

蜂窝夹芯结构用连接接头抗冲击性能研究*

张智扬^{1,2}, 赵振宇^{1,2}, 任建伟^{1,2,3}, 高辉遥^{1,2}

1. 南京航空航天大学 航空航天结构力学及控制国家重点实验室, 南京 210016;
2. 南京航空航天大学 多功能轻量化材料与结构工信部重点实验室, 南京 210016;
3. 火箭军工程大学, 西安 710025)

摘要: 夹层结构在工程领域的应用广泛,但其连接装配问题却日益突出,尤其是面临强动载荷下的作战装备,如何设计连接接头以提升结构的可靠性及维修性,是目前研究的热点.针对蜂窝夹芯防护结构在典型作战环境中的连接装配问题,设计了一种由方管锁定的快速组装连接接头,并通过泡沫子弹冲击实验以获得连接结构在不同冲量下的动态响应,随后采用有限元方法对冲击试验进行了模拟,仿真结果与实验结果吻合度较好.在此基础上,利用该有限元模型进一步探讨了方管壁厚、连接单元宽度等几何参数对该结构在泡沫子弹冲击载荷作用下的峰值挠度的影响.结果表明,较薄方管壁厚 ($t_f/t_c \leq 0.375$) 使得连接结构容易陷入方管压溃的失效模式导致其峰值挠度显著增大,而较小的连接单元宽度 ($2a/W \leq 0.267$) 将导致面板抗拉强度下降,进而削弱连接结构抗冲击性能.此外,随着连接单元宽度的不断增加,连接结构的峰值挠度呈现先减小后增大的趋势,这是由于连接单元的有效横截面积与机械互锁接触面积之间存在竞争机制.当前研究表明,这种快速组装连接接头能有效抵御动态冲击载荷,具有抗冲击吸能、便于维护更换的特点,有望应用于各型主战装备防护结构的连接,为夹层连接结构的抗冲击设计提供参考.

关键词: 蜂窝夹芯结构; 连接接头; 快速组装; 抗冲击; 动态力学行为

中图分类号: O347.1 **文献标志码:** A **DOI:** 10.21656/1000-0887.450131

Study on Impact Resistance of Connection Joints for Honeycomb Sandwich Structures

ZHANG Zhiyang^{1,2}, ZHAO Zhenyu^{1,2}, REN Jianwei^{1,2,3}, GAO Huiyao^{1,2}

1. State Key Laboratory of Mechanics and Control for Aerospace Structures, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, P.R.China;
2. MIIT Key Laboratory of Multifunctional Lightweight Materials and Structures (MLMS), Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, P.R.China;
3. PLA Rocket Force University of Engineering, Xi'an 710025, P.R.China)

Abstract: Sandwich structures are widely used in engineering fields, but their connection and assembly problems become more and more prominent, especially for combat equipment under strong dynamic loads. How to design connection joints to improve the reliability and maintainability of the structure is a hot research topic at

* 收稿日期: 2024-05-09; 修订日期: 2024-06-09

基金项目: 国家自然科学基金(11972185;12002156)

作者简介: 张智扬(1997—),男,博士生(E-mail: zhangzy9712@163.com);

赵振宇(1986—),男,副研究员,博士(通讯作者. E-mail: zhenyu_zhao@nuaa.edu.com.cn).

引用格式: 张智扬, 赵振宇, 任建伟, 高辉遥. 蜂窝夹芯结构用连接接头抗冲击性能研究[J]. 应用数学和力学, 2024, 45(8): 1024-1036.

present. Aimed at the connection and assembly problem of honeycomb sandwich protection structures in typical combat environment, a quick assembly joint locked by square tubes was designed, and the dynamic responses of the connection structure under different impulses were obtained by foam projectile impact tests. Then the finite element method was used to simulate the impact test, and the simulation results agree well with the experimental results. On this basis, the effects of geometric parameters such as wall thicknesses and connection unit widths on the peak deflections of the structure under the foam projectile impacts were further discussed with the finite element model. The results indicate that, the thinner wall thickness ($t_1/t_2 \leq 0.375$) of the square tube makes the connection structure prone to collapse, leading to a significant increase in peak deflections. However, a smaller width ($2a/W \leq 0.267$) of the connection unit causes the panel tensile strength to decrease, thereby weakening the impact resistance of the connection structure. In addition, as the connection unit width increases, the peak deflection of the connection structure will first decrease and then increase. This is due to the competition mechanism between the effective cross-sectional area of the connection unit and the mechanical interlocking contact area. The proposed quick assembly connection joint can effectively resist dynamic impact loads, has good impact energy absorption abilities, and easy maintenance and replacement. It is hopeful to be applied to the connection of various types of main combat equipment protection structures, and provides reference for the impact resistance design of sandwich connection structures.

Key words: honeycomb sandwich structure; connection joint; quick assembly; impact resistance; dynamic mechanical behavior

0 引 言

夹层结构具有轻巧承力、高比强度、高比刚度的特点,被广泛应用于交通运输、航空航天、船舶、能源动力等行业^[1-3],其中,以蜂窝夹芯结构为代表的一类夹层结构还具有出色的能量吸收、隔热和隔声性能^[4-9],是一种有别于常规承力结构的多功能轻量化结构,并在军事领域越来越受到相关人员的关注。在过去的数十年间,针对蜂窝夹芯结构在动态冲击加载下的研究涵盖了落锤冲击^[10-12]、爆炸冲击^[13-14]、弹丸冲击^[15-19]等多个方面,相关研究表明,蜂窝夹层结构相较于等面密度的实心金属板和三维杆件/桁架结构具有更好的抗弯性能和抗爆炸冲击性能,这与其更高的塑性弯曲强度、面内拉伸能力密切相关^[20-21]。

然而,考虑到制备工艺、原料尺寸和运输条件等限制,上述蜂窝夹芯结构在实际工程应用中还得考虑其连接问题^[22],尤其是在高烈度战场环境中,以军用装甲车防雷板^[23]为例,在面对浅埋地雷或简易爆炸装置所引发的瞬时高强载荷时,相交于完整夹层结构在冲击载荷作用下由芯体变形和失效所主导的吸能行为^[24],其连接部位更容易受到局部冲击载荷而引发失效。此外,为保障装甲车辆的作战机动性,以便于快速响应,还需要蜂窝夹芯结构用连接接头具备快速可拆卸的能力,以满足其在战时维护更换的便利性需求。

传统的榫卯连接结构^[25]为该连接接头的设计提供了新的思路。凹凸结合的连接方式使得榫卯结构互相咬合,贴合紧密,并能够承受较大的变形,并具备能量吸收性能。此外,由于夹层结构本身的特殊性,在实际制造过程中芯体无法像面板一样实现可靠有效的直接连接,所以往往需要借助一些连接构件来间接连接芯体,常见的连接构件包括工字梁连接件、圆管连接件、方管或矩形管连接件等^[26-28],其中方管或矩形管连接构件能够与面板和芯体更好地贴合,从而限制连接部位的相对位移和弯曲,因此,其作为连接构件在夹层结构中的应用较为普遍。

