

文章编号: 1000-4750(2017)10-0207-10

# 泡沫铝夹芯板抗冲击性能分析

夏志成, 张建亮, 周竞洋, 王曦浩

(陆军工程大学国防工程学院, 江苏, 南京 210007)

**摘 要:** 试验设计了3块钢板夹泡沫铝夹芯板, 厚度分别为50 mm、70 mm和100 mm。对每种厚度夹芯板进行七组不同落锤高度的冲击试验, 测得了上、下面板变形值, 记录了夹芯板的破坏情况。应用数值模拟软件ANSYS/LS-DYNA进一步还原夹芯板冲击过程, 导出了面板与芯材的吸能占比。基于假设的夹芯板理论模型, 给出了平均冲击荷载、局部变形和整体变形最大值的估算公式。结果表明: 当夹芯板尺寸和材料强度一定时, 局部变形值与落锤高度的平方根成正比, 整体变形最大值、平均冲击力均与落锤高度的平方根成线性关系。夹芯板的抗冲击性能主要依靠增大泡沫铝芯层的变形进行耗能, 芯层越厚, 泡沫铝吸能占比越大, 局部变形越小, 夹芯板受到的冲击力越大。

**关键词:** 泡沫铝夹芯板; 落锤试验; 局部变形与整体变形; 势能驻值原理; 能量守恒原理; 吸能性能

中图分类号: TB383 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2016.06.0494

## ANALYSIS ON IMPACT RESISTANCE OF ALUMINUM FOAM SANDWICH PANELS

XIA Zhi-cheng, ZHANG Jian-liang, ZHOU Jing-yang, WANG Xi-hao

(College of Defense Engineering, PLA University of Science and Technology, Nanjing, Jiangsu 210007, China)

**Abstract:** An experiment including three aluminum foam sandwich panels with the thickness of 100 mm, 70 mm and 50 mm was designed. For each panel, drop hammer impacts of seven different heights of were carried out to acquire the deformation of the upper and lower panel, and to record the collapse process of the sandwich panel. The impact process was simulated by ANSYS/LS-DYNA, and the energy absorption ratio of the face-sheets and the core to the whole sandwich panel was derived. Based on the hypothesis of a theoretical model, the estimating formulae of the average impact load, local deformation and maximum total displacement were given. The results show that the local deformation is proportional to the square root of dropping height, while both the maximum global deformation and the average impact load have a linear relationship with the square root of the dropping height for the sandwich panel with fixed sizes and materials. The anti-impact property of the sandwich panel is mainly dependent on the increase of the deformation of the aluminum foam. The thicker the core layer is, the larger the proportion of foam aluminum absorption energy is, the smaller the local deformation is, and the greater the impact force of the sandwich panel is.

**Key words:** aluminum foam sandwich panel; hammer dropping experiment; local and global deformation; principle of potential energy; principle of conservation of energy; energy absorption

收稿日期: 2016-06-28; 修改日期: 2017-01-18

基金项目: 国家自然科学基金项目(51478469)

通讯作者: 张建亮(1990—), 男, 江苏人, 硕士生, 主要从事防灾减灾及防护工程研究(E-mail: zj118761682179@sina.com).

作者简介: 夏志成(1961—), 男, 江苏人, 教授, 博士, 主要从事工程结构抗爆防爆研究(E-mail: xzc-001@163.com);

周竞洋(1991—), 男, 江苏人, 硕士生, 主要从事防灾减灾及防护工程研究(E-mail: jyzhou91@163.com);

王曦浩(1990—), 男, 江苏人, 硕士生, 主要从事防灾减灾及防护工程研究(E-mail: 248602686@qq.com).

泡沫铝材料作为一种新型工程材料,在 20 世纪末获得了长足的发展,已实现了工业化生产。在交换器、吸声器、缓冲器等方面均有很好的应用<sup>[1]</sup>,其力学行为受到了广泛的关注<sup>[2-6]</sup>。近年来,人们将研究重点放在了动态加载下的力学行为特性,Deshpande 等<sup>[7]</sup>和 Dannemann 等<sup>[8]</sup>对泡沫铝做了冲击压缩试验,测得的应力-应变曲线振荡很大,曲线走向也不太合理。Li 等<sup>[9]</sup>采用一维理论模型,发现泡沫铝仅在高强度载荷情况下出现增强作用。Durate 等<sup>[10]</sup>研究了泡沫铝的微观结构及变形动能。Wang 等<sup>[11]</sup>研究了一种新型泡沫铝夹芯板的抗弯性能,新夹芯板是在金属面板和泡沫铝之间添加了玻璃纤维。此外,国内也进行了大量的研究<sup>[12-19]</sup>。

冲击一般以落锤冲击为主<sup>[20-21]</sup>,落锤冲击试验具有加载过程平稳、可靠性高、测量手段直接等优点;其次,落锤试验加载过程中,材料的应变率在  $0\sim 10\text{ s}^{-1}$  范围内,恰位于准静态的应变率(在  $10\text{ s}^{-1}$  以下)和 SHPB 加载的应变率( $10^2\text{ s}^{-1}\sim 10^4\text{ s}^{-1}$ )范围之间<sup>[22]</sup>,因此,通过落锤试验来研究材料在中低变形速率下的动态响应特性、变形特性和破坏模式具有十分重要的意义。

将泡沫铝材料作为芯层,钢板材料作为面板,设计制作成泡沫铝夹芯板,既发挥出泡沫铝材料自身优良的性能,也解决了纯泡沫铝结构强度低的问题。本文拟通过试验研究、理论分析和数值模拟对夹芯板在冲击荷载作用下的破坏模式、动力性能进行研究。

## 1 试验研究

### 1.1 试验设计

#### 1.1.1 试验原材料

夹芯板的上、下钢板为厚度 4.5 mm 的 Q460 低合金高强度钢板,其参数见表 1;芯材为闭孔型泡沫铝,其参数见表 2。

表 1 钢板的材料参数

Table 1 Parameters of steel panels

钢材	密度 $\rho_s/(\text{kg}/\text{m}^3)$	弹性模量 $E_s/\text{MPa}$	泊松比 $\nu$	屈服强度 $\sigma_s/\text{MPa}$	剪切模量 $G_s/\text{MPa}$
Q460	$7.85\times 10^3$	$2.0\times 10^5$	0.3	465	$7.9\times 10^4$

表 2 泡沫铝的材料参数

Table 2 Parameters of aluminum foam

泡沫铝	密度 $\rho_f/(\text{kg}/\text{m}^3)$	孔径/ mm	孔隙率/ (%)	抗压强度 $\sigma_p/\text{MPa}$	剪切强度 $G_p/\text{MPa}$	弹性模量 $E_p/\text{MPa}$
闭孔型	$0.4\times 10^3$	0.37~2.0	76.5	10.8	1.1	380

