立了以图 1(c) 为基础的夹芯圆板有限元模型, 如图 2 所示。夹芯圆板的半径(R)为 100 mm。前面板厚度(δ_f)和后面板厚度(δ_b)均为 1 mm, 芯层高度(h_c)为 21 mm。芯层沿高度方向分为 3 层, 每层高度为 7 mm, 分别用 C1、C2、C3 层表示。夹芯圆板的边界条件设置为环向固支约束。芯层和面板使用 S4R 壳单元进行网格划分, 网格尺寸为 1 mm。单元类型为有限薄膜应变, 动态缩减积分。接触设置为通用接触, 用于避免前面板与芯层发生穿透。分析过程采用动态显式算法。TNT 炸药质量采用 15、25、35 g, 爆炸距离为 200 mm。根据 KNR 理论, 可以计算考虑流固耦合作用时前面板的爆炸冲量, 作用于前面板的压力形式设置为^[19]:

$$p = p_r e^{-t/t_r} \quad (1)$$

式中: p 为压力; p_r 为反射超压峰值, 设置为 6.32、9.13、11.80 MPa; t_r 为反射波作用时间, 设置为 0.055 48、0.053 54、0.052 20 ms。

在 ABAQUS 有限元软件中, 将此载荷采用压力-时间曲线的形式作用于前面板来模拟爆炸载荷。

为了确定网格大小并保证计算精度, 首先进行网格收敛性验证。选取网格尺寸分别为 2.0、1.0 和 0.8 mm 的 3 个模型进行模拟, 芯层单元数量分别为 62 892、219 240、349 704。炸药质量为 25 g, 3 个模型的后面板挠度历史如图 3(a) 所示。

经过综合比较后面板挠度计算精度与计算时间, 采用 1.0 mm 的网格进行后续计算。由于采用的壳单元使用了缩减积分, 必须进行沙漏控制。图 3(b) 给出了 1.0 mm 模型的能量历史曲线, 从图 3(b) 中可以看出, 伪应变能 E_a 占总能量的 3%, 说明网格划分合理, 而外力做功 E_w 等于系统的内能 E_i 与系统动能 E_k 之和, 说明所建立的模型符合计算要求。

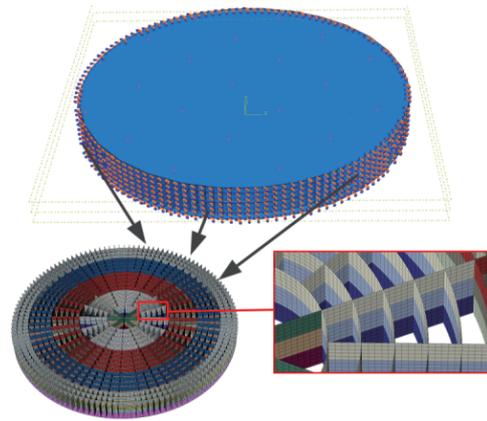
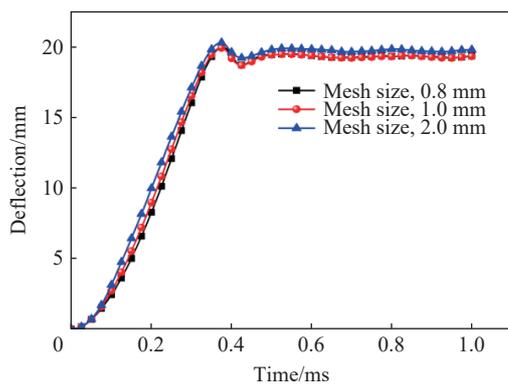
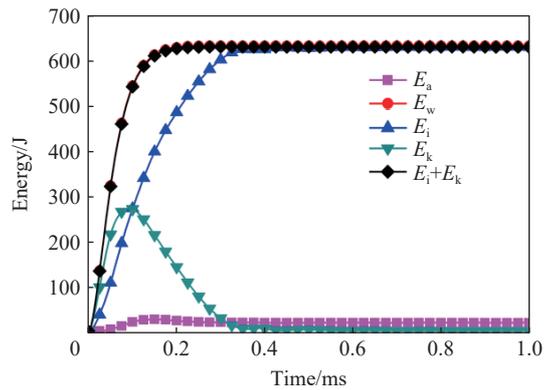


