

高压物理学报

爆炸作用下全户内变电站装配式墙板的动力响应实验研究

李林 刘勇 魏珍中 马小敏 雷建银 李世强

Dynamic Response Experiment of Prefabricated Wall Panels for a Whole-Indoor Substation under Blast Loading

LI Lin, LIU Yong, WEI Zhenzhong, MA Xiaomin, LEI Jianyin, LI Shiqiang

引用本文:

李林, 刘勇, 魏珍中, 等. 爆炸作用下全户内变电站装配式墙板的动力响应实验研究[J]. 高压物理学报, 2025, 39(4):044101.

DOI: 10.11858/gywlb.20240873

LI Lin, LIU Yong, WEI Zhenzhong, et al. Dynamic Response Experiment of Prefabricated Wall Panels for a Whole-Indoor Substation under Blast Loading[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2025, 39(4):044101. DOI: 10.11858/gywlb.20240873

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.11858/gywlb.20240873>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

爆炸载荷作用下焊缝区附近埋地X70钢管的动力响应分析

Dynamic Response Analysis of Buried X70 Steel Pipe near Weld Zone under Blast Loads

高压物理学报. 2020, 34(3): 034204 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20190831>

爆炸载荷作用下钢-混凝土-钢组合板的动态响应数值模拟

Numerical Simulation on Dynamic Performances of Steel-Concrete-Steel Sandwich Composite Plate under Blast Loads

高压物理学报. 2021, 35(2): 025201 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20200631>

内爆荷载作用下PC箱梁桥的动态响应过程

Dynamic Response Process of PC Box-Girder Bridge under Implosion Load

高压物理学报. 2021, 35(1): 014201 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20200585>

近场多发爆炸荷载作用下方钢管构件的动态响应及其损伤

Dynamic Response and Damage of Square Steel Tubular Structural Components by Near-Field Multiple Blast Loads

高压物理学报. 2022, 36(3): 034104 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20210858>

冲击荷载下仿贝壳砖泥结构的动态响应

Dynamic Response of Narce-Like Brick and Mortar Structure under Impact Load

高压物理学报. 2022, 36(1): 014202 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20210790>

爆炸载荷下舱内泡沫铝夹芯结构的动响应特性

Dynamic Response Characteristics of Aluminum Foam Sandwich Structure under Explosion Load in Cabin

高压物理学报. 2022, 36(2): 024103 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20210849>

爆炸作用下全户内变电站装配式墙板的 动力响应实验研究

李 林¹, 刘 勇¹, 魏珍中¹, 马小敏², 雷建银², 李世强²

(1. 山东电力工程咨询院有限公司, 山东 济南 250013;

2. 太原理工大学应用力学研究所, 山西 太原 030024)

摘要: 利用纤维水泥板、蜂窝铝板和铝合金板组合设计了一种新型的变电站装配式墙板结构, 通过实验研究了该结构在爆炸载荷下的动力响应特性。考察了不同炸药量、不同装药距离时的超压载荷特征, 分析了蜂窝孔径等参数对结构变形失效模式、背爆面挠度及应变、芯层压缩量、纤维水泥板裂纹分布的影响。结果表明: 在有限空间内, 爆炸超压的时间特征与在无限空间中类似, 中心独立测量的超压峰值和正压持续时间分别为边缘直接测量的 2.4~10.0 倍和 0.44~0.71 倍; 结构主要呈现前面板凹陷、后面板凸起的变形模式; 迎爆面纤维水泥板水平裂纹多分布于长边边界处, 背爆面裂纹多分布于中心和对角线附近; 与较小孔径的蜂窝结构相比, 具有较大孔径的蜂窝结构的背爆面残余挠度较大, 纤维水泥板裂纹总长度较长。因此, 小孔径蜂窝板具有较好的抗冲击性能。

关键词: 装配式墙板; 蜂窝夹芯板; 纤维水泥板; 爆炸; 动力响应

中图分类号: O347.1; O521.9

文献标志码: A

装配式墙板是一种现代化的建筑产品, 通常在工厂预制而成, 然后运输到现场进行快速组装。在爆炸载荷等极端条件下, 这些薄弱区域可能首先发生故障^[1]。近年来, 由于变压器爆炸引起的人员及设备损伤事故屡有发生, 例如: 2016 年, 印度普纳变电站发生爆炸, 造成 5 人死亡, 多人受伤; 2018 年, 北京朝阳变电站发生爆炸, 事故虽未造成人员伤亡, 但是导致周边部分地区短暂停电, 事故原因被归结为设备故障; 2019 年, 美国曼哈顿变电站发生爆炸, 引发了大规模停电和大范围的交通混乱, 事后调查发现, 爆炸是由设备故障引起的; 2020 年, 武汉市东湖光谷变电站主变发生爆炸, 事故造成墙板破坏, 气体绝缘组合电器设备被烧毁。根据《火力发电厂与变电站设计防火规范》^[2] 要求, 带油电气设备需考虑防火、防爆、挡油、排油设计。目前, 国内变电站主变防火墙只进行了抗震、防火等设计, 未考虑防爆设计, 国内外对防火墙的防爆冲击性能研究尚未见文献报道。

对于处于人口密集区的变电站, 变电站内的爆炸可能会引起严重的直接或者次生伤亡事故。国网《变电站模块化建设 2.0 版技术导则》^[3] 指出, 变电站建筑物采用钢结构, 墙板采用装配式纤维水泥板构成的夹芯结构, 该类墙板质量轻、刚度弱。鉴于变电站等关键基础设施的重要性, 探索装配式墙板夹芯结构的抗冲击特性和抗爆破能力, 对于电力工程领域具有重要意义。

夹芯结构首先在航空航天、军事等领域引起了人们的关注, 最早可追溯到二战时期的蚊式轰炸机。高孔隙率的多孔金属(泡沫^[4-6]、蜂窝^[7-8]、波纹板^[9-10]、点阵结构^[11-12]等)具有良好的声、热、电磁屏蔽等功能, 优异的比强度和刚度, 良好的吸能缓冲特性和丰富多变的胞孔细观构型, 作为夹芯结构芯层,

* 收稿日期: 2024-08-19; 修回日期: 2024-09-30

基金项目: 国家自然科学基金(12202303, 12072219, 12372363)

作者简介: 李 林(1981—), 男, 高级工程师, 主要从事变电土建研究. E-mail: lilina@sdepci.com

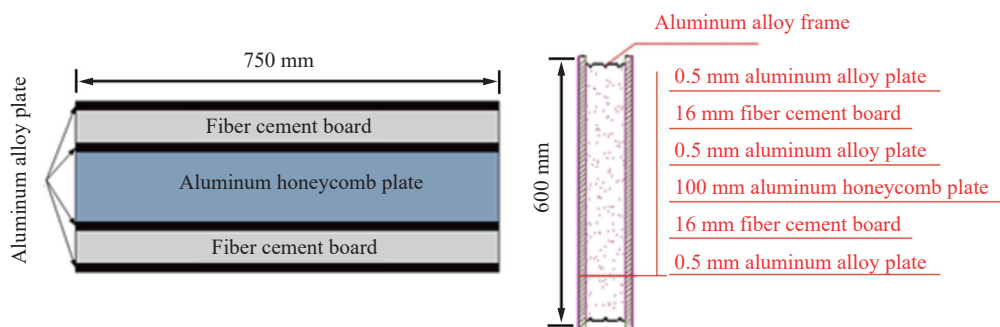
通信作者: 李世强(1986—), 男, 博士, 副教授, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: lishiqiang@tyut.edu.cn