#### 1.1.2 试件制作

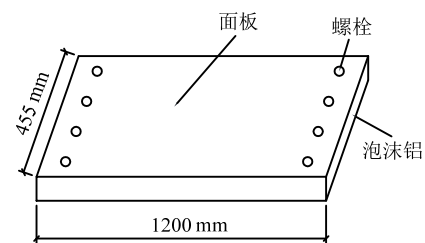
夹芯板几何尺寸见表 3,两边无侧板,钢板与泡沫铝的接触面采用环氧树脂与固化剂 1:1 混合物黏结,为避免面层与芯层滑移,夹芯板两端采用 M20 普通螺栓连接。图 1 为夹芯板的示意和实物图。

表 3 夹芯板几何尺寸

Table 3 Geometric dimensions of sandwich panels

夹芯板 工况	长度/mm	宽度/mm	钢板厚度 $h_1/\text{mm}$	泡沫铝厚度 $h_2/\text{mm}$	计算跨度 $L/\text{mm}$
P(50)				40	
P(70)	1000	445	4.5	60	700
P(100)				90	

注:胶的总厚度为 1 mm。



(a) 示意图



(b) 实物图

图 1 泡沫铝夹芯板

Fig.1 Aluminium foam sandwich panel

#### 1.1.3 加载系统及量测方案

抗冲击试验加载及量测仪器的布置见图 2、图 3。夹芯板采用上下槽钢固定。冲击落锤质量为 60 kg,锤头直径为 200 mm。冲击高度为 0.2 m、0.4 m、0.5 m、0.6 m、0.8 m、1.0 m 和 1.5 m,当夹芯板破坏(即面板与芯材发生剥离)时,停止加载。

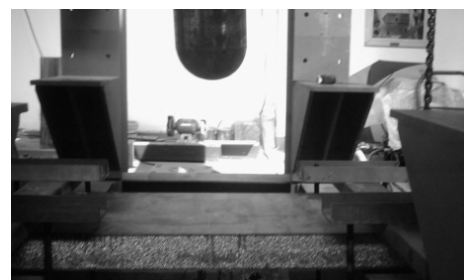


图 2 试件加载示意图

Fig.2 Testing setup of specimen

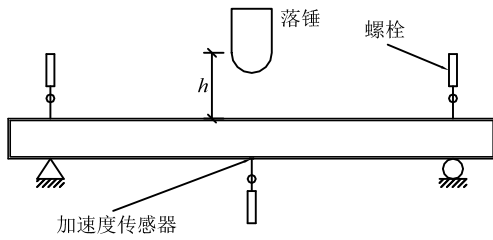


图3 试件测点布置图

Fig.3 Setup of test measurement

数据采集采用东华测试 15202 稳压电源/控制器(1号机)、DH15202 稳压电源/控制器(2号机)以及东华测试数据采集分析系统。每级荷载下量测上钢板中心点的凹陷值、加速度、跨中和支座位移。加速度传感器置于下钢板中心处。位移计采用倒置方式布置,有利于扩大量程。上钢板中心点的凹陷值由游标卡尺测量获得。加速度传感器、位移计与动态应变仪和计算机相连,通过计算机中的动态应变采集系统采集数据,得到整体变形的时程曲线。

### 1.2 试验结果分析

#### 1.2.1 夹芯板的变形及破坏形态

每一次落锤冲击后,量取上钢板中心点的凹陷值(见图4),冲击高度与上钢板中心点凹陷值的关系见图5。由图可见:三条曲线大致平行;在落锤高度0.2 m~0.4 m,芯材泡沫铝处于线弹性区段,落锤

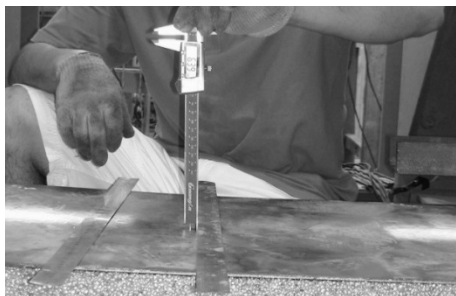


图4 上钢板凹陷量测方法

Fig.4 Measurement method of sag depth in upper steel panel

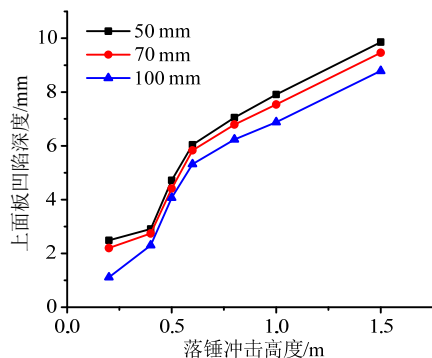


图5 上钢板凹陷深度与冲击高度的关系

Fig.5 Relationship between sag depth in upper steel panel and impacting height

高度与上钢板中心点的凹陷值呈线性比例关系;在落锤高度0.4 m~1.0 m,曲线开始上扬,上钢板中心点凹陷速度加快,锤击区芯材泡沫铝部分发生屈服,泡沫铝逐渐被压实状态;在落锤高度1.0 m以后,曲线增势减缓,锤击区芯材泡沫铝被进一步压实。

当冲击高度达到一定高度时,泡沫铝断裂,夹芯板的整体变形达到破坏标准。夹芯板破坏时的冲击高度和残余变形见表4。泡沫铝断裂形态:类似于静载试验,裂缝从支座处斜向跨中展开,支座两端的斜裂缝不对称(见图6、图7、图8、图9),其中P(70)板过早地发生面板与芯材的剥离。

表4 冲击高度与最终残余变形的关系

Table 4 Relationship between impacting height and final residual deformation

夹芯板工况	出现残余变形的冲击高度/m	残余变形/mm
P(50)	1.0	12.45
P(70)	1.0	8.93
P(100)	1.5	6.47



(a) 板中部裂缝



(b) 板支座处裂缝



(c) 板最终破坏形态

图6 P(50)板断裂形态

Fig.6 Failure modes of P(50)



(a) 板支座处裂缝



(b) 上面板与泡沫铝剥离



(c) 板最终破坏形态

图7 P(70)板断裂形态图

Fig.7 Failure modes of P(70)

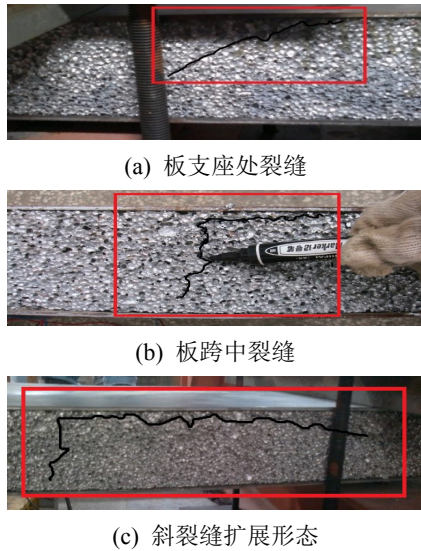


图 8 P(100)板断裂形态图  
Fig.8 Failure modes of P(100)

