DOI: 10.11883/bzycj-2017-0017
文章编号: 1001-1455(2018)01-0140-08

爆炸载荷作用下具有可折叠芯层夹芯梁的动态响应*

张培文[1],李世强[1,2,3],王志华[1,3],赵隆茂[1,3]
(1. 太原理工大学力学学院,山西 太原 030024;
2. 湖南大学汽车车身先进设计制造国家重点实验室,湖南 长沙 410082;
3. 太原理工大学 材料强度与结构冲击山西省重点实验室,山西 太原 030024)

摘要: 基于目前研究最广泛的刚性折纸(Tachi-origami)样式,通过改变其初始折叠角度构建出 4 种不同的蜂窝胞元,并且通过排列分布将其组成夹芯梁。采用商用有限元软件 Abaqus/explicit 对准静态和爆炸载荷作用下可折叠芯层夹芯梁的力学响应进行研究,分析可折叠芯层的泊松比变化规律、夹芯梁背板挠度以及能量吸收机理;并将夹芯梁与等质量的实体梁进行对比。采用后面板最大挠度作为抗爆性能的评价,结果发现:可折叠芯层在准静态载荷下具有一定的负泊松比效应;夹芯梁的抗爆性能优于实体梁,曲边蜂窝的初始折角对其作为芯层夹芯梁的抗爆性能有较大影响,随着初始折角的逐渐增大,其抗爆性能逐渐下降;当初始折角为直角时对应于方孔直边蜂窝,其抗爆性能最差。

关键词: 可折叠曲边蜂窝;夹芯梁;动态响应;能量吸收
中图分类号: O383.2 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

多孔金属是一类新颖的功能/结构一体化超轻材料,具有优异的物理、热、力学和光电性能,在航空航天、车辆、国防工程中有广泛的应用。由轻质多孔金属作为芯层所组成的夹芯结构,由于其芯层能够产生较大的塑性变形,因此在冲击/爆炸等强动载荷作用下具有优异的能量吸收特性[1]。迄今为止,方孔蜂窝一般都是采用装配的方式按照 Russell 等[2]提出的生产方法进行生产的,即:在较厚的纸板或者其他材料的板材上开一半宽度的槽,然后再将这些开槽的板材进行装备进而形成方孔蜂窝。Liu 等[3]对不同拓扑微结构蜂窝的面内动态冲压行为进行了研究,结果发现当应力超过峰值后,整体呈现从连续的弹性变形到塑性屈曲的平台阶段。McShane 等[4]对由不锈钢面板和方孔蜂窝芯层组成的固支夹芯板的动态响应进行了分析,发现夹芯板与等质量实体板相比,具有更优的抗冲击性能;而且方孔蜂窝芯层比点阵材料芯层较优。所有这些研究均局限在芯层为直边方孔蜂窝的面内外压缩,而关于芯层为曲边方孔蜂窝的面内、外压缩在现有文献中鲜有报道;且关于方孔蜂窝胞元初始曲率等几何参数对夹芯结构动态响应影响的研究也尚未见报道。目前,由于折纸艺术具有较广的潜在工程应用,已经引起了科学和工程界的关注。而从一张扁平纸张通过折叠形成三维结构的折纸艺术所提出的 Tachi-miura 样式[5],能够通过改变初始折叠角度而形成不同曲边方孔蜂窝胞元,并且通过合理的几何设计能够达到较一些传统蜂窝更优异的力学性能,如负泊松比效应。可折叠的折纸结构已经在空间太阳能电池帆板上进行了应用[6-8]。为了实现折纸结构的优异的力学性能,通常将某些折叠样式的单胞按照一定的规则进行组合[9-10]。针对不同材料和几何参数对折纸结构压缩响应的影响已有较多学者进行了分析[11-14]。Wachinger 等[15]对由芳纶纸组成的可折叠夹芯结构进行了高速冲击测试。研究发现:选择合适的夹层和芯层形状能够较好地提高夹芯结构的冲击破坏抗性。但是关于具有可折叠芯层夹芯结构在爆炸载荷作用下的力学响应鲜有报道,因此对爆炸载荷作用下具有可折叠芯层夹芯结构的动态响应进行研究是很有必要的。

* **收稿日期**: 2017-01-13; **修回日期**: 2017-03-22。 "第十一届全国爆炸力学学术会议"推荐论文。
基金项目: 国家自然科学基金项目(11572214);山西省自然科学基金项目(2013011005-2);
汽车车身先进设计制造国家重点实验室开放基金资助项目(31615008)
第一作者: 张培文(1985—),男,博士研究生; **通信作者**: 王志华,wangzh077@163.com。

本文中，基于目前研究最广泛的刚性折纸(Tachi-origami)样式，通过改变其初始折叠角度构建 4 种不同的蜂窝胞元，并且通过排列分布将其组成夹芯梁。采用商用有限元软件 Abaqus/explicit 对准静态载荷和爆炸载荷作用下可折叠芯层及具有可折叠芯层夹芯梁的力学响应进行研究，分析可折叠芯层的泊松比变化规律以及由其组成夹芯梁的背板挠度和能量吸收机理；并与等质量的实体梁进行对比，以期为后续研究提供参考。