可满足各种服役环境下的材料与结构一体化多功能协同设计需求。其中: 面板为结构提供较高的面内刚度和强度, 承受由弯矩或面内拉压引起的正应力和剪应力; 芯层提供法向刚度和强度, 承受压应力和横向力产生的剪应力并支撑面板, 使其不失去稳定性。多孔芯层所特有的构型可在接近恒应力下产生较大的塑性变形, 从而耗散大量的变形能。随着轻质合金、复合材料的大量应用, 对功能/结构一体化设计的要求不断提高, 开发多功能性与高承载性能兼备的夹芯结构日益成为国防领域关注的热点课题。但目前有关夹芯结构的爆炸冲击响应研究多集中在全金属夹芯结构、全复合纤维夹芯结构以及由纤维面板与金属芯层组成的夹芯结构, 对电力工程中常用的由纤维水泥板、金属板、吸能/隔热/防火结构层等多种结构复合而成的夹芯结构缺乏研究, 尤其是在有限空间内爆炸冲击作用下的爆炸冲击载荷特征、结构的变形失效模式、抗冲击吸能特性等尚未见报道。

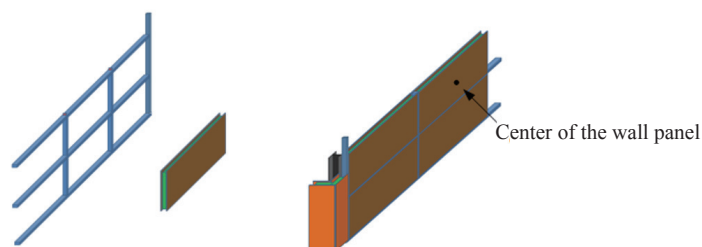
纤维水泥板主要由水泥纸浆纤维和其他添加剂构成, 具有耐火特性。在高温环境下, 水泥材料可在一定时间内保持结构的完整性。纸浆纤维水泥板通常经过特殊处理, 具有阻燃性能。它们在火灾发生时不会助燃, 并能有效阻止火势蔓延。蜂窝铝板具有轻质、压缩吸能的特性, 能够在爆炸冲击中吸收大量的能量。本研究利用纤维水泥板、蜂窝铝板、铝合金板组合设计一种新型的装配式墙板夹芯结构, 通过实验探究该装配式墙板的动力响应特性, 考察有限空间内不同炸药量、不同装药距离时的载荷特征, 分析蜂窝孔径等参数对结构变形失效模式、背爆面挠度及应变、芯层压缩量、纤维水泥板裂纹分布的影响, 以期对装配式墙板在变电站等关键基础设施中的设计和应用提供参考依据。

1 实验设置

装配式墙板结构由前后面板、蜂窝芯层和铝合金边框(装配构件, 不承载)组成, 其中, 前后面板均由 2 块铝合金板中间夹一层纤维水泥板构成, 铝合金面板厚度为 0.5 mm, 纤维水泥板厚度为 16 mm; 芯层为 2 种不同孔径的蜂窝结构, 高度为 100 mm, 孔径分别为 5.20 和 10.38 mm, 壁厚分别为 0.04 和 0.08 mm, 相对密度均为 0.027 7。通过胶黏剂将面板与蜂窝板黏合在一起, 结构总厚度为 140 mm(包含胶层厚度), 总长度为 750 mm, 总宽度为 600 mm, 受载区域长 550 mm, 宽 450 mm, 如图 1 所示。



(a) Schematic diagram of prefabricated wall panels



(b) Schematic diagram of assembly

图 1 装配式墙板结构

Fig. 1 Prefabricated wall panel structure

装配式墙板结构四周设置通用铝合金框卡槽(图 1(a)),通过卡槽装配在钢结构龙骨上(图 1(b))。将墙板在水平和垂直方向周期性排列,可建造不同尺寸要求的墙面。为了测试结构的抗爆性能,本研究选取单片墙板作为研究对象,四周通过法兰盘约束,实验现场设置如图 2 所示。为了模拟变压器在室内爆炸的场景,选取了钢板壁厚为 2 mm、内部空间尺寸约为 6.10 m×2.44 m×2.59 m 的海运集装箱模拟室内有限空间环境,在集装箱一侧开窗并加固,内部采用双排 10 号热轧槽钢以“井”字形加固,外侧采用单排 10 号热轧槽钢横向加固,在开窗处通过法兰固定墙板结构。在本研究范围内,集装箱保持了一定的完整性,既能满足空间结构非刚性的要求,又兼具类似室内密闭空间的场景。将颗粒乳化炸药(山西同德化工生产,TNT 当量换算系数约为 0.2~0.3,装药量不大于 1 kg)悬挂在集装箱内部,爆心正对结构中心。为了获取结构响应过程中背爆面的变形情况,在背爆面制作了散斑,采用高速非接触式全场变形测试技术(digital image correlation, DIC)测量结构的变形情况(高速相机为 2 台千眼狼 X213M,采样率为 5 000 s⁻¹,分辨率为 1 280×1 024,分析软件为千眼狼 RDIC-3D)。



图 2 实验现场设置

Fig. 2 Experimental setup

为了测试结构的表面超压,在法兰外侧设置超压测试点,获得结构边缘的超压时程曲线,该方法简称为边缘直接测量(BZ)。由于结构表面无法开孔,导致结构中心的超压时程无法直接获取,在超压传感器轴线上距离传感器相同距离处起爆不同药量的炸药,独立测量与结构中心位置超压曲线类似的超压数据,该方法简称为中心独立测量(ZD)。受结构变形、装药误差等因素的影响,中心独立测量方法获得的数据存在一定的误差,但也可满足近似估计结构受载情况的需求,后期可用于指导数值模拟。本研究选用 PCB-113B22 型超压传感器,量程为 0~68.63 MPa,敏感系数为 145.7 mV/MPa;采集仪选用东华 DH5960 高速采集系统,采样频率为 2 MHz。

变电站的爆炸当量目前没有明确的定论,小型变压器爆炸通常约为几百克到几千克 TNT 当量。对于装油量较小的变压器,爆炸的破坏力较小,相当于几百克到 1 kg TNT 当量。大型变压器含有数吨的油,在极端情况下,可能会释放出相当于几十千克甚至上百千克 TNT 当量的能量。本研究以小型变压器爆炸为背景,考虑到变电站设计中,变压器不能紧贴墙面安装施工,实验工况设置如表 1 所示,其中: D 为蜂窝芯层的孔径, m 为装药量, d 为装药距离。

