

DOI: 10.11883/bzycj-2024-0045

# 多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的动力学响应分析\*

张元瑞<sup>1</sup>, 朱玉东<sup>1</sup>, 王克鸿<sup>2</sup>, 周琦<sup>2</sup>, 虞吉林<sup>1</sup>, 郑志军<sup>1,3</sup>

(1. 中国科学技术大学近代力学系中国科学院材料力学行为和 Design 重点实验室, 安徽 合肥 230027;

2. 南京理工大学材料科学与工程学院, 江苏 南京 210094;

3. 中国科学院力学研究所非线性力学国家重点实验室, 北京 100190)

**摘要:** 为了研究均匀/梯度多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的耦合响应过程和多胞子弹对夹芯梁的加载效果, 对该冲击过程开展了理论分析、数值模拟和试验研究: 通过将泡沫夹芯梁等效为单梁以简化分析, 基于多胞子弹的冲击波模型和泡沫夹芯梁的等效单梁响应模型, 构建了多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的耦合分析模型, 给出了冲击过程中各响应阶段的控制方程, 并结合龙格-库塔对方程进行了数值求解; 基于三维 Voronoi 技术, 开展了均匀/梯度多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的细观有限元模拟; 在多胞子弹的冲击测试平台上进行了试验研究, 结合高速摄影技术获取了多胞子弹和泡沫夹芯梁的速度响应。结果表明: 耦合分析模型可以准确地预测多胞子弹和泡沫夹芯梁的速度历程曲线以及多胞子弹产生的冲击压强; 在初始动量相同但密度分布或初速度不同的多胞子弹冲击下, 同一构型的泡沫夹芯梁展现出不同的力学响应, 这说明多胞子弹的加载不能简单地等效为脉冲加载, 多胞子弹与夹芯梁之间的耦合效应不可忽略; 相较于均匀多胞子弹, 梯度多胞子弹的冲击压力波形更加尖锐, 在其衰减过程中展现出更强的非线性特征。

**关键词:** 多胞子弹; 泡沫夹芯梁; 耦合分析模型; 有限元模拟; 冲击测试

中图分类号: O389

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

## Dynamic response analysis of cellular projectile impacting foam sandwich beam

ZHANG Yuanrui<sup>1</sup>, ZHU Yudong<sup>1</sup>, WANG Kehong<sup>2</sup>, ZHOU Qi<sup>2</sup>, YU Jilin<sup>1</sup>, ZHENG Zhijun<sup>1,3</sup>

(1. CAS Key Laboratory of Mechanical Behavior and Design of Materials, Department of Modern Mechanics,

University of Science and Technology of China, Hefei 230027, Anhui, China;

2. School of Materials Science and Engineering, Nanjing University of Science and Technology,

Nanjing 210094, Jiangsu, China;

3. State Key Laboratory of Nonlinear Mechanics, Institute of Mechanics,

Chinese Academy of Science, Beijing 100190, China)

**Abstract:** Cellular projectiles are widely used in the impact tests of protective structures, but the actual loads of cellular projectiles acting on the tested sandwich structures are still unclear. To explore the coupling response process between the uniform/graded cellular projectile and the foam sandwich beam and the loading effect of cellular projectiles, theoretical analysis, numerical simulations, and impact tests were carried out. The foam sandwich beam was equivalent to a monolithic beam to simplify the analysis. Based on the shock wave model of the cellular projectile and the equivalent response model of the foam sandwich beam, a coupling analysis model of the cellular projectile impacting the foam sandwich beam was developed, and its governing equations were presented and solved numerically by the Runge-Kutta method. Meso-finite

\* 收稿日期: 2024-01-29; 修回日期: 2024-04-05

基金项目: 国家自然科学基金(11872360)

第一作者: 张元瑞(1997—), 女, 博士, yrzhang1@ustc.edu.cn

通信作者: 郑志军(1979—), 男, 博士, 副教授, zzheng@ustc.edu.cn

element simulations of a uniform/graded cellular projectile impacting a foam sandwich beam were carried out based on the 3D Voronoi technique. Impact tests were performed on the test platform of cellular projectiles, and the velocity response of the cellular projectiles and the foam sandwich beams was obtained by using a high-speed camera and a digital image processing technique. It is found that the coupling analysis model can accurately predict the velocity history curves of the cellular projectile and the foam sandwich beam, as well as the impact pressure of the cellular projectile. Subjected to cellular projectiles with the same initial momentum but different density distribution or initial velocity, foam sandwich beams with the same configuration present different mechanical response processes, which demonstrates that the impact of cellular projectiles cannot be simply equivalent to impulse loading, and the coupling effect between the projectile and the sandwich beam cannot be ignored. Compared with uniform cellular projectiles, the impact pressure waveform of the graded cellular projectile is sharper and shows stronger nonlinearity during its attenuation. This study clarifies the loading effect of cellular projectiles on foam sandwich beams and lays a theoretical foundation for the optimal design of cellular projectiles simulating blast loads.

**Keywords:** cellular projectile; foam sandwich beam; coupling analysis model; finite element simulation; impact test

爆炸经常发生在军事对抗、工业生产和民用环境中,其产生的爆炸载荷具有瞬时性和高强度等特点,极易导致人员伤亡和结构破坏失效。为了抵御爆炸冲击载荷,以夹芯结构为主的新型抗爆炸防护结构迅速发展<sup>[1]</sup>,因此亟需对其开展爆炸冲击实验以检验其防护性能。然而,现场爆炸测试具有实验条件要求高、炸药管控严格、低效、重复性低等劣势,难以得到广泛应用<sup>[2]</sup>。近年来,一些可在实验室环境中近似模拟爆炸载荷的实验技术得到了发展,如水下流固耦合加载技术<sup>[3]</sup>、楔形激波加载技术<sup>[4]</sup>等,但这些爆炸载荷模拟器的设计与构建往往费时费力,难以在常规实验室环境下得到推广和使用。因此,发展简单、可靠的仿爆炸冲击加载测试技术,对防护结构的性能评估和优化具有重要意义。

多胞材料在高速冲击过程中发生逐层压溃变形,材料内部产生的塑性冲击波引起应力增强<sup>[5]</sup>,可能产生高峰值、短脉宽的冲击载荷。基于此, Radford 等<sup>[6-7]</sup>提出了一种发射由泡沫铝制成的均匀多胞子弹来冲击防护结构的测试方法,以此比较了单梁与夹芯梁的抗冲击性能,发现同等质量下各类夹芯梁的抗冲击性能均优于单梁。之后,均匀多胞子弹被进一步应用于蜂窝夹芯梁<sup>[8]</sup>、复合夹芯梁<sup>[9]</sup>、波纹芯夹芯梁<sup>[10]</sup>等芯层各异的夹芯梁的冲击测试研究中。由于均匀多胞子弹的简便性与可调控性,其被广泛应用于各类新型夹芯结构的防护性能测试中,例如: Jing 等<sup>[11-14]</sup>和 Li 等<sup>[15-16]</sup>采用泡沫铝子弹对泡沫夹芯梁<sup>[11-12]</sup>、夹芯板<sup>[13,15-16]</sup>和夹芯壳<sup>[14]</sup>等夹芯结构在冲击下的变形与破坏模式进行了系统研究,分析了均匀多胞子弹初始动量、面板厚度和芯层厚度等因素对夹芯结构响应的影响; Zhao 等<sup>[17]</sup>和魏建辉等<sup>[18]</sup>通过泡沫铝子弹测试,着重探讨了芯层密度梯度对夹芯结构性能的影响; Zhang 等<sup>[19]</sup>分析了均匀多胞子弹冲击下以纤维金属层压板为面板的夹芯结构的动态响应和失效行为; Xiao 等<sup>[20]</sup>、Li 等<sup>[21]</sup>和 Chen 等<sup>[22]</sup>针对以凹形微结构为芯层的新型夹芯结构,如负泊松比蜂窝夹芯梁<sup>[20]</sup>、负泊松比蜂窝夹芯拱<sup>[21]</sup>、星形蜂窝夹芯梁<sup>[22]</sup>,开展了均匀多胞子弹冲击测试研究; Yu 等<sup>[23]</sup>和 Wang<sup>[24]</sup>等分别研究了流体填充和沙砾填充夹芯梁在均匀多胞子弹冲击下的动力学响应行为。这些研究均通过均匀泡沫金属子弹的冲击测试对各类夹芯结构的防护性能进行了分析,获得了有效的结构优化策略。然而,均匀多胞子弹作用于单梁上的冲击载荷的衰减特征与爆炸载荷的非线性衰减特征具有显著的差异<sup>[25]</sup>,防护结构在均匀多胞子弹冲击下的响应行为可能与其在爆炸载荷作用下的响应行为并不一致。因此,亟需构建一个可以准确描述多胞子弹冲击典型防护结构过程的动力学分析模型,以深入研究多胞子弹对防护结构的真实加载效果。

多胞子弹对防护结构的冲击加载常被近似为脉冲加载,往往只关注多胞子弹的初始动量<sup>[11,13,26-27]</sup>。Qiu 等<sup>[28]</sup>基于刚塑性理论提出了脉冲加载模型,该模型被广泛应用于预测多胞子弹加载下的结构响应。然而,脉冲加载模型将外部加载与被加载结构解耦,忽略了多胞子弹与被测试结构的耦合作用过程,无法获得多胞子弹作用于防护结构上的真实冲击压强。近期,张元瑞等<sup>[25]</sup>结合均匀多胞子弹的冲击波模型和固支单梁的塑性铰模型,建立了均匀多胞子弹冲击固支单梁的耦合分析模型,准确预测了均匀多胞子弹作用于单梁上的冲击载荷,发现其与爆炸载荷的形式具有一定的差距。夹芯结构具有更加优异的