综上,本研究工作在传统榫卯连接的基础上,通过引入连接件实现了蜂窝夹芯结构之间的便捷可靠连接,连接部位采用了机械互锁式设计,并在连接接头部位填充一根矩形管连接件以限制两侧连接结构的相对位移。这种独特的连接结构使得左右两侧被连接的单元能够互相锁定,并通过面板拉伸和方管的压溃以实现变形吸能,从而有效抵抗冲击载荷。在当前研究工作中,采用了泡沫子弹冲击的实验方法以探究不同冲量下蜂窝夹芯结构用连接接头的变形失效行为,并采用有限元方法予以验证。在此基础上,本文进一步探究了连接结构特征尺寸对于当前连接结构潜在失效模式以及结构抗冲击性能的影响。

1 连接结构设计

基于上述分析,设计了如图1所示的连接结构试样,左图为接头部位的装配示意图,右上图为连接试样的结构整体图,右下图为连接接头部位的细部图。连接结构试样的有效长度为 L ,夹持端长度为 l ,试样宽度为 W ,面板厚度为 t_f ,芯体高度为 h 。其中面板在接头部位设计呈“U”型,且上下面板贯通,以便插入方管连接件形成机械互锁。为便于装配,上下面板转角处设置 R_2 的圆弧倒角,且方管也选用具有圆弧倒角的标准件,其内径为 R_1 。

在上述机械互锁的基础上,借鉴榫卯连接结构,在接头部位面板上切出齿状连接单元(toothlike connection unit),其齿根宽度和齿顶宽度分别为 a 和 b 。

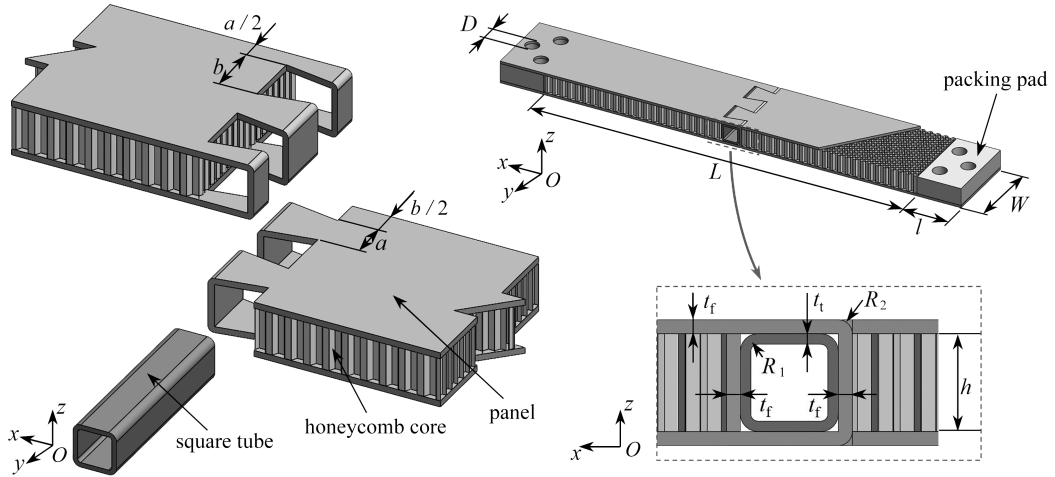


图1 连接结构试样

Fig. 1 The connection structure specimen

2 研究方法

2.1 泡沫子弹冲击实验

2.1.1 试验样件及其制备

试验样件的相关尺寸参数如表1所示,面板、方管连接件均选用304不锈钢,芯体选取应用较为广泛的蜂窝铝材料^[29-30],其壁厚为0.05 mm,边长为2 mm。为便于试样装夹,在其两侧分别嵌入两块垫块以提供必要的支撑,其材料同样采用304不锈钢。

表1 试样各尺寸参数

Table 1 The size parameters of the specimen

parameter	value
connection sample length L /mm	300
clamping end length l /mm	35
sample width W /mm	60
panel thickness t_f /mm	2
honeycomb core height h /mm	14
honeycomb core wall thickness t_c /mm	0.05
honeycomb core side length L_c /mm	2
square tube wall thickness t_t /mm	1.5
diameter opening D /mm	11
root width a /mm	12
addendum width b /mm	18

当前所设计连接结构试样的制备流程示意图如图2所示。首先采用激光切割方法在304不锈钢钢板上

下料,如图 2(a)所示.随后采用气体保护焊焊接面板和折边部位,如图 2(b)所示.接着采用环氧胶粘接蜂窝铝芯体和面板,蜂窝铝芯体的上下两侧端面均需涂抹环氧胶水并与面板粘接,如图 2(c)所示.最后待左右两侧夹层结构完成组装后,插入方管连接件,实现整个连接试样的装配.

