DOI: 10.11858/gywlxb.20230727

近场爆炸下波纹双钢板混凝土组合墙板的损伤破坏及抗爆性能

赵春风[1], 张 利[1], 李晓杰[2]

（1. 合肥工业大学土木与水利工程学院, 安徽 合肥 230000;
2. 大连理工大学工业装备结构分析国家重点实验室, 辽宁 大连 116024）

摘要: 相对于传统的钢筋混凝土墙板和平面双钢板-混凝土组合墙板（profiled double-skin composite wall, PDSCW）, 波纹双钢板-混凝土组合墙板（concrete-infilled double steel corrugated-plate wall, CDSCW）具有更高的轴向抗压承载力、更大的侧向抗弯刚度以及良好的抗冲击和抗震性能, 在船舶和军事领域有广阔的应用前景。制作 2 种 CDSCW 试件, 通过近场爆炸试验对比分析了 2 种试件的损伤模式及动态响应; 采用 ANSYS/LS-DYNA 软件建立了 CDSCW 和 PDSCW 的有限元模型, 研究了近场爆炸下 2 种混凝土组合墙板的损伤机理和爆炸响应, 并与试验结果进行对比分析; 分析了混凝土厚度、钢板厚度、药量对 CDSCW 抗爆性能的影响。结果表明: 近场爆炸作用下, 相较于 PDSCW, 相同混凝土方量和尺寸（长、宽）的 CDSCW 具有更大的抗弯刚度、更强的抗变形能力以及更优的抗爆性能; 增加波纹深度能有效提高 CDSCW 的抗爆性能, 可为抗爆构件设计和相关工程研究提供参考。

关键词: 近场爆炸; 波纹双钢板混凝土组合墙板; 损伤模式; 动态响应; 抗爆性能

中图分类号: O382.1 **文献标志码:** A

钢筋混凝土墙板因其技术成熟、成本较低等优点被广泛应用于早期的抗冲击和抗爆设计中。Zineddin 等[1] 通过低速冲击试验, 研究了不同配筋率下钢筋混凝土板的动力响应和破坏模式。随着抗冲击和抗爆设计要求的不断提高, 学者们在新材料和组合结构方面做了大量的研究。Wu 等[2] 通过近场爆炸试验和数值模拟, 研究了聚脲对普通钢筋混凝土板抗爆性能的增强作用。李圣童等[3] 研究了钢筋混凝土梁板组合结构在长持时远爆冲击波荷载作用下的动力响应及毁伤形态, 通过试验获得了梁板组合结构的破坏形态和背爆面中心点位移变化, 利用有限元软件对组合结构的动态响应过程进行了数值模拟研究。方志强等[4] 通过广角 X 射线衍射仪、差示扫描量热仪和扫描电子显微镜测定了聚脲喷涂钢筋混凝土板的接触爆炸试验, 研究了 T26 抗爆型聚脲的力学强度、分子结构及热性能。近些年, 单、双钢板剪力墙组合构件和弧形双钢板剪力墙组合构件是研究较多的抗侧力、抗冲击及抗爆构件。姜策等[5] 通过数值模拟研究了聚脲/铝分层复合结构的抗爆性能。Wang 等[6] 提出了一种新型加强型钢-混凝土-钢组合板, 通过冲击试验研究了其破坏模式、抗冲击力和位移响应, 揭示了混凝土厚度、钢板厚度、加筋板对组合板动力响应的影响。赵春风等[7−8] 研究了在接触爆炸荷载作用下单钢板混凝土剪力墙和双钢板混凝土组合板的动态响应、破坏模式和抗爆性能等, 基于非线性有限元程序 ANSYS/LS-DYNA, 研究了组合墙板的损伤模式、跨中最大挠度等, 并与试验结果进行了对比分析, 验证了有限元分析模型的

* **收稿日期:** 2023-08-28; **修回日期:** 2023-09-13
基金项目: 合肥市自然科学基金（2021028）; 大连理工大学工业装备结构分析国家重点实验室开放基金（GZ21112）
作者简介: 赵春风（1983—）, 男, 博士, 教授, 主要从事工程结构抗震与减震、组合结构抗爆研究.
E-mail: zhaowindy@hfut.edu.cn

准确性和适用性。赵春风等[9]还研究了近场爆炸作用下弧形双钢板混凝土组合板的损伤模式、跨中位移变化规律以及各部分耗能状况，对比分析了 3 种不同连接件组合板的损伤机理及耗能状况。

波纹钢板具有较强的耐撞性、较好的冲击防护能力和出色的能量吸收能力，已广泛应用于建筑围护结构中，如屋顶和墙壁的包层[10]。同时波纹金属板作为夹层板具有较好的刚度、稳定性、抗冲击性能和抗爆性能，被广泛应用于航空航天、汽车、海军和建筑工业中[11−13]。杨程风等[14]研究了底部单面波纹钢板加固钢筋混凝土板在不同接触爆炸载荷下波纹钢板跨中位移的变化规律，并给出了一定适用范围内板跨中位移和炸药质量的经验公式。Lu 等[15]研究了钢板-混凝土-波纹钢板组合板在冲击荷载下的动态响应，分析了波纹钢板高度、钢板厚度、连接件间距和混凝土强度对组合板冲击响应的影响。Yazici 等[16]通过试验和数值模拟研究了不同形态的填充泡沫波纹板在平面爆炸载荷作用下的变形、传递冲击和能量吸收的机理。Ahmed 等[17]数值评估了在夹层板中使用波纹编织形状作为新的核心拓扑结构来抵抗爆炸载荷的有效性。

波纹双钢板-混凝土组合墙板（concrete-infilled double steel corrugated-plate wall, CDSCW）是一种新型抗侧力构件，波纹双钢板通过连接件与混凝土连成整体构件。相对于传统钢筋混凝土平板和平面双钢板-混凝土组合墙板（profiled double-skin composite wall, PDSCW），CDSCW 能充分发挥钢材的抗拉性能和混凝土的抗压性能，平面外抗弯刚度和承载能力得到大幅提升，具有很好的延性、耗能能力以及抗震性能。Wang 等[18−19]介绍了 T 型截面 CDSCW 的截面强度设计方法，通过试验和数值模拟研究了轴压和弯矩联合作用下墙板的破坏机理和截面强度，并给出了 T 型截面 CDSCW 的弹性屈曲荷载、弯曲屈服以及弯曲扭转屈曲的界限。

目前，针对 CDSCW 的抗爆性能及抗爆设计方法的研究较少。本研究拟开展混凝土、波纹钢板材性能试验以及 CDSCW 的近场爆炸试验，分析近场爆炸下 CDSCW 的损伤特性和动态响应，利用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA 分别建立 CDSCW 和 PDSCW 的有限元模型，对比研究其抗爆能力，并分析混凝土厚度、钢板厚度、炸药量对近场爆炸下 CDSCW 损伤破坏及抗爆性能的影响规律。

1　试　验

1.1　试验概况

根据 JGJ/T 380—2015《钢板剪力墙技术规程》[20]，设计和制作了 CDSCW，2 个试件模型分别为 CDSCW1、CDSCW2，试件截面形状及尺寸见图 1，换算成等量混凝土 PDSCW 板厚度 t_{wc}=90 mm，满足 JGJ/T 380—2015 中 25≤ t_{wc}/t_{sw} ≤100 的要求（t_{sw} 为单钢板厚度）。CDSCW1 的平面尺寸及栓钉布置见图 2，CDSCW2 与 CDSCW1 的平面尺寸及栓钉间距相同，CDSCW2 的栓钉布置在上下波纹钢板波谷与波谷