抗爆炸性能,但其结构组成较复杂,可能的影响因素也更多<sup>[29]</sup>。已发展的理论模型难以准确描述出多胞子弹冲击夹芯结构时两者的耦合作用过程,也难以有效评估多胞子弹对夹芯结构的加载效果,因此需要认识夹芯结构在多胞子弹作用下的主导变形机制,以构建简单、有效的理论分析模型来描述二者的耦合作用过程。实际上,夹芯梁的变形主要由其整体拉伸和弯曲产生,这种变形模式与单梁在多胞子弹冲击下的变形模式类似。因此,通过将夹芯梁等效为单梁可以简化描述夹芯梁的响应行为,以进一步构建多胞子弹冲击夹芯梁的耦合响应分析模型,探究多胞子弹对夹芯梁的加载效果。

本文中,结合理论分析、数值模拟和实验测试来研究均匀/梯度多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的动力学响应过程:构建多胞子弹冲击泡沫夹芯梁过程的耦合响应模型,探索均匀/梯度多胞子弹冲击泡沫夹芯梁时产生的冲击载荷形式,明确使用多胞子弹来评估夹芯梁抗爆性能的有效性,分析多胞子弹的密度分布、长度和初速度等参数对其冲击过程和加载效果的影响,以期多胞子弹在复杂防护结构的测试应用上提供更为深入的认识。

## 1 理论分析模型

### 1.1 问题描述

多胞子弹冲击下泡沫夹芯梁中各组分的变形和相互作用过程较为复杂,难以逐一准确描述。为促进仿爆炸冲击测试技术的发展,本文发展一个描述多胞子弹冲击固支夹芯梁响应过程的简化耦合分析模型。如图 1 所示,考虑单位面积质量为  $m_p$ 、长度为  $l_0$  的均匀/梯度多胞子弹(uniform/graded cellular projectile, UCP/GCP)以  $v_0$  的初速度冲击一固支的泡沫夹芯梁。这里,仅考虑密度  $\rho$  呈线性变化的情况:

$$\rho(y) = \rho_0 + (\rho_e - \rho_0)y/l_0 \quad (1)$$

式中:  $y$  为从多胞子弹冲击端指向远端的拉格朗日坐标;  $\rho_0$  和  $\rho_e$  分别为梯度多胞子弹冲击端和远端的相对密度,当  $\rho_0 = \rho_e$  时,即为均匀多胞子弹。多胞子弹在平行于梁跨度方向的宽度为  $2a$ 。泡沫夹芯梁的跨度为  $2L$ ,面梁和背梁的厚度均为  $h$ ,芯层泡沫的厚度为  $h_c$ ,如图 1(a) 所示。

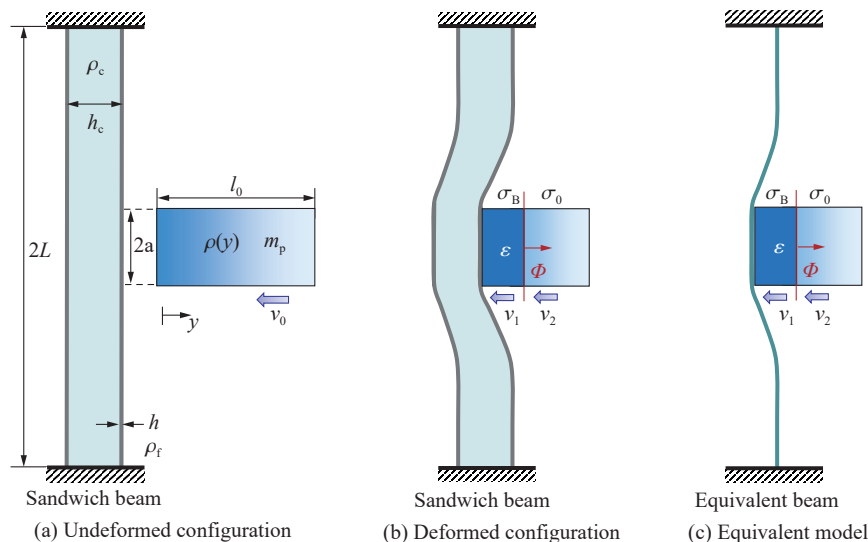


图 1 梯度多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的示意图

Fig. 1 Schematic diagrams of a graded cellular projectile impacting a foam sandwich beam

在垂直于纸面的方向上,多胞子弹与梁的宽度相同,因此该冲击情形可以视为二维的。假设面梁和背梁的材料为一种刚性-理想塑性材料,密度为  $\rho_b$ ,屈服强度为  $\sigma_Y$ 。泡沫芯层的密度为  $\rho_c$ ,初始压溃应力为  $\sigma_0$ ,压实应变为  $\epsilon_D$ ,拉伸强度为  $\sigma_1$ 。在冲击过程中,子弹从冲击端处产生逐层压溃,梁从跨中处开始变形,如图 1(b) 所示。

## 1.2 多胞子弹的冲击波模型

多胞材料在动态冲击过程中的压溃行为可以采用塑性冲击波理论进行描述, 结合多胞材料在单轴压缩下的材料本构, 即可建立描述多胞子弹冲击过程的冲击波模型<sup>[25]</sup>。Zheng 等<sup>[30]</sup>提出的刚性-塑性硬化(R-PH)模型可以较为精准地描述多胞材料在单轴压缩下的名义应力-名义应变( $\sigma$ - $\varepsilon$ )关系:

$$\sigma = \sigma_0 + \frac{C\varepsilon}{(1-\varepsilon)^2} \quad (2)$$

式中:  $C$  为应变硬化参数。  $\sigma_0$  和  $C$  与多胞材料的相对密度  $\rho$  之间的关系可表示为<sup>[25]</sup>:

$$\begin{cases} \sigma_0 = k_1 \sigma_{ys} \rho^{n_1} \\ C = k_2 \sigma_{ys} \rho^{n_2} \end{cases} \quad (3)$$

式中:  $\sigma_{ys}$  为多胞材料基体材料的屈服强度,  $k_1$ 、 $n_1$ 、 $k_2$  和  $n_2$  为拟合参数。以梯度多胞子弹的冲击端为坐标原点, 建立梯度多胞子弹的拉格朗日坐标系。在  $t$  时刻, 子弹内波阵面位置为  $\varphi(t)$ , 波速为  $\dot{\varphi}$ , 波阵面前方的速度、应力、应变分别为  $v_2(t)$ 、 $\sigma_0(t)$ 、 $0$ , 波阵面后方的对应物理量分别为  $v_1(t)$ 、 $\sigma_B(t)$ 、 $\varepsilon(t)$ 。子弹冲击端的冲击压强为  $p(t)$ , 如图 1(a) 所示。根据波阵面上的质量守恒和动量守恒条件, 可以得到:

$$v_1 - v_2 = -\dot{\varphi}(\varepsilon - 0) \quad (4)$$

$$\sigma_B - \sigma_0 = -\rho_s \rho \dot{\varphi} (v_1 - v_2) \quad (5)$$

式中:  $\rho_s$  为多胞子弹的基体材料密度。结合式 (4) 和式 (5) 并联立式 (2) 可得到冲击波波速表达式:

$$\dot{\varphi}(t) = v_2 - v_1 + c \quad (6)$$

式中:  $c = \sqrt{C(\rho)/(\rho_s \rho)}$ 。再将式 (6) 代入式 (5) 中可得到:

$$\sigma_B = \sigma_0 + \rho_s \rho (v_2 - v_1)(v_2 - v_1 + c) \quad (7)$$

梯度多胞子弹的压溃区和未压溃区的加速度可分别由牛顿第二定律得到为:

$$\begin{cases} \dot{v}_1(t) = -(\sigma_B - p)/m_c \\ \dot{v}_2(t) = -\sigma_0/(m_p - m_c) \end{cases} \quad (8)$$

式中:  $m_c = \int_0^\varphi \rho_s \rho dy$  为梯度多胞子弹压实区的单位面积质量。综合式 (6)~(8), 即可得到梯度多胞子弹在压溃过程中的控制方程组。

随着梯度多胞子弹压溃区的持续加速和未压溃区的持续减速, 当压溃区速度  $v_1$  与未变形区速度  $v_2$  相等时, 梯度多胞子弹停止压溃, 子弹内部的塑性冲击波消失。随后子弹整体以相同的速度  $v_1$  继续冲击夹芯梁, 此时子弹的减速度满足:

$$\dot{v}_1(t) = -p(t)/m_p \quad (9)$$

## 1.3 泡沫夹芯梁的等效单梁响应模型

在多胞子弹的冲击下, 泡沫夹芯梁发生整体弯曲和拉伸变形。为了简化分析, 忽略冲击过程中泡沫芯层的压溃, 将夹芯梁等效为一个厚度均匀的单梁, 如图 1(c) 所示。在该假设下, 夹芯梁的等效单梁的单位长度质量  $m_B = 2\rho_b h + \rho_c h_c$ , 其极限膜力  $N_0$  可以被近似为<sup>[28]</sup>:

$$N_0 = 2\sigma_Y h + \sigma_1 h_c \quad (10)$$

夹芯梁的等效极限弯矩可表示为<sup>[28]</sup>:

$$M_{0u} = \frac{\sigma_Y}{4} [(h_c + 2h)^2 - h_c^2] + \frac{\sigma_1 h_c^2}{4} \quad (11)$$

参考脉冲加载模型中的假设, 认为芯层的拉伸强度  $\sigma_1$  与其初始压溃应力  $\sigma_0$  相等<sup>[28]</sup>。由式 (10) 和式 (11) 得到的等效膜力和弯矩会在一定程度上高估夹芯梁的抗弯和抗拉强度。这里, 采用内接正方形屈服面来近似描述梁的屈服行为<sup>[28]</sup>, 即轴力  $N$  满足  $|N| = 0.5N_0$ , 弯矩  $M$  满足  $|M| = 0.5M_{0u}$ 。需要注意的是, 将夹芯梁等效为单梁的方法虽然简单, 但不够准确, 只适用于预测芯层厚度较薄、面板强度较低的泡