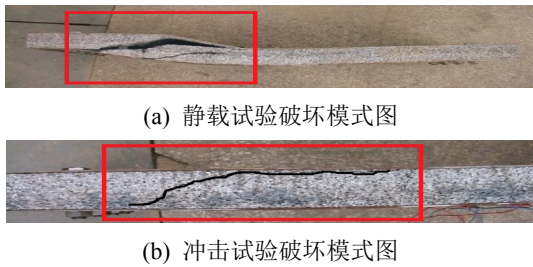


图 9 静载破坏模式图与动载破坏模式图比较<sup>[23]</sup>  
Fig.9 Comparison of failure modes between static and dynamic experiment

1.2.2 不同厚度泡沫铝夹芯板的变形分析

有限元模拟模型分为三部分：落锤、支座和组合板构件，采用和实际构件一致的几何尺寸。落锤与支座采用刚体模型 MAT\_RIGID，其参数为：密度 $\rho$ ，弹性模量 $E$ ，泊松比 $\nu$ 。面板采用随动硬化模型 MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC，其参数为：密度 $\rho$ ，弹性模量 $E$ ，泊松比 $\nu$ ，屈服强度和切线模量 $E_{tan}$ 。泡沫铝芯材采用可压碎泡沫 MAT\_CRUSHABLE\_FOAM，其参数为：密度 $\rho$ ，弹性模量 $E$ ，泊松比 $\nu$ ，荷载曲线号 LCID，朗金修正值(抗拉强度)TSC，阻尼系数灵敏度 DAMP。

支座和组合板构件采用 8 节点实体单元，忽略其自重；落锤采用 4 节点实体单元，其中落锤初始速度设定为零，加速度为 $g$ ，方向为落锤下落方向。钢板、泡沫铝、支座和落锤的网格划分尺寸分别为 2.5 mm、2.5 mm、5 mm 和 20 mm。

组合板设定为两边简支支撑。因不考虑钢板与芯层材料之间剥离，钢板与泡沫铝的连接采用共用节点的方式。落锤与组合板间的接触算法采用

CONTACT\_ERODING\_SURFACE\_TO\_SURFACE。组合板与支座间的接触算法采用 CONTACT\_AUTOMATIC\_SURFACE\_TO\_SURFACE。

图 10 为 50 mm、70 mm 和 100 mm 三种厚度泡沫铝夹芯板在 0.5 m 高落锤作用下的上面板挠度值的冲击过程有限元云图，由图 10 可知：三种夹芯板上钢板的凹陷形状初始呈现圆环状；随着落锤进一步的下落，凹陷圆环逐步向外扩大，直至出现圆角的多边形，芯层越薄，圆角多边形的边数越多；最后扩至夹芯板的边界(短边方向)，引起夹芯板的整体弯曲变形，芯层越薄，整体弯曲变形越大。

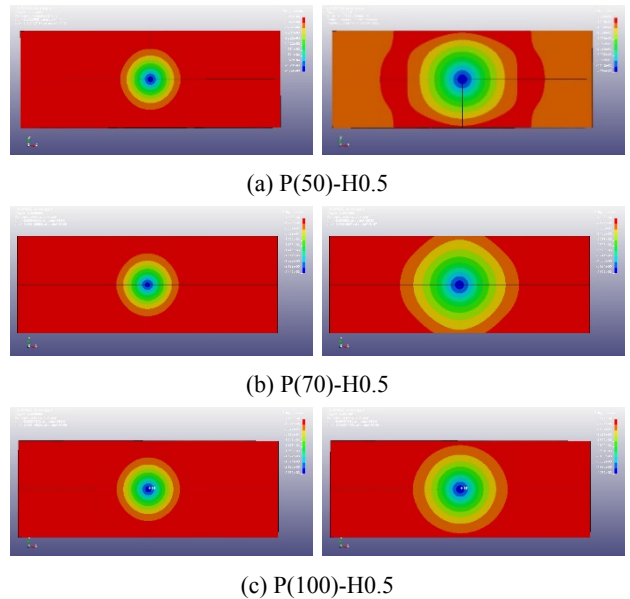


图 10 上钢板凹陷扩展过程

Fig.10 Process of sag depth in upper steel panel

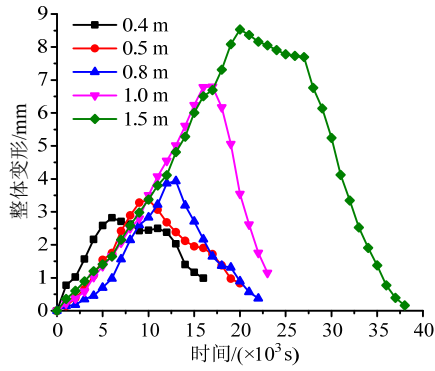
1.2.3 时程曲线处理分析

通过上述量测系统，可得不同厚度夹芯板整体变形试验值(下钢板跨中变形)的时程曲线(见图 11)；图 12 为峰值对比图。由图可知，时程曲线峰值与落锤高度呈正相关，落锤高度越大，峰值越晚达到。在泡沫铝剪切破坏之前，增幅较小，在泡沫铝剪切破坏时，峰值突然增大。表明泡沫铝在抗冲击过程中起到主要作用。此外，P(50)板与 P(70)板峰值较接近，两者与 P(100)板峰值相差较远，这是因为 P(70)夹芯板胶粘层失效导致抗冲击能力的减弱；以及 P(50)板的上钢板吸收能量多，变形增长幅度减小。

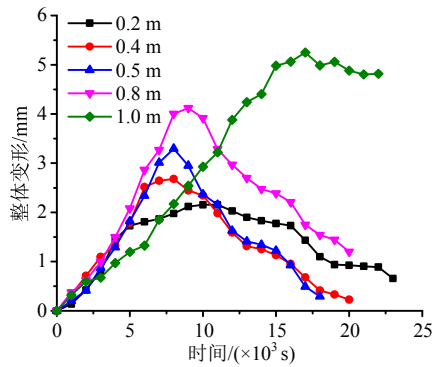
1.2.4 试验结论

通过试验及上述分析，综合可得：

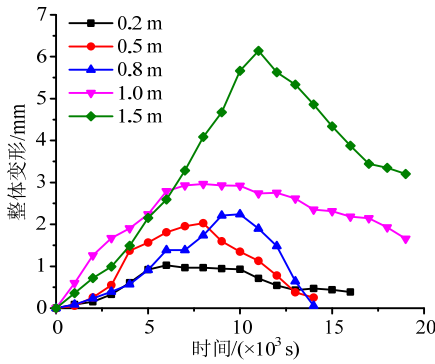
1) 夹芯板芯材厚度与上钢板中心点的凹陷值及整体残余变形呈负相关，说明夹芯板的抗冲击能