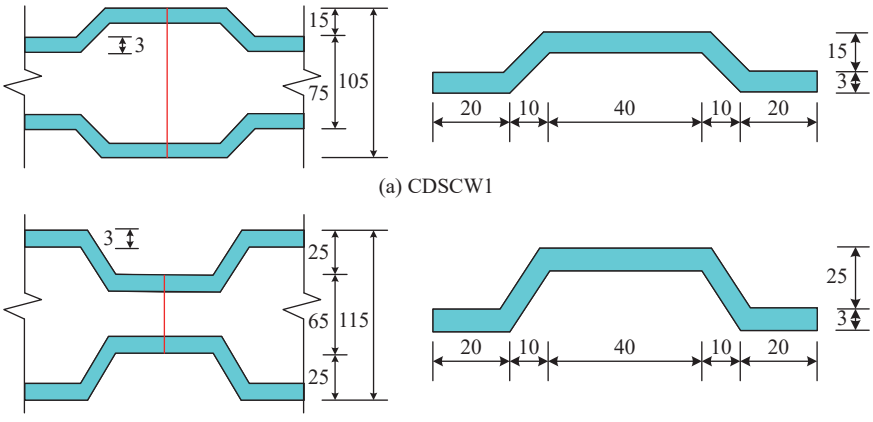
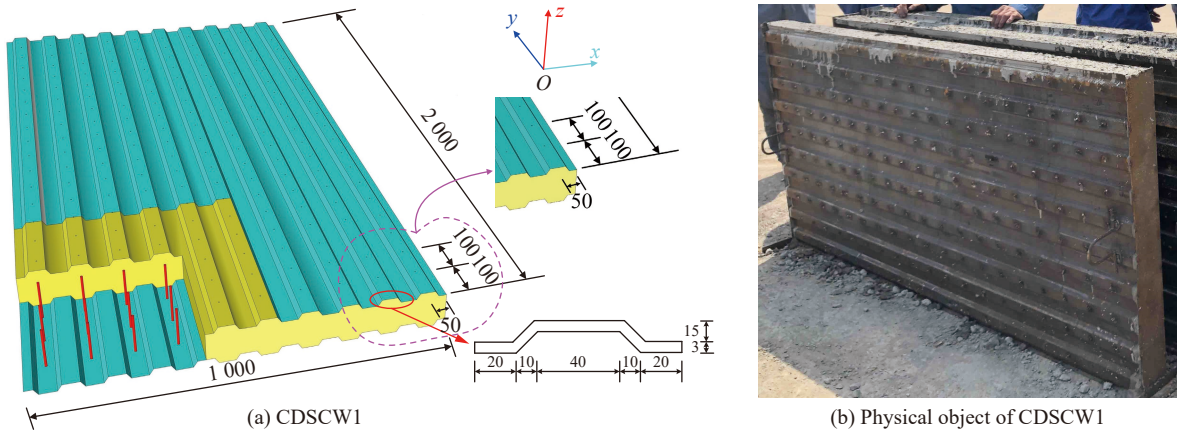


图 1　CDSCW 的截面（单位：mm）

Fig. 1　Cross-section of CDSCW (Unit: mm)

对齐处。采用 C40 混凝土，同时制作 3 个 150 mm×150 mm×150 mm 混凝土标准试件，并进行抗压试验，混凝土的抗压强度均值为 52.4 MPa。钢板采用 Q345 压型钢板，切割 3 个钢板试件进行材性试验，试件弹性模量均值为 208.41 GPa，屈服强度均值为 367.33 MPa，抗拉强度均值为 462 MPa。



(a) CDSCW1　　(b) Physical object of CDSCW1

图 2　CDSCW1 的平面布置及实物(单位: mm)

Fig. 2　Layout and physical objects of CDSCW1 (Unit: mm)

1.2　试验布置和仪器

为了获得测点处的爆压和 CDSCW 下钢板中心点的位移响应，对 CDSCW 进行近场爆炸试验，试验布置和仪器如图 3 所示。试件放置在 2 个钢制三脚架上，炸药通过木质三角架悬挂于试件中心正上方，压力传感器布置于距离爆炸中心 5 400 mm 处。爆炸后，测量试件的跨中残余位移。采用 5 kg TNT 进行近场爆炸，炸药中心距离试件中心顶点约 650 mm。

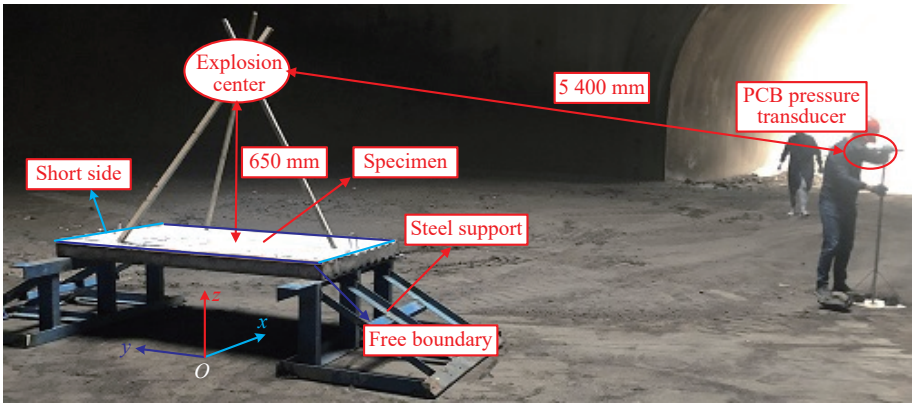


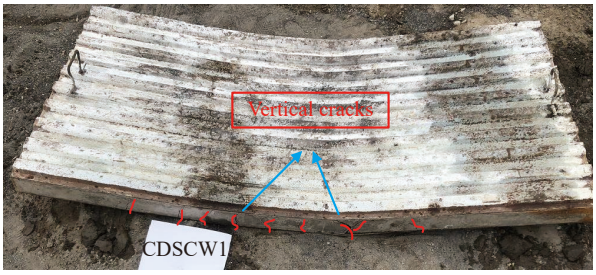
图 3　试验布置

Fig. 3　Experiment setup

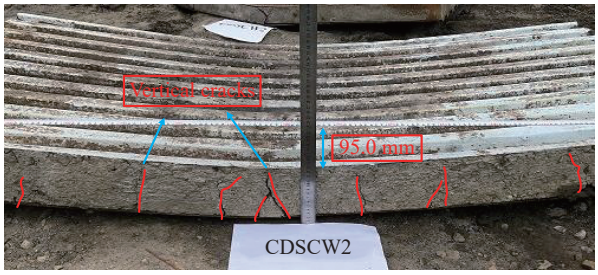
1.3　试验结果及分析

选取下钢板中心点残余位移、试件侧面混凝土弯剪裂缝、混凝土脱落及飞溅等评估试件的抗爆性能，该判定标准已被李忠献等[21]、Wang 等[22] 和赵春风等[7−9] 证实并广泛应用。图 4 显示了试件 CDSCW1 的损伤破坏。由图 4 可知，试件 CDSCW1 的损伤沿纵向(y 方向)和横向(x 方向)中心线基本对称，爆炸后，试件凹向弯曲变形，跨中侧面混凝土出现一条较大的竖向裂缝，裂缝的密度和宽度从跨中向两端逐渐减小(见图 4(a))。在试件迎爆面切割一个 280 mm×150 mm 的区域，可以清晰看出，试件沿纵、横方向出现交错裂缝，在爆炸作用下混凝土受压破坏形成横向裂缝，在拉伸波作用下混凝土受拉破坏形成纵向裂缝(见图 4(b))。试件的跨中残余位移为 120.0 mm(见图 4(c))，爆炸后试件的整体性完好，仍有持续承载能力。