沫夹芯梁。当夹芯梁的厚度较大时,接触区局部可能产生压入,上述等效方法会过高地估计夹芯梁的抗弯刚度,造成较大误差。通过对不同冲击情形开展大量的数值模拟研究,并将数值计算结果与理论预测结果进行对比,可更加准确地确定等效单梁响应模型的具体适用范围。

考虑到冲击情形的对称性,只对夹芯梁和多胞子弹的 1/2 模型开展分析。以夹芯梁的跨中处为原点,夹芯梁的等效单梁的位移场为  $w(x,t)$ , 速度场为  $\dot{w}(x,t)$ 。等效单梁跨中处的挠度和速度分别记为  $w_0(t)$  和  $\dot{w}_0(t)$ , 等效单梁在加载区域内外形成的内外塑性铰位置分别记为  $x_0(t)$  和  $x_1(t)$ 。冲击过程中,子弹的冲击端与夹芯梁的承载区始终保持紧密接触,因此子弹的冲击端速度  $v_1(t)$  与等效单梁的跨中速度  $\dot{w}_0(t)$  始终相同。这里,只讨论子弹的加载区域半径  $a < L/2$  的情形。在该情形中,内塑性铰总是先于外塑性铰停止移动<sup>[28]</sup>,因此冲击过程中的等效单梁的速度场形状可能具有以下 5 种相,如图 2 所示。相 1: 夹芯梁的加载区域内外分别产生一个移动塑性铰,加载区域内的内塑性铰向跨中处移动,加载区域外的外塑性铰向固支端移动,夹芯梁的速度场分布呈局部梯形。相 2: 夹芯梁的内塑性铰在加载区域内的某位置处  $x_{0e}$  静止不动,加载区域外侧的外塑性铰不断向固支端移动,速度场呈局部梯形。相 3: 夹芯梁的内塑性铰在跨中处静止不动,加载区域外侧的外塑性铰不断向固支端移动,速度场呈局部三角形。相 4: 夹芯梁的内塑性铰在加载区域内的某位置处静止,外塑性铰在固支端处静止不动,速度场呈全局梯形。相 5: 夹芯梁的内、外塑性铰分别在跨中处和固支端处静止不动,速度场呈全局三角形。需要注意的是,等效单梁在冲击过程中的速度场并非遍历这 5 种相,而是随着多胞子弹和夹芯梁参数的变化,以一定的先后顺序经历其中的某几种相,具体将在 1.4 节中讨论。根据夹芯梁的等效单梁的初始速度场形状,首先将其响应过程分为两大类,即 Case 1 和 Case 2。

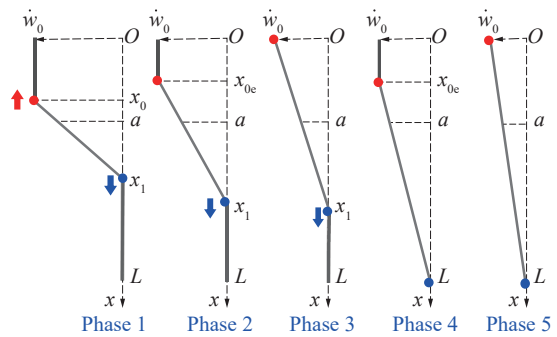


图 2 夹芯梁的等效单梁的速度场在冲击过程中的 5 个相  
Fig. 2 Five phases of the velocity field of the equivalent monolithic beam for the sandwich beam during the impact process

Case 1: 当多胞子弹在冲击初始时刻形成的载荷峰值  $p_0 > 12M_{0u}/a^2$  时,夹芯梁的等效单梁在子弹加载区域内外分别产生移动塑性铰,初始速度场呈局部梯形分布(即相 1)。初始时刻夹芯梁内外塑性铰的位置分别为<sup>[25]</sup>:

$$\begin{cases} x_0(0) = a - \sqrt{12M_{0u}/p_0} \\ x_1(0) = a + \sqrt{12M_{0u}/p_0} \end{cases} \quad (12)$$

式中:冲击载荷峰值  $p_0 = \sigma_0 + \rho_s \rho_0 v_0 [v_0 + c(\rho_0)]$ 。在相 1 中,由于内侧两塑性铰上均不存在剪力,因此内侧两塑性铰之间的部分的加速度满足:

$$\dot{v}_1(t) = p(t)/m_B \quad (13)$$

Case 2: 当  $p_0 < 12M_{0u}/a^2$  时,夹芯梁的等效单梁只在子弹加载区域外产生移动塑性铰,内塑性铰在跨中处静定,初始速度场呈局部三角形分布(即相 3)。初始时刻夹芯梁内、外塑性铰的位置分别为<sup>[25]</sup>:

$$\begin{cases} x_0(0) = 0 \\ x_1(0) = \frac{3}{2}a + \frac{6M_{0u}}{ap_0} \end{cases} \quad (14)$$

与夹芯梁相比,简单单梁的厚度较薄、抗弯强度较弱,因此在相同的多胞子弹冲击下,简单单梁易产生移动的内塑性铰,即简单单梁的响应过程大多属于 Case 1。文献 [25] 中的 1.4 节和 3.3 节,给出了 Case 1 中多胞子弹冲击简单单梁的控制方程的推导过程。将该控制方程中简单单梁的极限弯矩、极限膜力及屈服准则替换成夹芯梁的等效极限弯矩、等效极限膜力及屈服准则,即可获得 Case 1 中多胞子弹冲击夹芯梁的控制方程。而由于夹芯梁的等效极限弯矩和等效极限膜力较大,抗弯能力较强,多胞子弹冲击下

夹芯梁的初始内塑性铰往往静止在跨中处, 其等效单梁的响应过程大多属于 Case 2。因此, 重点针对 Case 2 中夹芯梁的等效单梁会经历的速度相(即相 3 和相 5)进行详细分析。

对于相 3, 夹芯梁的等效单梁的速度场呈局部三角形, 可表示为:

$$\dot{w}(x, t) = \begin{cases} \frac{x_1(t) - x}{x_1(t)} v_1(t), & 0 \leq x \leq x_1(t) \\ 0, & x_1(t) \leq x \leq L \end{cases} \quad (15)$$

等效单梁跨中处至外塑性铰处之间的弯矩由  $0.5M_{0u}$  变化至  $-0.5M_{0u}$ , 等效单梁满足的动量定理和动量矩定理可写为:

$$\begin{cases} a \int_0^t p(\tau) d\tau = \int_0^L m_B \dot{w}(x, t) dx \\ M_{0u} t + \frac{N_0}{2} \int_0^t w_0(\tau) d\tau + \frac{a^2}{2} \int_0^t p(\tau) d\tau = \int_0^L m_B \dot{w}(x, t) x dx \end{cases} \quad (16)$$

将该相中等效单梁的速度场式 (15) 代入式 (16) 并分别对时间  $t$  求导可得梁的响应控制方程为:

$$\begin{cases} m_B \dot{v}_1(t) x_1(t) + m_B v_1(t) \dot{x}_1(t) = 2ap(t) \\ m_B [2x_1^2(t) - 3ax_1(t)] \dot{v}_1(t) + m_B \dot{x}_1(t) [4v_1(t)x_1(t) - 3av_1(t)] = 12M_{0u} + 6N_0 w_0(t) \end{cases} \quad (17)$$

对于相 5, 夹芯梁的等效单梁的速度场可表示为:

$$\dot{w}(x, t) = \frac{L-x}{L} v_1(t) \quad 0 \leq x \leq L \quad (18)$$

由于固支端处的剪力不为 0, 为避免在控制方程中引入剪力项, 以夹芯梁的固支端为参考点, 由动量矩定理可得

$$\int_0^t \int_0^a p(\tau)(L-x) dx d\tau - M_{0u} t - \frac{N_0}{2} \int_0^t w_0(\tau) d\tau = \int_0^L m_B \dot{w}(x, t)(L-x) dx \quad (19)$$

将速度场式 (18) 代入式 (19) 并对  $t$  求导可得夹芯梁响应控制方程

$$m_B L^2 \dot{v}_1(t) = 3 \left[ p(t) \left( aL - \frac{a^2}{2} \right) - M_{0u} - \frac{N_0}{2} w_0(t) \right] \quad (20)$$

#### 1.4 多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的耦合分析模型

在冲击过程中, 多胞子弹与泡沫夹芯梁保持紧密接触, 因此两者在冲击区域内的冲击压强、速度和加速度保持相等且相互影响。基于多胞子弹的冲击波模型和夹芯梁的等效单梁响应模型, 并结合两者在接触区域内各物理量的耦合关系, 即可建立多胞子弹冲击夹芯梁的耦合分析模型。随着子弹和夹芯梁的参数变化, 多胞子弹可能在等效单梁的速度场处于某一相时停止压溃, 在 Case 1 和 Case 2 中, 耦合响应过程的 5 种情况以及对应的判断条件如下。

Case 1-1: 子弹压溃 → 相 1 → 子弹停止压溃 → 相 2 → 相 4。当子弹停止压溃时, 夹芯梁仍处于局部梯形速度场(即  $v_1=v_2$  时,  $x_0>0, x_1<L$ ); 随后子弹整体以相同速度继续向前移动, 但由于子弹内由冲击波引起的应力增强效应消失, 子弹的冲击载荷骤减, 不足以使梁上的内塑性铰继续保持移行, 靠近固支端的外塑性铰向外继续移动, 即夹芯梁速度场转变为相 2; 随着外塑性铰移动至固支端处, 夹芯梁的速度场进入相 4, 之后夹芯梁将保持该速度分布继续变形, 直至跨中速度为 0 时, 冲击过程结束。

Case 1-2: 子弹压溃 → 相 1 → 相 3 → 子弹停止压溃 → 相 3 → 相 5。夹芯梁的内塑性铰向内移动至跨中处, 并在跨中处静止不动, 即夹芯梁速度场进入相 3; 当夹芯梁响应处于相 3 时, 梯度多胞子弹停止压溃(即  $v_1=v_2$  时,  $x_0=0, x_1<L$ ); 夹芯梁继续以相 3 变形, 直至外塑性铰移动至固支端处时, 夹芯梁的速度场进入相 5, 之后夹芯梁将以相 5 继续变形直至跨中速度为 0。