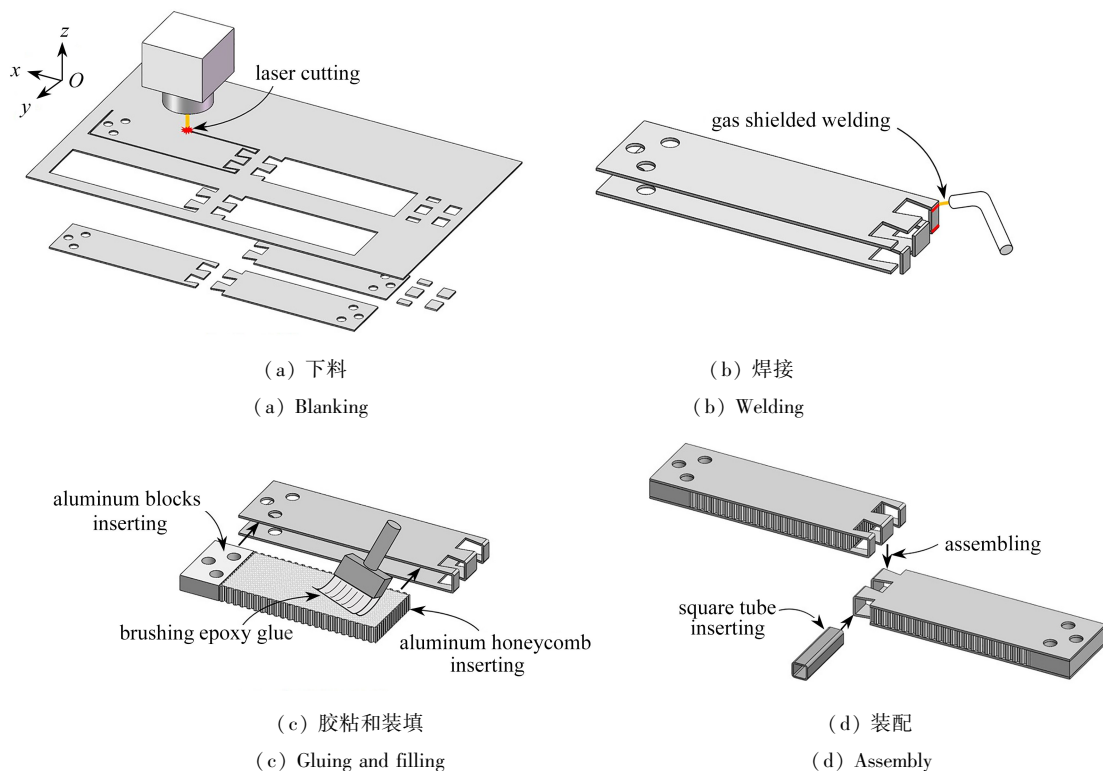


图 2 连接结构试样制备流程示意图

Fig. 2 The preparation process of the connection structure specimen

2.1.2 实验方法

实验采用一级轻气炮发射金属泡沫子弹撞击两端固定的连接结构试样,从而对试样施加动态冲击载荷.金属泡沫子弹选用泡沫铝子弹,其直径 D_p 为 58 mm,长度 l_p 为 100 mm.一级轻气炮实验装置如图 3 所示,实验装置包括了发射机构、支撑底座、炮管、测试舱、观察窗、回收舱等关键部件.连接结构试样的两端采用 M10 的螺栓固定于测试舱内的工装夹具上,工装夹具直接与测试舱壁面连接,以确保试样固定稳固.在实验过程中采用高速摄像机(IX-SPEED)以捕捉样件的动态响应,并测量泡沫子弹的冲击速度,其采样频率为 10 kHz.

2.2 有限元仿真分析

本文采用商业有限元软件 ABAQUS/Explicit 对连接结构试样在泡沫子弹冲击下的动态响应进行数值仿真,有限元模型如图 4 所示.该模型由实体单元(前后面板、方管连接件、垫块、泡沫子弹、实验工装)以及壳单元(芯体)组成.其中,实体单元的网格采用 8 节点六面体线性减缩积分单元(C3D8R),壳单元网格采用 4 节点减缩积分单元(S4R).接下来将分别针对当前有限元模型的边界条件及约束、材料参数以及网格无关性进行说明.

2.2.1 边界条件及约束

有限元模型的边界条件如图 4(a)所示.模型左右两侧工装端面施加固支边界条件,泡沫子弹沿 z 轴负方向施加初速度边界条件,计算时长为 5 ms;两个工装之间采用螺钉固定,并在工装和螺栓的接触面设置 tie 约束以模拟螺纹之间的可靠连接(如图 4(b)所示的截面图);面板和蜂窝芯体采用 tie 连接(如图 4(c)所示),整个模型设置全局通用接触.

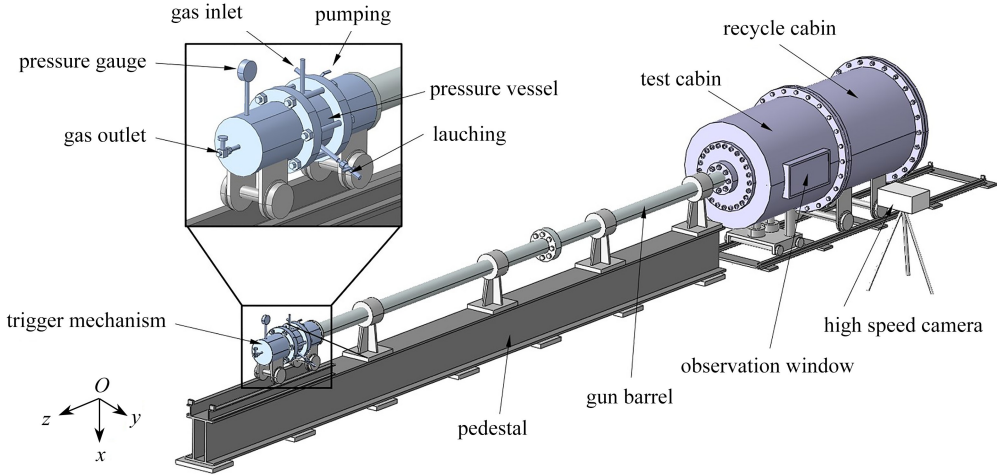


图3 一级轻气炮示意图^[31]

Fig. 3 Schematic diagram of the 1st-level light gas gun^[31]

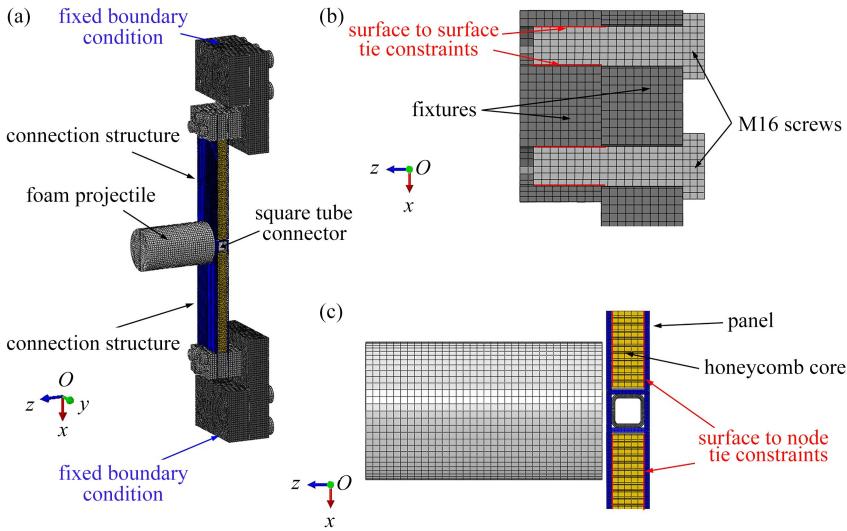


图4 泡沫子弹冲击连接结构试样的有限元模型

Fig. 4 The finite element model for the foam projectile impact connection structure specimen

2.2.2 材料参数

模型中所涉及的材料参数见表2—4.其中面板、方管连接件、垫块以及装配所用螺栓和螺钉均采用304不锈钢,工装材料为Q235B钢,蜂窝芯体选用材料为AA3003-H18铝合金,选用Johnson-Cook材料本构模型:

$$\sigma_{eq} = (A + B(\epsilon_e^{pl})^n) (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - (T^*)^m), \tag{1}$$

$$\dot{\epsilon}^* = \frac{\dot{\epsilon}_e^{pl}}{\dot{\epsilon}_0}, \tag{2}$$

$$T^* = \frac{T - T_{tr}}{T_M - T_{tr}}, \tag{3}$$

式中, σ_{eq} 为等效应力; ϵ_e^{pl} 为等效塑性应变; $\dot{\epsilon}_e^{pl}$ 为等效塑性应变率; $\dot{\epsilon}^*$ 为无量纲应变率; $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率; T^* 为无量纲温度; T 为材料当前温度; T_{tr} 为室温; T_M 为金属熔化温度; A 为材料初始屈服应力; B 为应变硬化常数; C 为应变率常数; n 为应变硬化指数; m 为热软化指数.上述材料参数的具体数值见表2.

泡沫子弹其原料为泡沫铝,采用Crushable Foam模型进行建模,材料的基本性能参数和单轴压缩下的应力应变数据通过实验测得,具体参数见表3和表4.