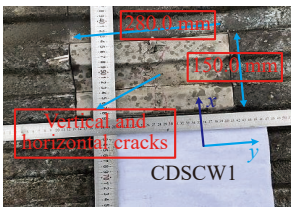
图 5 显示了试件 CDSCW2 的爆炸破坏。由图 5 可知，近场爆炸作用下，试件 CDSCW2 整体向下弯曲变形，混凝土下部产生受拉损伤，在跨中形成一条人字形竖向裂缝（见图 5(a)）。由于混凝土的不均匀性以及试件制作过程中截面的尺寸偏差，混凝土裂缝呈现出随机性和分布不均的特点，试件横向垂直裂缝的宽度和密度从跨中向两端逐渐变小（见图 5(a)）。试件两端截面在爆炸拉伸波的作用下出现多条竖向裂缝，尤其在平行于自由边的第一个波谷处，混凝土受拉损伤最严重（见图 5(b)）。在试件另一侧，混凝土脱落，呈现半椭圆形缺口，2 根栓钉外露，并发生较大塑性变形（见图 5(c)）。脱落前相对运动的混凝土碎块挤压栓钉，导致下钢板连接处栓钉弯曲变形，爆炸后，栓钉连接完好。最终试件的跨中残余位移为 95.0 mm。爆炸后，CDSCW2 的整体性较好。



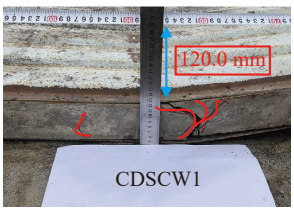
(a) Overall view



(a) Overall view



(b) Cutting view



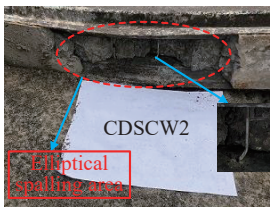
(c) Side view

图 4　CDSCW1 的损伤破坏

Fig. 4　Damage of CDSCW1



(b) End view



(c) Side view

图 5　CDSCW2 的损伤破坏

Fig. 5　Damage of CDSCW2

综上所述，近场爆炸作用下，试件 CDSCW1 和 CDSCW2 的整体变形基本一致。CDSCW1 的跨中混凝土裂缝宽度大于 CDSCW2，CDSCW1 的侧面混凝土竖向裂缝条数（8 条）多于 CDSCW2（7 条），CDSCW1 的跨中残余位移是 CDSCW2 的跨中残余位移的 1.26 倍。由此可知，CDSCW2 的整体抗弯刚度大于 CDSCW1，相同混凝土方量和构件尺寸（长、宽）下，增加波纹深度能有效提高 CDSCW 的抗爆性能。相较于 CDSCW1，CDSCW2 的波纹深度更大，截面惯性矩更大，因此抗弯刚度更大。

2　数值模拟

2.1　有限元模型

基于任意拉格朗日-欧拉（arbitrary Lagrangian-Eulerian，ALE）的有限元分析方法已广泛应用于结构抗爆性能分析[23]。ALE 方法需要建立空气欧拉网格，当模型较大时，计算的时间成本成倍增加，此外，计算精度受网格尺寸影响。CONWEP 程序采用关键字*LOAD_BLAST_ENHANCED（LBE）、*LOAD_BLAST_SEGMENT_SET 进行球形爆炸载荷加载，该方法只需要建立目标周围的空气域，冲击波可以通过压力加载层（ambient layer）传到目标体上。在空气域中，使用关键字*CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 进行流固耦合计算，采用关键字*CONTROL_ALE 定义环境压力。较常用的 ALE 方法，该方法省去了部分空气网格，降低了计算量[9]，对近远场计算有很大的帮助。

利用 ANSYS/LS-DYNA 非线性软件建立 CDSCW 的有限元模型，如图 6 所示。有限元模型采用长方体钢支座，钢支座底面采用固定约束，钢支座与波纹下钢板之间采用自动面面接触算法（*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE），模拟钢支座与试件之间的作用，与现场试验的边界条件一致。

混凝土、支座、空气均采用 SOLID164 单元划分，钢板采用 SHELL163 单元划分，栓钉采用 LINK160 单元划分。栓钉与上下波纹钢板采用共节点连接，通过关键词*CONSTRAINED_BEAM _IN_SOLID 嵌入混凝土中，空气域表面均采用无反射边界条件。LBE 算法[8−9, 24−26] 可以准确获得墙板在接触或非接触爆炸下的整体和局部响应，选择混凝土有效塑性应变云图分析试件损伤程度，该方法的有效性已被赵春风等[9] 验证。

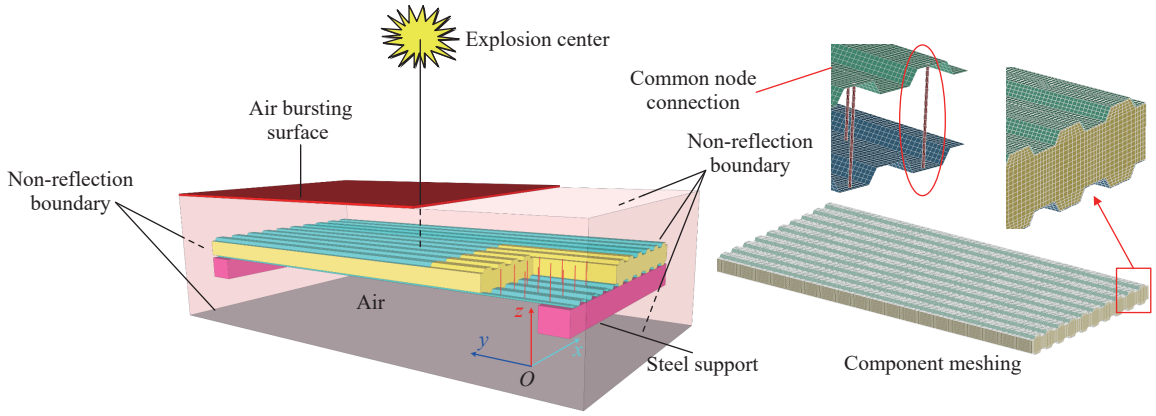


图 6　有限元模型

Fig. 6　Finite element model

2.2　材料模型

K&C（Karagozian & Case）模型[27−30] 被大量学者用于模拟混凝土在爆炸和冲击荷载下的损伤效应，为了反映混凝土在三轴拉伸作用下的应变软化、损伤和开裂，本研究中混凝土采用改进的 K&C 模型[31]。空气、支座、钢板和栓钉分别采用*MAT_NULL[32]、*MAT_PLASTIC_KINEMATIC、*MAT_JOHNSON_COOK[29]、*MAT_PLASTIC_KINEMATIC 模型[9, 33] 描述。混凝土的主要材料参数[31] 列于表 1，其中：ρ_c 为混凝土密度，f_c 为混凝土抗压强度，f_t 为混凝土抗拉强度，μ_c 为混凝土泊松比，b_1、b_2 和 b_3 分别为控制压缩损伤缩放参数、控制拉伸损伤缩放参数和控制体积相应的损伤参数，λ_m 为损伤函数峰值，α、α_c 和 α_d 为屈服尺度因子常数。钢材采用 Q345 钢：弹性模量 E_s=208 GPa，屈服强度 f_{ys}=367 MPa，极限抗拉强度 f_{ts}=462 MPa。连接件参数[9]：栓钉密度 ρ_l=7.8 g/cm^3，弹性模量 E=200 GPa，泊松比 μ_l=0.30，屈服强度 f_y=400 MPa。