图 2 有限元模型的网格划分

Fig. 2 Adopted mesh of the FE model



(a) Mesh size sensitivity



(b) Energy histories of the model with 1.0 mm mesh size

图 3 有限元模拟有效性验证

Fig. 3 Verification of finite element simulation

通过改变壳单元的厚度, 可以得到不同密度梯度的芯层结构。在接下来的有限元模拟中, 通过改变 S4R 壳单元的壁厚来获得不同梯度的模型, 而不需要改变模型的基本构型, 由此可以避免因重复建模产生的计算误差。

2.2 材料参数

前后面板材料选取 5 052 铝合金^[20], 仿生芯层基体材料采用 6060T4 铝合金^[21]。本构关系采用双线性本构模型:

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & \varepsilon \leq \sigma_y/E \\ \sigma_y + E_{tan} \left(\varepsilon - \frac{\sigma_y}{E} \right) & \varepsilon > \sigma_y/E \end{cases} \quad (2)$$

式中: σ 为应力, ε 为应变, E 为弹性模量, ν 为泊松比, σ_y 为屈服强度, E_{tan} 为切线模量。具体的材料参数如表 1 所示, 其中 ρ 为密度。由于两种铝合金材料的应变率敏感性相对较弱, 在模拟中没有考虑应变率敏感性。

表 1 铝合金的材料参数

材料	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	E/GPa	ν	σ_y/GPa	E_{tan}/GPa
5052铝合金	2 700	70	0.3	0.20	0.10
6060T4铝合金	2 700	70	0.3	0.08	0.07

相对密度是格栅类材料的重要参数。按照芯层的径向脉络分岔部位划分为 5 部分, 如图 1(b) 和 (c) 所示, 不同部分相对密度的计算公式为:

$$\bar{\rho}_{i+1} = \frac{N_i(R_{(i+1),max} - R_{i,max})\delta_{d_{i+1}}^r h_C + \sum_j 2\pi R_{(i+1),j} \delta_{d_i}^c h_C}{\pi R_{(i+1),max}^2 h_C - \pi R_{i,max}^2 h_C} = \frac{N_{(i+1)}(R_{(i+1),max} - R_{i,max})\delta_{d_{i+1}}^r + \sum_j 2\pi R_{(i+1),j} \delta_{d_{i+1}}^c}{\pi(R_{(i+1),max}^2 - R_{i,max}^2)} \quad (3)$$

式中: $\bar{\rho}_{i+1}$ 为第 $i+1$ 部分的相对密度; N_i 为径向蜂窝壁的数量; $R_{i,max}$ 为第 i 部分的半径; δ 为壁厚, 上标 r 表示径向, c 表示环向。特别地, 当 $i=0$ 时, $R_{0,max} = 0$ 。为了简化计算, 将各部分径向与环向的壁厚设置为相同厚度。按照与文献 [17] 相似的策略划分芯层的密度梯度。采用不同部分壁厚之比 k 作为控制参数, 5 部分的壁厚值通过改变参数 k 控制, 从而得到不同的相对密度梯度。Part 1、Part 2、Part 3、Part 4、Part 5 的壁厚分别用 δ_1 、 δ_2 、 δ_3 、 δ_4 、 δ_5 表示, $k=0.8$ 表示 $\delta_1/\delta_2=\delta_2/\delta_3=\delta_3/\delta_4=\delta_4/\delta_5=k=0.8$ 。

表 2 列出了 8 种类型的芯层, 其中面内梯度包括面内负梯度(面内梯度从圆心到边界单调递增)、面内混合梯度(面内梯度先降低再增高)、面内正梯度(面内梯度单调递减)与均匀芯层 4 种, 并分别与面外正梯度和面外负梯度进行耦合。由于芯层面外方向具有 3 层, 选取芯层中间层 C2 作为代表, 列举面内各部分壁厚信息。对于面外方向, 面外负梯度模型的 C1 芯层壁厚为 C2 芯层壁厚的 2/3, C3 芯层壁厚为 C2 芯层壁厚的 4/3, 而面外正梯度模型的梯度芯层排列顺序则正好相反。命名规则为: $k=0.8\text{-I}$ 表示从圆心向边界处, 面内 5 部分中相邻两部分的壁厚比为 0.8, 即面内负梯度, I 表示从前面板到后面板, 芯层的相对密度逐渐增加, 即面外负梯度; $k=0.8\text{-II}$ 表示面内为负梯度, II 表示从前面板到后面板, 芯层的相对密度逐渐降低, 即面外正梯度; $k=1.2$, $k=1.6$ 分别表示面内混合梯度和面内正梯度; UG-I 表示芯层面内梯度均匀, 面外负梯度; UG-II 表示芯层面内梯度均匀, 面外正梯度。