表 2 模型中所涉及的材料 Johnson-Cook 材料本构参数^[19,32-33]

Table 2 Johnson-Cook material constitutive parameters of the materials involved in the model^[19,32-33]

parameter	304 stainless steel	Q235B steel	AA3003-H18 aluminum alloy
density $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7 800	7 800	2 680
elasticity modulus E / GPa	193	200	67.6
Poisson's ratio ν	0.3	0.33	0.33
initial yield stress A / MPa	310	293.8	214
hardening constant B / MPa	1 000	230.2	143
hardening exponent n	0.65	0.578	0.36
reference strain rate $\dot{\epsilon}_0 / \text{s}^{-1}$	0.001	0.002 1	1
strain rate constant C	0.034	0.065 2	0.015
melting temperature T_M / K	1 800	1 793	893
thermal softening exponent m	1.05	0.706	0
specific heat $\theta / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	450	440	893

表 3 泡沫铝的基本性能参数

Table 3 Basic performance parameters of the aluminum foam

parameter	value
density $\rho_p / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	378
elasticity modulus E_p / GPa	0.38
Poisson's ratio ν_p	0.45
compressive yield stress ratio R	1.732

表 4 泡沫铝的 Crushable Foam 模型参数

Table 4 Crushable Foam model parameters of the aluminum foam

stress in uniaxial compression $\sigma_{\text{axial}} / \text{MPa}$	3.457	4.120	4.540	5.186	5.538	6.234	7.086	7.313	7.486	7.629	8.422	11.55
plastic strain in uniaxial compression $\epsilon_{\text{axial}}^{\text{pl}}$	0	0.042	0.084	0.126	0.206	0.262	0.310	0.349	0.417	0.456	0.542	0.674

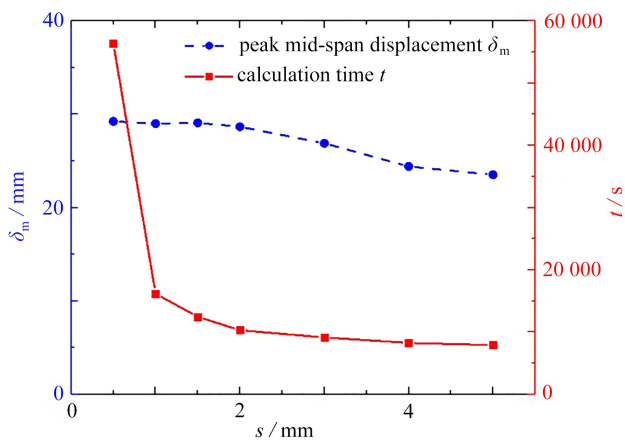


图 5 84.7 m/s 工况下仿真模型的网格无关性分析

Fig. 5 Grid independence analysis of the simulation model under 84.7 m/s

2.2.3 网格无关性验证

为获得较为合适的网格尺寸,本小节将以峰值跨中挠度 δ_m 作为衡量指标,从网格收敛性和计算时长两个方面对连接结构试样的网格大小进行分析.为确保单元节点之间 tie 连接绑定的有效性,面板和芯体采用统一的网格尺寸进行划分,并以 84.7 m/s 工况下面板和芯体完全粘接(采用 tie 约束连接)情况下的算例为例进行网格无关性分析(图 5),分别设置连接试样面板的网格尺寸 s 分别为 0.5 mm, 1 mm, 1.5 mm, 2 mm,

3 mm, 4 mm 和 5 mm 可以发现, 当网格尺寸取 $s = 1 \text{ mm}$ 时, 其峰值跨中挠度 δ_m 与 $s = 0.5 \text{ mm}$ 更为细密的网格计算所得的结果较为接近, 综合考虑计算成本和精度, 选取当前网格尺寸 s 为 1 mm . 方管连接件的变形模式是当前研究的重点, 考虑到后续对其壁厚参与的探讨, 采用较为细密的网格尺寸 0.5 mm 对其进行网格划分.

3 结果分析

3.1 实验结果

连接结构试样在不同弹速泡沫子弹冲击时的初始单位面积冲量 $I_0 = 4m_p v_0 / (\pi D_p^2)$ 和峰值跨中挠度 δ_m 如表 5 所示, m_p , v_0 和 D_p 分别为泡沫子弹的质量、初速度和直径. 同时通过高速摄影采集连接结构试样在受到不同弹速泡沫子弹冲击时的变形过程, 并分别绘制试样背面跨中部位的挠度时程曲线以及结构变形演化图, 如图 6 和图 7 所示. 本文共计开展了 4 种不同泡沫子弹弹速的冲击试验, 分析图 6 可发现, 随着泡沫子弹弹速的增加, 其峰值跨中挠度不断增大, 其中编号 1#, 2#, 3# 这三组试样在对应弹速冲击下连接接头完整, 并未发生断裂, 而编号为 4# 的试样由于受到较大的冲击导致连接部位发生了断裂失效 (图 7(b)), 无法有效测量其跨中部位的挠度. 因此本文工作将重点对编号 1#, 2# 和 3# 三组冲击试验开展分析.

表 5 连接结构试样的冲击试验数据

Table 5 Impact experiment data of connection structure specimens

specimen number	foam projectile mass	initial projectile velocity	initial unit area impulse	peak mid-span deflection
	m_p / g	$v_0 / (\text{m/s})$	$I_0 / (\text{kPa} \cdot \text{s})$	δ_m / mm
1#	107.4	84.7	3.44	34.7
2#	108.0	100.7	4.12	35.5
3#	108.3	117.4	4.81	38.9
4#	108.1	154.7	6.33	undetectable

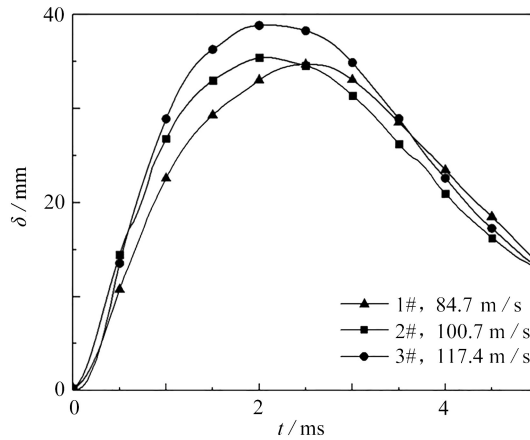


图 6 不同冲击速度下连接结构试样的跨中挠度-时程曲线

Fig. 6 Mid-span deflection-time curves of connection structure specimens at different impact velocities

通过观察连接试样的结构变形演化 (图 7) 可以发现, 当泡沫子弹撞击连接试样的跨中部位时, 动量从泡沫子弹传递至受冲击面, 并经由蜂窝芯体向后表面传递, 但由于当前试验中接头部位方管刚度较大, 阻碍了蜂窝芯体的变形, 受到泡沫子弹冲击部位的蜂窝芯体并没有出现典型的屈曲压溃失效行为, 因此可以认为当前连接试样在受到泡沫子弹冲击后受冲击面和后表面立即达到共速状态, 并在受冲击区域的边缘产生两对塑性铰, 并分别向两侧端部支座传递, 如图 7(a) 0.4 ms 时刻所示. 在此过程中, 塑性铰经过的区域的蜂窝芯体受到剪切变形, 当面板和芯体之间的剪切应力达到一定阈值时, 试样局部区域的面板和芯体将会发生脱黏现象, 并随着塑性铰的传递而扩展, 如图 7(a) 1.2 ms 时刻所示. 待两对塑性铰分别传递至两侧端部支座之后, 试样进入整体拉伸阶段, 并由面板的膜力拉伸以吸收泡沫子弹的剩余动能, 直至整个试样达到最大挠度. 对于连接接头部位, 由于芯体并未连续, 其拉伸载荷均由面板承载, 当泡沫子弹弹速过大时, 连接接头的齿根部位面板将达到临界载荷并产生断裂失效, 如图 7(b) 2.0 ms 时刻所示.