Case 1-3: 子弹压溃 → 相 1 → 相 3 → 相 5 → 子弹停止压溃 → 相 5。夹芯梁内塑性铰移动至跨中处并在跨中处静定, 即夹芯梁速度场进入相 3; 随着外塑性铰移动至固支端处, 夹芯梁的速度场进入相 5; 随后梯度多胞子弹停止压溃(即  $v_1=v_2$  时,  $x_0=0, x_1=L$ ), 之后夹芯梁将继续变形直至跨中速度为 0。

Case 2-1: 子弹压溃→相 3→子弹停止压溃→相 3→相 5。当子弹停止压溃时, 夹芯梁仍处于局部三角形速度场(即  $v_1=v_2$  时,  $x_0=0, x_1<L$ ); 随后外塑性铰继续向外移动直至固支端处, 即夹芯梁速度场转变为相 5, 之后夹芯梁将保持该速度分布继续变形直至冲击过程结束。

Case 2-2: 子弹压溃→相 3→相 5→子弹停止压溃→相 5。夹芯梁的外塑性铰向外移动至固支端处, 即夹芯梁速度场进入相 5; 随后, 梯度多胞子弹停止压溃(即  $v_1=v_2$  时,  $x_0=0, x_1=L$ ), 之后夹芯梁将以相 5 继续变形直至跨中速度为 0。

根据上述分析中子弹冲击状态和夹芯梁响应的转变过程, 基于子弹和夹芯梁在接触区域内冲击压强、速度和加速度的一致关系, 将不同冲击状态下子弹的控制方程与处于不同相的夹芯梁的控制方程联立。结合初始条件  $v_1(0)=0, v_2(0)=v_0, \varphi(0)=0$ , 采用 Runge-Kutta 方法对控制方程进行数值求解, 最终可得到冲击过程中冲击压强、跨中速度、子弹未压实区速度等物理量的数值解。

## 2 实验测试和数值模拟方法

### 2.1 动态冲击测试

采用材料试验机测试了铝材和泡沫铝的力学性能, 结果如图 3 所示。均匀多胞子弹和夹芯梁中的泡沫芯层均通过线切割取材于同一块泡沫铝原料, 泡沫铝原料的基体材料密度为  $2700 \text{ kg/m}^3$ , 平均相对密度约为 0.11。对泡沫铝材料开展了加载应变率为  $0.001 \text{ s}^{-1}$  的准静态压缩试验, 其应力-应变曲线如图 3(a) 所示。采用 R-PH 模型对应力-应变曲线进行拟合, 得到了该密度下泡沫铝的初始压溃应力  $\sigma_0$  和应变硬化参数  $C$  分别为 2.61 和 0.64 MPa。泡沫夹芯梁的面梁和背梁通过线切割取材于密度为  $2635 \text{ kg/m}^3$  的商用 6061-T6 铝板材, 其在应变率为  $0.002 \text{ s}^{-1}$  的准静态拉伸下的应力-应变曲线如图 3(b) 所示。经过拟合可得到 6061-T6 铝的弹性模量约为 65 GPa, 屈服强度约为 160 MPa。制备了两种均匀多胞子弹, 其圆形截面直径均为 36.5 mm, 长度分别为 30 和 60 mm, 分别被记为 UCP-30 和 UCP-60, 如图 4(a) 所示。面梁、背梁和泡沫芯层的宽度均为 36.5 mm, 跨度均为 200 mm。面梁和背梁的厚度均为 1 mm, 泡沫芯层的厚度为 10 mm, 如图 4(b) 所示。

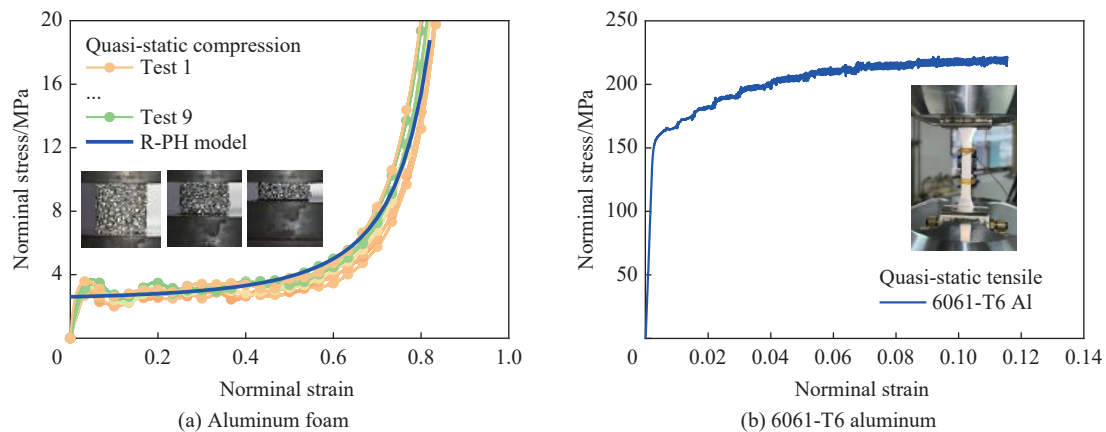


图 3 泡沫铝的准静态单轴压缩应力-应变曲线和面/背梁材料 6061-T6 铝的准静态拉伸应力-应变曲线

Fig. 3 The quasi-static uniaxial compression stress-strain curves of aluminum foam and the quasi-static uniaxial tensile stress-strain curve of 6061-T6 aluminum

基于多胞子弹的冲击测试平台开展了多胞子弹冲击泡沫铝夹芯梁的实验测试。多胞子弹被放入内径为 37 mm 的炮膛中, 由储气室释放氮气推动子弹发射, 通过改变储气室中的气压来调整子弹的出膛速度, 如图 5 所示。使用高速摄影机拍摄多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的动态过程, 在面梁和背梁表面喷涂白漆, 在多胞子弹的冲击端表面和泡沫铝芯层的表面喷涂黑漆, 以此来增强面、背梁和泡沫铝芯层以及多胞子弹之间的对比度, 便于进行图像数据处理。通过与像素点大小与空间距离之间的校准, 得到两者的

转换系数为每像素 0.5700 mm。将高速摄影得到的灰度图片进行二值化处理, 基于二值图像提取面梁的轮廓, 并采用高阶多项式拟合面梁的轮廓特征, 得到了每一帧下面梁廓形的多项式表达式, 如图 6 所示。提取背梁跨中处的位置数据并结合转换系数得到背梁的挠度变化, 再除以高速摄影机的拍摄时间间隔即可得到背梁的跨中速度变化历程。

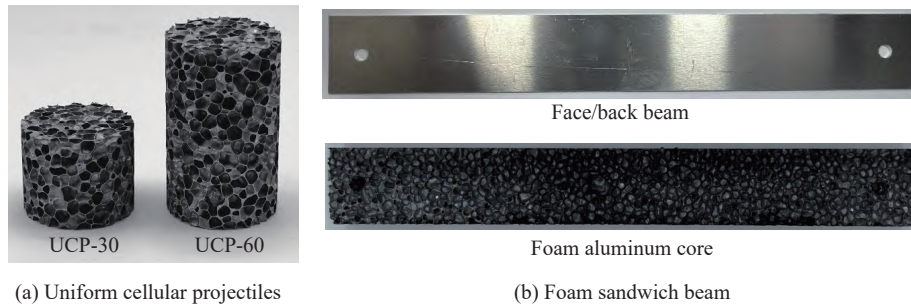


图 4 均匀多胞子弹试件以及夹芯梁试件

Fig. 4 Test specimens of uniform cellular projectiles and foam sandwich beam

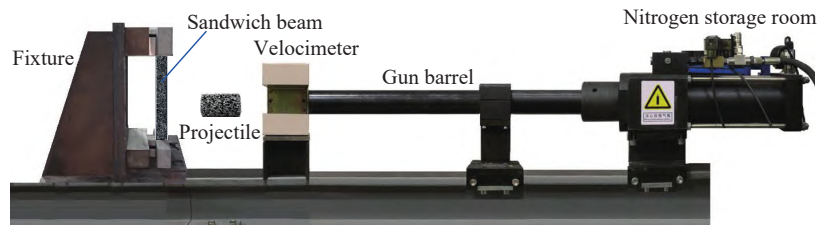


图 5 多胞子弹冲击泡沫铝夹芯梁的测试平台

Fig. 5 A test platform for cellular projectile impacting a clamped foam sandwich beam

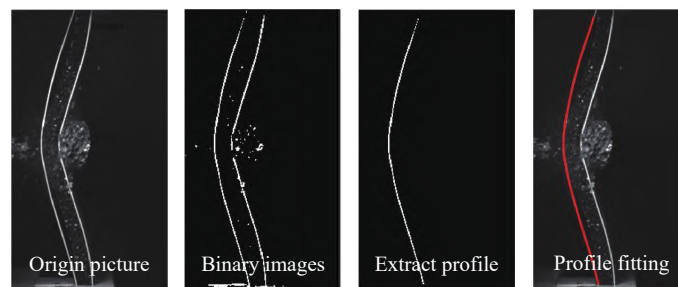


图 6 高速摄影图像的数据处理方法

Fig. 6 Data processing method of high-speed photography images

## 2.2 细观有限元模拟

构建了均匀/梯度多胞子弹冲击固支泡沫铝夹芯梁的有限元模型, 并使用有限元软件 ABAQUS/Explicit 开展了数值模拟。多胞子弹的方形截面边长为 35 mm, 基体材料为铝, 采用弹性-理想塑性的材料模型, 密度为  $2700 \text{ kg/m}^3$ , 杨氏模量为 69 GPa, 泊松比为 0.3, 屈服应力为 165 MPa。基于三维 Voronoi 技术<sup>[30-31]</sup>分别构造 3 种均匀/梯度多胞子弹的细观有限元模型, 如图 7(a) 所示, 子弹的具体参数见表 1, 其中 UCP-1 和 UCP-2 的密度相同, 但初速度和长度不同, UCP-2 与 GCP-1 的初速度和长度均相同, 但密度不同。采用 S3R 壳单元对多胞子弹的模型划分网格, 通过对 Voronoi 多胞材料的网格收敛性分析<sup>[30]</sup>, 将多胞子弹的网格尺寸设置为 0.3 mm。对于采用细观有限元模型构造出的均匀泡沫铝材料, 其 R-PH 模型中的拟合参数为  $k_1=0.885$ 、 $n_1=0.885$ 、 $k_2=0.115$ 、 $n_2=1.5$ <sup>[31]</sup>。