表 2 模型类型与相关参数

Table 2 Model type and related parameters

模型	面内梯度	芯层C2各部分壁厚/mm					面外梯度	面外相对密度/%		
		δ_1	δ_2	δ_3	δ_4	δ_5		C1	C2	C3
$k=0.8\text{-I}$	负梯度	0.031	0.039	0.049	0.060	0.076	负梯度	1.30	2.00	2.70
$k=0.8\text{-II}$	负梯度	0.031	0.039	0.049	0.060	0.076	正梯度	2.70	2.00	1.30
$k=1.2\text{-I}$	混合梯度	0.100	0.082	0.068	0.057	0.048	负梯度	1.30	2.00	2.70
$k=1.2\text{-II}$	混合梯度	0.100	0.082	0.068	0.057	0.048	正梯度	2.70	2.00	1.30
$k=1.6\text{-I}$	正梯度	0.200	0.124	0.077	0.048	0.030	负梯度	1.30	2.00	2.70
$k=1.6\text{-II}$	正梯度	0.200	0.124	0.077	0.048	0.030	正梯度	2.70	2.00	1.30
UG-I	均匀	0.077	0.073	0.070	0.060	0.048	负梯度	1.30	2.00	2.70
UG-II	均匀	0.077	0.073	0.070	0.060	0.048	正梯度	2.70	2.00	1.30

根据式 (3) 与表 2, 可以计算得到各部分的相对密度, 表 3 显示了 C2 芯层平均相对密度为 2.00% 时, 不同面内梯度芯层各部分的相对密度, 不同面内梯度芯层的总质量相同, 但是各部分的相对密度存在差异。

表 3 C2 面内梯度模型各部分相对密度
Table 3 Relative density of in-plane gradient model C2

模型	相对密度/%				
	$\bar{\rho}_1$	$\bar{\rho}_2$	$\bar{\rho}_3$	$\bar{\rho}_4$	$\bar{\rho}_5$
$k=0.8$	0.80	1.06	1.39	2.00	3.13
$k=1.0$	1.55	1.65	1.72	1.97	2.48
$k=1.2$	2.56	2.26	1.97	1.88	1.97
$k=1.6$	5.14	3.41	2.22	1.59	1.25
UG	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00

3 结果分析

对 8 种密度梯度夹芯结构有限元模型在炸药质量分别为 15、25、35 g 时的 3 种工况进行模拟。将得到的数值模拟结果进行参数化分析, 讨论不同梯度夹层结构在爆炸载荷作用下的响应。分别从夹芯圆板的前后面板挠度、芯层压缩量、变形模式和能量吸收能力等方面进行分析^[6], 并探讨爆炸载荷作用下的夹芯圆板芯层的设计策略。

3.1 后面板的挠度

8 种密度梯度夹芯圆板在不同爆炸载荷作用下的后面板挠度如图 4 所示。由图 4 可以看出, 不同密度梯度夹芯圆板后面板的挠度差别较大。最大挠度与最小挠度相差 30%~40%, 并且差异随着爆炸载荷的增加而增大。

通过对比单一面外梯度夹芯圆板的后面板挠度, 可以看出: 在研究载荷范围内, I 型夹芯圆板的抗变形能力略优于 II 型夹芯圆板。当与面内梯度结合之后, I 型夹芯圆板中的 $k=1.2$ -I 型夹芯圆板后面板挠度进一步降低 20%~25%, 而 $k=1.6$ -II 型夹芯圆板具有最大的后面板挠度。虽然没有改变 I 型面外梯度夹芯圆板优于 II 型夹芯圆板的规律, 但是根据文献 [17], 在此爆炸载