表 1 实验工况

Table 1 Experimental conditions

Case	D/mm	m/g	d/mm	Case	D/mm	m/g	d/mm
1	5.20	300	300	7	5.20	700	500
2	5.20	500	300	8	5.20	500	500
3	5.20	700	300	9	5.20	1 000	500
4	10.38	300	300	10	10.38	700	500
5	10.38	500	300	11	10.38	1 000	500
6	10.38	700	300				

2 基体材料力学性能

试件的铝面板材料为 6061-T4 铝合金, 弹性模量为 69 GPa, 屈服强度为 145 MPa, 抗拉强度为 240 MPa; 纤维水泥板由玻璃纤维与白水泥混合而成, 密度为 1 200 kg/m³, 抗压强度为 20 MPa, 剪切模量为 12.5 GPa。蜂窝芯层基体材料为 3003-H18 铝合金, 弹性模量为 69 GPa, 屈服强度为 185 MPa, 抗拉强度为 200 MPa。上述参数均由试样制备厂家江苏省宜兴市佳达环保工程有限公司提供。

通过单轴压缩测试得到不同孔径蜂窝材料的抗压性能, 在应变率为 0.01 和 0.001 s⁻¹ 的准静态压缩下, 对 2 种孔径的蜂窝芯层材料分别进行 2 次重复测试, 得到的应力-应变曲线如图 3 所示。从图 3 可以看出: $\varnothing 10.38$ mm 蜂窝芯层的初始应力峰值为 1.75 MPa, 平台段应力约为 0.72 MPa; $\varnothing 5.20$ mm 蜂窝芯层的初始应力峰值为 1.50 MPa, 平台段应力约为 0.65 MPa。2 种蜂窝材料的密实化应变均为 0.8。

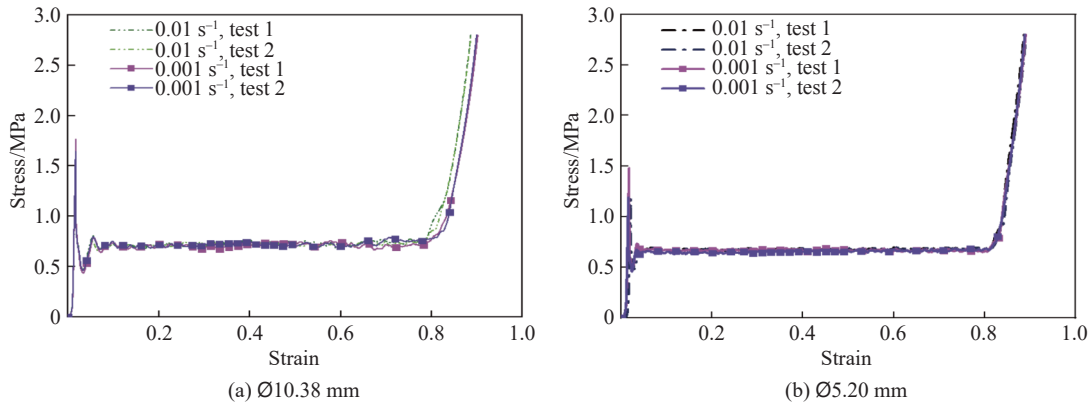


图 3 不同孔径铝蜂窝的准静态压缩应力-应变关系

Fig. 3 Quasi-static compressive stress-strain relationships of aluminum honeycomb with different pore sizes

3 实验结果分析

3.1 爆炸载荷超压特征

图 4 给出了装药量为 300 g、装药距离为 300 mm 时的超压时程曲线及其超压特征参数。从图 4 可以看出, 中心独立测量(ZD)得到的超压峰值明显高于边缘直接测量(BZ)。中心独立测量 2 次, 超压峰值分别为 $p_{\max}^{\text{ZD-1}}=10.985$ MPa 和 $p_{\max}^{\text{ZD-2}}=9.710$ MPa, 平均值为 10.348 MPa, 超压到达时刻 $t_0^{\text{ZD-1}}=107.5$ μs 和 $t_0^{\text{ZD-2}}=105.0$ μs , 峰值前沿上升时间分别为 5.0 和 5.5 μs , 2 次正压结束时刻分别为 $t_{\text{end}}^{\text{ZD-1}}=241.0$ μs 和 $t_{\text{end}}^{\text{ZD-2}}=276.0$ μs , 超压持续时间 (Δt^{ZD}) 为 135~171 μs 。边缘测量超压峰值 $p_{\max}^{\text{BZ}}=1.308$ MPa, 峰值前沿上升时间为 6.0 μs , 超压到达时刻 (t_0^{BZ}) 约为 327 μs , 正压结束时刻 ($t_{\text{end}}^{\text{BZ}}$) 约为 540 μs , 超压持续时间 (Δt^{BZ}) 约为 213 μs 。由此可见, 不同位置对超压峰值前沿上升时间的影响较小, 对超压峰值和正压持续时间的影响较大。

设超压峰值比 ρ_p 为多次中心独立测量峰值的平均值 ($\bar{p}_{\max}^{\text{ZD}}$) 与多次边缘直接测量峰值的平均值 ($\bar{p}_{\max}^{\text{BZ}}$) 的比值

$$\rho_p = \bar{p}_{\max}^{\text{ZD}} / \bar{p}_{\max}^{\text{BZ}} \quad (1)$$

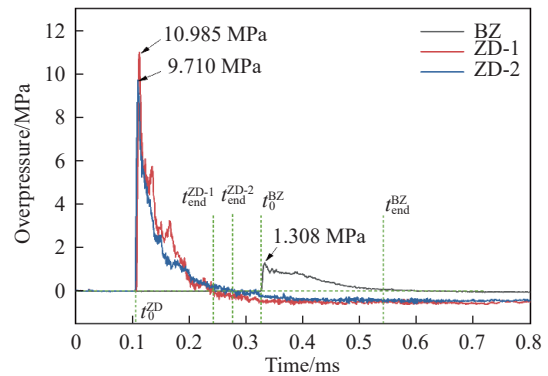


图 4 装药量 300 g、装药距离 300 mm 时的超压时程曲线

Fig. 4 Overpressure time history curve when the explosive mass is 300 g and the stand off distance is 300 mm