1　有限元模型

Tachi-origami 折痕样式如图 1 所示，采用其中 1 个折叠单元进行几何构建并建立如图 2 所示的折叠单管模型。采用商用有限元软件 Abaqus 将折叠单管在 3 个正交方向上进行多次叠加建立夹芯梁折叠芯层的有限元模型，如图 3 所示。通过改变初始折叠角 α，构建 4 种不同的蜂窝胞元，并且通过排列分布将其组成 4 种不同形状的折叠芯层，折叠芯层 OC-1、OC-2、OC-3、OC-4 分别对应于由初始折角 $\alpha=45°,60°,75°,90°$，将折叠胞元所构成折叠单管进行叠加组合并置于上、下面板之间形成夹芯梁，具体参数如表 1 所示。在其正上方150 mm处施加爆炸载荷，如图 4 所示。

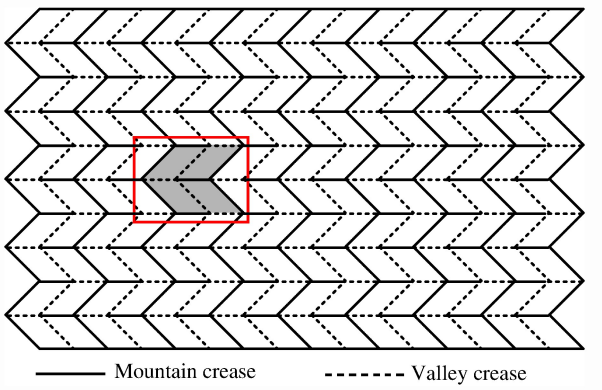


图 1 折痕样式布置图

Fig. 1 Sketch of the origami creases' tessellations

表 1 不同蜂窝胞元夹芯梁的几何参数

Table 1 Geometry parameters of different honeycomb core cells

折叠芯层	l/mm	D/mm	α/(°)	β/(°)	γ/(°)	θ/(°)	W/mm	H/mm	L/mm
OC-1	13.66	27.32	45.00	35.27	90.00	60.00	40.98	66.92	725.56
OC-2	11.13	19.28	60.00	26.57	90.00	75.53	40.98	67.69	725.56
OC-3	10.00	19.36	75.00	14.51	90.00	86.16	40.98	67.77	725.56
OC-4	9.66	22.59	90.00	0	90.00	90.00	40.98	67.77	725.56

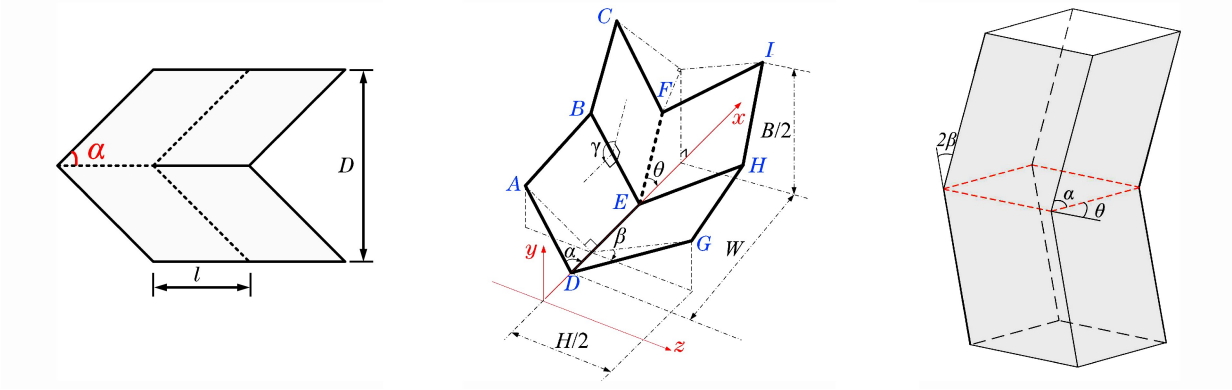


图 2 折叠胞元几何示意图

Fig. 2 Sketch of unit cell's geometries

在有限元模型建立过程中，面板和折叠芯层均采用 2 mm 的有限元网格进行网格划分，并采用缩减积分单元(S4R)对其截面属性进行描述。其中面板厚度 $t_f=1$ mm，芯层厚度 $t_c=0.05$ mm。对材料采用弹塑性模型进行描述，其材料密度 $\rho=7\,800$ kg/m^3，弹性模量 $E=200$ GPa，泊松比 $\nu=0.3$。应变和应变率硬化采用了 Johnson-Cook 模型：

$$\sigma_y=(A+B\bar{\varepsilon}^n)(1+C\ln\dot{\varepsilon}^*)(1-T^{*m}) \tag{1}$$

式中：σ_y 为 Mises 等效流动应力，$\bar{\varepsilon}$ 为等效塑性应变，$\dot{\varepsilon}^*$ 为塑性应变率。$\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$，$\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率；无量纲温度 $T^* = (T - T_r)/(T_m - T_r)$，其中 T 为材料温度，T_r 为室内温度，T_m 为熔点温度。式(1)中，参数 A 为塑性屈服应力，B 和 n 为控制应变硬化的 2 个参数。参照文献[16-17]中的材料参数如下：$A=233$ MPa，$B=510$ MPa，$n=0.26$，$c=0.014$，$T_m=1\,800$ K，$m=1.03$，$\dot{\varepsilon}_0=10^{-3}$ s^{-1}，$T_r=293$ K。在夹芯梁两端 40 mm 施加固支约束，如图 4 所示。爆炸载荷采用 Conwep 算法施加在夹芯梁的上面板上，在距离上面板中心点150 mm处分别施加 50、100、150、200 和 250 g 当量的 TNT。与 5 种炸药当量相对应的比距离为：