荷范围内, 面内梯度夹芯圆板后面板挠度规律为 $\gamma_{k=0.8} < \gamma_{k=1.2} < \gamma_{k=1.6}$, 即面内梯度 $k=0.8$ 具有最小的后面板挠度。当两种梯度耦合时, $k=0.8$ 与模式 I 的组合 $k=0.8$ -I 并没有表现出最佳的抗变形能力, 两种梯度结合后, 变形模式的改变导致抗变形能力被削弱。而面内梯度较差的 $k=1.6$ 与面外梯度较差的模式 II 相结合后, $k=1.6$ -II 抗变形能力进一步变差。面内混合梯度 $k=1.2$ 与面外梯度 I 结合却表现出了最好的抗变形能力, 表明这两种密度梯度的结合会提高芯层的能量吸收能力, 从而增强其抗变形能力。而面内混合梯度 $k=1.2$ 与面外梯度 II 相结合后, 夹芯圆板的抗变形能力弱于有 $k=1.2$ -I, 表明虽然引入面内梯度可以提高芯层的抗变形能力, 但此时面外梯度对结构抗变形能力的影响仍然占据主导地位。为了进一步研究面内梯度与面外梯度的耦合行为, 对 $k=1.2$ 的两种梯度模型的前后面板挠度曲线进行了研究。

图 5 为 $k=1.2$ 的两种双向梯度夹芯圆板的前后面板挠度-时间曲线。通过观察前后面板挠度的差值, 可以发现此差值呈现出较明显的夹芯结构三阶段变形模式。阶段 I ($t=0 \sim 0.052$ ms) 表示载荷作用阶段, 即流固耦合阶段, 这一阶段载荷作用于前面板, 前面板受到爆炸载荷冲量的作用开始运动。阶段 II

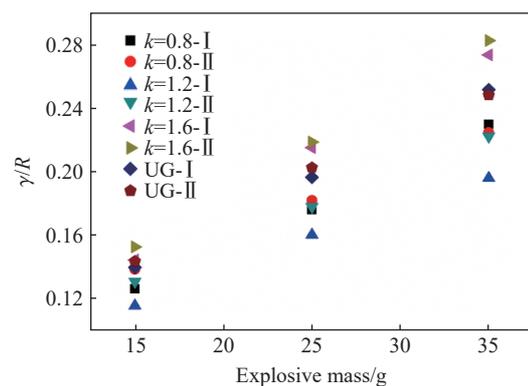


图 4 不同爆炸载荷下不同密度梯度夹芯圆板后面板的最大挠度

Fig. 4 Deflection of the back panel of the sandwich panel with different density gradients under various blast loadings

($t=0.052\sim 0.200$ ms)表示芯层的压缩阶段,通过观察前后面板挠度的差值,可以发现芯层压缩大约在 0.200 ms 时停止,随后进入阶段 III ($t=0.200\sim 0.400$ ms)。阶段 III 表现为夹芯圆板的整体大变形。首先前后面板以相同速度运动,直到塑性铰环从初始位置移动到圆板中心(Phase I);随后夹芯圆板开始减速运动,当圆板中心速度为零时(Phase II),后面板达到最大挠度;最后夹芯圆板在平衡位置震荡运动。通过对比两种夹芯结构的前后面板挠度曲线可以发现, $k=1.2$ -II 在阶段 II 圆板中心处芯层的压缩应变约为 25%,低于 $k=1.2$ -I 的 38%。同时, $k=1.2$ -II 进入阶段 III 的时间早于前者,前后面板共同运动的时间延长,这是引起后面板挠度增加的原因之一。