设超压持续时间比 ρ_t 为多次中心独立测量持续时间的平均值(Δt^{ZD})与多次边缘直接测量持续时间的平均值(Δt^{BZ})的比值

$$\rho_t = \Delta t^{\text{ZD}} / \Delta t^{\text{BZ}} \quad (2)$$

各工况超压特征参数如表 2 所示, 其中 m_{TNT} 为 TNT 当量。测量每个工况的超压数据 2~6 次, 对于装药量为 1 000 g 的工况, 边缘直接测量仅有 1 次, 且未测得有效数据。装药为颗粒状, 无法保证装药形状为完美的球体。从表 2 可以看出, 中心独立测量超压峰值与 Conwep 理论计算超压峰值($p_{\text{max}}^{\text{T}}$)基本吻合, 超压峰值与装药量呈正相关, 与装药距离呈负相关。在本研究的测量范围内, 中心独立测量的超压峰值是边缘直接测量的 2.4~10.0 倍; 当装药距离较小时(300 mm), 装药量越大, 其装药半径越大, 爆轰区域和高压区域也越大, 因此, 超压峰值比 ρ_p 随着装药量的增加而减小; 当增加装药距离时, 爆炸冲击波传播较远, 波阵面更加趋近于平面波, 当装药距离增大至 500 mm 时, 超压峰值比 ρ_p 受装药量的影响较小。从表 2 还可以看出, 中心独立测量得到的超压持续时间较短, 为 150~220 μs , 边缘直接测量得到的正压持续时间较长, 为 310~390 μs , 表明爆炸冲击波高压区域的正压持续时间短, 低压区域的正压持续时间长。正压持续时间比 ρ_t 为 0.44~0.71, 装药距离一定时, 正压持续时间比随着装药量的增加略有增大; 当装药量一定时, 随着装药距离的增加, ρ_t 略有下降。

表 2 超压特征参数
Table 2 Parameters of overpressure

m/g	m_{TNT}/g	$p_{\text{max}}^{\text{T}}/\text{MPa}$	d/mm	$\bar{p}_{\text{max}}^{\text{ZD}}/\text{MPa}$	$\bar{p}_{\text{max}}^{\text{BZ}}/\text{MPa}$	$\Delta t^{\text{ZD}}/\mu\text{s}$	$\Delta t^{\text{BZ}}/\mu\text{s}$	ρ_p	ρ_t
300	60~90	10.603~15.121	300	10.348	1.033	153	350	10.0	0.44
500	100~150	16.534~23.034	300	18.655	2.424	216	320	7.7	0.68
700	140~210	21.800~29.878	300	22.549	3.963	223	313	5.7	0.71
500	100~150	4.059~5.998	500	4.769	2.045	192	388	2.3	0.49
700	140~210	5.617~8.221	500	8.490	3.593	184	350	2.4	0.53
1 000	200~300	7.858~11.357	500	11.413		200			

3.2 结构动力响应过程

为了探究结构的动力响应过程, 给出了工况 2 试件的背爆面挠度场时程变化云图和工况 6 背爆面中点的挠度时程曲线, 分别如图 5 和图 6 所示。从图 5 可以看出, 结构在受到爆炸冲击后, 后面板迅速凸起, 中心区域挠度较大, 8.4 ms 时, 后面板中点挠度达到最大值 38.27 mm, 变形区域近似呈圆形, 从中心向边界处挠度逐渐减小。当载荷作用结束后, 结构在惯性作用下开始回弹, 从图 6 可以看出, 48.8 ms 时, 达到回弹最低点 4.70 mm。受结构内部蜂窝芯层的变形和纤维水泥板的破坏(详见 3.3 节), 后面板的挠度逐渐趋于非对称模态, 除中心变形较大外, 沿着对角线的路径上也呈现出较大的变形。从图 6 还可以看出, 后面板挠度在结构响应后期有 10 mm 左右的振荡。

图 7 给出了后面板沿着水平方向的拉格朗日应变时程云图, 可以看出, 结构中心区域的拉伸应变最大。图 8 给出了后面板中心特征区域的主应变时程曲线, 特征区域选择的是背爆面应变最大的“点”。考虑到 DIC 计算的特点, 应变特征点无法选择严格意义上的“点”, 因此, 选择该点时, 在其附近选取直径约为 30 mm 的圆形区域作为代表。从图 8 可以看出, 2.2 ms 时, 应变达到最大值, 约为 0.011。随着结构不对称变形模式的发展, 受结构内部蜂窝芯层的变形和纤维水泥板的破坏(详见 3.3 节)的影响, 后面板中心区域和沿着对角线附近区域的应变明显大于其他区域。后面板特征区域的水平方向残余应变为 0.005 左右。