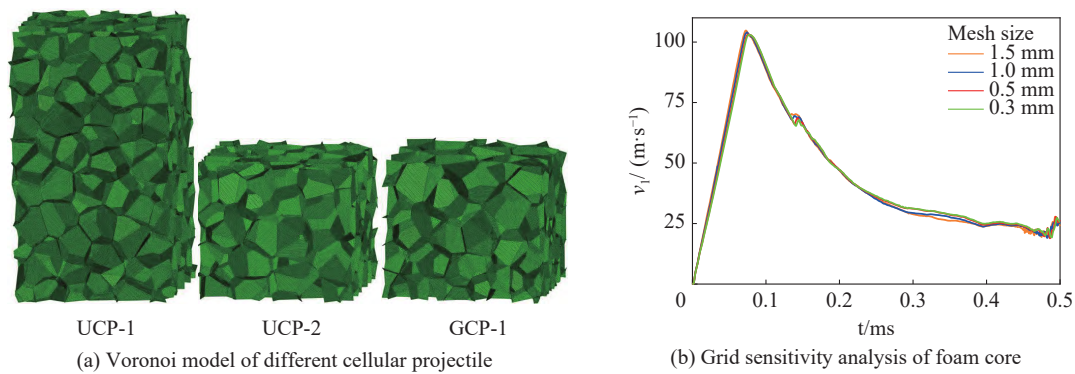


图 7 多胞子弹的有限元模型及夹芯梁芯层网格敏感性分析

Fig. 7 The finite element models of different cellular projectiles and grid sensitivity analysis of sandwich beam core

表 1 有限元模拟和实验中多胞子弹的参数

Table 1 Parameters of cellular projectiles in finite element simulations and experimental tests

方法	子弹编号	$\rho_0$	$\rho_c$	$l_0/\text{mm}$	$v_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$I/(\text{N}\cdot\text{s})$
有限元模拟	UCP-1	0.15	0.15	60	100	2.98
	UCP-2	0.15	0.15	30	200	2.98
	GCP-1	0.20	0.10	30	200	2.98
实验测试	UCP-30	0.11	0.11	30	215	2.00
	UCP-60	0.11	0.11	60	104	1.94

注:  $I$ 为冲量。

在数值模拟中, 夹芯梁的总长度  $2L=200$  mm, 宽度与子弹的截面边长相等, 面梁和背梁的厚度均为  $h=1$  mm, 芯层厚度为 10 mm。面梁和背梁的材料为铝合金, 采用弹性-理想塑性的材料模型对其进行描述, 其密度为  $2686$  kg/m<sup>3</sup>, 杨氏模量为 72.4 GPa, 泊松比为 0.3, 屈服应力为 286.8 MPa<sup>[32]</sup>。泡沫铝芯层采用连续介质模型构建以简化模型和减小计算量。泡沫铝芯层的材料密度为  $270$  kg/m<sup>3</sup>, 即相对密度为 0.1, 材料模型采用 ABAQUS 软件中的泡沫本构模型, 基于泡沫铝的 R-PH 模型<sup>[31]</sup> 获得芯层的名义应力-名义应变曲线, 再将其转化为真实应力-真实应变曲线。采用 C3D8R 实体单元对面梁、背梁和泡沫芯层进行网格划分, 基于对固支单梁的网格收敛性分析<sup>[33]</sup>, 面梁和背梁的网格尺寸设置为 0.5 mm。此外, 还对夹芯梁的芯层网格尺寸进行了敏感性分析, 发现芯层网格尺寸变化对模拟结果的影响较小, 如图 7(b) 所示, 考虑到计算效率和面梁的网格尺寸, 芯层网格尺寸也设置为 0.5 mm。芯层与面梁和背梁自由接触, 接触类型为通用接触, 摩擦系数为 0.02, 通过限制面梁、背梁以及泡沫芯层左右两端面上节点的所有自由度来实现对梁两端的固支约束。提取受载区域内表面所有节点在加载方向上的节点力, 由节点力之和除以受载区域面积(即多胞子弹的横截面积)可计算得到多胞子弹产生的冲击压强。

### 3 结果与讨论

#### 3.1 变形、速度与冲击压强

首先, 以均匀多胞子弹 UCP-2 冲击泡沫夹芯梁的情形为例进行分析, 有限元模型如图 8(a) 所示, 多胞子弹和泡沫夹芯梁的变形过程如图 8(b) 所示。在冲击初始, 多胞子弹从冲击端处开始发生压溃并形成一道压溃带。多胞子弹加载区域内的泡沫芯层产生了一定程度的压溃, 但并不显著。夹芯梁的面梁和背梁在受载区域内分别形成内、外塑性铰, 随着面梁和背梁的外塑性铰的移动, 夹芯梁的整体变形区域不断扩大, 面梁、背梁和泡沫芯层的廓形基本相同。随着冲击的进行, 多胞子弹逐渐停止压溃, 夹芯

梁继续弯曲和拉伸变形。在冲击过程中, 夹芯梁的主导变形模式为梁的整体弯曲和拉伸, 理论分析模型中对夹芯梁变形模式假设与有限元模拟中的基本一致。需要注意的是, 在 0.24 ms 时, 可以观察到芯层和背梁界面处有明显的界面脱粘现象, 但考虑到此时已进入冲击后期, 子弹和夹芯梁的速度以及子弹产生的冲击载荷都已接近于 0, 因此在理论模型中未考虑界面脱粘的影响。

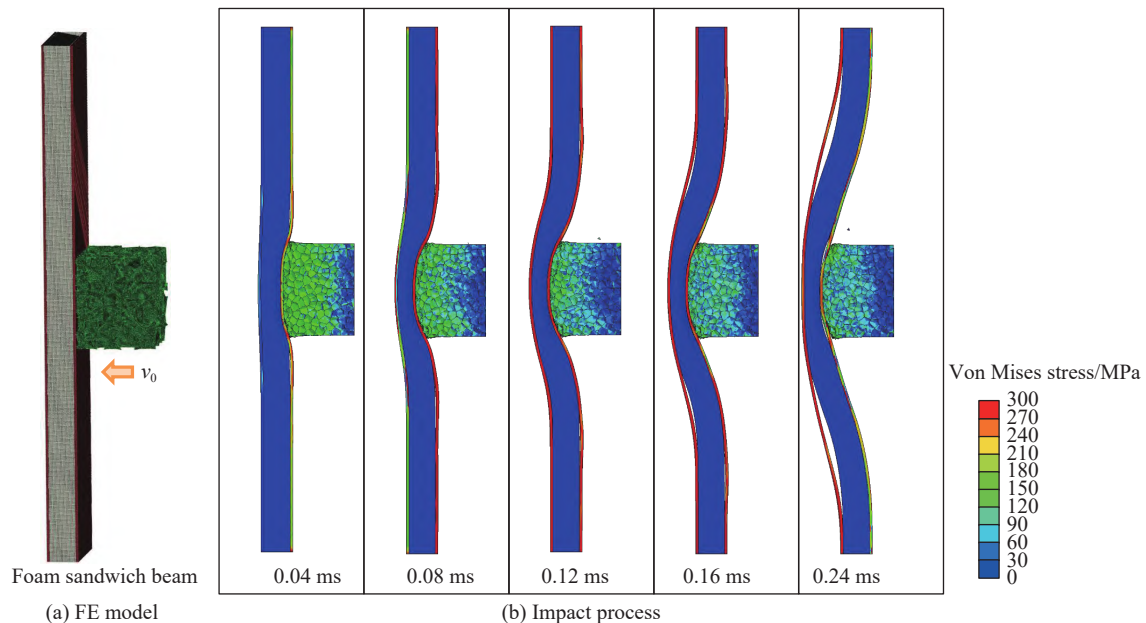


图 8 有限元模拟中多胞子弹冲击泡沫铝夹芯梁的变形过程

Fig. 8 The deformation process of the foam sandwich beam under the impact of the cellular projectile in the simulation

取有限元结果中夹芯梁背梁的跨中速度代表夹芯梁的跨中速度  $v_1$ 。将有限元模拟结果分别与 Qiu 等的脉冲加载模型<sup>[28]</sup> 和本文的耦合分析模型预测的结果进行比较, 可以观察到, 脉冲加载模型预测的跨中速度历程与有限元结果有显著差异, 如图 9(a) 所示。在脉冲加载模型中, 假设多胞子弹的初始动量在很短时间内全部转化为冲击区域内夹芯梁的动量, 以此来获得受载区域内的夹芯梁在初始时刻获得的初速度。随后认为夹芯梁以整体弯曲/拉伸的模式变形, 根据梁的速度场形式将其整体变形过程划分为三个特征阶段, 基于梁的塑性铰模型求解其速度和变形。可以观察到夹芯梁在初始时刻的跨中速度瞬间上升至 300 m/s, 由于夹芯梁的初始速度场呈梯形, 且两侧内塑性铰之间的速度保持不变, 因此脉冲加载模型预测的  $v_1$  在一段时间内保持 300 m/s 不变, 在 0.02 ms 后迅速衰减至 0。而在有限元结果中, 夹芯梁具有明显的加速过程, 在 0.1 ms 左右时, 夹芯梁的跨中速度才达到速度峰值 103 m/s, 随后再以相对较慢的速度衰减至 0。