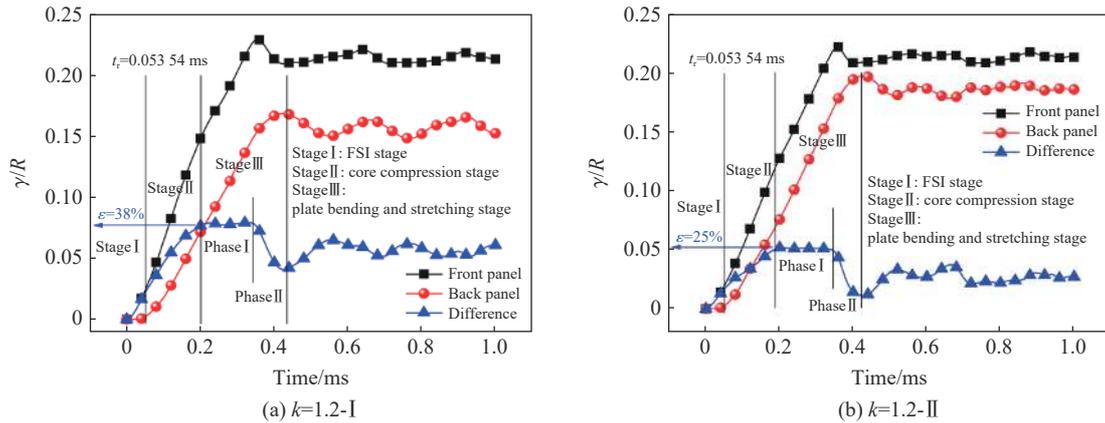


图 5 $k=1.2$ 的两种不同面外梯度芯层在炸药为 25 g 时的前后面板挠度曲线

Fig. 5 Deflections of front and back panels with two different out-of-plane gradient cores with $k=1.2$ when the explosive mass is 25 g

3.2 变形模式

图 6 表示 $k=1.2$ 的两种双向梯度夹芯圆板在 TNT 炸药为 25 g、芯层压缩阶段结束时的变形模态。对于 I 型结构,芯层压缩属于渐进压缩模式,芯层顺着载荷方向逐层压缩;而对于 II 型模式,芯层下方压缩量明显增大,并且由于引入了面内梯度,面内不同部位的压缩率也各不相同。 $k=1.2$ -I 型夹芯圆板的 Part 1、Part 2、Part 3 上部分压缩明显,下部分压缩不明显; $k=1.2$ -II 型夹芯圆板的 Part 1 与 Part 2 下部分压缩明显,上部分压缩不明显,而 Part 3 上部分压缩明显,下部分压缩不明显。因此针对此情况,可以对 Part 1 与 Part 2 进行结构优化,降低 C3 层 Part 1 与 Part 2 的相对密度,进一步提高梯度芯层中间部位的能量吸收。C3 层的 Part 3 基本没有被压缩,因而可以适当降低其相对密度从而减轻芯层的质量。

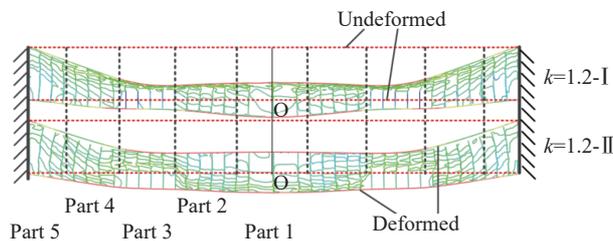


图 6 $k=1.2$ 时两种夹芯板的变形模式

Fig. 6 Deformation mode diagram of two kinds of sandwich plates with $k=1.2$

3.3 能量吸收能力

夹芯结构的重要性能评价指标为芯层的能量吸收能力。图 7(a) 显示了 8 种仿生芯层在不同爆炸载荷作用下的能量吸收情况。随着载荷冲量的增加,芯层的总能量吸收逐渐提高。 $k=1.2$ -I 和 $k=1.6$ -II 分别具有最好和最差的能量吸收能力。为了综合比较不同冲量作用下芯层的能量吸收能力,将芯层的塑性耗散能 E_p 进行归一化处理^[19], $E_p = I_r^2 / (2\rho\delta_r)$, 其中 I_r 表示面板单位面积上受到的冲量,具体计算公式为:

$I_r = \int_0^\infty p dt = \int_0^\infty p_r e^{-t/\tau} dt = p_r \tau$, 无量纲冲量 \bar{I} 设置为 $\bar{I} = I_r / (R \sqrt{\rho \sigma_y})$ [22]。双向梯度芯层的能量吸收如图 7(b) 所示。从图 7 中可以看出, 随着无量纲冲量的增加, 芯层的能量吸收效率逐渐降低, 下降趋势逐渐变缓, 但是 $k=1.2$ -I 仍然具有最高的能量吸收效率。