(a) P(50)板



(b) P(70)板



(c) P(100)板

图 11 整体变形时程曲线

Fig.11 Time-deformation curve of overall panel

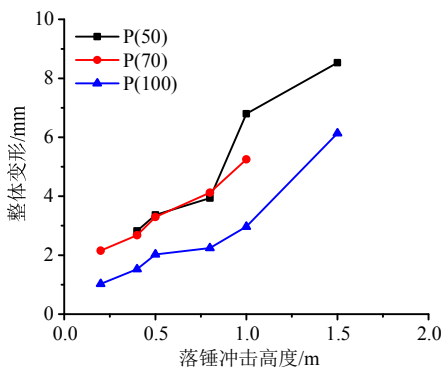


图 12 整体变形峰值对比

Fig.12 Comparison of global deformation peak value

力主要依靠泡沫铝芯层的变形进行耗能。芯材厚度增加 50 mm, 整体变形减小约 50%, 上钢板中心点的凹陷值减小约 20%。

2) 冲击荷载作用下的破坏模式与静力作用下的破坏模式相近(如图 9 所示)。

3) P(70)板在落锤锤头冲击位置左右出现了局部上钢板剥离。分析认为: 1) 泡沫铝发泡不完全均匀, 表面均匀性差; 2) 上钢板与芯材的粘结力不足; 3) 上钢板受冲击部位迅速受压响应, 芯层不能及时响应, 使得上钢板屈曲失效, 也说明夹芯板具有多层次的抗冲击效果。

4) 泡沫铝厚度越小, 钢板吸收能量所占比例越大, 导致变形相差越小。

## 2 理论分析

### 2.1 试验理论分析

#### 2.1.1 模型假设

由试验可知, 夹芯板在落锤冲击下的变形包括了局部变形和整体变形, 简化计算模型如图 13 所示, 其中局部变形的最大值采用上钢板中心点的凹陷值  $\delta_1$  减去下钢板的整体变形最大值  $\delta_2$  表示, 局部变形函数<sup>[24]</sup>为:

$$\omega_{L1}(x, y) = (\delta_1 - \delta_2) \left[ 1 - \left( \frac{x}{R_L} \right)^2 \right]^2 \left[ 1 - \left( \frac{y}{R_L} \right)^2 \right]^2 \quad (1)$$

整体变形最大值采用下钢板跨中变形的最大值  $\delta_2$  表示, 整体变形函数为:

$$\omega_{L2}(x) = \delta_2 \cos \frac{x}{L} \pi, \quad -\frac{L}{2} \leq x \leq \frac{L}{2} \quad (2)$$

式中:  $R_L$  为局部凹坑半径;  $x$  轴为夹芯板的长跨方向;  $y$  为夹芯板的短跨方向;  $L$  为夹芯板的计算跨度;  $h_1$ 、 $h_2$  分别为钢板和泡沫铝的厚度。

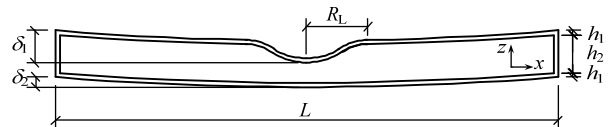


图 13 计算模型简图

Fig.13 Simplified diagram of calculating model

#### 2.1.2 基本假设

通过能量守恒和动平衡建立方程, 估算冲击荷载  $P(S)$ 、上钢板中心点的凹陷值  $\delta_1$ 、整体变形最大值  $\delta_2$ 。其基本假设如下:

- 1) 落锤为刚体且忽略夹芯板重力的影响;
- 2) 落锤接触夹芯板后不再回弹, 附在夹芯

板上;

3) 材料采用刚塑性应力-应变模型 ( $\sigma_p=10.6 \text{ MPa}$ ,  $\sigma_s=525 \text{ MPa}$ );

4) 略去冲击过程中的能量损失。

### 2.1.3 公式推导

#### 2.1.3.1 夹芯板的应变能

根据上述假设可知, 落锤下落过程中夹芯板增加了应变能和动能。当夹芯板达到最大变形时, 动能全部转化为夹芯板的应变能  $E_\Delta$ , 夹芯板的应变能  $E_\Delta$  包括局部变形能  $E_{\Delta 1}$  和整体变形能  $E_{\Delta 2}$ 。即:

$$E_\Delta = E_{\Delta 1} + E_{\Delta 2} \quad (3)$$

由图 13 可知, 局部变形能包括泡沫铝局部变形能  $E_{\Delta 1P}$  和上钢板局部变形能  $E_{\Delta 1G}$ ; 即:

$$E_{\Delta 1} = E_{\Delta 1P} + E_{\Delta 1G} \quad (4)$$

上钢板局部变形能<sup>[25]</sup>和泡沫铝局部变形能:

$$E_{\Delta 1G} = \iint (N_X \varepsilon_X + N_Y \varepsilon_Y + N_{XY} \varepsilon_{XY}) dx dy + 8 \int_0^{R_L} \int_0^{R_L} \int_0^{\frac{h_1}{2}} (\sigma_X \varepsilon_{XX} + \sigma_Y \varepsilon_{YY} + \tau_{XY} \gamma_{XY}) dx dy dz = 0.6 \sigma_s h_1^2 (\delta_1 - \delta_2) + 6.6 \sigma_s h_1 (\delta_1 - \delta_2)^2 \quad (5)$$

$$E_{\Delta 1P} = 4 \int_0^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{R_L} \sigma_p \omega_{L1} r dr d\theta = \frac{\pi}{3} \sigma_p R_L^2 (\delta_1 - \delta_2) \quad (6)$$

由图 13 可知, 整体变形能也包括泡沫铝整体变形能  $E_{\Delta 2P}$  和钢板整体变形能  $E_{\Delta 2G}$ ; 即:

$$E_{\Delta 2} = E_{\Delta 2P} + E_{\Delta 2G} \quad (7)$$

钢板整体变形能和泡沫铝整体变形能:

$$E_{\Delta 2G} = 8b \int_0^{\frac{L}{2}} \int_0^{\frac{h_1}{2}} \sigma_X \varepsilon_{XX} dx dz + 4b \int_0^{\frac{L}{2}} N_X \varepsilon_X dx = \frac{\pi b h_1^2}{L} \sigma_s \delta_2 + \frac{\pi^2 b h_1}{2L} \sigma_s \delta_2^2 \quad (8)$$

$$E_{\Delta 2P} = 4b \int_0^{\frac{L}{2}} \int_0^{\frac{h_2}{2}} \sigma_X \varepsilon_{XX} dx dz + 2b \int_0^{\frac{L}{2}} N_X \varepsilon_X dx = \frac{\pi b h_2^2}{2L} \sigma_p \delta_2 + \frac{\pi^2 b h_2}{4L} \sigma_p \delta_2^2 \quad (9)$$