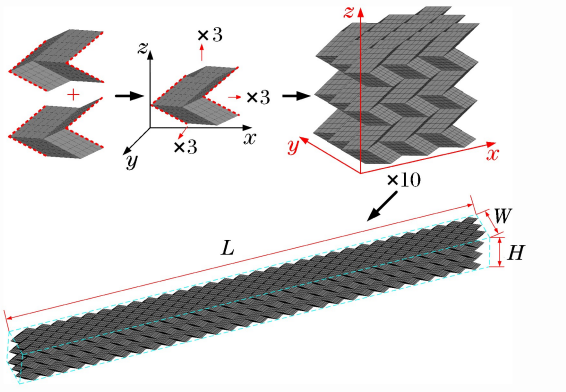


图 3 有限元模拟示意图

Fig. 3 Sketch of finite element model

$$Z = \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \tag{2}$$

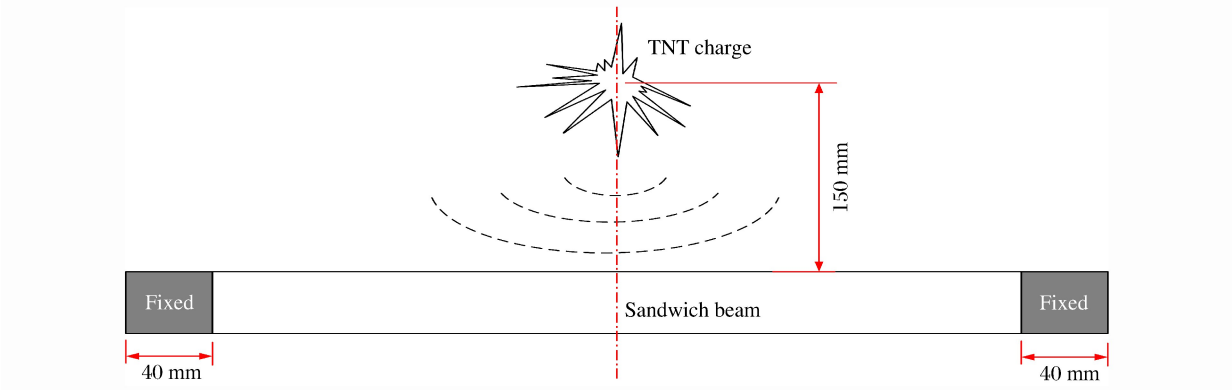


图 4 爆炸载荷作用下夹芯梁的示意图

Fig. 4 Sketch of sandwich beam under blast loading

2 模拟结果与讨论

2.1 单轴压缩下的准静态分析

图 5 给出了变形前后的 Von Mises 应力分布云图，从图中可以看到：可折叠芯层的横截面(高度、宽度及长度)都发生了明显变化，在沿着 z 轴方向施加准静态单轴面外压缩载荷时，变形前后在 y 方向上产生了较大的膨胀变形，而在 x 方向上却发生了相对较小的收缩变形。