与单一面外梯度设计策略相比, 面内梯度与面外梯度相结合的芯层设计策略的能量吸收能力进一步提高了 20%~30%。

将环向边界设定为自由边界, 增加自由边界的梯度夹芯圆板在炸药质量为 25 g 时的芯层能量吸收对照结果, 如图 8 所示。

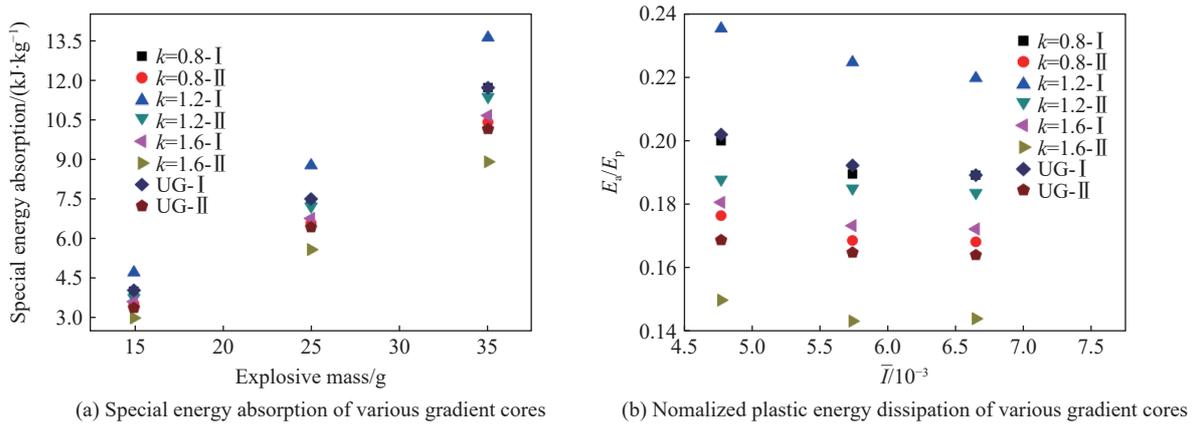


图 7 不同梯度芯层能量吸收比较

Fig. 7 Comparisons of energy absorption of different gradient cores

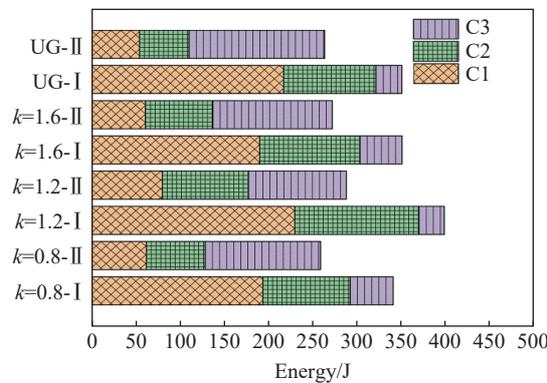


图 8 自由边界的梯度夹芯圆板在炸药质量为 25 g 时芯层能量吸收

Fig. 8 Energy absorption of graded sandwich circular plate with free boundary when explosive mass is 25 g

从图 8 可以看出: 当边界自由、炸药质量为 25 g 时, 面外梯度 I 型结构 C1、C2 与 C3 层的能量吸收依次降低, 而面外梯度 II 型结构 C1、C2 与 C3 层的能量吸收较均衡。总体而言, 面外梯度 II 型结构的总能量吸收低于 I 型结构。两种梯度耦合时, 相较于本文中给出的其他双向梯度芯层, $k=1.2$ -I 型芯层结构具有最好的能量吸收能力。

3.4 芯层设计策略探讨

夹芯结构的抗爆性能, 很大程度上依赖于芯层的性能, 而芯层的性能不仅与组成材料的性能有关, 也与其微观结构有关。受自然界的启发, 大量轻质高强的芯层被设计制造出来。在均匀芯层中引入面外梯度, 可以极大地提高芯层的性能。近期也有研究表明, 将面内梯度引入均匀芯层也可以有效提高芯层的性能 [14-17]。本文中, 将两种梯度结合, 将面内梯度引入到面外梯度芯层中, 设计了一种双向梯度夹芯结构, 并对不同双向梯度夹芯结构在爆炸载荷作用下的性能进行了研究。结合后面板跨中挠度和芯层