综合式(3)、式(4)和式(7)可得应变能  $E_\Delta$  为:

$$E_\Delta = 0.6 \sigma_s h_1^2 (\delta_1 - \delta_2) + 6.6 \sigma_s h_1 (\delta_1 - \delta_2)^2 + \frac{\pi}{3} \sigma_p R_L^2 (\delta_1 - \delta_2) + \frac{\pi b h_1^2}{L} \sigma_s \delta_2 + \frac{\pi^2 b h_1}{2L} \sigma_s \delta_2^2 + \frac{\pi b h_2^2}{2L} \sigma_p \delta_2 + \frac{\pi^2 b h_2}{4L} \sigma_p \delta_2^2 \quad (10)$$

式中:  $N_X$ 、 $N_Y$ 、 $N_{XY}$  为上钢板平面内力;  $\varepsilon_X$ 、 $\varepsilon_Y$ 、 $\varepsilon_{XY}$  为上钢板平面内拉应变;  $\sigma_X$ 、 $\sigma_Y$ 、 $\tau_{XY}$  为上钢板应力;  $\varepsilon_{XY}$ 、 $\varepsilon_{YY}$ 、 $\gamma_{XY}$  为上钢板应变;  $\sigma_p$ 、 $\sigma_s$  为泡沫铝和钢板屈服强度;  $b$  为夹芯板的宽度。

#### 2.1.3.2 落锤的冲击功

落锤的冲击功等于落锤对夹芯板的冲击力与作用距离的乘积, 即:

$$W = \int_0^{\delta_1} P(S) dS = \overline{P(S)} \delta_1 \quad (11)$$

式中,  $\overline{P(S)}$  为平均冲击力。

#### 2.1.3.3 达朗博原理

根据达朗博原理, 由上钢板的力平衡可得:

$$P(S) = \pi \sigma_p R_L^2 + \rho_s h_1 \iint_{S_{R_L}} \frac{d^2 w_{L1}}{dt^2} dx dy + b \rho_s h_1 \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \frac{d^2 w_{L2}}{dt^2} dx \quad (12)$$

将式(12)对时间积分:

$$I = \pi \sigma_p R_L^2 t + \rho_s h_1 \iint_{S_{R_L}} \frac{dw_{L1}}{dt} dx dy + b \rho_s h_1 \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \frac{dw_{L2}}{dt} dx \quad (13)$$

当  $w_{L2} = \delta_2$  时,  $\frac{dw_{L1}}{dt} = \frac{dw_{L2}}{dt} = 0$ ,  $t = t_1$ ,  $I = I_1$

则:

$$R_L = \sqrt{\frac{I_1}{\pi \sigma_p t_1}} \quad (14)$$

式中:  $\rho_s$  为钢板密度;  $S_{R_L}$  为上钢板凹陷区域;  $I$  为落锤对夹芯板产生的冲量;  $t$  为落锤与夹芯板的接触时间;  $I_1$  为夹芯板达到最大整体变形  $\delta_2$  时, 落锤作用的冲量;  $t_1$  为夹芯板达到最大整体变形  $\delta_2$  时, 落锤作用的时间。

#### 2.1.3.4 势能驻值原理<sup>[26]</sup>

由式(10)、式(11)和式(14)得夹芯板总势能  $\Phi$ :

$$\Phi = E_\Delta - W = 0.6 \sigma_s h_1^2 (\delta_1 - \delta_2) + \frac{I_1}{3t_1} (\delta_1 - \delta_2) + 6.6 \sigma_s h_1 (\delta_1 - \delta_2)^2 + k_1 \delta_2 + \frac{k_2}{2} \delta_2^2 - \overline{P(S)} \delta_1 \quad (15)$$

式中:  $k_1 = \frac{\pi b h_1^2}{L} \sigma_s + \frac{\pi b h_2^2}{2L} \sigma_p$ ;

$$k_2 = \frac{\pi^2 b h_1}{L} \sigma_s + \frac{\pi^2 b h_2}{2L} \sigma_p$$

根据势能驻值原理<sup>[26]</sup>可知:

$$\begin{cases} \frac{\partial \Phi}{\partial \delta_1} = 0 \\ \frac{\partial \Phi}{\partial \delta_2} = 0 \end{cases} \quad (16)$$

$$\begin{cases} 0.6\sigma_s h_1^2 + 13.2\sigma_s h_1 (\delta_1 - \delta_2) + \frac{I_1}{3t_1} = k_1 + k_2 \delta_2 \\ \overline{P(S)} = k_1 + k_2 \delta_2 \end{cases} \quad (17)$$

由式(17)中 1 式可知:

$$\delta_2 = \frac{0.6\sigma_s h_1^2 + \frac{I_1}{3t_1} - k_1 + 13.2\sigma_s h_1 \delta_1}{k_2 + 13.2\sigma_s h_1} \quad (18)$$

$$\frac{\delta_2}{\delta_1} = \frac{\frac{c}{\delta_1} + d}{e} = \frac{c}{e} \cdot \frac{1}{\delta_1} + \frac{d}{e} \quad (19)$$

式中:  $c = 0.6\sigma_s h_1^2 + \frac{I_1}{3t_1} - k_1$ ;  $d = 13.2\sigma_s h_1$ ;  $e = k_2 + 13.2\sigma_s h_1$ 。

当夹芯板尺寸和材料强度一定时,  $c$ 、 $d$ 、 $e$  皆为恒值, 随着落锤高度的增加, 上钢板中心点的凹陷值  $\delta_1$  增加, 由式(19)可知, 整体变形最大值  $\delta_2$  与上钢板中心点凹陷值  $\delta_1$  的比值在减小, 即局部变形的增长速度大于整体变形。

### 2.1.3.5 能量守恒原理

忽略冲击过程中的能量损失, 落锤的冲击功应等于落锤减少的势能, 即  $mg(h + \delta_1) = \int_0^{\delta_1} P(S)dS$ 。则平均冲击力:

$$\overline{P(S)} = \frac{mg(h + \delta_1)}{\delta_1} = mg \left( \frac{h}{\delta_1} + 1 \right) \quad (20)$$