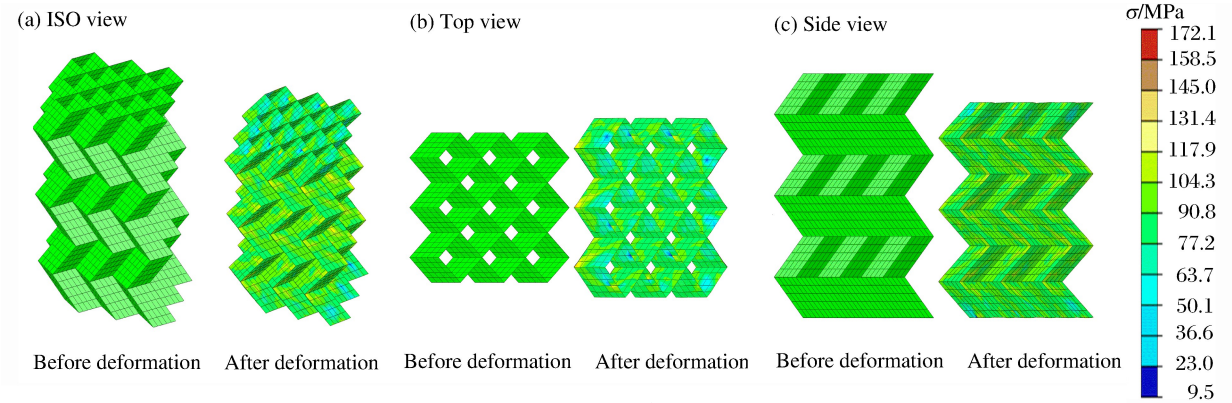


图 5 Von Mises 应力分布图

Fig. 5 Distribution of Von Mises stress

2.1.1　泊松比的变化趋势

本文中将面外泊松比 ν_{zx} 和 ν_{zy} 采用 x、y 轴名义应变 ε_x、ε_y 与 z 轴名义应变 ε_z 的比值来定义。轴向名义应变采用 3 个方向的长度变化值与初始长度值的比值进行计算。拉伸应变定义为正值，压缩应变定义为负值。图 6 给出了 3 种模型的面外泊松比（ν_{zx} 和 ν_{zy}）变化规律。从图中可以看到：3 种芯层的泊松比 ν_{zx} 一直都是负值且随着初始折角的增大而减小；但泊松比 ν_{zy} 一直都是正值且随着初始折角的增大而增大。3 种可折叠芯层的泊松比变化过程是完全不同的，芯层 OC-1 的泊松比 ν_{zx} 表现为从 −0.537逐渐增大到一个稳定值 −0.521，泊松比 ν_{zy} 从 1.623 逐渐减小到一个稳定值 1.569；芯层 OC-2 的泊松比 ν_{zx} 首先是减小然后再逐渐增大到一个固定值，泊松比 ν_{zy} 逐渐减小到一个稳定值；芯层 OC-3 的泊松比 ν_{zx} 表现出与 OC-2 相同的趋势先减小然后逐渐增大到一个固定值，泊松比 ν_{zy} 却与 OC-2 的趋势不同，表现为先增加然后逐渐减小到一个稳定值。值得注意的是：泊松比较明显的变化基本上是在单轴压缩应变 $\varepsilon_z=0.1$ 之前完成的。从图 5 模拟结果中提取相应的应变时程曲线，并采用泊松比的定义公式进行相应的计算，得到如图 6(c)所示的结果。发现该种可折叠芯层在准静态载荷作用下表现出一定的负泊松比效应（膨胀效应）且应力集中现象主要表现在相邻面的交接处，即塑性弯矩最大处。

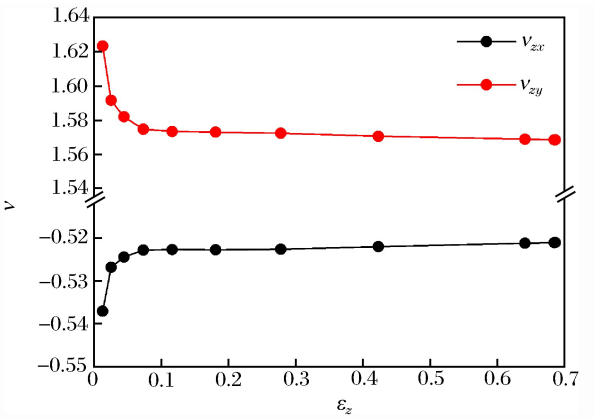


图 6(a)　单轴压缩下折叠芯层 OC-1 面外泊松比变化

Fig. 6(a)　Variation of out-plane Possion's ratio under uniaxial compression for OC-1 foldable core

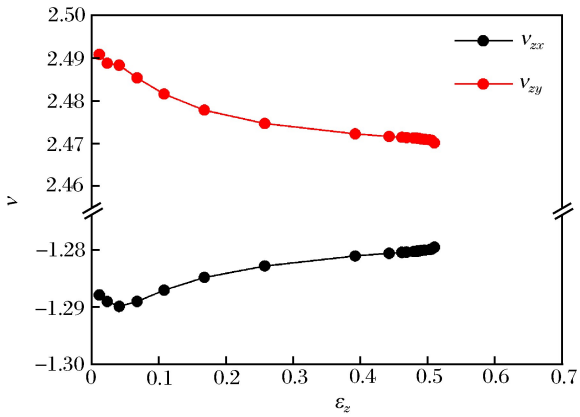


图 6(b)　单轴压缩下折叠芯层 OC-2 面外泊松比变化

Fig. 6(b)　Variation of out-plane Possion's ratio under uniaxial compression for OC-2 foldable core

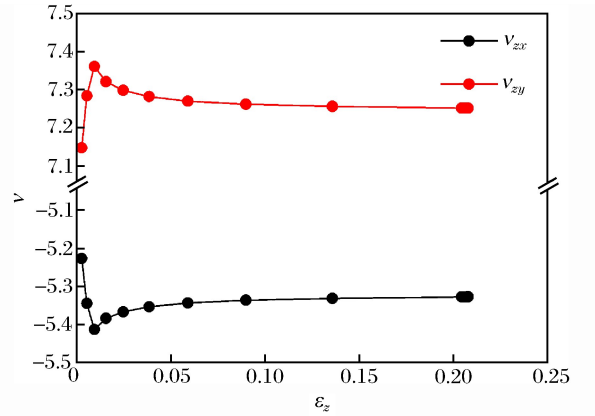


图 6(c)　单轴压缩下折叠芯层 OC-3 面外泊松比变化

Fig. 6(c)　Variation of out-plane Possion's ratio under uniaxial compression for OC-3 foldable core

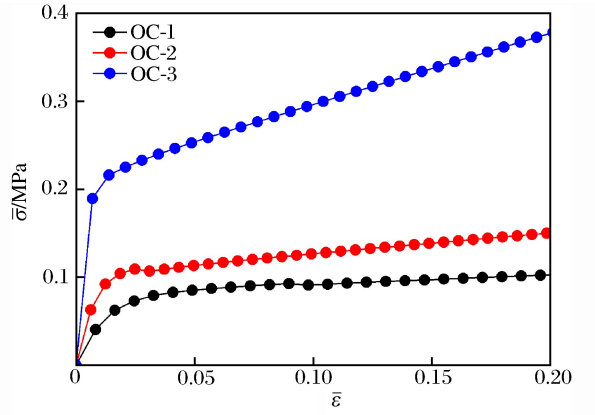


图 7　准静态单轴压缩下的名义应力应变曲线

Fig. 7　Uniaxial stress-strain curve under quasi-static compression

2.1.2　应力应变关系

将接触力与折叠芯层的原始截面积之比定义为名义应力，将试件在沿着加载方向的变形量与试件的原始长度之比定义为名义应变。从而通过计算就能够得到准静态下的名义应力应变曲线，如图 7 所示。从图中可以看到：3 种曲线都包含 1 个线弹性段、1 个明显的屈服点以及 1 个应变强化段。初始屈