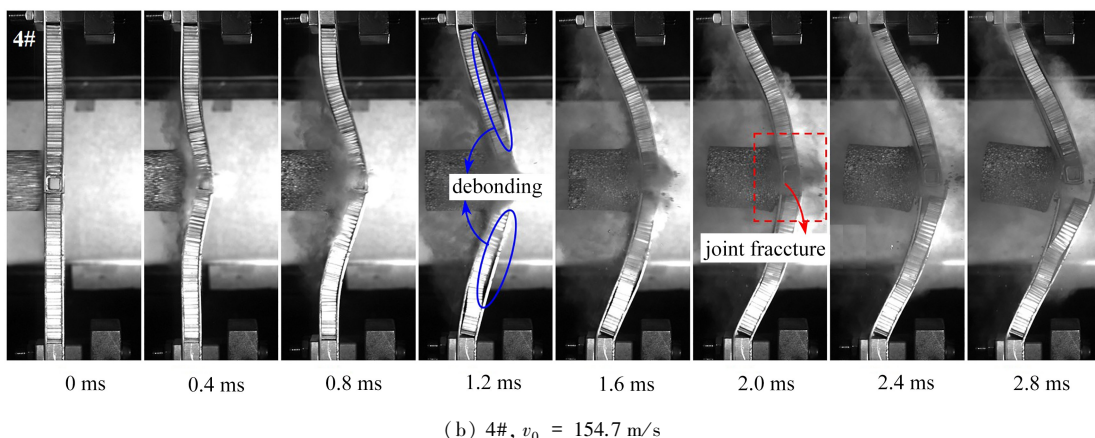
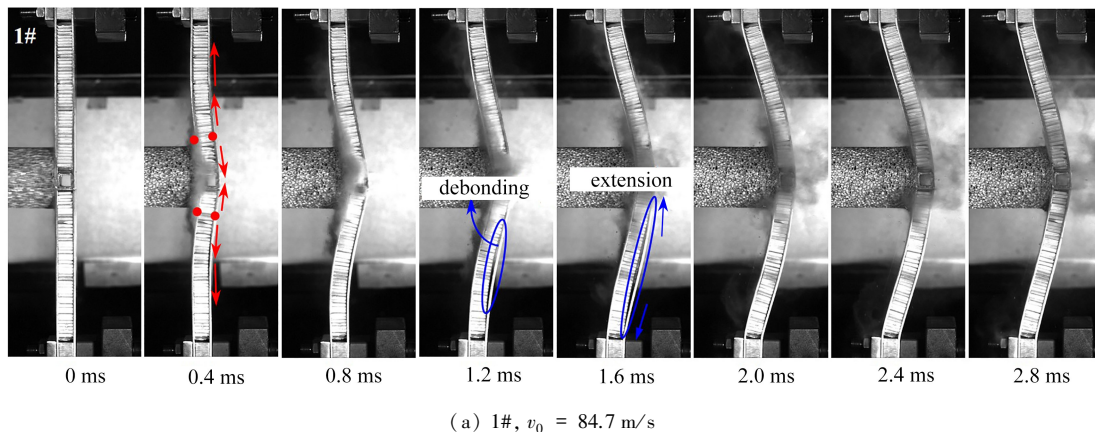


图 7 连接结构试样冲击试验的结构变形演化图

Fig. 7 Structural deformation evolutions of connection structure specimen impact tests

3.2 仿真对照

在冲击速度 84.7 m/s 下实验和有限元模拟的跨中挠度-时程曲线对比如图 8 所示.考虑到当前实验过程中出现的面板和芯体的部分脱黏现象,有限元模型中同时设置了面板和芯体全粘接(tie 约束)和不粘接(无 tie 约束)的工况进行对比分析,并且给出了两种仿真工况下结构的变形演化过程,如图 9 所示.

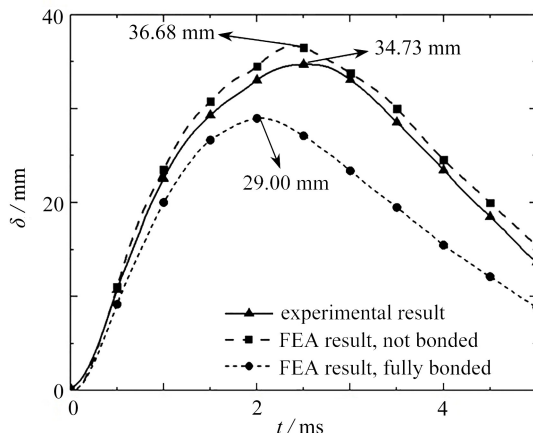


图 8 84.7 m/s 冲击速度下的连接结构试样的实验和仿真结果对比

Fig. 8 Comparison of experiment and simulation results of connection structure specimens at an 84.7 m/s impact velocity

从图 9 中可以看到,面板和芯体全粘接的工况下试样背凸位移要低于面板和芯体不粘接的工况.并且在加载的初始时刻(0.8 ms),面板和芯体不粘接的试样在泡沫子弹冲击加载区域相较于全粘接试样呈现出更为明显的局部变形,说明面板和芯体界面的粘接强度对整个连接结构试样的抗弯性能起到了关键作用.

同时,通过对照实验所得的挠度-时程曲线可以发现,其峰值跨中挠度介于面板和芯体全粘接和不粘接的仿真分析结果之间.说明当前实验样件的芯体和面板之间的粘接不够牢固,其在受冲击过程中发生了面板和芯体的局部分离,导致跨中挠度增大.在面板和芯体完全粘接的情况下,其跨中挠度更小,抗冲击性能更好.