表 1　混凝土主要材料参数

Table 1　Mechanical properties of concrete

ρ_c/(g·cm^{-3})	f_c/MPa	f_t/MPa	μ_c	b_1	b_2	b_3	λ_m	α	α_c	α_d
2.408	52.4	4.2	0.19	1.6	2	1.15	8.7×10^{-5}	3	0.294	1.86

2.3　收敛性分析

对有限元模型进行收敛性分析，以确定网格大小。通过大量模拟试验，得出以下结论：在支座与空气域的网格尺寸相同时，构件的网格尺寸小于空气域的网格尺寸的模拟结果较为可靠；数值模拟与实验之间的相对误差随着网格尺寸的减小而减小。试件的网格尺寸分别为 5、6、8、10 mm，其他网格尺寸为 10 mm 时，有限元模型计算得到的 CDSCW1 跨中下钢板中心点位移-时间曲线如图 7 所示。25.0 ms 时，网格尺寸分别为 5、6、8、10 mm 时，CDSCW1 的跨中残余位移分别为 112.0、109.0、78.3 和 41.6 mm。综合考虑计算效率和精度，试件的网格尺寸采用 6 mm，此时有限元模型计算得到的 CDSCW1 的残余位移（109.0 mm）与试验结果（120.0 mm）吻合较好（相对偏差为 9.2%）。

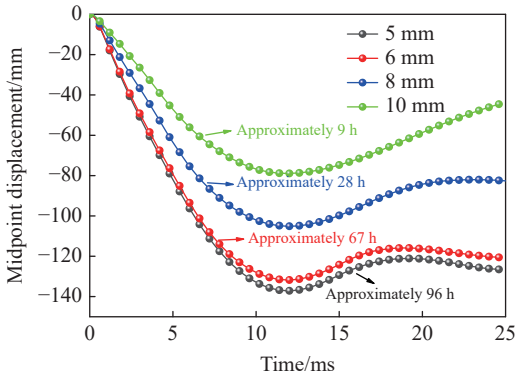


图 7　空间离散化分析

Fig. 7　Spatial discretization analysis

3　数值模拟验证及对比分析

3.1　数值验证

Henrych[34] 在大量爆炸试验的基础上，得到了空中爆炸冲击波在不同比例距离下的计算公式

$$p_{\mathrm{m}}=\begin{cases}1.407R^{-1}+0.554R^{-2}-0.035R^{-3}+6.25\times10^{-4}R^{-4} & 0.1\leqslant R<0.3\\ 0.619R^{-1}-0.033R^{-2}+0.213R^{-3} & 0.3\leqslant R<1.0\\ 0.066R^{-1}+0.405R^{-2}+0.329R^{-3} & 1.0\leqslant R\leqslant 10.0\end{cases}\tag{1}$$

式中：p_{m} 为峰值超压；$R=H/W^{1/3}$ 为比例距离，其中，H 为爆距，W 为 TNT 当量。本研究中爆炸中心与压力传感器 PCB 之间的距离为 5 400 mm，比例距离 R=3.158 m/kg$^{1/3}$，由式 (1) 可得 p_{m}=0.072 MPa，与试验测得的峰值压力 0.080 MPa（见图 8）相差 10%，说明试验所得爆压数据准确可靠。

为进一步验证数值模拟的合理性，以本试验为基础建立空气域有限元模型，模拟压力传感器 PCB 处的压力时程曲线。如图 8 所示，试验所测峰值爆压为 0.080 MPa，数值模拟结果为 0.076 MPa，相对偏差为 5%，模拟结果与式 (1) 的计算结果（0.072 MPa）相差 4.17%，说明采用 LBE 算法是合理的。

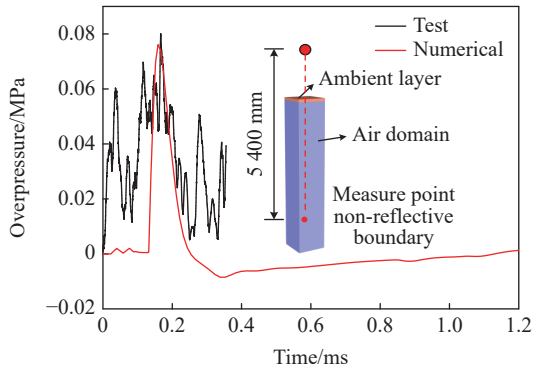


图 8　PCB 测点的压力时程曲线

Fig. 8　Pressure time history curve of measuring point PCB

3.2　CDSCW1 的数值模拟结果分析

3.2.1　混凝土损伤分析

CDSCW1 的整体损伤如图 9 所示。近场爆炸下，爆炸产生的压缩波首先到达上波纹钢板，随后迅速传播至背爆面，形成强拉伸波。强拉伸波使混凝土的塑性应变快速发展，混凝土从弯曲破坏过渡到支座处剪切破坏，背爆面跨中区域受拉层裂。最终混凝土在自由边跨中处受弯破坏出现一条较宽的竖向裂缝，裂缝附近区域混凝土与底部波纹钢板局部脱离，试件整体向下弯曲变形。

CDSCW1 的混凝土损伤如图 10 所示。25.0 ms 时，爆炸产生压缩波使试件整体向下弯曲变形，迎爆面跨中区域混凝土横向受压损伤；由于混凝土的抗拉强度低，随着拉伸波在试件中的传播，纵向沿波谷处出现 2 条纵向贯通裂缝，其他波谷处混凝土受拉损伤，形成纵横交错损伤裂缝，与试验中 CDSCW1 迎爆面 280 mm×150 mm 矩形区域的十字形裂缝相对应；在两端支撑处内侧出现 2 条较明显的

横向剪切破坏。背爆面混凝土在跨中出现 400 mm×1 000 mm 的矩形受拉破坏。在栓钉与混凝土连接处应力较大，混凝土损伤较严重。侵蚀算法导致混凝土破坏后单元删除，因此栓钉处有绿色小孔。在波纹钢板与栓钉的联合作用下，混凝土没有剥落或飞溅，较好地发挥了抗压性能，充分吸收了爆炸能量，有助于提高构件的整体抗爆性能。这与试验结果吻合较好。