服点和应变硬化模量随初始折角的增大逐渐增大。主要的原因是随着初始折角的增大,可折叠芯层的曲率逐渐减小,因此使得折叠芯层产生屈曲就需要更高的应力水平。

2.2 爆炸载荷下的动态响应

2.2.1 模型验证

为了验证有限元算法及材料本构模型的可靠性,采用与文献[17]中相同的材料参数和截面属性,并在与实验一致的距离上采用 Conwep 算法施加相同的爆炸载荷,分别计算了不同工况下的背板挠度,并将计算结果与实验中得到的挠度进行对比,结果发现:有限元计算得到的最终挠度 w_{cal} 与实验测量的挠度值 w_{exp} 吻合较好,如图 8 所示。因此可以认为本文中所采用的有限元算法、材料本构模型、初始条件和边界条件均是可靠的。

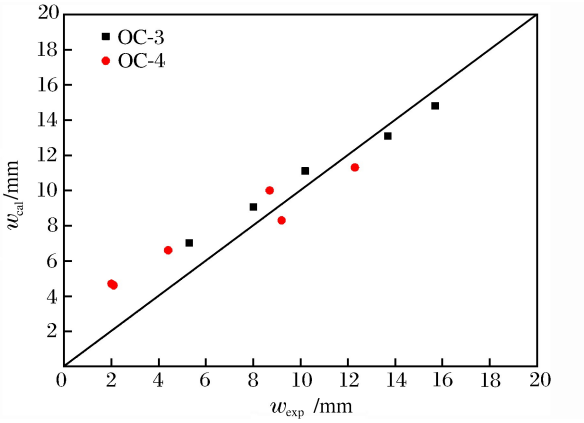


图 8 低碳钢方板中心挠度

Fig. 8 Deflection at square plate center for low carbon steel

2.2.2 夹芯梁与实体梁对比分析

通常情况下,被保护人和物体一般都在背爆面即夹芯结构的后面板处,所以关于夹芯结构的抗爆性能诸多学者采用后面板的残余挠度来进行考量。但是,对于金属夹芯结构后面板的残余挠度并不是响应阶段的最大挠度,两者之间存在 1 个弹性回弹量,因此有可能会误导设计人员进行安全防护设计[18]。图 9 给出了在 150 mm 距离施加 150 g 炸药爆炸当量下,实体梁和夹芯梁(OC-1)的挠度时程和塑性能量耗散时程曲线。从图 9(a)中可以得到,夹芯梁的挠度时程曲线由于存在芯层压缩和前面板塑性变形的原因在 0.5 ms 之前变化较小,随着芯层逐渐压缩,后面板开始产生较大的塑性变形。并且夹芯梁的挠度 37.35 mm 比实体梁的挠度 46.82 mm 减小 9.47 mm,减小约 20.23%;夹芯梁整体的塑性耗散能量为 1464.64 J 较实体梁的塑性耗散能量 513.43 J 增加 951.21 J,增长约 1.85 倍。图 9(b)给出了实体梁和构成夹芯梁的三部分以及夹芯梁整体的塑性耗散能量时程,从图中可以发现夹芯梁的芯层在塑性能量耗散方面起主要作用,芯层能量耗散约为整体能量耗散的 56.63%。

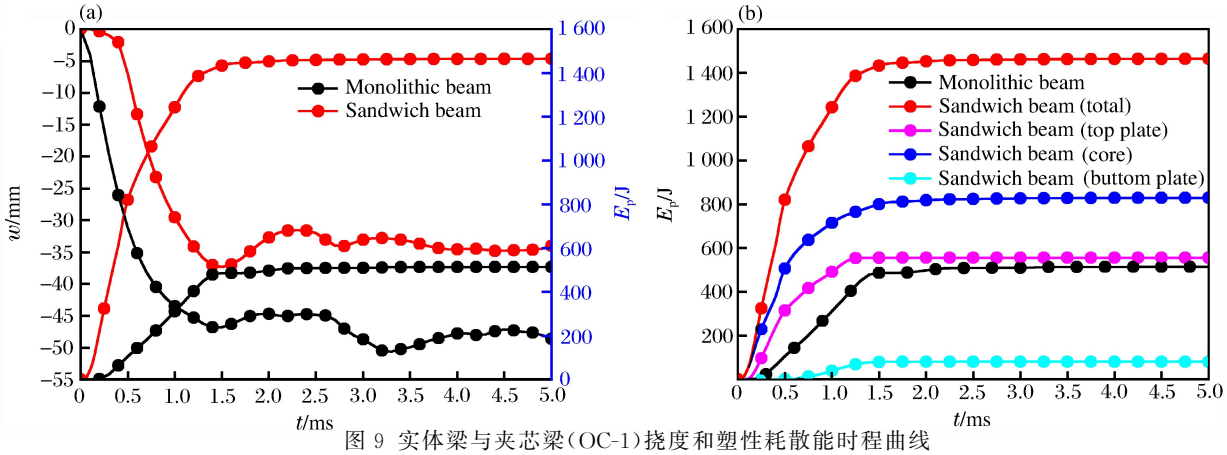


图 9 实体梁与夹芯梁(OC-1)挠度和塑性耗散能时程曲线

Fig. 9 Histories of deflection and plastic dissipation energy for sandwich and monolithic beam