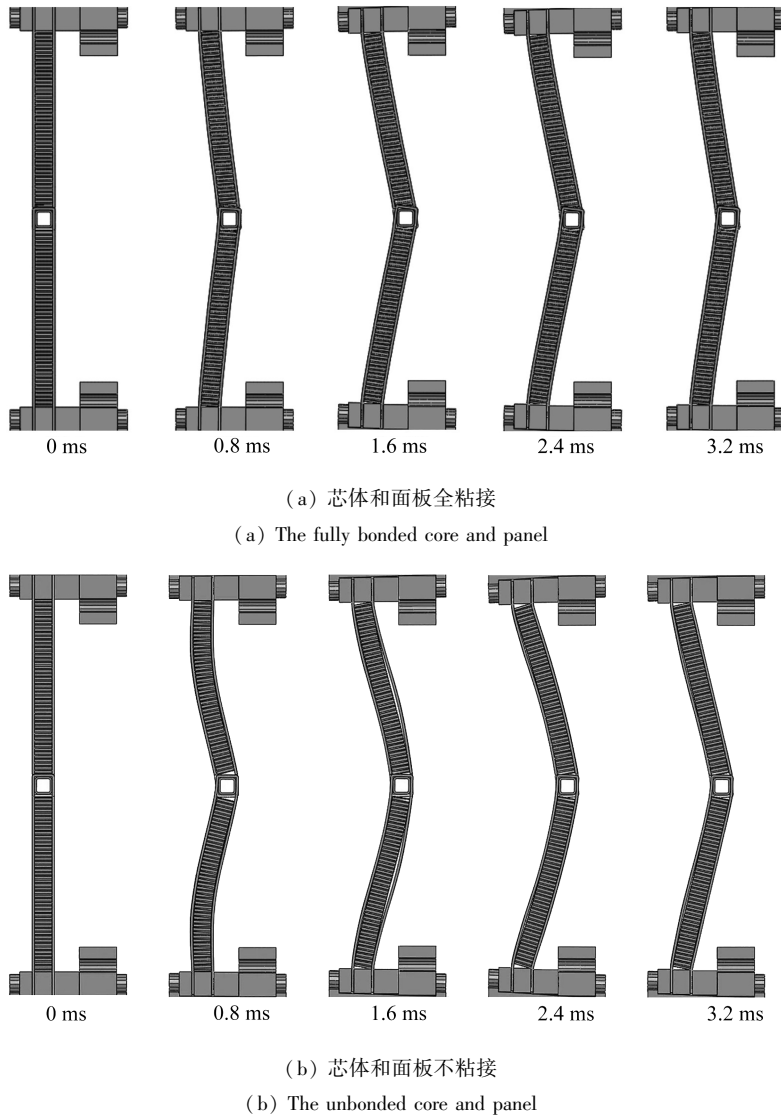


图9 84.7 m/s冲击速度下结构变形演化的有限元仿真结果

Fig. 9 Finite element simulation results of structural deformation evolution at an 84.7 m/s impact velocity

4 参数讨论

本研究工作中所设计的连接接头结合了方管连接件连接和燕尾榫连接这两种不同的连接方式,因此,接下来将采用有限元模拟方法探究方管壁厚 t_1 以及齿根宽度 a 和齿顶宽度 b 等几何参数对连接结构抗冲击性能的影响,并选择冲击速度为 84.7 m/s 的典型有限元模型进行分析,其余各尺寸参数保持与当前实验连接结构一致.其中齿根宽度 a 和齿顶宽度 b 之和为半个梁宽 $W/2$,对应几何关系为 $a + b = W/2$,采用半梁宽 $W/2$ 进行无量纲化,对应齿根宽度为 $2a/W$;同理,方管壁厚 t_1 采用面板厚度 t_f 进行无量纲化,对应无量纲化方管壁厚为 t_1/t_f ;对于峰值跨中挠度 δ_m ,同样采用半跨长 $L/2$ 进行无量纲化,无量纲化的峰值挠度为 $2\delta_m/L$.

4.1 方管连接件壁厚的影响

绘制 $2a/W = 0.133, 0.267, 0.500$ 三种典型接头宽度下的无量纲方管连接件壁厚和无量纲峰值跨中挠度

关系,如图 10 所示.对于齿根宽度较大的几何尺寸(即 $2a/W=0.500$),当方管壁厚较小时($t_1/t_f \leq 0.375$),其无量纲峰值跨中挠度较大,其原因为齿状连接结构的齿根宽度和齿顶宽度相等,左右两侧连接单元无法形成机械互锁,连接结构在泡沫子弹冲击下的载荷均由方管支撑,而此时方管壁厚较薄,发生了方管压溃现象,如图 11 所示,而后续随着方管壁厚进一步增加,其无量纲峰值跨中挠度略有减小.对于齿根宽度较小的两种几何尺寸(即 $2a/W = 0.167, 0.267$),当方管壁厚较小时($t_1/t_f \leq 0.375$),其无量纲峰值跨中挠度同样下降明显,但随着方管壁厚的增加,其无量纲峰值跨中挠度下降幅度不大,连接结构的抗冲击性能并没有显著提升.因此,当方管壁厚较薄时($t_1/t_f \leq 0.375$),连接结构更容易陷入方管压溃的失效模式进而导致其峰值挠度增大.

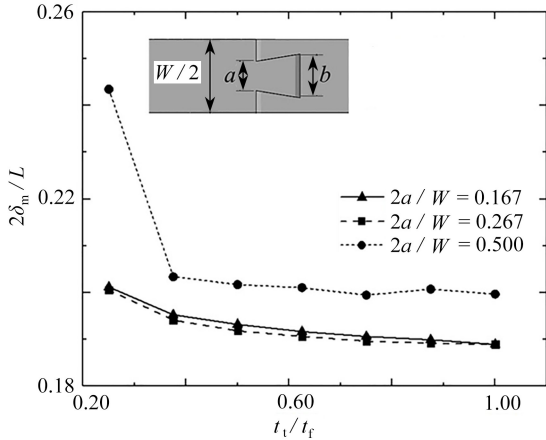


图 10 三种典型接头宽度下,试样的无量纲方管连接件壁厚和无量纲峰值跨中挠度关系

Fig. 10 The relationships between dimensionless square tube connector wall thicknesses and dimensionless peak mid-span deflections of the specimen under 3 typical joint widths

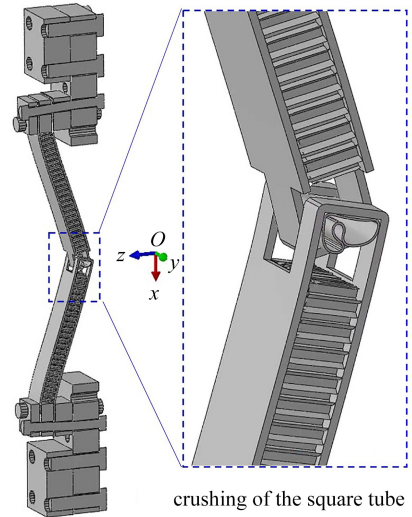


图 11 方管压溃失效,对应接头几何尺寸参数 $2a/W = 0.50, t_1/t_f = 0.25$

Fig. 11 The square tube collapse failure, corresponding joint geometric parameters $2a/W = 0.50, t_1/t_f = 0.25$

4.2 连接接头宽度的影响

接下来探究连接接头齿根宽度对于连接结构失效行为的影响,分别绘制 $t_1/t_f = 0.25, 0.50, 0.75$ 三种典型方管连接件壁厚尺寸下的无量纲齿根宽度和无量纲峰值跨中挠度关系,如图 12 所示.对于不同方管厚度 t_1/t_f ,可以发现无量纲峰值跨中挠度随着齿根宽度的逐渐增大,均呈现出先减小再增大的趋势.