能量吸收能力,发现在本文中给定的载荷范围与模型范围内,面外梯度夹芯结构中采用面内梯度先减小后增大,面外梯度从前到后逐渐增大的模式可以有效提高芯层的能量吸收能力,并降低后面板的挠度。对本文得到的最佳芯层排列模式($k=1.2-I$)的变形情况进行分析,可以看出:此类双梯度模型在受到爆炸载荷作用时,仍存在部分区域未发生明显的变形,需要更进一步优化。因此,梯度芯层设计需要综合考虑结构单胞的几何尺寸、芯层的排列顺序以及爆炸载荷的强度等因素,并根据实际情况进行合理设计。

4 结 论

基于一种王莲仿生芯层结构,通过改变结构不同部位壁厚的方式引入面内梯度和面外梯度,设计了不同面内梯度与面外梯度耦合的双向梯度芯层夹芯圆板,利用 ABAQUS 有限元模拟分析了双向梯度夹芯圆板在爆炸载荷作用下的动态响应,得到的主要结论如下:

(1)在芯层质量相同时,相较于单一面外梯度夹芯圆板,合理的双向梯度设计可以在不额外增加芯层质量的前提下,将夹芯圆板的后面板挠度降低 20%~25%,从而提高夹芯结构的抗爆性能。

(2)TNT 炸药质量分别为 15、25、35 g,爆炸距离为 200 mm 加载条件下的固支夹芯圆板,面内梯度先减小后增大,面外梯度从前到后逐渐增大的芯层排列模式可以有效提高芯层的总能量吸收,能量吸收能力比单一面外梯度夹芯圆板提高了 20%~30%,随着载荷的增加,总吸能逐渐增大。将载荷与吸能进行无量纲化处理后,发现芯层的能量吸收效率随载荷的增加而逐渐降低。

(3)从结构的变形模式来看,目前芯层结构仍可进一步优化,通过优化芯层各部分壁厚的分布,实现降低芯层质量的同时提高芯层的能量吸收能力。

(4)梯度芯层设计受到结构单胞的几何尺寸、芯层的排列顺序以及爆炸荷载强度等因素的影响,需要根据实际情况来合理设计。

感谢中国科学院西双版纳热带植物园园林园艺部吴福川副部长提供的王莲高清图片,并开展了有益的讨论。

参考文献:

- [1] ZHANG Q C, YANG X H, LI P, et al. Bioinspired engineering of honeycomb structure: using nature to inspire human innovation [J]. *Progress in Materials Science*, 2015, 74: 332–400. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2015.05.001.
- [2] LIU Z, MEYERS M A, ZHANG Z, et al. Functional gradients and heterogeneities in biological materials: design principles, functions, and bioinspired applications [J]. *Progress in Materials Science*, 2017, 88: 467–498. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2017.04.013.
- [3] CAI Z B, LI Z Y, DING Y, et al. Preparation and impact resistance performance of bionic sandwich structure inspired from beetle forewing [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2019, 161: 490–501. DOI: 10.1016/j.compositesb.2018.12.139.
- [4] ZHANG Y, WANG J, WANG C H, et al. Crashworthiness of bionic fractal hierarchical structures [J]. *Materials & Design*, 2018, 158: 147–159. DOI: 10.1016/j.matdes.2018.08.028.
- [5] SONG J F, XU S C, WANG H X, et al. Bionic design and multi-objective optimization for variable wall thickness tube inspired bamboo structures [J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 125: 76–88. DOI: 10.1016/j.tws.2018.01.010.
- [6] 李世强, 李鑫, 吴桂英, 等. 梯度蜂窝夹芯板在爆炸荷载作用下的动力响应 [J]. *爆炸与冲击*, 2016, 36(3): 333–339. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)03-0333-07.
- [6] LI S Q, LI X, WU G Y, et al. Dynamic response of functionally graded honeycomb sandwich plates under blast loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2016, 36(3): 333–339. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)03-0333-07.
- [7] ZHANG J J, WANG Z H, ZHAO L M. Dynamic response of functionally graded cellular materials based on the Voronoi model [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 85: 176–187. DOI: 10.1016/j.compositesb.2015.09.045.
- [8] WANG X K, ZHENG Z J, YU J L. Crashworthiness design of density-graded cellular metals [J]. *Theoretical and Applied Mechanics Letters*, 2013, 3(3): 9–13. DOI: 10.1063/2.1303101.