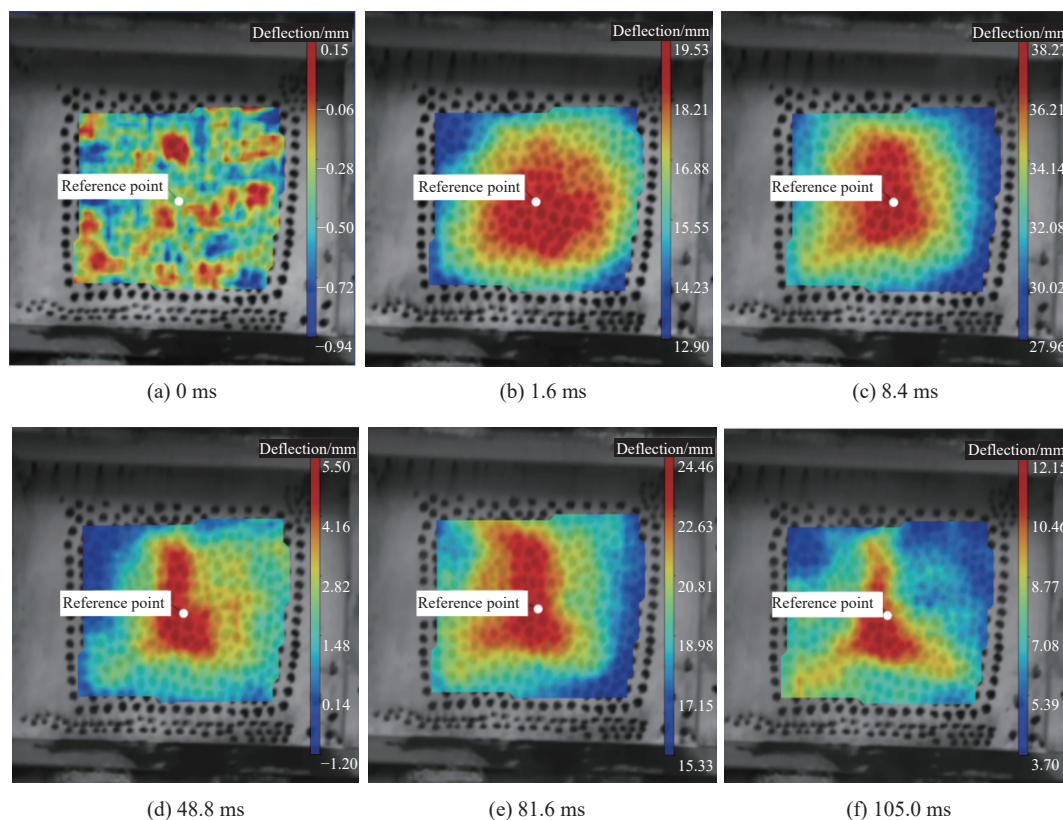


图 5 工况 2 结构背爆面的挠度时程云图

Fig. 5 Deflection-time histories of the structural back face for Case 2

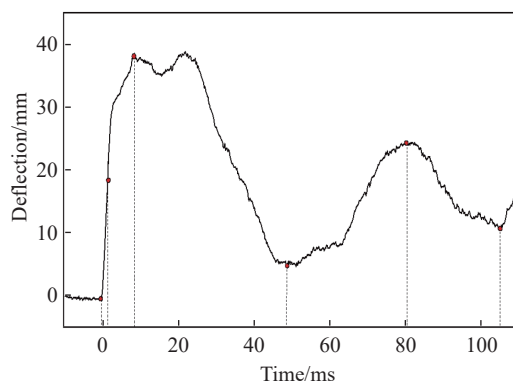
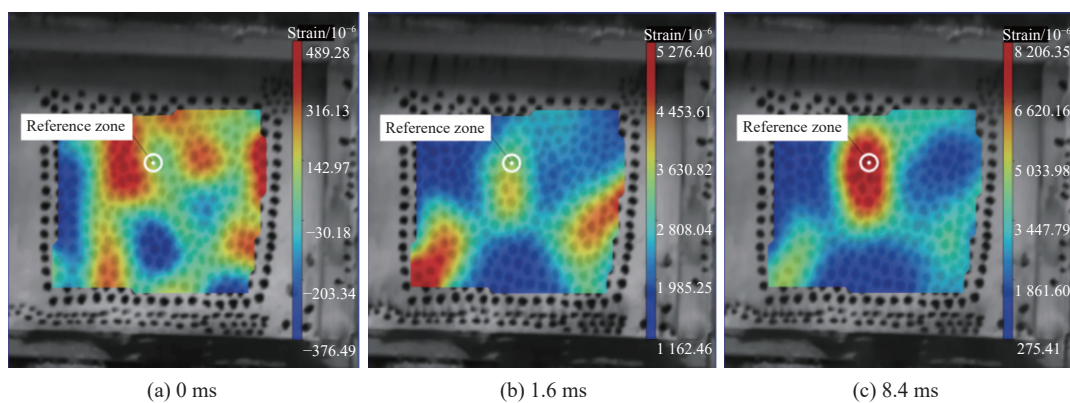


图 6 工况 6 结构背爆面特征点的挠度时程曲线

Fig. 6 Deflection-time history curve of the characteristic point of the structural back face for Case 6



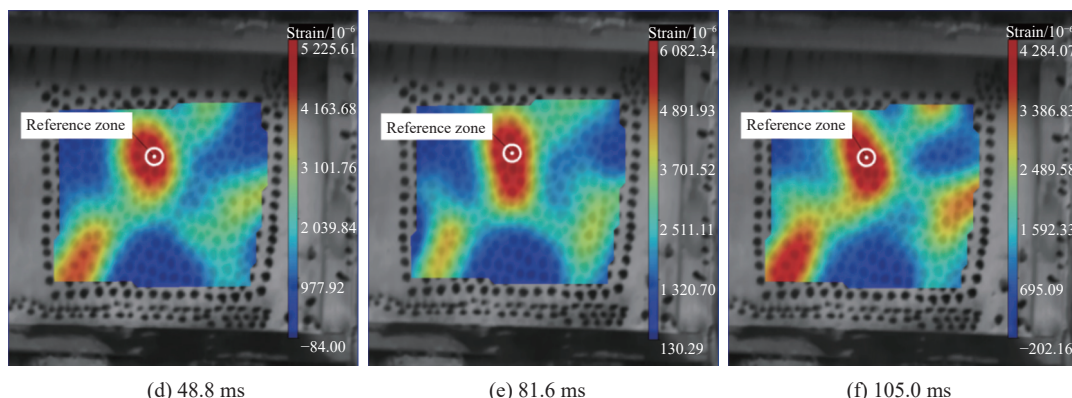


图 7 背爆面水平方向的拉格朗日应变时程云图

Fig. 7 Lagrange strain time cloud diagram in the horizontal direction of the structural back face

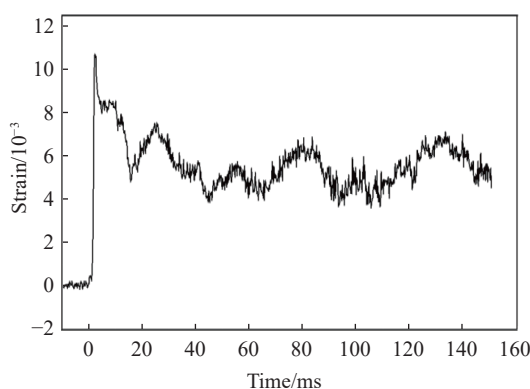


图 8 结构背爆面特征区域平均主应变时程曲线

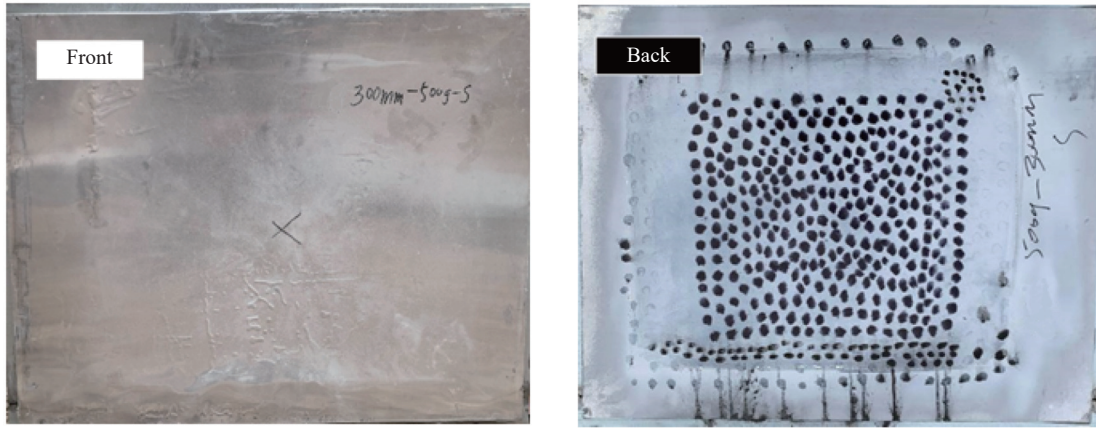
Fig. 8 Average principal strain time history curve of the reference zone on the structural back face