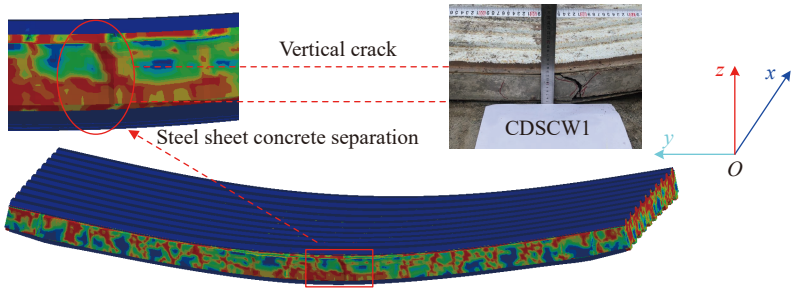


图 9　CDSCW1 试件的整体损伤

Fig. 9　Overall damage of CDSCW1

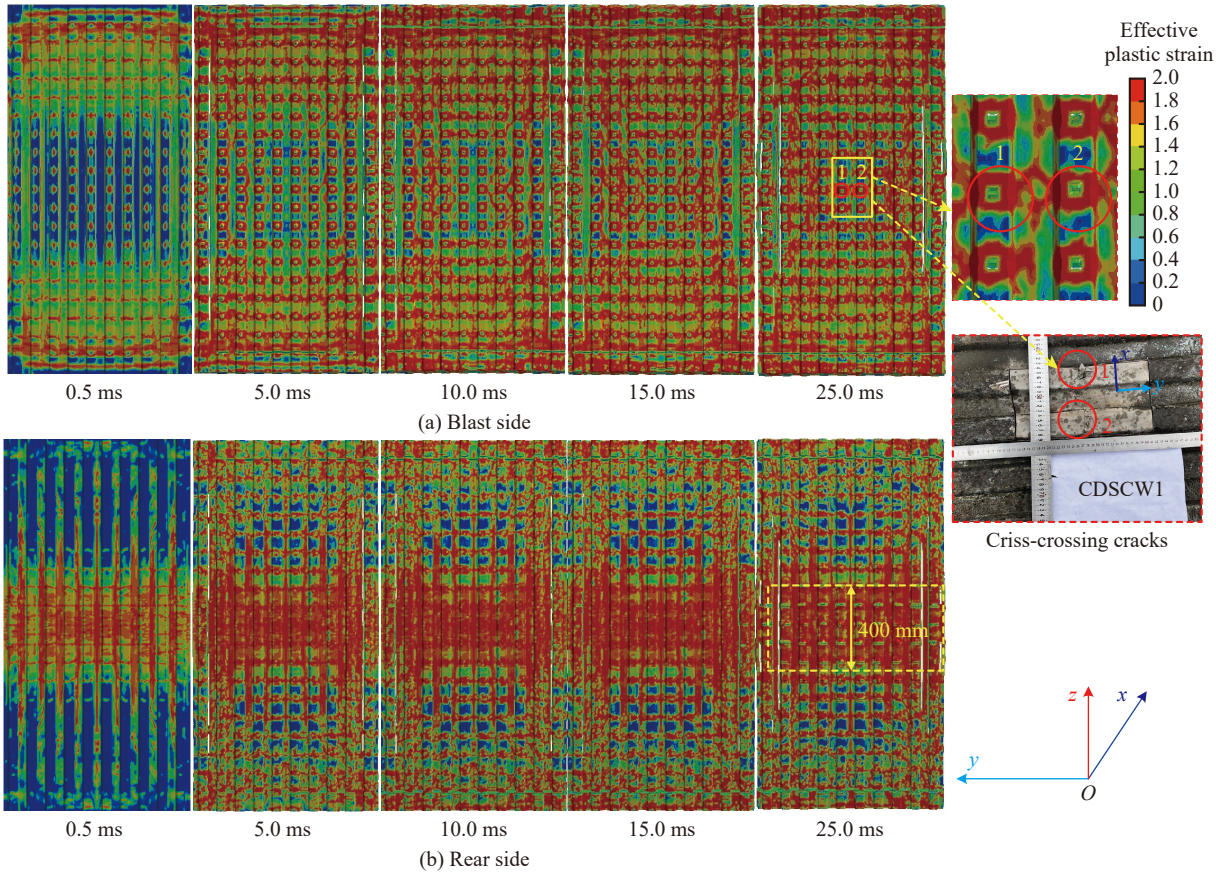


图 10　CDSCW1 混凝土的有效塑性应变

Fig. 10　Effective plastic strain of the concrete in CDSCW1

3.2.2　爆炸响应分析

CDSCW1 的变形如图 11 所示。下钢板位移在 108.6～120.7 mm 之间波动，大变形区域尺寸约 460 mm×1 000 mm，与试验结果 500 mm×1 000 mm 较接近。下波纹钢板中心点最大位移为 121.0 mm，最终残余位移为 109.0 mm，与试验值 120.0 mm 相差 9.2%，误差较小。造成差别的原因是：试验用试件 CDSCW1 为非均匀材料，存在制作误差和原始缺陷；另外，有限元模型中栓钉与混凝土的滑移约束、下波纹钢板与支座的面面接触同实际情况有一定误差。试件整体变形趋势与试验结果吻合较好，爆炸后试件整体性完好，具有一定的持续承载能力。

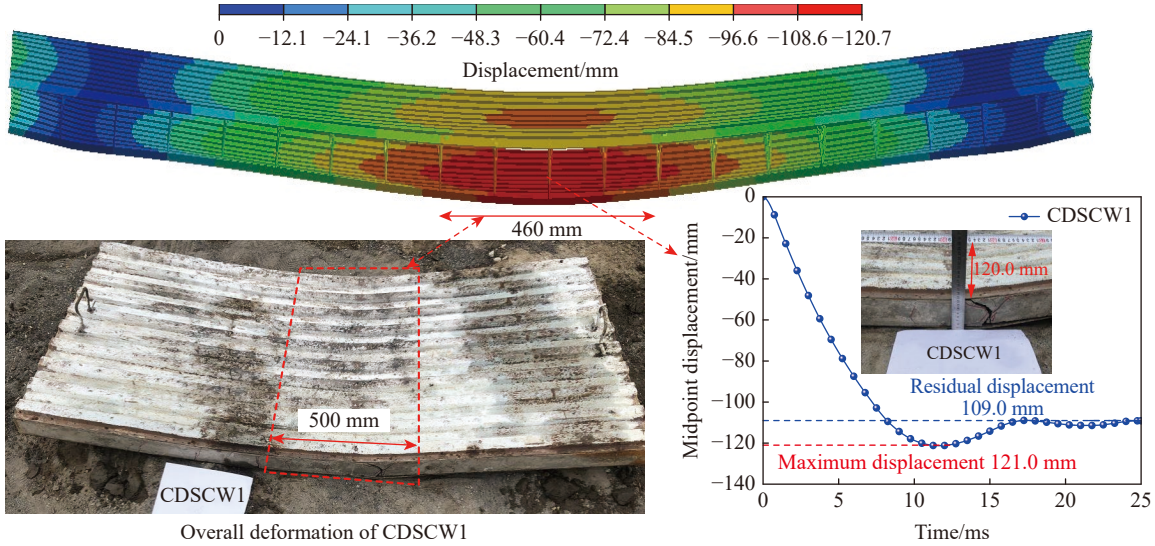


图 11　CDSCW1 的变形

Fig. 11　Deformation of CDSCW1

3.3　CDSCW2 的数值模拟结果分析

3.3.1　混凝土损伤分析

CDSCW2 的整体损伤如图 12 所示。试件整体呈下凹弯曲变形，在平行于自由边的第 1 个波谷处，混凝土产生竖向裂缝（图 12 中 A 区）；在自由边一侧面跨中区域，混凝土脱落（图 12 中 B 区）；在两约束端侧面，多条竖向裂缝（图 12 中 C 区和 D 区）集中在波谷沿螺栓布置方向。竖向裂缝产生的原因是，爆炸后拉伸波在试件中迅速传播，在截面薄弱处混凝土受拉破坏。有限元模拟的自由边最外侧混凝土脱落情况比试验结果严重。试验中，钢板第 1 个波峰处的内凹制作有误差，导致钢板对混凝土的约束变强。此外，钢材表面锈蚀造成钢板与混凝土之间的摩擦系数变大，约束加强。虽然钢板和栓钉对混凝土的实际约束比模拟强，但是这不影响试件整体抗爆性能评估。大药量爆炸作用下自由边混凝土极易脱落，碎片极易飞溅，因此宜用钢板覆盖等措施约束自由边裸露的混凝土，以限制混凝土脱落或碎片飞溅。