相较于脉冲加载模型, 本文耦合分析模型不仅较为准确地预测了夹芯梁跨中速度的整体变化趋势, 还给出了子弹未压实区速度的预测结果, 如图 9(b) 所示。在 0.1 ms 之前, 子弹压实区随着梁一起加速, 子弹的未压实区不断减速。在 0.1 ms 时, 梁的跨中速度也即子弹的压实区速度与子弹的未压实区速度达到共速, 随后多胞子弹与梁一起减速。需要注意的是, 由于将夹芯梁等效为单梁时获得的等效极限弯矩较高地估计了夹芯梁的整体抗弯强度, 耦合分析模型预测的跨中速度峰值低于有限元结果。与脉冲加载模型相比, 耦合分析模型具有更好的预测精度。例如, 脉冲加载模型预测的夹芯梁最大跨中挠度 (26.9 mm) 与有限元结果 (23.4 mm) 的相对误差为 15.0%, 而耦合分析模型预测的最大挠度 (22.9 mm) 与有限元结果的相对误差仅为 2.1%, 后者相较于前者减少了 12.9%, 如图 10(a) 所示。

Qiu 等的脉冲加载模型<sup>[28]</sup> 采用冲量传递原理及动量和能量守恒定理对冲击过程进行分析, 无法获得多胞子弹对泡沫夹芯梁施加的载荷, 而本文耦合分析模型预测的冲击压强与有限元模拟中夹芯梁的承载吻合较好, 如图 10(b) 所示。冲击初始, 多胞子弹产生的冲击压强迅速增加至峰值, 随着子弹远端速

度  $v_2$  的衰减和冲击端速度  $v_1$  的增加, 子弹内的波阵面前后的速度之差  $v_2-v_1$  减小, 冲击压强迅速减小。在 0.05 ms 前, 耦合分析模型预测的冲击压强略高于有限元结果。这是由于在冲击初始阶段, 芯层的局部压溃使得面梁的跨中速度高于背梁的跨中速度, 因此理论预测中的速度之差  $v_2-v_1$  偏高, 导致预测的多胞子弹动压也高于实际值, 但考虑到芯层压溃程度较轻, 压溃持续时长较短, 因此该误差可以忽略不计。可以注意到, 耦合分析模型中的冲击压力出现了 2 次阶跃: 在 0.1 ms 时, 冲击压强发生第一次阶跃, 它与有限元模拟结果基本吻合, 此时多胞子弹的压实区与未压实区达到共速, 子弹停止压溃, 子弹内冲击波的消失使得其引起的应力增强效应也随之消失, 因此冲击压强出现了阶跃式变化; 在 0.15 ms 时, 耦合分析模型预测的冲击压强发生第二次阶跃, 但有限元结果中未出现对应的阶跃现象。在该时刻, 耦合分析模型中夹芯梁的等效单梁速度场形状发生改变, 即速度场由局部三角形(相 3)转变为全局三角形(相 5)。由于此时多胞子弹已停止压溃, 子弹的冲击压强由子弹此时的加速度, 也即等效单梁的跨中加速度  $\dot{v}_1$  决定, 而等效单梁的跨中加速度变化受其速度场整体变化的影响, 因此这说明对等效单梁的速度场假设可能不够准确, 难以保证跨中加速度的连续性, 从而导致了理论预测压强的阶跃。但考虑到此时冲击过程已进入后期, 该误差影响并不显著。

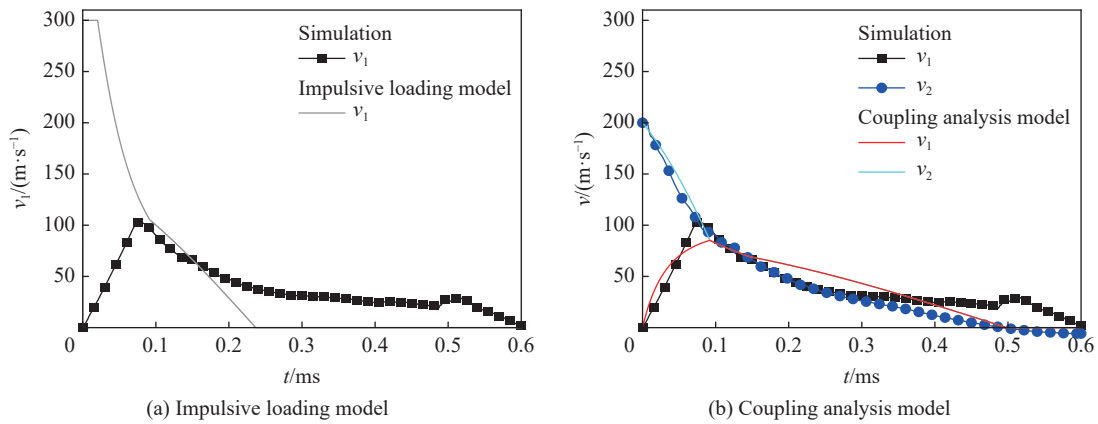


图 9 UCP-2 冲击泡沫夹芯梁的速度历程曲线

Fig. 9 The history of the mid-span velocity of the foam sandwich beam impacted by projectile UCP-2

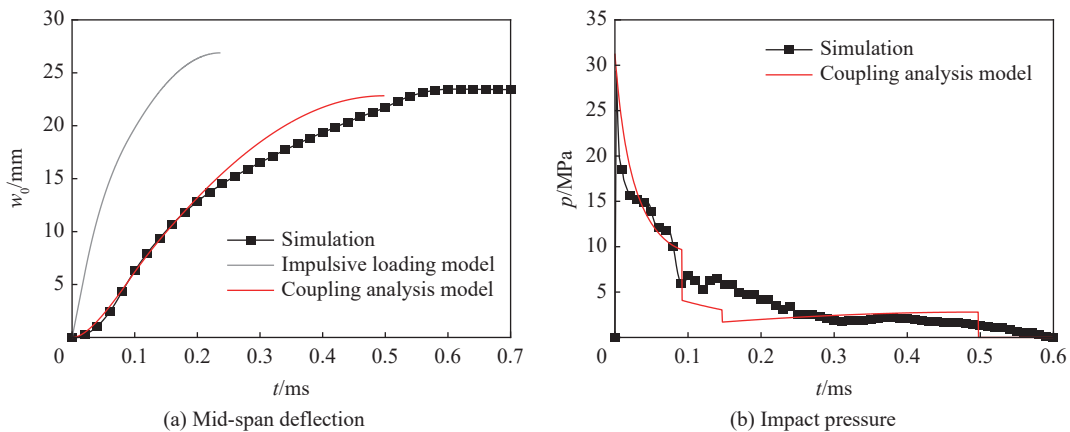


图 10 UCP-2 冲击下泡沫夹芯梁的跨中挠度和承载历程曲线

Fig. 10 The history of the mid-span deflection and the impact pressure of the foam sandwich beam impacted by projectile UCP-2

### 3.2 等初始动量的均匀/梯度多胞子弹冲击夹芯梁

在多胞子弹初始动量不变的前提下改变其密度分布和初速度, 并在有限元模拟中对比这些多胞子弹冲击同一泡沫夹芯梁的响应过程, 以表 1 中的 UCP-1 和 GCP-1 为例。由于初始动量相同, 因此在脉冲

加载模型<sup>[28]</sup>的分析框架中,这两种多胞子弹的冲击过程和加载效果相同,这两种子弹冲击下夹芯梁的速度和挠度响应也完全相同。但从有限元结果中可以发现,UCP-1 和 GCP-1 冲击过程中,泡沫夹芯梁的跨中速度和挠度的历程曲线均具有显著差异,且与脉冲加载模型预测结果完全不同,如图 11 所示。随着多胞子弹冲击速度的增加,泡沫夹芯梁的跨中速度峰值和最大挠度均增大,如图 11(a) 和 (b) 所示。在 0.1 ms 前,均匀多胞子弹 UCP-1 产生的冲击压强呈线性衰减。与 UCP-1 相比,梯度多胞子弹 GCP-1 产生的冲击压强峰值更高,形状也更加尖锐,载荷衰减过程具有一定的非线性特征,如图 11(c) 所示。GCP-1 对泡沫夹芯梁所作功明显大于 UCP-1 对梁所作功,因此 GCP-1 冲击下泡沫夹芯梁的最大挠度更大。本文耦合分析模型预测的跨中速度峰值和最大跨中挠度略低于模拟结果,但相较于脉冲加载模型,耦合分析模型更为准确地预测了 UCP-1 和 GCP-1 冲击下夹芯梁速度、挠度以及多胞子弹冲击压强的整体变化趋势。