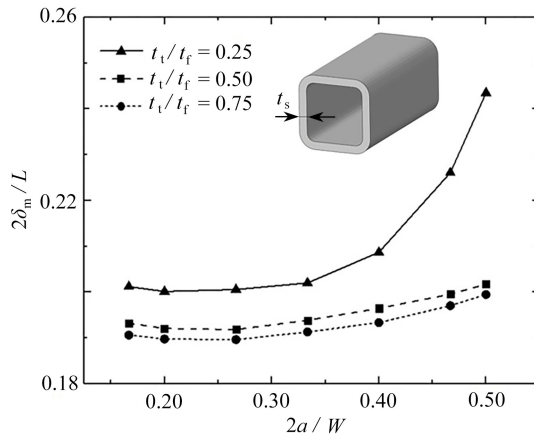


图 12 三种典型方管连接件壁厚尺寸下,试样的无量纲齿根宽度和无量纲峰值跨中挠度关系

Fig. 12 The relationships between dimensionless root widths and dimensionless peak mid-span deflections of the specimen under 3 typical square tube connector wall thicknesses

当齿根宽度 $2a/W$ 大于 0.267 时,由于左右两侧连接单元之间的接触面积逐渐减小,导致其机械互锁作用

不断削弱,因此其峰值跨中挠度不断增大,抗冲击性能下降。此时,当方管连接件厚度较薄时($t_1/t_f = 0.25$),根据4.1小节的结论,连接结构的失效模式将由方管压溃所主导,其峰值跨中挠度在三种典型方管连接件壁厚尺寸下最大。而当齿根宽度 $2a/W$ 小于0.267时,虽然左右两侧连接单元的接触面积增大,即机械互锁连接接触面积增大,但由于齿根宽度的减小,面板的有效截面积($a \times t_f$)减小,面板的抗拉强度降低,此时连接结构的峰值跨中挠度反而逐渐增大,抗冲击性能也同样下降。当齿根宽度 $2a/W$ 等于0.267时,对于不同方管厚度 t_1/t_f ,连接结构均具有较小的峰值跨中挠度 $2\delta_m/L$,说明在该齿根宽度取值范围下,连接接头的机械互锁作用较为显著,连接结构具有较好的抗冲击性能。

简单小结,由于连接接头根部横截面积和机械互锁接触面积之间存在竞争机制,在当前方管厚度 t_1/t_f 取值范围内所有算例的无量纲峰值跨中挠度随着齿根宽度的逐渐增大,均呈现出先减小再增大的趋势。

4.3 有无方管连接件的影响

考虑到方管连接件对于连接结构变形模式的影响较大,本小节单独探讨有无方管对于当前连接结构抗冲击性能的影响。绘制弹速为84.7 m/s时,有、无方管连接结构的无量纲化齿根宽度与无量纲化峰值跨中挠度关系,如图13所示。其中有方管连接结构选择的方管壁厚 t_1/t_f 为0.375。从图中可以明显发现,在当前齿根宽度范围内,有方管连接结构在连接件仅增重2.4%的前提下,峰值跨中挠度相较于无方管连接结构显著降低,说明其抗冲击性能要明显优于无方管结构。同时,还能发现针对齿根宽度 $2a/W = 0.50$ 这个尺寸参数取值,通过穿插方管连接件能够显著改善由原本齿状机械互锁连接接头的固有缺陷,使得左右两侧连接接头不易分离(如图14所示)。这种通过施加方管连接件以增强机械互锁的连接方式可同样应用于其他夹层结构的连接。

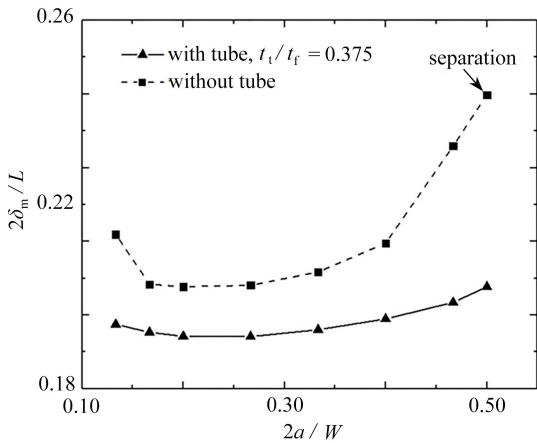


图13 84.7 m/s冲击速度下,有、无方管连接试样的无量纲化齿根宽度与无量纲化峰值跨中挠度关系

Fig. 13 The relationships between the dimensionless root widths and the dimensionless peak mid-span deflections of the specimen with and without square the tube connector at an 84.7 m/s impact velocity

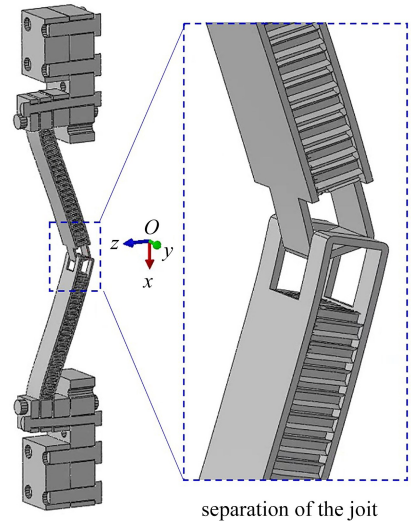


图14 84.7 m/s冲击速度下,无方管连接试样发生了分离,对应接头几何尺寸参数 $2a/W = 0.50$, $t_1/t_f = 0.75$

Fig. 14 At the impact velocity of 84.7 m/s, the separated specimen and the corresponding joint geometric parameters $2a/W = 0.50$, $t_1/t_f = 0.75$

5 结 论

本文基于榫卯结构的机械互锁设计方法,通过引入方管连接件以实现蜂窝夹芯结构之间的便捷可靠连接,在此基础上开展了这种蜂窝夹芯结构用连接接头的抗泡沫子弹冲击试验,并且采用有限元模拟的方法进行了实验结果对比以及后续的参数化讨论工作,得到的相关结论如下:

1) 根据仿真预测结果发现,在当前方管壁厚 t_1 和齿根宽度 a 的参数化讨论范围内,当方管壁厚 t_1 较薄时($t_1/t_f \leq 0.375$),结构易出现方管压溃这种失效模式。

2) 此外,随着齿根宽度 a 的逐渐增大,峰值跨中挠度呈现出先减小再增大的趋势,说明连接接头根部横截面积和机械互锁接触面积之间存在竞争机制。当齿根宽度 a 较小时 ($2a/W < 0.267$), 连接结构机械互锁作用明显,但由于齿根宽度减小所引起的面板沿面内拉伸方向的有效截面积 ($a \times t_1$) 减小,进而导致峰值跨中挠度的增大;而当齿根宽度 a 较大时 ($2a/W > 0.267$), 机械互锁作用削弱,仅由方管连接件承载,峰值跨中挠度显著增大。在当前参数化讨论范围内,无量纲齿根宽度 $2a/W = 0.267$ 时,连接结构具有较优的抗冲击性能。

3) 方管连接件的引入能够显著改善由原本齿状机械互锁连接接头的固有缺陷,使得左右两侧连接接头不易分离,这种通过连接件和机械互锁强强互补的连接方式可同样应用于其他夹层结构的连接,并有望应用于各型主战装备,实现防护结构的快速可靠连接。