式中:  $m$  为落锤质量;  $g$  为重力加速度;  $h$  为落锤高度。

由式(20)可知: 当落锤高度一定时, 上钢板中心点的凹陷值越小, 夹芯板受到的平均冲击力越大。

### 2.1.3.6 变量求解

将式(18)代入式(17)中 2 式中, 可得:

$$\overline{P(S)} = k_1 + k_2 \frac{0.6\sigma_s h_1^2 + \frac{I_1}{3t_1} - k_1 + 13.2\sigma_s h_1 \delta_1}{k_2 + 13.2\sigma_s h_1} \quad (21)$$

综合式(20)和式(21)可得平均冲击力  $\overline{P(S)}$  :

$$\overline{P(S)} = \frac{1}{2} k_2 \frac{0.6\sigma_s h_1^2 + \frac{I_1}{3t_1} - k_1 + 13.2\sigma_s h_1 \delta_1}{k_2 + 13.2\sigma_s h_1} + \frac{1}{2} k_1 + \frac{1}{2} mg \left( \frac{h}{\delta_1} + 1 \right) \quad (22)$$

$\overline{P(S)}$  的稳定值即为式(22)的最小值, 令:

$$\frac{d\overline{P(S)}}{d\delta_1} = 0 \quad (23)$$

可得上钢板中心点的凹陷值  $\delta_1$  :

$$\delta_1 = \sqrt{\left( \frac{1}{13.2\sigma_s h_1} + \frac{1}{k_2} \right) mgh} \quad (24)$$

$\overline{P(S)}$  稳定值:

$$\overline{P(S)} = mg \left( \frac{h}{\sqrt{\left( \frac{1}{13.2\sigma_s h_1} + \frac{1}{k_2} \right) mgh}} + 1 \right) \quad (25)$$

将式(24)代入式(18)可得整体变形最大值  $\delta_2$  :

$$\delta_2 = \frac{13.2\sigma_s h_1 \sqrt{\left( \frac{1}{13.2\sigma_s h_1} + \frac{1}{k_2} \right) mgh}}{k_2 + 13.2\sigma_s h_1} + \frac{0.6\sigma_s h_1^2 + \frac{I_1}{3t_1} - k_1}{k_2 + 13.2\sigma_s h_1} \quad (26)$$

由上可知, 当夹芯板尺寸和材料一定时, 上钢板中心点的凹陷值  $\delta_1$  与落锤高度的平方根  $\sqrt{h}$  成正比; 整体变形最大值  $\delta_2$ 、平均冲击力  $\overline{P(S)}$  皆与落锤高度的平方根  $\sqrt{h}$  成线性关系。当落锤高度一定时,  $k_2$  值随泡沫铝厚度  $h_2$  的增加而增加, 则上钢板中心点的凹陷值  $\delta_1$  随泡沫铝厚度  $h_2$  增加而减小。

计算出的上钢板中心点的凹陷值与实验值见表 5。夹芯板在 0.2 m~0.4 m 处于弹性阶段, 不满足刚塑性模型假设; P(70)板面板与芯材过早剥离, 数据不可靠; 故表中未列出相关数据。

表 5 局部变形的理论结果和试验结果对比

Table 5 Comparison between theoretical and experimental local deformation

夹芯板	落锤高度/m	上钢板中心点的凹陷值 $\delta_1$ /mm		
		试验值	理论值	差值
P(50)	0.5	4.72	5.726	1.006
	0.6	6.04	6.273	0.233
	0.8	7.05	7.243	0.193
	1.0	7.91	8.098	0.188
	1.5	9.86	9.918	0.058
P(100)	0.5	4.07	5.371	1.301
	0.6	5.32	5.883	0.563
	0.8	6.24	6.793	0.553
	1.0	6.88	7.595	0.715
	1.5	8.79	9.302	0.512

注: 差值=理论值-试验值。

## 2.2 夹芯板能量分析

### 2.2.1 夹芯板吸能理论分析

令钢板局部变形能  $E_{\Delta 1G}$  与泡沫铝局部变形能  $E_{\Delta 1P}$  的比值为  $\lambda_{21}$ , 钢板整体变形能  $E_{\Delta 2G}$  与泡沫铝

整体变形能  $E_{\Delta 2P}$  的比值为  $\lambda_{22}$ 。即：

$$\lambda_{21} = \frac{E_{\Delta 1G}}{E_{\Delta 1P}} = \frac{0.6\sigma_S h_1^2 + 6.6\sigma_S h_1(\delta_1 - \delta_2)}{k_1 + k_2\delta_2 - 0.6\sigma_S h_1^2 - 13.2\sigma_S h_1(\delta_1 - \delta_2)} \quad (27)$$

$$\lambda_{22} = \frac{E_{\Delta 2G}}{E_{\Delta 2P}} = \frac{h_1 + \frac{\pi}{2}\delta_2}{\frac{h_2}{2} + \frac{\pi}{4}\delta_2} \frac{h_1\sigma_S}{h_2\sigma_P} \quad (28)$$

则钢板吸收能量  $E_{\Delta 1G} + E_{\Delta 2G}$  和泡沫铝吸收能量  $E_{\Delta 1P} + E_{\Delta 2P}$  的比值  $\lambda_2$  为：

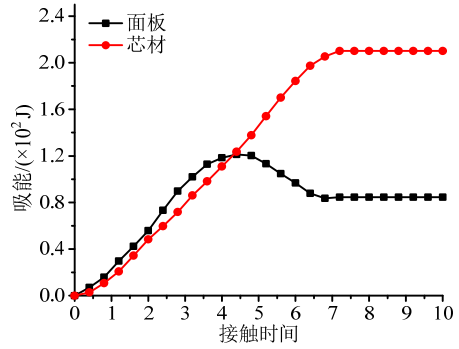
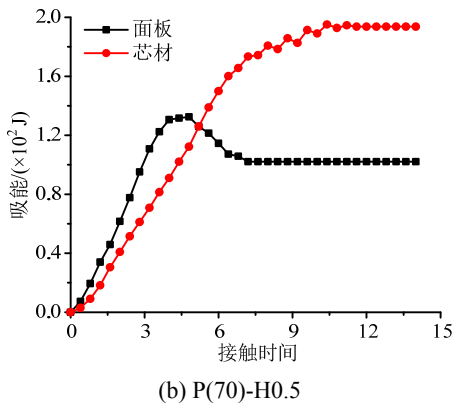
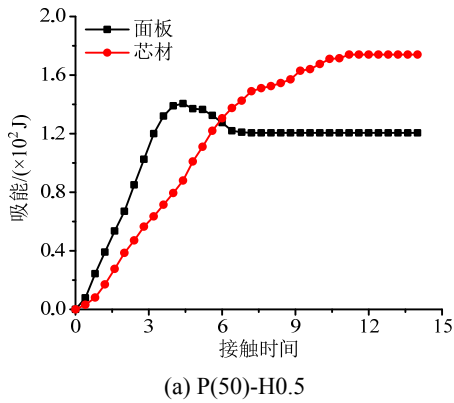
$$\lambda_2 = \frac{E_{\Delta 1G} + E_{\Delta 2G}}{E_{\Delta 1P} + E_{\Delta 2P}} \leq \frac{E_{\Delta 1G}}{E_{\Delta 1P}} + \frac{E_{\Delta 2G}}{E_{\Delta 2P}} = \lambda_{21} + \lambda_{22} \quad (29)$$