3.3 结构变形失效模式及抗冲击性能

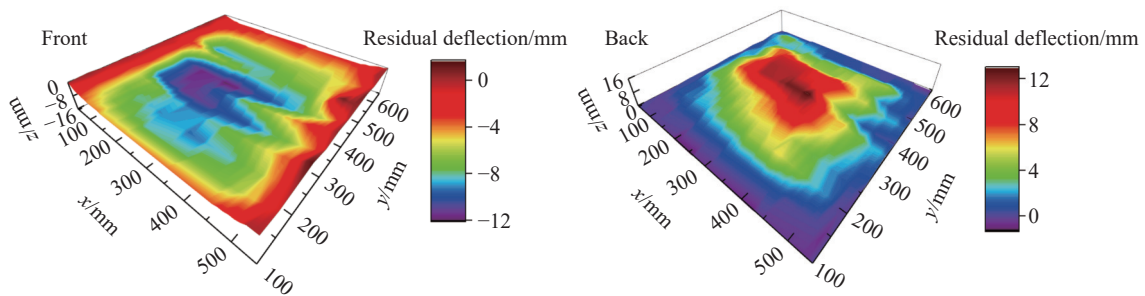
墙板结构在受到爆炸冲击后,均呈现出迎爆面凹陷、背爆面凸起的变形模式,在本研究的装药工况下,结构均未发生灾难性破坏失效,保持了一定的承载能力。

图 9 给出了工况 2 墙板中心正对起爆中心时结构典型的最终变形模态。从图 9(a)可以看出:结构迎爆面铝板在爆炸冲击作用下呈现出轻微的褶皱变形;背爆面受载区域出现较大的凸起,变形较为均匀;边界处有法兰盘的夹持作用,没有明显的变形。为了定量地分析结构变形模式,将结构前后面板的残余挠度进行三维扫描重构,如图 9(b)所示,可以看出,前后面板的变形从中心向边界处逐渐减小,前面板最大残余挠度约为 11.98 mm,后面板最大残余挠度约为 12.88 mm。

为了比较药量、装药距离以及蜂窝孔径等参数对结构响应的影响,对不同试件前后面板最大残余挠度进行了对比,如图 10 所示,其中: F 和 B 分别表示前、后面板,即迎爆面和背爆面, S 和 L 分别表示蜂窝孔径为 5.20 和 10.38 mm。以 $\varnothing 5.20$ mm 结构为例(装药距离为 300 mm),从图 10(a)可以看出,随着装药量的增加,结构前后面板的残余挠度都有所增大,后面板残余挠度均大于前面板残余挠度。在相同的装药工况下,蜂窝孔径的增加对结构前后面板残余挠度有较大的影响。从图 10(b)和图 10(c)可以看出, $\varnothing 10.38$ mm 结构的前面板残余挠度和后面板残余挠度均大于 $\varnothing 5.20$ mm 结构。因此,在本研究工况下,蜂窝孔径小的结构具有较好的抗冲击性能。



(a) Deformation modes of the front and back face sheets for Case 2



(b) Distribution of residual deflection on front and back face sheets for Case 2

图 9 工况 2 夹芯墙板的典型变形模式及残余挠度分布

Fig. 9 Typical deformation mode and residual deflection distribution of sandwich wall panel for Case 2

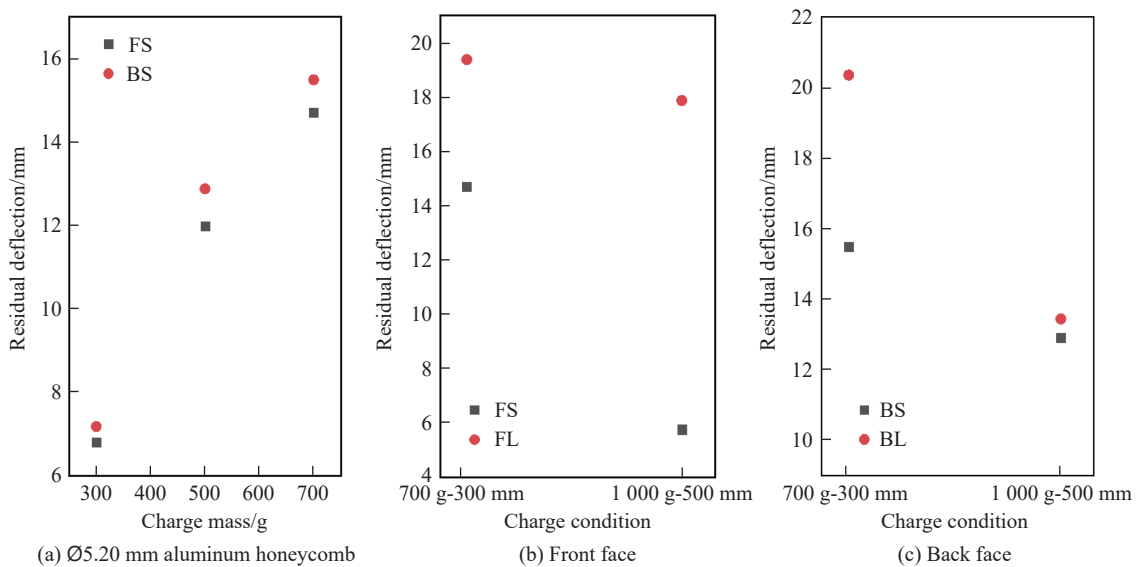


图 10 不同试件前后面板最大残余挠度对比

Fig. 10 Comparison of the maximum residual deflection of the front and back face sheets of different specimens

3.4 纤维水泥板裂纹分布

为了进一步研究结构的抗冲击性能,实验结束后,将前后铝合金面板与纤维水泥板分离,观察纤维水泥板的破坏失效模式,并测量纤维水泥板的裂纹长度。

图 11 给出了纤维水泥板 2 种典型的破坏模式, 其中: 图 11(a) 和图 11(b) 分别为工况 2 试件前、后纤维水泥板的破坏情况, 图 11(c) 和图 11(d) 分别为工况 5 试件前、后纤维水泥板的破坏情况。由于前面板为迎爆面, 载荷加载时间短、峰值高, 在边界处剪力较大, 迎爆面的破坏主要集中在结构长边两侧的边界处, 水平方向的裂纹较多, 竖向裂纹较少; 背爆面主裂纹集中在结构对角线附近, 结构对角线是其塑性铰线区域, 该区域变形较大, 纤维水泥板相比于金属板材脆性更加明显, 在弯曲变形时受拉发生开裂。与工况 2 试件相比, 工况 5 试件的蜂窝夹芯板孔径较大, 在相同的载荷作用下, 背爆面纤维水泥板的破坏更加严重, 在中心区域产生圆环形贯穿裂纹, 而工况 2 试件的中心区域只有单独的竖向主裂纹产生。对比图 11(b) 与图 5 挠度及图 7 背爆面应变分布情况, 可以看出, 挠度和应变较大的区域分布在裂纹附近。