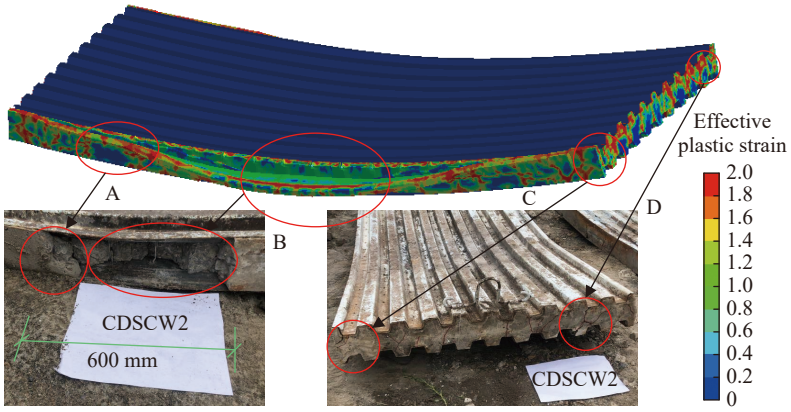


图 12　CDSCW2 的整体损伤

Fig. 12　Overall damage of CDSCW2

如图 13 所示，25.0 ms 时，CDSCW2 迎爆面混凝土在波峰处无明显损伤，波谷处混凝土跨中区域横向受压破坏，纵向混凝土受拉破坏，背爆面混凝土在跨中出现横向受拉破坏，纵向混凝土受拉损伤，支座处混凝土剪切破坏。相比 CDSCW1，CDSCW2 的混凝土高度更高，抗压能力更强。因此，CDSCW2 迎爆面混凝土的损伤较轻，背爆面混凝土受拉破坏，但未形成 CDSCW1 那样的区域性混凝土受拉破坏。

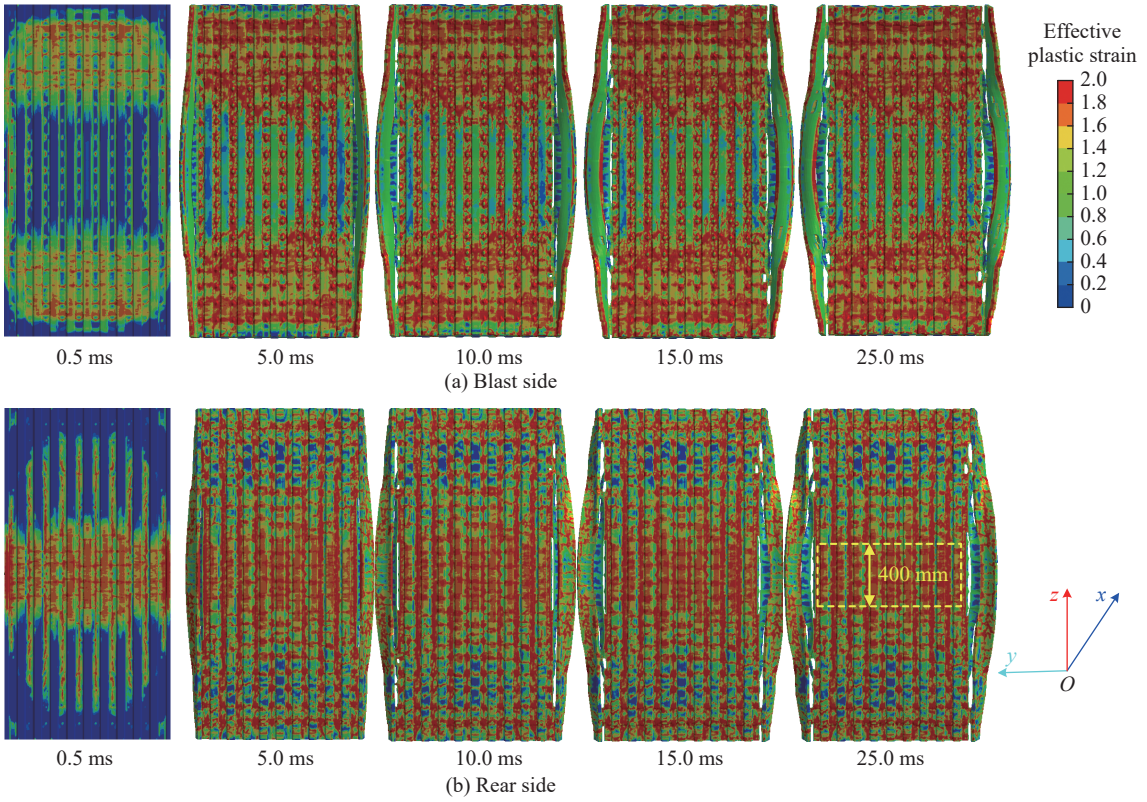


图 13　混凝土有效塑性应变(CDSCW2)

Fig. 13　Effective plastic strains of the concrete (CDSCW2)

3.3.2　爆炸响应分析

CDSCW2 的变形如图 14 所示。爆炸后跨中区域的混凝土损伤严重，沿栓钉布置方向和波谷方向(变截面处)的栓钉在混凝土中相互挤压后弯曲变形，下波纹钢板中心点的最大位移和残余位移分别为 113.0 和 90.4 mm，与残余位移试验值 95.0 mm 相差 4.8%。CDSCW2 整体下凹弯曲变形，近场爆炸作用