为研究不同爆炸载荷作用下夹芯梁的能量吸收能力,采用 5 种不同的炸药当量(对应 5 种比距离)施加在夹芯梁上,并与实体梁进行对比,如图 10 所示。从图 10(a)中发现,夹芯梁和实体梁的后面板挠度与比距离不成线性关系;随着比距离的逐渐增大两种梁的后面板挠度均在减小,且在研究范围内夹芯梁的抗爆性能优于实体梁。图 10(b)给出了不同载荷强度下夹芯梁和实体梁的塑性能量耗散。结果发现塑性能量耗散与比距离不成线性关系,且随着比距离的逐渐增大其耗散的能量逐渐地降低;芯层塑性耗散的能量比率逐渐上升,在比距离小于 0.32 时,其增长趋势较为平缓;当比距离大于 0.32 时,其增长比率较大;芯层能量耗散比率在五种爆炸载荷下都高于 50%,说明芯层是夹芯梁的主要吸能部件。

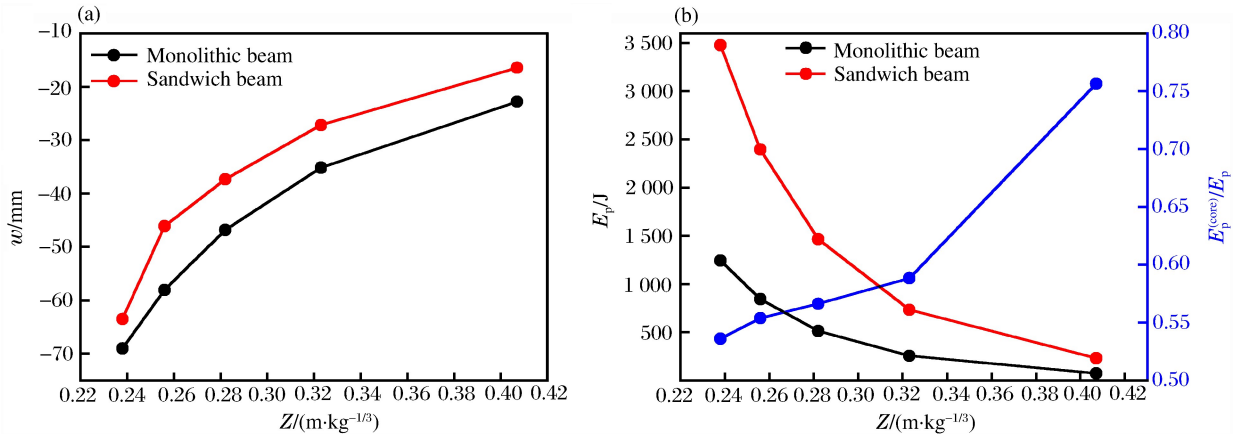


图 10　实体梁与夹芯梁(OC-1)挠度和塑性耗散能与比距离关系

Fig. 10　Variation of deflection and energy dissipation with specific distance for sandwich and monolithic beams

2.2.3　不同芯层夹芯梁对比分析

为了研究不同初始折角对由其所构成蜂窝胞元组成的夹芯梁抗爆性能的影响，对 5 种不同的爆炸载荷施加在由 4 种不同折叠芯层所组成的夹芯梁上的动态响应进行分析。图 11 给出了在距离上面板中心点 150 mm 处施加 150 g TNT 爆炸当量作用下实体梁和 4 种不同芯层夹芯梁的挠度时程和能量耗散时程曲线。从图 11(a)中发现，4 种不同夹芯梁的后面板挠度均小于实体梁，且 3 种曲边蜂窝(OC-1、OC-2、OC-3)的挠度均小于直边蜂窝(OC-4)。从图 11(b)中发现，4 种夹芯梁的能量吸收均比实体梁大，3 种曲边蜂窝夹芯梁的能量吸收差别较小，且略高于直边蜂窝夹芯梁。主要原因是由于曲边蜂窝的初始折角对蜂窝芯层的塑性屈曲具有引导作用，大大减小了其屈曲载荷，使得芯层更早进入渐进压缩状态产生较大的塑性变形来实现能量耗散的作用。