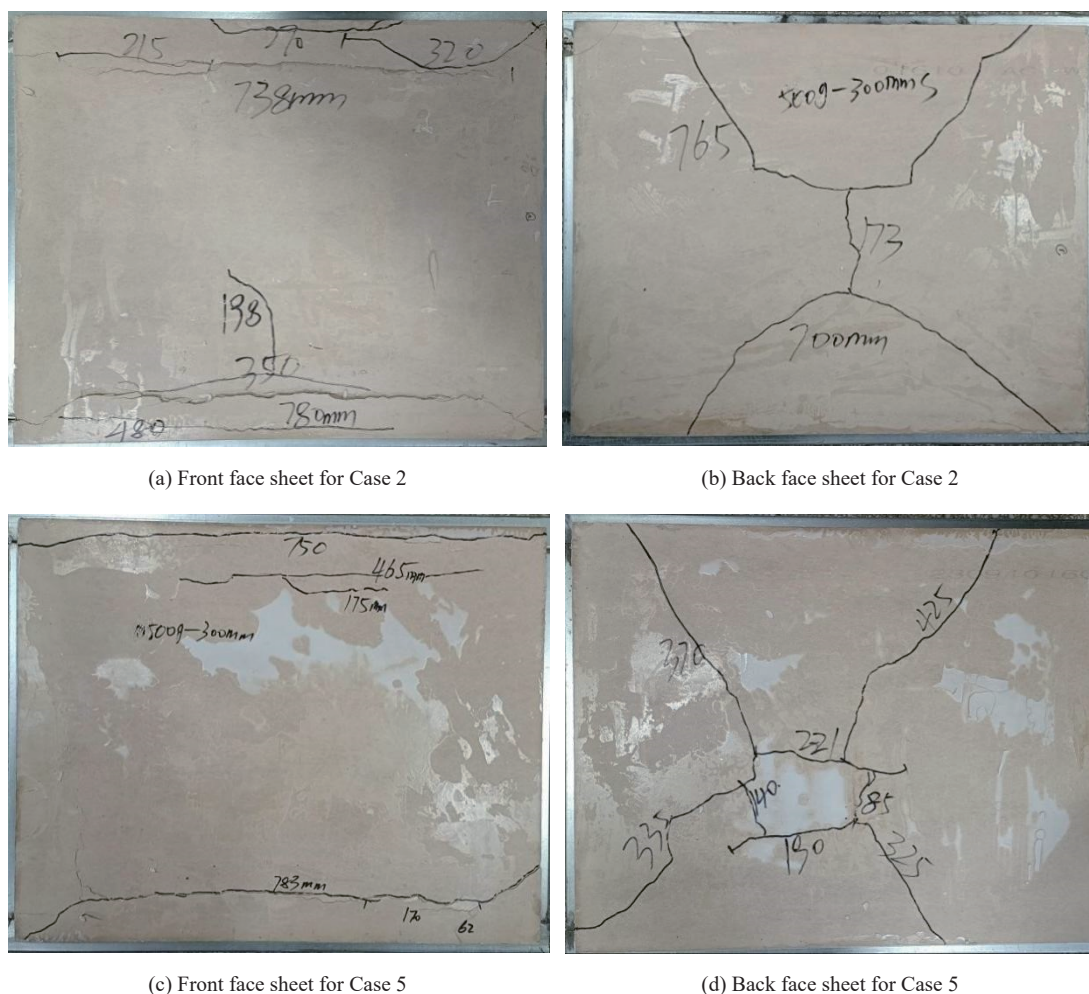


图 11 工况 2 和工况 5 中结构前后纤维水泥板的裂纹分布

Fig. 11 Crack distribution of the front and back fiber cement board for Case 2 and Case 5

图 12 给出了相同装药距离、不同装药量的不同结构前后纤维水泥板裂纹总长度的统计数据。可以看出, 随着装药量的增加, 前后纤维水泥板裂纹总长度明显增加, 大孔径蜂窝夹芯板结构迎爆面纤维水泥板裂纹总长度更小, 而背爆面纤维水泥板破坏得更加严重。图 13 给出了相同装药量、不同装药距离时, 不同结构前后纤维水泥板裂纹总长度的统计数据。可以看出, 随着装药距离的增加, 纤维水泥板裂纹总长度明显减小, 与图 12 类似, 与小孔径蜂窝板相比, 大孔径蜂窝板导致迎爆面纤维水泥板破坏较轻, 背爆面纤维水泥板破坏较严重。由于夹芯板的抗冲击性能多以背爆面的破坏情况作为评价标准, 所以从本研究结果可以看出, 小孔径的蜂窝夹芯板具有更好的抗冲击性能。

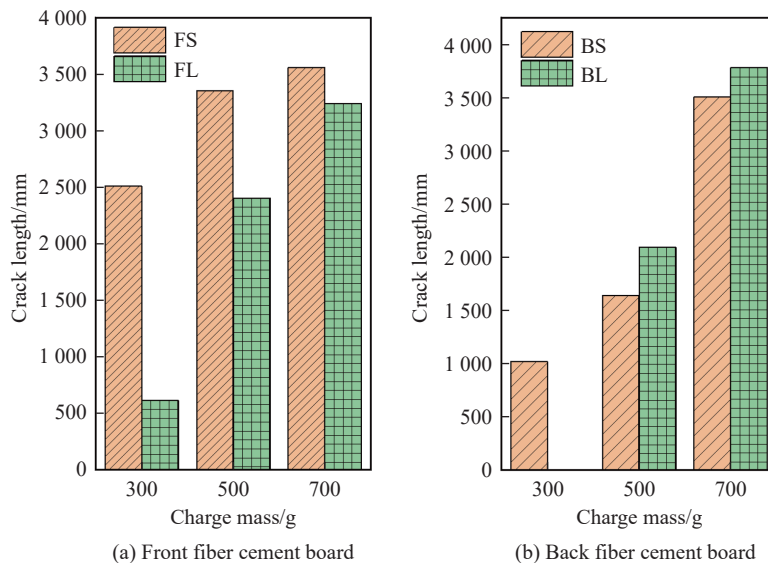


图 12 装药距离为 300 mm 时不同装药量前后纤维水泥板裂纹总长度对比

Fig. 12 Comparison of crack length on front and back fiber cement board for two kinds of sandwich panels with the stand off distance of 300 mm and different explosive mass

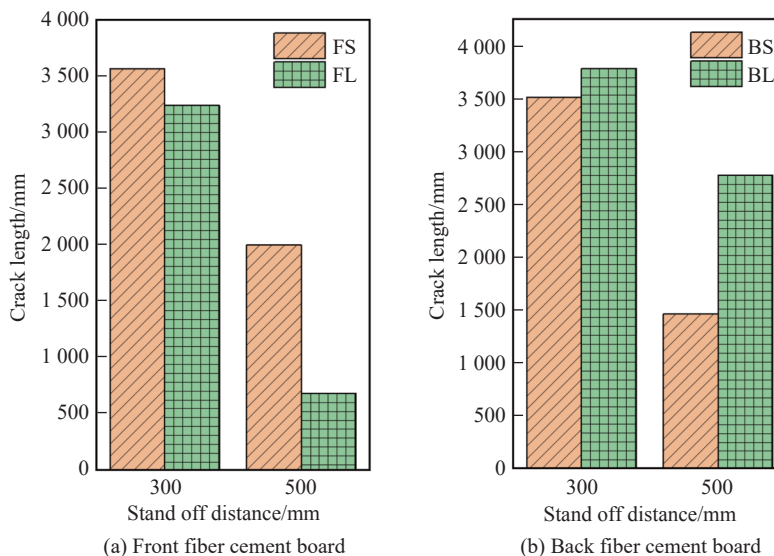


图 13 装药量为 700 g 时不同装药距离前后纤维水泥板裂纹总长度对比

Fig. 13 Comparison of crack length on front and back fiber cement board for two kinds of sandwich panels with the explosive mass of 700 g and different stand off distance