代入数据可得： $\lambda_{21}$ 、 $\lambda_{22}$  值均随  $h_2$  的增加而减小；且  $\lambda_{21} < 1$ ， $\lambda_{22} < 1$ 。则  $\lambda_2$  随  $h_2$  的增加而减小，且  $\lambda_2 < 1$ 。

综合以上可得：随着泡沫铝厚度的增加，钢板吸收能量所占比例越来越小，即泡沫铝是主要吸能构件，与试验结果一致。

### 2.2.2 夹芯板吸能有限元分析

各夹芯板面板和芯材吸能图见图 14，由图 14 可知：三种夹芯板面板吸收的能量先上升后下降，最后趋于平稳；芯材吸收的能量持续上升，最后趋于平稳；此外，面板吸能曲线的上升段斜率明显大



(c) P(100)-H0.5

图 14 能量时程曲线

Fig.14 Time-energy curves

于芯材；表明能量传输的路径为：上钢板-泡沫铝-下钢板。

对比图 14(a)、图 14(b)和图 14(c)可知：随着泡沫铝厚度的增加，面板与芯材吸收能量的差值增大，表明泡沫铝厚度越大，芯材吸收的能量越多，与试验结论一致。

夹芯板面板与芯材吸能占比与泡沫铝厚度的关系见图 15，由图 15 可知：随着泡沫铝厚度的增加，面板吸能占比减小，其减小的幅度也减小；芯材吸能占比增大，但增大的幅度减小。

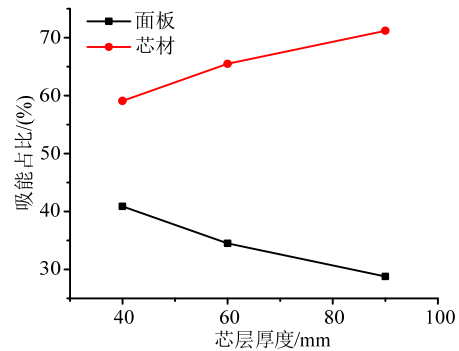


图 15 吸能占比与芯材厚度的关系

Fig.15 Relationship between energy-absorbing proportion and core thickness

## 3 结论

通过试验、理论和数值模拟研究了三种夹芯板的抗冲击性能问题，具体结论如下：

(1) 当夹芯板尺寸和材料强度一定时，上钢板中心点凹陷值与落锤高度的平方根  $\sqrt{h}$  成正比。整体变形最大值  $\delta_2$ 、平均冲击力  $\overline{P(S)}$  皆与落锤高度的平方根  $\sqrt{h}$  成线性关系。

(2) 冲击荷载作用下的破坏模式与静力作用下的破坏模式相近。

(3) 随着泡沫铝厚度的增加，面板吸能占比减



小, 其减小的幅度也减小; 芯材吸能占比增大, 但增大的幅度减小。

(4) 夹芯板的抗冲击能力主要依靠泡沫铝芯层的变形进行耗能, 泡沫铝芯材厚度越大, 泡沫铝吸收能量所占比例越大, 夹芯板整体变形越小, 抗冲击性能越好。

#### 参考文献:

- [1] Davies G J, Shu Z. Metallic foams: their production, properties, and Applications [J]. *Journal of Materials science*, 1983, 18(7): 1899—1911.
- [2] Gibson L J, Ashby M F. Cellular solids structure and properties [M]. 2nd ed. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 1997: 6—20.
- [3] Nieh T G, Higashi K, Wadsworth J. Effect of cell morphology on the compressive properties of open-cell aluminum foams [J]. *Materials Science and Engineering (A)*, 2000, 283(1/2): 105—110.
- [4] Andrews E, Sanders W, Gibson L J. Compressive and tensile behavior of aluminum foams [J]. *Materials Science and Engineering (A)*, 1999, 270(2): 113—124.
- [5] Chen D J, Chiang F P, Tan Y S, et al. Digital speckle-displacement measurement using a complex spectrum method [J]. *Applied Optics*, 1993, 32(11): 1839—1849.
- [6] Gioux G, McCormick T M, Gibson L J. Failure of aluminum foams under multi-axial loads [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2000, 42(6): 1097—1117.
- [7] Deshpande V S, Fleck N A. High strain rate compressive behavior of aluminum alloy foams [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2000, 24(3): 227—298.
- [8] Dannemann K A, Lankford J. High strain rate compression of closed-cell aluminum foams [J]. *Materials Science and Engineering (A)*, 2000, 293(1/2): 157—164.
- [9] Li Q M, Meng H. Attenuation or enhancement—a one dimensional analysis on shock transmission in the solid phase of a cellular material [J]. *International Journal of Impact engineering*, 2002, 27(10): 1049—1065.
- [10] Duarte I, Banhart J. A study of an aluminum foam formation kinetics and microstructure [J]. *Acta Materialia*, 2000, 48(9): 2349—2362.
- [11] Wang Ning-zhen, Chen Xiang, Li Ao, et al. Three-point bending performance of a new aluminum foam composite structure [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2016, 26(2): 359—368.
- [12] 华云龙, 余同希. 多胞材料的力学行为[J]. *力学进展*, 1991, 21(4): 457—469.  
Hua Yunlong, Yu Tongxi. Mechanical behaviour of cellular solids [J]. *Advances in Mechanics*, 1991, 21(4): 457—469. (in Chinese)
- [13] 张学斌, 凤仪, 郑海务, 等. 泡沫铝的动态力学性能研究[J]. *合肥工业大学学报(自然科学版)*, 2002, 25(2): 290—294.  
Zhang Xuebin, Feng Yi, Zheng Haiwu, et al. Investigation of the dynamic compressive properties of the aluminum alloy foam [J]. *Journal of Hefei University of Technology(Natural Science)*, 2002, 25(2): 290—294. (in Chinese)
- [14] 凤仪, 朱震刚, 潘艺, 等. 泡沫铝的动态力学性能研究 [J]. *稀有金属材料与工程*, 2005, 34(4): 544—548.  
Feng Yi, Zhu Zhen'gang, Pan Yi, et al. Dynamic mechanical properties of aluminum alloy foams [J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2005, 34(4): 544—548. (in Chinese)
- [15] 张立勇, 薛国宪, 程和法, 等. 通孔泡沫铝合金的动态压缩力学性能研究[J]. *有色金属*, 2004, 56(4): 21—24.  
Zhang Liyong, Xue Guoxian, Cheng Hefa, et al. Dynamic compressive mechanical behavior of porous aluminum alloy [J]. *Nonferrous Metals*, 2004, 56(4): 21—24. (in Chinese)
- [16] 王曦, 虞吉林. 泡沫铝的单向力学行为[J]. *试验力学*, 2001, 16(4): 438—443.  
Wang Xi, Yu Jilin. Uniaxial mechanical behavior of aluminum foam [J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2001, 16(4): 438—443. (in Chinese)
- [17] 田杰, 胡时胜. 基体性能对泡沫铝力学行为的影响[J]. *工程力学*, 2006, 23(8): 168—171.  
Tian Jie, Hu Shisheng. Effect of matrix properties on the mechanical behaviors of aluminum foams [J]. *Engineering Mechanics*, 2006, 23(8): 168—171. (in Chinese)
- [18] 谭柱华, 陈晨, 韩旭, 等. 泡沫铝硅合金动态压缩力学性能及吸能性能特性研究[J]. *工程力学*, 2013, 30(2): 360—364.  
Tan Zhuhua, Chen Chen, Han Xu, et al. Investigation on the dynamic compressive behavior and energy absorption properties of aluminum-section foam [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(2): 360—364. (in Chinese)
- [19] 张健, 赵桂平, 卢天健. 梯度泡沫金属的冲击吸能特性[J]. *工程力学*, 2016, 33(8): 211—220.  
Zhang Jian, Zhao Guiping, Lu Tianjian. Energy absorption behavior of density-graded metallic foam under impact loading [J]. *Engineering Mechanics*, 2016, 33(8): 211—220. (in Chinese)
- [20] Gupta N K, Mohamed N M, Velmurugan R. Experimental and numerical investigations into collapse behavior of thin spherical shells under drop hammer impact [J]. *International Journal of Solid and Structures*, 2007, 44(10): 3136—3155.
- [21] Rajendran R, Sai K P, Chandrasekar B, et al. Preliminary investigation of aluminum foam as an energy absorber for nuclear transportation cask [J]. *Journal of Materials*