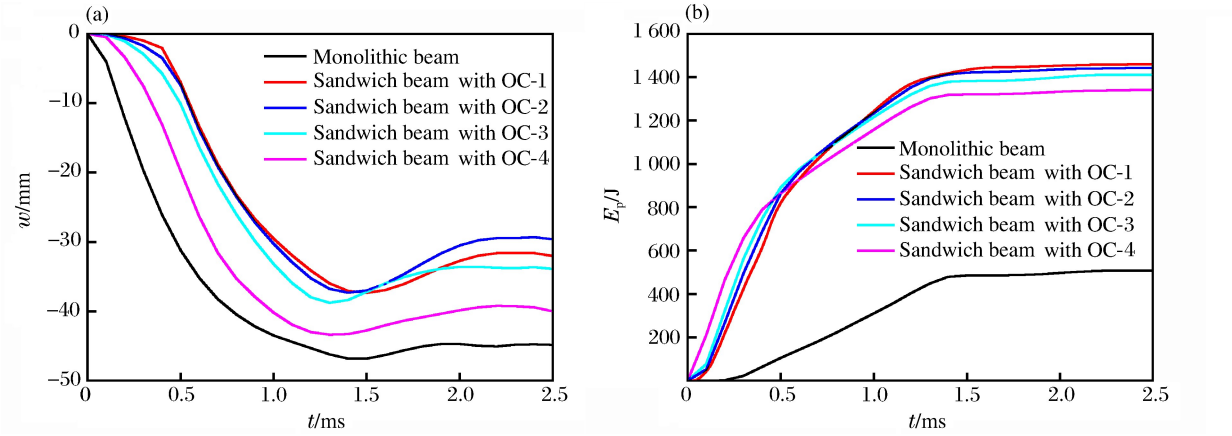


图 11　不同芯层夹芯梁挠度和塑性耗散能时程曲线

Fig. 11　Histories of deflection and plastic dissipation energy for sandwich beams with different honeycomb cores

为了对比分析在不同爆炸载荷作用下 4 种夹芯梁的能量吸收能力，采用 5 种不同的炸药当量(对应 5 种比距离)施加在夹芯梁上面板，其挠度及能量耗散如图 12 所示。从图 12(a)中发现，随着比距离的增大挠度逐渐降低但不呈现线性关系，在比距离为 0.238 时 4 种夹芯梁的挠度很相近；当比距离大于 0.238 时，曲边蜂窝夹芯梁的抗爆性能明显有于实体梁，而直边蜂窝夹芯梁介于两者之间。从图 12(b)看出，随着比距离的增大，夹芯梁整体塑性耗散能量逐渐下降并呈现非线性关系，而芯层能量吸收比率随比距离的增大逐渐增大。当比距离为 0.238 时，直边方孔蜂窝的吸能比率是 4 种芯层中最小的；随着比距离的增大，直边蜂窝比 3 种曲边蜂窝芯层的能量吸收比率大，且随着初始折角的增大芯层吸能比率逐渐增大。

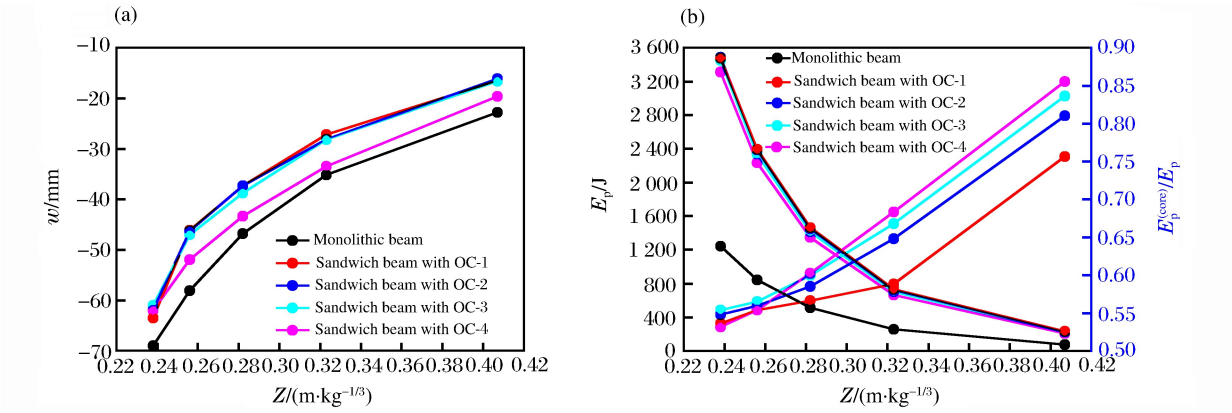


图 12 不同比距离下 4 种芯层夹芯梁挠度和塑性耗散能对比

Fig. 12 Variation of deflection and energy dissipation with specific distance for different sandwich beams

3 结 论

采用有限元软件 Abaqus/explicit 对准静态载荷和爆炸载荷作用下可折叠芯层以及由其组成夹芯梁的力学响应进行了分析，采用后面板最大挠度作为其抗爆性能的评价指标。比较了实体梁和夹芯梁在不同爆炸载荷作用下后面板挠度及能量吸收机理。在本文中研究的载荷范围内得到以下主要结论：

(1)可折叠曲边蜂窝芯层在准静态载荷作用下具有一定的负泊松比效应，且初始折叠角对其具有较大影响。

(2)在爆炸载荷作用下夹芯梁的抗爆性能优于实体梁，且其主要的能量吸收部件为多孔金属芯层。

(3)在爆炸载荷作用下可折叠蜂窝的初始折角对其作为芯层夹芯梁的抗爆性能有较大影响，随着初始折角逐渐增大，其抗爆性能逐渐减弱；当初始折角为直角时对应于方孔直边蜂窝，其抗爆性能最差。

参考文献：

[1] 王志华，朱峰，赵隆茂. 多孔金属夹芯结构动力学行为及其应用[M]. 北京：兵器工业出版社，2010.