从结构前后面板残余挠度、纤维水泥板的破坏情况均可以看出,虽然 2 种蜂窝板的相对密度一致,应力-应变曲线也相似,但在爆炸载荷作用下,孔径较小的蜂窝板具有更好的抗冲击性能,说明多孔芯层胞元结构会对夹芯板的宏观响应产生一定的影响,更小的孔径能够给结构面外方向提供更多的支撑点,减小结构变形,优化结构芯层细观胞元是改善结构性能的有效途径。

4 结论与展望

利用纤维水泥板、蜂窝铝板、铝合金板组合设计了一种新型的变电站装配式墙板结构,通过实验研究了结构在有限空间内爆炸载荷下的动力响应特性,考察了不同炸药量、不同装药距离时的爆炸载

荷特征, 分析了蜂窝孔径等参数对结构变形失效模式、背爆面挠度及应变、纤维水泥板裂纹分布的影响, 得到以下主要结论。

(1) 在有限空间内的爆炸超压时间特征与在无限空间中类似, 中心独立测量得到的超压峰值为边缘直接测量的 2.4~10.0 倍, 中心独立测量得到的正压持续时间为边缘直接测量的 0.44~0.71 倍。

(2) 在爆炸载荷作用下, 结构主要呈现迎爆面凹陷、背爆面凸起的变形模式, 在变形初期, 由于结构和载荷的对称性, 变形也较为对称, 随着纤维水泥板和蜂窝芯层的变形, 结构变形趋于非对称, 在中心区域和对角线附近变形较大。

(3) 迎爆面纤维水泥板由于剪切作用, 裂纹多分布于结构长边方向的边界处, 裂纹大多为水平方向, 由于弯曲变形矩形板塑性铰线位于对角线附近, 背爆面纤维水泥板裂纹多分布于中心区域和对角线附近。

(4) 与较小孔径的蜂窝结构相比, 具有较大孔径的蜂窝结构的背爆面残余挠度较大, 纤维水泥板裂纹总长度也较长, 小孔径蜂窝板具有较好的抗冲击性能。

本研究主要从实验方面探讨了有限空间内结构在爆炸载荷下的动力响应特性, 有关结构各部分的变形失效演化过程、能量分配特性、不同部件之间的变形耦合作用等机制以及胞孔细观形状参数等尚未开展研究, 相关问题将在下一步工作中详细探讨。

参考文献:

- [1] 刘聪, 张世联. 垂直围壁对爆炸载荷作用下固支方板动力响应特性影响分析 [J]. 船舶力学, 2021, 25(1): 13–14.
LIU C, ZHANG S L. Influence of vertical surroundings on the dynamic response of fixed square plate subjected to blast loading [J]. Journal of Ship Mechanics, 2021, 25(1): 13–14.
- [2] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 火力发电厂与变电站设计防火规范: GB 50229—2019 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2019.
- [3] 国网基建部. 变电站模块化建设 2.0 版技术导则 [EB/OL]. (2021-12-01) [2023-07-22]. <http://xy-cost.com/archives/213442>.
- [4] LIU H, LIU H, YANG J L. Clamped sandwich beams with thick weak cores from central impact: a theoretical study [J]. Composite Structures, 2017, 169: 21–28.
- [5] HOU W H, ZHU F, LU G X, et al. Ballistic impact experiments of metallic sandwich panels with aluminium foam core [J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(10): 1045–1055.
- [6] 朱浩霖, 张天辉, 刘志芳. 重复冲击载荷下泡沫铝夹芯壳的动态响应 [J]. 高压物理学报, 2024, 38(5): 054205.
ZHU H L, ZHANG T H, LIU Z F. Dynamic responses of aluminum foam sandwich shells under repeated impact loadings [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2024, 38(5): 054205.
- [7] ZHU F, ZHAO L M, LU G X, et al. A numerical simulation of the blast impact of square metallic sandwich panels [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(5): 687–699.
- [8] ZHU F, WANG Z H, LU G X, et al. Some theoretical considerations on the dynamic response of sandwich structures under impulsive loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(6): 625–637.
- [9] CHANG W S, VENTSEL E, KRAUTHAMMER T, et al. Bending behavior of corrugated-core sandwich plates [J]. Composite Structures, 2005, 70(1): 81–89.
- [10] SHU C F, ZHAO S Y, HOU S J. Crashworthiness analysis of two-layered corrugated sandwich panels under crushing loading [J]. Thin-Walled Structures, 2018, 133: 42–51.
- [11] LIU H, LIU H, YANG J L, et al. Cantilever sandwich beams with pyramidal truss cores subjected to tip impact [J]. Science China: Technological Sciences, 2013, 56(1): 181–187.
- [12] WICKS N, HUTCHINSON J W. Performance of sandwich plates with truss cores [J]. Mechanics of Materials, 2004, 36(8): 739–751.

Dynamic Response Experiment of Prefabricated Wall Panels for a Whole-Indoor Substation under Blast Loading

LI Lin¹, LIU Yong¹, WEI Zhenzhong¹, MA Xiaomin², LEI Jianyin², LI Shiqiang²

(1. *Shandong Electric Power Engineering Consulting Institute Co., Ltd., Jinan 250013, Shandong, China;*

2. *Institute of Applied Mechanics, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China*)

Abstract: A novel prefabricated wall panel structure for substations was developed by integrating fiber cement board, aluminum honeycomb plate, and aluminum alloy plate. The dynamic response characteristics of the structure under explosive loads were investigated through experimental studies. The effects of overpressure loads at different explosive mass and loading distances were examined, and the impact of varying honeycomb cell sizes on structural deformation failure mode, back face deflection and strain, core compression, and fiber cement board crack distribution was analyzed. The results indicate that within a confined space, the time characteristics of explosion overpressure are similar to those in an unconfined space. The peak overpressure measured independently at the center is between 2.4 and 10.0 times that measured directly at the edge. The positive pressure duration measured independently at the center is between 0.44 and 0.71 times that measured directly at the edge. The predominant deformation mode of the structure involves front panel depression and rear panel bulging. Horizontal cracks in the front face of the fiber cement board are predominantly located near its long side boundary, while cracks in the back face are mainly distributed near its center and diagonal areas. Compared with structures featuring smaller honeycomb cell sizes, those with larger honeycomb cell sizes exhibit greater residual deflection on their back faces and longer total crack lengths in their fiber cement boards.

Keywords: prefabricated wall panel; honeycomb sandwich panels; fiber reinforced cement board; blast; dynamic response