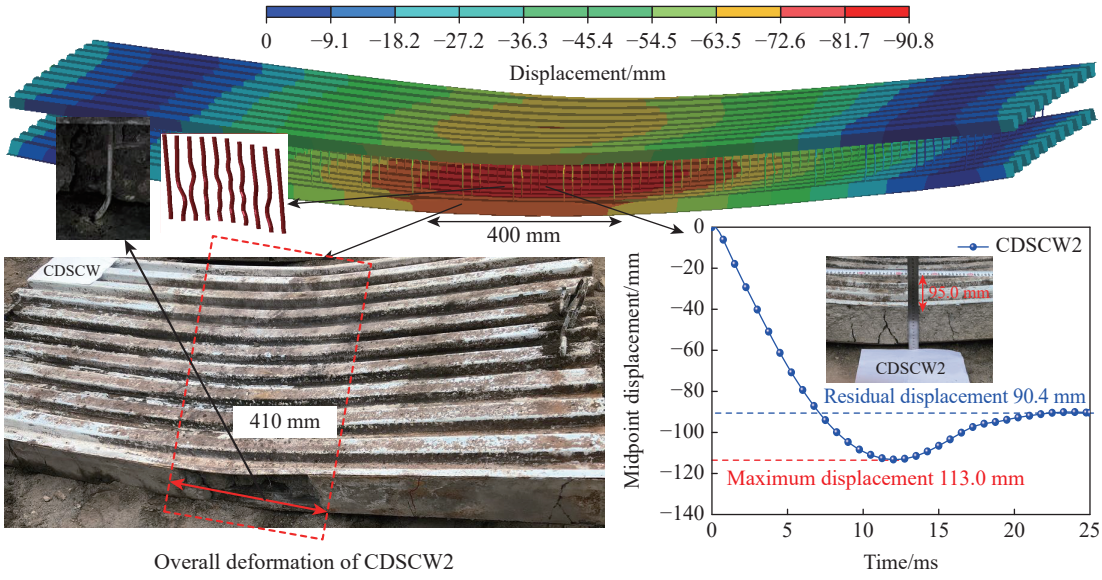


图 14　CDSCW2 的变形

Fig. 14　Deformation of CDSCW2

后，跨中区域栓钉发生较大的塑性变形，但连接完好。CDSCW2 的整体变形较 CDSCW1 小，其原因是混凝土受压区高度增加和截面尺寸改变引起试件抗弯刚度增加，提升了 CDSCW2 的整体耗能和抗爆能力。

3.4　PDSCW 与 CDSCW 的对比分析

建立 PDSCW 模型，如图 15 所示，组合板上下层钢板为平面，其余参数（包括长、宽、混凝土强度、混凝土方量、钢材型号、钢板厚度、栓钉强度及布置、爆距、药量等）均与 CDSCW1 相同。图 16 和图 17对比了 PDSCW 和 CDSCW 的数值模拟结果。图 18 为 PDSCW 混凝土的塑性应变云图和前视图。从图 18 可以看出，近场爆炸作用下，PDSCW 试件整体向下弯曲变形，栓钉变形超过有效塑性应变，上钢板脱离试件，试件整体的抗弯刚度和抗变形能力降低。迎爆面跨中区域混凝土横向受压损伤，纵向受拉损伤，形成纵横交错损伤裂缝，裂缝由中心向外辐射。背爆面混凝土的受拉带状破坏区域宽 800 mm，为 CDSCW1 和 CDSCW2 的背爆面混凝土受拉损伤区域宽度（400 mm）的 2 倍（见表 2）。剪切破坏导致混凝土在支座处分离，PDSCW 整体破坏，无法继续承载，损伤程度远大于 CDSCW。从图 17 可以看出，下钢板中心点的最大位移和残余位移分别为 176.1 和 175.3 mm，相比 CDSCW1，分别增加 45.5% 和 60.8%，相比 CDSCW2，分别增加 55.8% 和 93.9%。综合以上分析，CDSCW 的抗爆性能远优于 PDSCW。

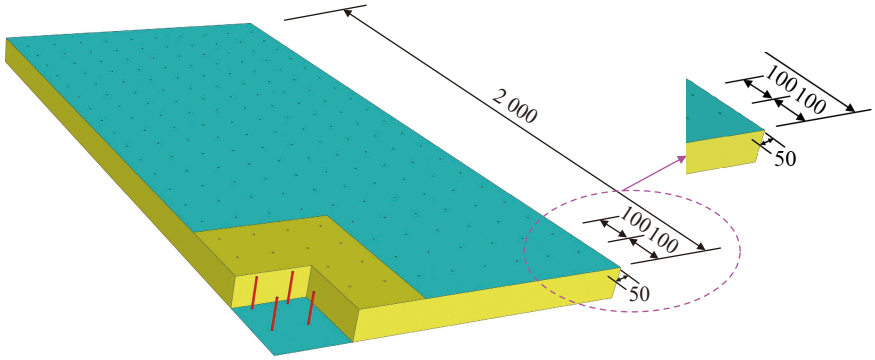


图 15　PDSCW 的平面布置（单位：mm）

Fig. 15　Plans of PDSCW (Unit: mm)