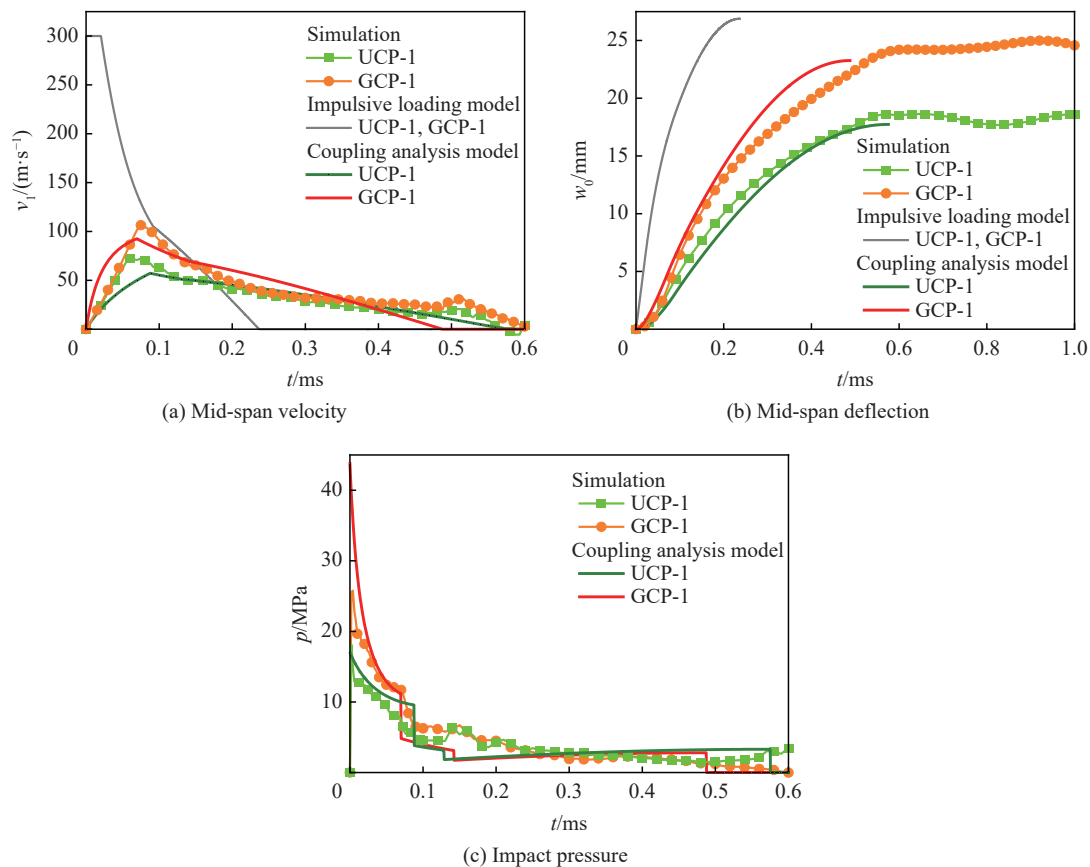


图 11 等初始动量的均匀/梯度多胞子弹冲击下泡沫夹芯梁的跨中速度、跨中挠度和承载历程曲线

Fig. 11 The mid-span velocity, deflection, and impact pressure of foam sandwich beam impacted by uniform/graded cellular projectiles with the same initial momentum

上述分析说明多胞子弹的冲击不能被简单等效为脉冲加载,即使多胞子弹的初始动量相同,但当其密度或初速度等物理量发生改变时,多胞子弹产生的冲击载荷形式不同,靶体的响应行为也不相同。而由于子弹与靶体之间的力、速度的耦合关系,因此夹芯梁的响应行为会反向影响子弹的加载过程,使得不同多胞子弹冲击过程的差异增大。脉冲加载模型忽略了多胞子弹和靶体之间的耦合效应,因此不适用于预测多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的响应过程。相较于均匀多胞子弹,梯度多胞子弹在冲击泡沫夹芯梁过程中产生的冲击压强明显更具备非线性衰减特征,但还需基于爆炸载荷的形式对梯度多胞子弹的密度分布开展合理的反向设计才能精准地模拟出爆炸载荷。

### 3.3 多胞子弹的冲击试验验证

采用均匀多胞子弹 UCP-30 和 UCP-60 冲击同一种泡沫夹芯梁, UCP-30 的冲击初速度约为 215 m/s, UCP-60 的冲击初速度约为 104 m/s, 两种子弹的初始动量基本相同, 如表 1 所示。两种多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的过程如图 12 所示。在多胞子弹的冲击下, 夹芯梁从跨中处开始发生变形, 并在受载区域外侧产生明显的塑性铰, 夹芯梁在固支端和外塑性铰之间的部分未发生变形。多胞子弹从冲击端处压溃且长度明显缩短。实验中夹芯梁与多胞子弹的变形模式与耦合分析模型中的假设一致, 也与有限元模拟中的基本相同。

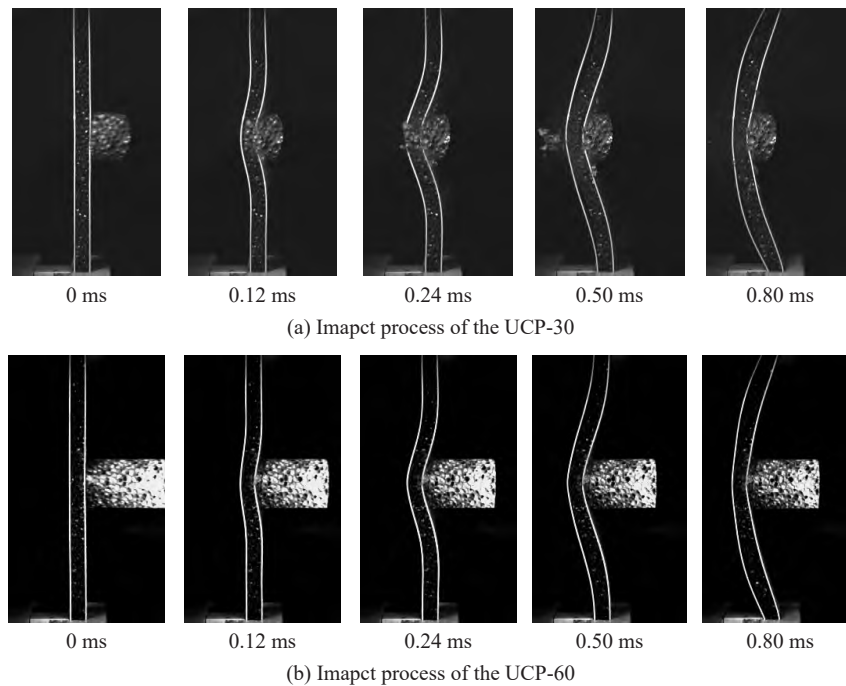


图 12 UCP-30 和 UCP-60 冲击固支泡沫铝夹芯梁的变形过程

Fig. 12 The deformation process of the clamped foam sandwich beams impacted by projectiles UCP-30 and UCP-60

通过对高速摄影图片进行图像数据分析, 获得了夹芯梁的跨中速度  $v_1$  和子弹的未压实区速度  $v_2$ , 如图 13 所示。在 UCP-30 的冲击下, 泡沫夹芯梁的跨中速度峰值达到了 86 m/s, 明显高于 UCP-60 冲击时的速度峰值 53 m/s。UCP-30 冲击下泡沫夹芯梁的最终跨中挠度约为 25.0 mm, UCP-60 冲击下泡沫夹芯

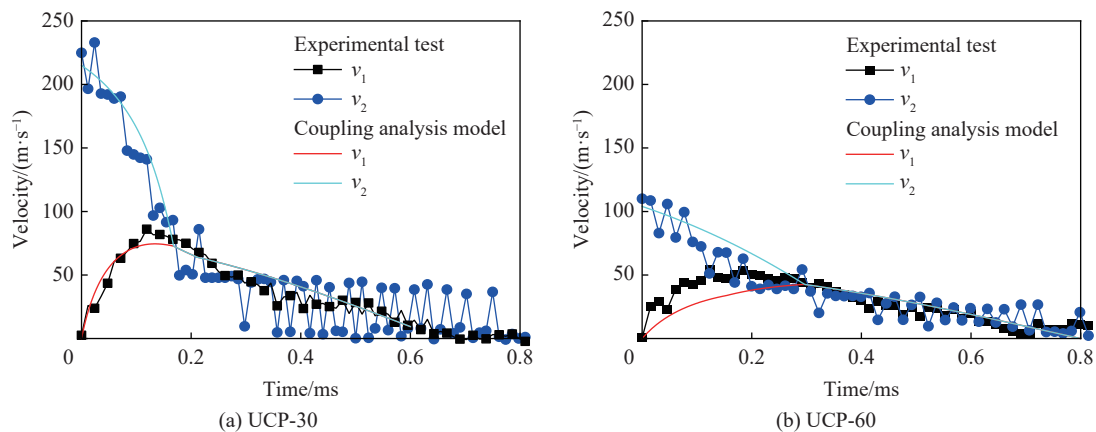


图 13 UCP-30 和 UCP-60 冲击下泡沫夹芯梁的速度响应

Fig. 13 The velocity response of the foam sandwich beams impacted by projectiles UCP-30 and UCP-60

梁的最终跨中挠度约为 18.5 mm, 有限元模拟中夹芯梁的最终挠度与实验结果基本一致, 如图 14 所示, 最大相对误差为 1.1%。这也再次说明了多胞子弹的加载不能被视为脉冲加载。即使多胞子弹的初始动量相同, 但当其密度和初速度不同时, 泡沫夹芯梁的响应过程和最终挠度均有显著差异。进一步采用耦合分析模型对两种子弹的冲击过程进行预测, 发现预测的速度响应与实验结果均吻合较好, 在耦合分析模型中, 多胞子弹远端速度  $v_2$  的减速度略小于实验值, 这是因为多胞材料具有率敏感性, 其在高速冲击下的初始压溃应力  $\sigma_0$  会增强, 而理论模型中多胞材料的材料参数是通过准静态压缩获得的, 低于实际情况。因此在理论预测情形中, 多胞子弹未变形区的受力偏小, 速度衰减较慢。但总的来说, 对于本研究分析的案例, 耦合分析模型可以较为准确地预测多胞子弹的冲击过程和泡沫夹芯梁的响应过程。

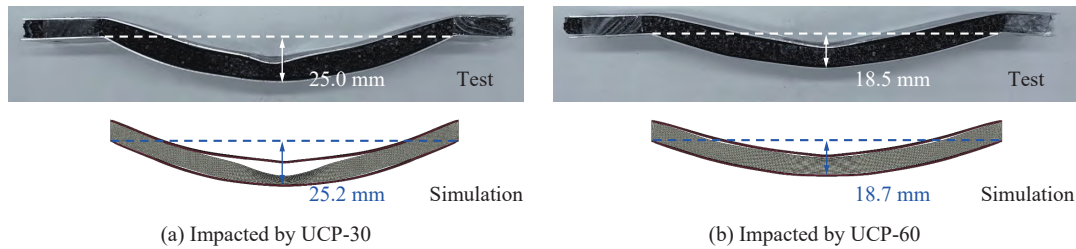


图 14 UCP-30 和 UCP-60 子弹冲击下泡沫夹芯梁的最终变形

Fig. 14 The final deformation configurations of the foam sandwich beams impacted by projectiles UCP-30 and UCP-60