参考文献 (References):

- [1] PAIK J K, THAYAMBALLI A K, KIM G S. The strength characteristics of aluminum honeycomb sandwich panels[J]. *Thin-Walled Structures*, 1999, **35**(3): 205-231.
- [2] SUN G, CHEN D, HUO X, et al. Experimental and numerical studies on indentation and perforation characteristics of honeycomb sandwich panels[J]. *Composite Structures*, 2018, **184**: 110-124.
- [3] REDDY B G V, SHARMA K V, REDDY T Y. Deformation and impact energy absorption of cellular sandwich panels[J]. *Materials & Design*, 2014, **61**: 217-227.
- [4] GIBSON L, ASHBY M F. *Cellular Solids Structure and Properties*[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1999.
- [5] ADHIKARI S. The in-plane mechanical properties of highly compressible and stretchable 2D lattices[J]. *Composite Structures*, 2021, **272**: 114167.
- [6] 李金矿, 万文玉, 刘闯. 形状记忆合金蜂窝结构抗冲击性能研究[J]. *应用数学和力学*, 2024, **45**(1): 34-44. (LI Jinkuang, WAN Wenyu, LIU Chuang. Study on impact resistance of shape memory alloy honeycomb structures[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2024, **45**(1): 34-44. (in Chinese))
- [7] DAFANG W, LIMING Z, BING P, et al. Thermal protection performance of metallic honeycomb core panel structures in non-steady thermal environments[J]. *Experimental Heat Transfer*, 2016, **29**(1): 53-77.
- [8] HUANG W C, NG C F. Sound insulation improvement using honeycomb sandwich panels[J]. *Applied Acoustics*, 1998, **53**(1/3): 163-177.
- [9] NG C F, HUI C K. Low frequency sound insulation using stiffness control with honeycomb panels[J]. *Applied Acoustics*, 2008, **69**(4): 293-301.
- [10] PALOMBA G, EPASTO G, CRUPI V, et al. Single and double-layer honeycomb sandwich panels under impact loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, **121**: 77-90.
- [11] XIE S, JING K, ZHOU H, et al. Mechanical properties of Nomex honeycomb sandwich panels under dynamic impact[J]. *Composite Structures*, 2020, **235**: 111814.
- [12] ZHANG D, FEI Q, ZHANG P. Drop-weight impact behavior of honeycomb sandwich panels under a spherical impactor[J]. *Composite Structures*, 2017, **168**: 633-645.
- [13] GABRIELE I, LINFORTH S, NGO T D, et al. Blast resistance of auxetic and honeycomb sandwich panels: comparisons and parametric designs[J]. *Composite Structures*, 2018, **183**: 242-261.
- [14] SAWANT R, PATEL M, PATEL S. Numerical analysis of honeycomb sandwich panels under blast load[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2023, **87**: 67-73.
- [15] 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**: 100-109.
- [16] WEN H M, REDDY T Y, REID S R, et al. Indentation, penetration and perforation of composite laminate and sandwich panels under quasi-static and projectile loading[J]. *Key Engineering Materials*, 1998, **143**: 501-552.
- [17] MENNA C, ZINNO A, ASPRONE D, et al. Numerical assessment of the impact behavior of honeycomb sand-

- wich structures[J]. *Composite Structures*, 2013, **106**: 326-339.
- [18] EBRAHIMI H, GHOSH R, MAHDI E, et al. Honeycomb sandwich panels subjected to combined shock and projectile impact[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, **95**: 1-11.
- [19] SUN G, CHEN D, WANG H, et al. High-velocity impact behaviour of aluminium honeycomb sandwich panels with different structural configurations[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, **122**: 119-136.
- [20] RATHBUN H J, RADFORD D D, XUE Z, et al. Performance of metallic honeycomb-core sandwich beams under shock loading[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2006, **43**(6): 1746-1763.
- [21] DHARMASENA K P, WADLEY H N G, XUE Z, et al. Mechanical response of metallic honeycomb sandwich panel structures to high-intensity dynamic loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, **35**(9): 1063-1074.
- [22] CASTANIÉ B, BOUVET C, GINOT M. Review of composite sandwich structure in aeronautic applications[J]. *Composites (Part C): Open Access*, 2020, **1**: 100004.
- [23] 张杜江, 赵振宇, 褚庆国, 等. 浅埋爆炸下考虑乘员安全的防雷底板设计理论模型[J/OL]. 应用力学学报, 2024 [2024-06-09]. <https://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1112.o3.20221124.1404.006.html>. (ZHANG Dujiang, ZHAO Zhenyu, CHU Qingguo, et al. Theoretical model of armored vehicle bottom plate subjected to detonation of shallow-buried explosives, with occupant safety considered[J/OL]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2024[2024-06-09]. <https://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1112.o3.20221124.1404.006.html>. (in Chinese))
- [24] CRUPI V, EPASTO G, GUGLIELMINO E. Collapse modes in aluminium honeycomb sandwich panels under bending and impact loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, **43**: 6-15.
- [25] ELGEWELY E. 3D reconstruction of furniture fragments from the ancient town of karanis[J]. *Studies in Digital Heritage*, 2017, **1**(2): 409-427.
- [26] KOZAK J. Selected problems on application of steel sandwich panels to marine structures[J]. *Polish Maritime Research*, 2009, **16**(4): 9-15.
- [27] LIU Z, MAJUMDAR P K, COUSINS T E, et al. Development and evaluation of an adhesively bonded panel-to-panel joint for a FRP bridge deck system[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2008, **12**(2): 224-233.
- [28] ZHOU A, KELLER T. Joining techniques for fiber reinforced polymer composite bridge deck systems[J]. *Composite Structures*, 2005, **69**(3): 336-345.
- [29] BANHART J. Manufacture, characterisation and application of cellular metals and metal foams[J]. *Progress in Materials Science*, 2001, **46**(6): 559-632.
- [30] SCHÜLER P, FISCHER S F, BÜHRIG-POLACZEK A, et al. Deformation and failure behaviour of open cell Al foams under quasistatic and impact loading[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2013, **587**: 250-261.
- [31] 张杜江, 赵振宇, 贺良, 等. 基于 Johnson-Cook 本构模型的高强度装甲钢动态力学性能参数标定及验证[J]. 兵工学报, 2022, **43**(8): 1966-1976.(ZHANG Dujiang, ZHAO Zhenyu, HE Liang, et al. Calibration and verification of dynamic mechanical properties of high-strength armored steel based on Johnson-Cook constitutive model[J]. *Acta Armamentarii*, 2022, **43**(8): 1966-1976.(in Chinese))
- [32] NAHSHON K, PONTIN M, EVANS A, et al. Dynamic shear rupture of steel plates[J]. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 2007, **2**(10): 2049-2066.
- [33] 郭子涛, 高斌, 郭钊, 等. 基于 J-C 模型的 Q235 钢的动态本构关系[J]. 爆炸与冲击, 2018, **38**(4): 804-810. (GUO Zitao, GAO Bin, GUO Zhao, et al. Dynamic constitutive relation based on J-C model of Q235 steel[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, **38**(4): 804-810.(in Chinese))