- [9] ZHENG J, QIN Q H, WANG T J. Impact plastic crushing and design of density-graded cellular materials [J]. *Mechanics of Materials*, 2016, 94: 66–78. DOI: 10.1016/j.mechmat.2015.11.014.
- [10] SHEN C J, YU T X, LU G. Double shock mode in graded cellular rod under impact [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2013, 50(1): 217–233. DOI: 10.1016/j.ijssolstr.2012.09.021.
- [11] SHEN C J, LU G, YU T X. Dynamic behavior of graded honeycombs: a finite element study [J]. *Composite Structures*, 2013, 98: 282–293. DOI: 10.1016/j.compstruct.2012.11.002.
- [12] YANG J, WANG S L, DING Y Y, et al. Crashworthiness of graded cellular materials: a design strategy based on a nonlinear plastic shock model [J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2017, 680: 411–420. DOI: 10.1016/j.msea.2016.11.010.
- [13] LIANG M Z, LI Z B, LU F Y, et al. Theoretical and numerical investigation of blast responses of continuous-density graded cellular materials [J]. *Composite Structures*, 2017, 164: 170–179. DOI: 10.1016/j.compstruct.2016.12.065.
- [14] 于渤, 卢天健. 蜂窝夹芯结构的面内梯度设计 [C] // 中国力学大会-2015. 上海: 中国力学学会, 2015: 87.
- [15] YU B, HAN B, SU P B, et al. Graded square honeycomb as sandwich core for enhanced mechanical performance [J]. *Materials & Design*, 2016, 89: 642–652. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.09.154.
- [16] TAO Y, DUAN S Y, WEN W B, et al. Enhanced out-of-plane crushing strength and energy absorption of in-plane graded honeycombs [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2017, 118: 33–40. DOI: 10.1016/j.compositesb.2017.03.002.
- [17] WANG H R, LI S Q, LIU Z F, et al. Investigation on the dynamic response of circular sandwich panels with the bio-inspired gradient core [J]. *Thin-Walled Structures*, 2020, 149: 106667. DOI: 10.1016/j.tws.2020.106667.
- [18] 陶义, 王宗彦, 王珂, 等. 基于王莲叶脉分布的塔式起重机臂架结构仿生设计 [J]. *机械设计与制造*, 2017(3): 36–39. DOI: 10.19356/j.cnki.1001-3997.2017.03.010.
TAO Y, WANG Z Y, WANG K, et al. Structural bionic design for tower cranes boom based on King Lotus leaf vein branched structure [J]. *Machinery Design & Manufacture*, 2017(3): 36–39. DOI: 10.19356/j.cnki.1001-3997.2017.03.010.
- [19] VAZIRI A, HUTCHINSON J W. Metal sandwich plates subject to intense air shocks [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2007, 44(6): 2021–2035. DOI: 10.1016/j.ijssolstr.2006.08.038.
- [20] 强斌, 刘宇杰, 阚前华. 粘接界面泡沫铝夹芯板的三点弯曲失效数值模拟 [J]. *材料工程*, 2014, 4(11): 97–101. DOI: 10.11868/j.issn.1001-4381.2014.11.017.
QIANG B, LIU Y J, KAN Q H. Numerical simulation for three-point bending failure of aluminum foam sandwich panels with cohesive interface [J]. *Journal of Materials Engineering*, 2014, 4(11): 97–101. DOI: 10.11868/j.issn.1001-4381.2014.11.017.
- [21] LIU Z F, HAO W Q, XIE J M, et al. Axial-impact buckling modes and energy absorption properties of thin-walled corrugated tubes with sinusoidal patterns [J]. *Thin-Walled Structures*, 2015, 94: 410–423. DOI: 10.1016/j.tws.2015.05.002.
- [22] 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. DOI: 10.1115/1.1629109.

(责任编辑 蔡国艳)