## 4 结 论

采用理论分析、有限元模拟和实验测试相结合的方法, 研究了均匀/梯度多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的动态力学响应行为, 主要结论如下。

(1) 通过将泡沫夹芯梁等效为单梁, 对泡沫夹芯梁的整体响应行为进行了理论分析; 结合多胞子弹的冲击波模型和泡沫夹芯梁的等效单梁响应模型, 建立了均匀/梯度多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的耦合分析模型, 给出了冲击过程的控制方程。

(2) 开展了均匀/梯度多胞子弹冲击泡沫夹芯梁的有限元模拟和冲击试验测试, 耦合分析模型的梁最大跨中挠度与有限元结果之间的相对误差相较于脉冲加载模型的相对误差减少了约 12.9%, 同时耦合分析模型还较为准确地预测出了多胞子弹作用于泡沫夹芯梁上的冲击压强, 验证了耦合分析模型的有效性。

(3) 多胞子弹加载效果与多胞子弹的密度分布以及泡沫夹芯梁的响应密切相关; 当多胞子弹的初始动量相同但初速度、密度分布或长度不同时, 夹芯梁的承载和最大挠度均有显著差异; 相较于均匀多胞子弹, 梯度多胞子弹形成的冲击压强形状更加尖锐, 展现出更强的非线性特征, 但与爆炸载荷的形式仍有一定差别。

相较于常用的脉冲加载模型, 耦合分析模型可以更加准确地分析多胞子弹冲击夹芯梁的耦合响应过程, 不仅可以明确均匀/梯度多胞子弹对夹芯梁的实际加载效果, 还能进一步为测试夹芯梁的仿爆炸多胞子弹的密度设计提供理论基础。值得注意的是, 由于忽略了芯层压溃的影响, 理论分析模型的预测结果仍与有限元模拟和实验结果有一定的差异, 在后续的研究中可以考虑芯层压溃, 对该模型进行改进。

## 参考文献:

- [1] GUO H Y, YUAN H, ZHANG J X, et al. Review of sandwich structures under impact loadings: experimental, numerical and theoretical analysis [J]. *Thin-Walled Structures*, 2024, 196: 111541. DOI: 10.1016/j.tws.2023.111541.
- [2] GAN E C J, REMENNIKOV A, RITZEL D, et al. Approximating a far-field blast environment in an advanced blast simulator for explosion resistance testing [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2020, 11(4): 468–493. DOI: 10.1177/2041419620911133.

- [3] ESPINOSA H D, LEE S, MOLDOVAN N. A novel fluid structure interaction experiment to investigate deformation of structural elements subjected to impulsive loading [J]. *Experimental Mechanics*, 2006, 46(6): 805–824. DOI: 10.1007/s11340-006-0296-7.
- [4] GAN E C J, REMENNIKOV A, RITZEL D. Investigation of trees as natural protective barriers using simulated blast environment [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 158: 104004. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.104004.
- [5] REID S R, PENG C. Dynamic uniaxial crushing of wood [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1997, 19(5/6): 531–570. DOI: 10.1016/S0734-743X(97)00016-X.
- [6] RADFORD D D, DESHPANDE V S, FLECK N A. The use of metal foam projectiles to simulate shock loading on a structure [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(9): 1152–1171. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.07.012.
- [7] RADFORD D D, FLECK N A, DESHPANDE V S. The response of clamped sandwich beams subjected to shock loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(6): 968–987. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.08.007.
- [8] 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. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2005.06.079.
- [9] TAGARIELLI V L, DESHPANDE V S, FLECK N A. The dynamic response of composite sandwich beams to transverse impact [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2007, 44(7/8): 2442–2457. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2006.07.015.
- [10] RUBINO V, DESHPANDE V S, FLECK N A. The dynamic response of end-clamped sandwich beams with a Y-frame or corrugated core [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(8): 829–844. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.10.006.
- [11] JING L, WANG Z H, NING J G, et al. The dynamic response of sandwich beams with open-cell metal foam cores [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2011, 42(1): 1–10. DOI: 10.1016/j.compositesb.2010.09.024.
- [12] JING L, WANG Z H, NING J G, et al. The mechanical response of metallic sandwich beams under foam projectile impact loading [J]. *Latin American Journal of Solids and Structures*, 2011, 8(1): 107–120. DOI: 10.1590/S1679-78252011000100006.
- [13] JING L, WANG Z H, ZHAO L M. The dynamic response of sandwich panels with cellular metal cores to localized impulsive loading [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 94: 52–63. DOI: 10.1016/j.compositesb.2016.03.035.
- [14] JING L, WANG Z H, ZHAO L M. Response of metallic cylindrical sandwich shells subjected to projectile impact: experimental investigations [J]. *Composite Structures*, 2014, 107: 36–47. DOI: 10.1016/j.compstruct.2013.07.011.
- [15] LI X, LI S Q, WANG Z H, et al. Response of aluminum corrugated sandwich panels under foam projectile impact: experiment and numerical simulation [J]. *Journal of Sandwich Structures & Materials*, 2017, 19(5): 595–615. DOI: 10.1177/1099636216630503.
- [16] LI X, ZHANG P W, LI S Q, et al. Dynamic response of aluminum honeycomb sandwich panels under foam projectile impact [J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2018, 25(8): 637–646. DOI: 10.1080/15376494.2017.1308595.
- [17] ZHAO Z, JING L. The response of clamped sandwich panels with layered-gradient aluminum foam cores to foam projectile impact [J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2020, 27(9): 744–753. DOI: 10.1080/15376494.2018.1495790.
- [18] 魏建辉, 李旭, 黄威, 等. 高速冲击载荷下梯度金属泡沫夹芯梁的动态响应与失效 [J]. *爆炸与冲击*, 2023, 43(5): 053301. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0156.
- WEI J H, LI X, HUANG W, et al. Dynamic response and failure of sandwich beams with graded metal foam core under high-velocity impact [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2023, 43(5): 053301. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0156.
- [19] ZHANG J X, ZHU Y Q, LI K K, et al. Dynamic response of sandwich plates with GLARE face-sheets and honeycomb core under metal foam projectile impact: Experimental and numerical investigations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2022, 164: 104201. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104201.
- [20] XIAO D B, CHEN X Q, LI Y, et al. The structure response of sandwich beams with metallic auxetic honeycomb cores under localized impulsive loading: experiments and finite element analysis [J]. *Materials & Design*, 2019, 176: 107840. DOI: 10.1016/j.matdes.2019.107840.
- [21] LI Y, CHEN Z H, XIAO D B, et al. The dynamic response of shallow sandwich arch with auxetic metallic honeycomb core under localized impulsive loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 137: 103442. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.103442.
- [22] CHEN Z H, LIU L W, GAO S L, et al. Dynamic response of sandwich beam with star-shaped reentrant honeycomb core subjected to local impulsive loading [J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 161: 107420. DOI: 10.1016/j.tws.2020.107420.
- [23] YU R P, WANG X, ZHANG Q C, et al. Effects of sand filling on the dynamic response of corrugated core sandwich beams

- under foam projectile impact [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2020, 197: 108135. DOI: 10.1016/j.compositesb.2020.108135.
- [24] WANG X, YU R P, ZHANG Q C, et al. Dynamic response of clamped sandwich beams with fluid-filled corrugated cores [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 139: 103533. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2020.103533.
- [25] 张元瑞, 朱玉东, 郑志军, 等. 泡沫子弹冲击固支单梁的耦合分析模型 [J]. *力学学报*, 2022, 54(8): 2161–2172. DOI: 10.6052/0459-1879-22-223.
- ZHANG Y R, ZHU Y D, ZHENG Z J, et al. A coupling analysis model of clamped monolithic beam impacted by foam projectiles [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2022, 54(8): 2161–2172. DOI: 10.6052/0459-1879-22-223.
- [26] RADFORD D D, MCSHANE G J, DESHPANDE V S, et al. The response of clamped sandwich plates with metallic foam cores to simulated blast loading [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2006, 43(7/8): 2243–2259. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2005.07.006.
- [27] WANG Z H, JING L, NING J G, et al. The structural response of clamped sandwich beams subjected to impact loading [J]. *Composite Structures*, 2011, 93(4): 1300–1308. DOI: 10.1016/j.compstruct.2010.05.011.
- [28] QIU X, DESHPANDE V S, FLECK N A. Impulsive loading of clamped monolithic and sandwich beams over a central patch [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2005, 53(5): 1015–1046. DOI: 10.1016/j.jmps.2004.12.004.
- [29] YUE Z S, WANG X, HE C, et al. Elevated shock resistance of all-metallic sandwich beams with honeycomb-supported corrugated cores [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2022, 242: 110102. DOI: 10.1016/j.compositesb.2022.110102.
- [30] ZHENG Z J, WANG C F, YU J L, et al. Dynamic stress-strain states for metal foams using a 3D cellular model [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2014, 72: 93–114. DOI: 10.1016/j.jmps.2014.07.013.
- [31] 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.
- [32] LI Q M, JONES N. Shear and adiabatic shear failures in an impulsively loaded fully clamped beam [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1999, 22(6): 589–607. DOI: 10.1016/S0734-743X(99)00013-5.
- [33] ZHANG Y R, ZHU Y D, CHANG B X, et al. Blast-loading simulators: Multiscale design of graded cellular projectiles considering projectile-beam coupling effect [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2023, 180: 105402. DOI: 10.1016/j.jmps.2023.105402.

(责任编辑 王小飞)