[2] RUSSELL B P, LIU T, FLECK N A, et al. The soft impact of composite sandwich beams with a square-honeycomb core[J]. International Journal of Impact Engineering, 2012,48(1):65-81.

[3] LIU Y, ZHANG X C. The influence of cell micro-topology on the in-plane dynamic crushing of honeycombs[J]. International Journal of Impact Engineering, 2009,36(1):98-109.

[4] MCSHANE G J, RADFORD D D, DESHPANDE V S, et al. The response of clamped sandwich plates with lattice cores subjected to shock loading[J]. European Journal of Mechanics A/Solids, 2006,25(2):215-229.

[5] LV C, KRISHNARAJU D, KONJEVOD G, et al. Origami based mechanical metamaterials[J]. Scientific Reports, 2014(4):5979. DOI:10.1038/srep05979.

[6] MORI O, SAWADA H, FUNASE R et al. First solar power sail demonstration by IKAROS[J]. Transactions of the Japan Society for Aeronautical and Space Sciences Aerospace Technology Japan, 2010,8(27):25-31.

[7] TSUDA Y, MORI O, FUNASE R, et al. Flight status of IKAROS deep space solar sail demonstrator[J]. Acta Astronautica, 2011,69(9):833-840.

[8] ZIRBEL S A, LANG R J, THOMSON M W, et al. Accommodating thickness in origami-based deployable arrays [J]. Journal of Mechanical Design, 2013,135(11):111005-11.

[9] LIU Zhengyou, ZHANG Xixiang, MAO Yiwei, et al. Locally resonant sonic materials[J]. Science, 2000,289 (5485):1734-1736. DOI: 10.1126/science.289.5485.1734.

[10] MALDOVAN M. Sound and heat revolutions in phononics[J]. Nature, 2013,503(7475):209-217. DOI:10.1038/nature12608.

[11] GRZESCHIK M, FISCHER S, DRECHSLER K. Potential of high performance foldcores made out of PEEK polymer[C]// SAMPE Europe Technical Conference and "Table-Top" Exhibition 2009. Bristol, United Kingdom,

2009：94-101.

[12] HEIMBS S, MIDDENDORF P, KILCHERT S, et al. Numerical simulation of advanced folded core materials for structural sandwich applications[C]// The 1st European Air and Space Conference. Deutscher Luft-und Raumfahrt Kongress. Berlin, Germany, 2007：2889-2896.

[13] HEIMBS S, MIDDENDORF P, KILCHERT S, et al. Experimental and numerical analysis of composite folded sandwich core structures in compression[J]. Applied Composite Materials, 2007,14(5/6)：363-377.

[14] HEIMBS S. Virtual testing of sandwich core structures using dynamic finite element simulations[J]. Computational Materials Science, 2009,45(2)：205-216.

[15] WACHINGER G, ANGERER E, MIDDENDORF P, et al. Impact protection structures for composite fuselage application[C]// SAMPE Europe International Conference. Paris, France, 2008：271-277.

[16] IMBALZANO G, TRAN P, NGO T D, et al. A numerical study of auxetic composite panels under blast loadings [J]. Composite Structures, 2016,135(1)：339-352.

[17] GERETTO C, CHUNG KIM YUEN S, NURICK G N. An experimental study of the effects of degrees of confinement on the response of square mild steel plates subjected to blast loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015(79)：32-44. DOI：10. 1016/j. ijimpeng. 2014. 08. 002.

[18] YAHAYA M A, RUAN D, LU G, et al. Response of aluminium honeycomb sandwich panels subjected to foam projectile impact：An experimental study[J]. International Journal of Impact Engineering, 2015,75(1)：100-109.

Dynamic response of sandwich beam with foldable core under blast loading

ZHANG Peiwen[1], LI Shiqiang[1,2,3], WANG Zhihua[1,3], ZHAO Longmao[1,3]

(1. *Institute of Applied Mechanics and Biomedical Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan* 030024, *Shanxi, China*;
2. *State Key Laboratory of Advanced Design and Manufacturing for Vehicle Body, Hunan University, Changsha* 410082, *Hunan, China*;
3. *Shanxi Key Laboratory of Material Strength and Structural Impact, Taiyuan University of Technology, Taiyuan* 030024, *Shanxi, China*)

Abstract：In this study four different honeycomb cells were fabricated by changing the original folding angle based on the Tachi-origami pattern that is at present being studied widely, and sandwich beams were made from them by arranging them specifically. The quasi-static mechanical response of the foldable core and dynamic response of the sandwich beam with different foldable core shapes was investigated using the commercial package ABAQUS/explicit. The out-plane Poisson ratio's variation of the foldable core, the back-sheet deflection and the plastic dissipation energy of the sandwich beam were analyzed and compared with the monolithic beam. The anti-explosive performance of the sandwich beams was evaluated by the maximum deflection of the back-sheet. The results show that there is a negative Poisson ratio's performance of the foldable core under quasi-static loading. The blast resistance of the sandwich beam is better than that of the monolithic one. The effect of the original folding angle on the dynamic response is very obvious for the curved web honeycomb. The blast-resistant performance decreases gradually as the original folding angle increases. The blast resistance of the sandwich beam with a straight web honeycomb core is comparatively the worst among the four honeycomb cores.

Keywords：foldable curved web honeycomb；sandwich beam；dynamic response；energy absorption

（责任编辑　王易难）