- and Design, 2008, 29(9): 1732—1739.
- [22] 张方举, 谢若泽, 田常津, 等. 泡沫铝在落锤冲击荷载作用下的试验研究[C]. 武夷山: 第四届全国爆炸力学试验技术学术会议论文集, 2006: 167—171.  
Zhang Fangju, Xie Ruoze, Tian Changjin, et al. Experimental study of aluminum foam in drop hammer impact loads [C]. Wu Yishan: The Fourth National Symposium on Explosive Mechanics, 2006: 167—171. (in Chinese)
- [23] 周竞洋, 夏志成, 张建亮, 等. 钢板夹泡沫铝组合板抗弯性能研究[J], 工程力学, 2017, 34(4): 213—220.  
Zhou Jingyang, Xia Zhicheng, Zhang Jianliang, et al. Study on bending resistance of aluminum foam sandwich panel [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(4): 213—220. (in Chinese)
- [24] Zhou D W, Strong W J. Low velocity impact denting of HSSA lightweight sandwich panel [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2006, 48(10): 1031—1045.
- [25] 刘士光, 张涛. 弹塑性力学基础理论[M]. 武汉: 华中科技大学出版社, 2008: 241—242.  
Liu Shiguang, Zhang Tao. Elastic and plastic mechanics basis theory [M]. Wuhan: The Huazhong University of Science and Technology Press, 2008: 241—242. (in Chinese)
- [26] 龙驭球. 能量原理新论[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007: 106—110.  
Long Yuqiu. New principle of energy [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2007: 106—110. (in Chinese)

(上接第 206 页)

- [16] Jubran J S, Cofer W F. Finite-element modeling of tubular joints II: Design equations [J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(3): 509—516.
- [17] 胡志华. 钢桁腹杆-劲性骨架混凝土组合节点受力性能研究[D]. 福州: 福州大学, 2013.  
Hu Zhihua. Research on the mechanical performance of the joint in combination SRC-Steel truss web members [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2013. (in Chinese)
- [18] 黄文金, 陈宝春. 腹杆形式对钢管混凝土桁梁受力性能影响的研究[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(1): 55—61.  
Huang Wenjin, Chen Baochun. Research on influence of web member on mechanical behavior of CFST truss girders [J]. Journal of Building Structures, 2009, 30(1): 55—61. (in Chinese)
- [19] 陈宝春, 秦泽豹. 钢管混凝土(单圆管)肋拱面内极限承载力计算的等效梁柱法[J]. 铁道学报, 2006, 28(6): 99—104.  
Chen Baochun, Qin Zebao. Equivalent beam-column method for calculation of the ultimate load-carrying capacity of concrete filled steel tube (single) arch under in-plane loads [J]. Journal of the China Railway Society, 2006, 28(6): 99—104. (in Chinese)
- [20] 韦建刚, 陈宝春, 吴庆雄. 钢管混凝土压弯拱非线性临界荷载计算的等效梁柱法[J]. 工程力学, 2010, 27(10): 104—109.  
Wei Jiangan, Chen Baochun, Wu Qingxiong. Equivalent beam-column method to calculate nonlinear critical load for cfst arch under compression and bending [J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(10): 104—109. (in Chinese)
- [21] 陈宝春, 欧智菁. 钢管混凝土格构柱极限承载力计算方法研究[J]. 土木工程学报, 2008, 41(1): 51—63.  
Chen Baochun, Ou Zhijing. Calculation method for the ultimate load carrying capacity of concrete-filled steel tubular lattice columns [J]. China Civil Engineering Journal, 2008, 41(1): 51—63. (in Chinese)
- [22] JCJ01-89, 钢管混凝土结构设计与施工规程[S]. 上海: 同济大学出版社, 1989.  
JCJ01-89, Specification for design and construction of concrete filled steel tubular structures [S]. Shanghai: Tongji University Press, 1989. (in Chinese)
- [23] CECS 28:2012, 钢管混凝土结构设计与施工规程[S]. 北京: 中国计划出版社, 2012.  
CECS 28:2012, Specification for design and construction of concrete filled steel tubular structures [S]. Beijing: China Planning Press, 2012. (in Chinese)
- [24] JTG D62-2004, 公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2004.  
JTG D62-2004, Code for design of highway reinforced concrete and prestressed concrete bridges and culverts [S]. Beijing: People's Communications Press, 2004. (in Chinese)