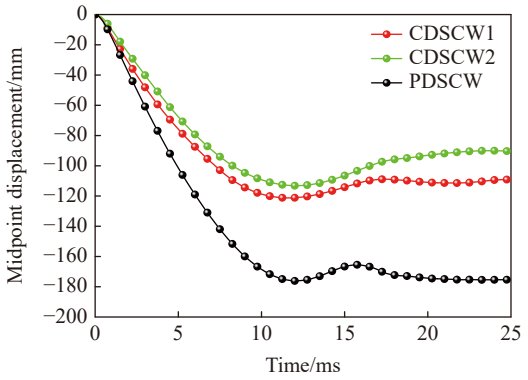


图 16　CDSCW 与 PDSCW 的跨中位移

Fig. 16　Midpoint displacements of CDSCW and PDSCW

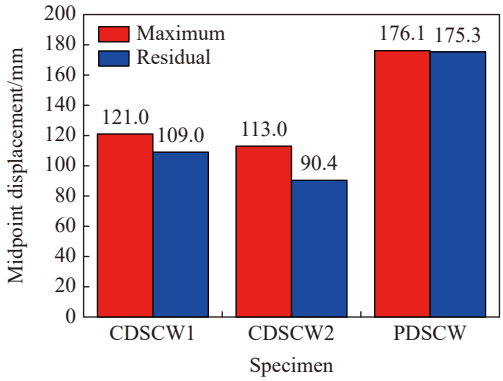


图 17　CDSCW 与 PDSCW 的跨中最大位移和残余位移

Fig. 17　Maximum and residual midpoint displacements of CDSCW and PDSCW

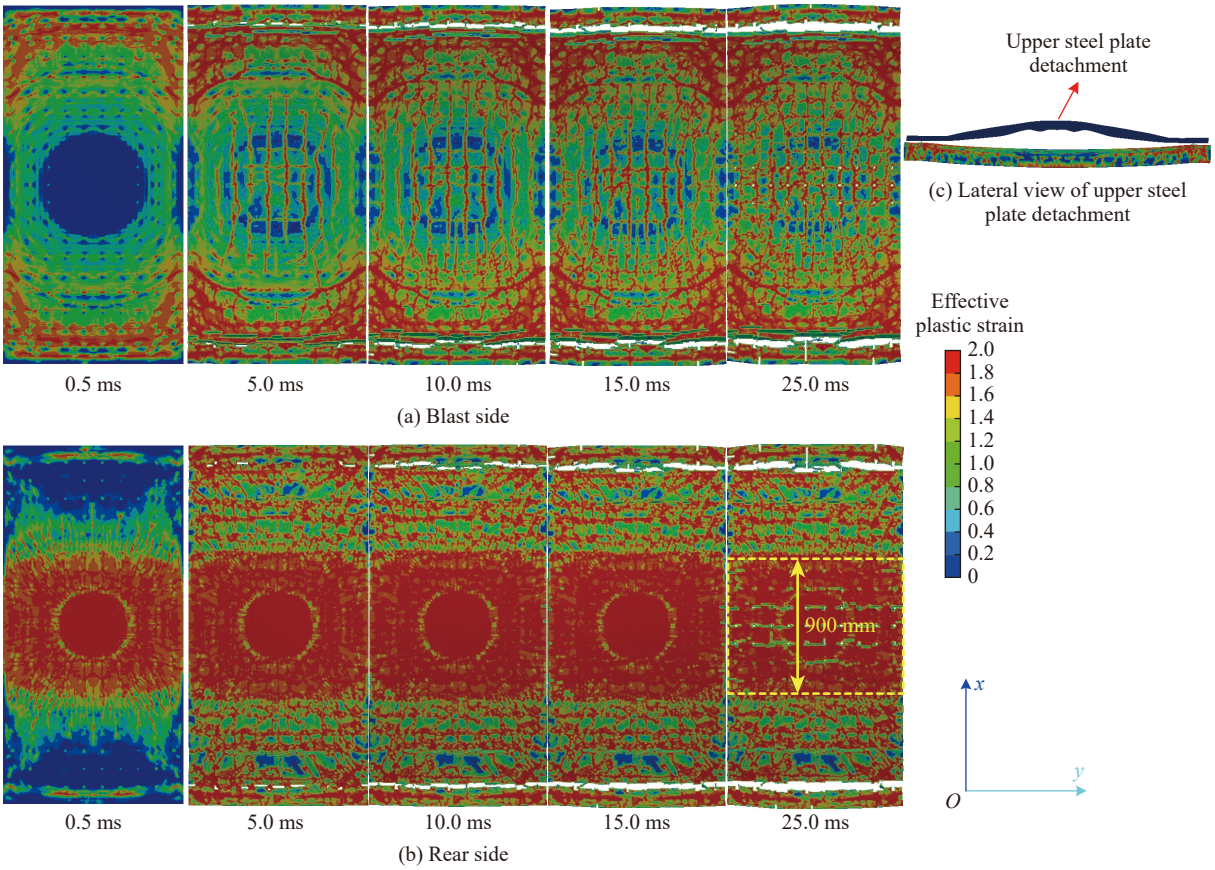
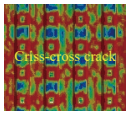
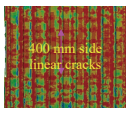
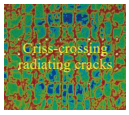
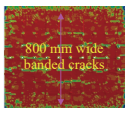


图 18　PDSCW 的混凝土损伤

Fig. 18　Concrete damage of PDSCW

表 2　CDSCW 和 PDSCW 的损伤对比

Table 2　Damage comparison of PDSCW and CDSCW

Specimen	Blast side damage		Simulated rear side damage	Simulated damage near support	Midpoint displacement of lower steel plate/mm	
	Test	Simulation			Test	Simulation
CDSCW1					120.0	109.0
CDSCW2					95.0	90.4
PDSCW						175.3

4　CDSCW 参数分析

由第 3 节分析可知，CDSCW 在近场爆炸下表现出较好的抗爆性能，虽然在跨中区域、横向和纵向混凝土薄弱处（波谷处）有明显损伤，但是依然具有很好的完整性和持续承载能力。选取混凝土厚度、钢板厚度、药量作为参数对 CDSCW 的抗爆性能进行分析，并用背爆面波纹钢板中心点挠度作为指标评估抗爆性能[22]。

4.1　混凝土厚度

设混凝土最薄处厚度分别为 65、75、85 和 95 mm，其他参数与 CDSCW1 相同，研究 CDSCW 的下钢板跨中最大位移、残余位移以及混凝土损伤。由图 19 和图 20 可知，CDSCW 的下钢板跨中最大位移随混凝土厚度增加而线性减小。由图 21 可知，增加混凝土厚度不能有效改善混凝土损伤。但随着厚度增加，混凝土的受压区高度也增大，混凝土受拉开裂和受压破坏都要消耗更多的爆炸能量，进而提高其抗爆性能。综合以上结果，混凝土厚度是影响 CDSCW 抗爆性能的重要因素之一。

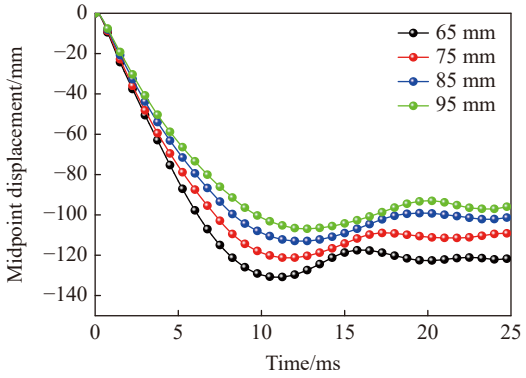


图 19　不同混凝土厚度下 CDSCW 的跨中位移-时间变化曲线

Fig. 19　Midpoint displacement-time curves of CDSCW with different concrete thicknesses

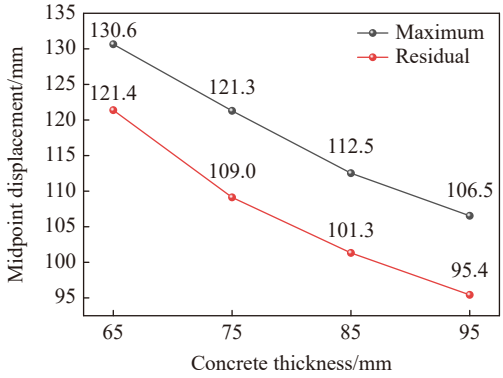
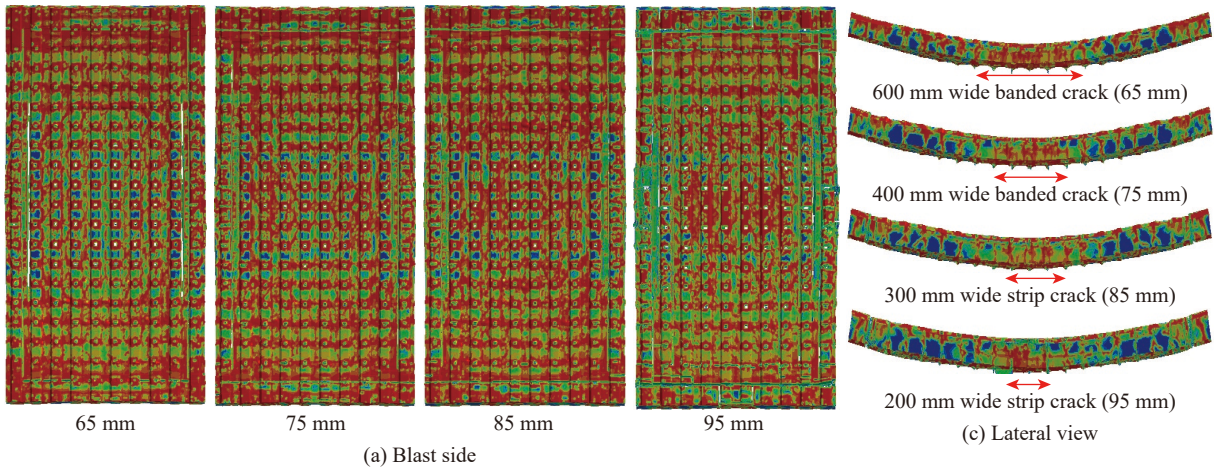


图 20　不同混凝土厚度下 CDSCW 的跨中最大位移和残余位移

Fig. 20　Maximum and residual midpoint displacements of CDSCW with different concrete thicknesses



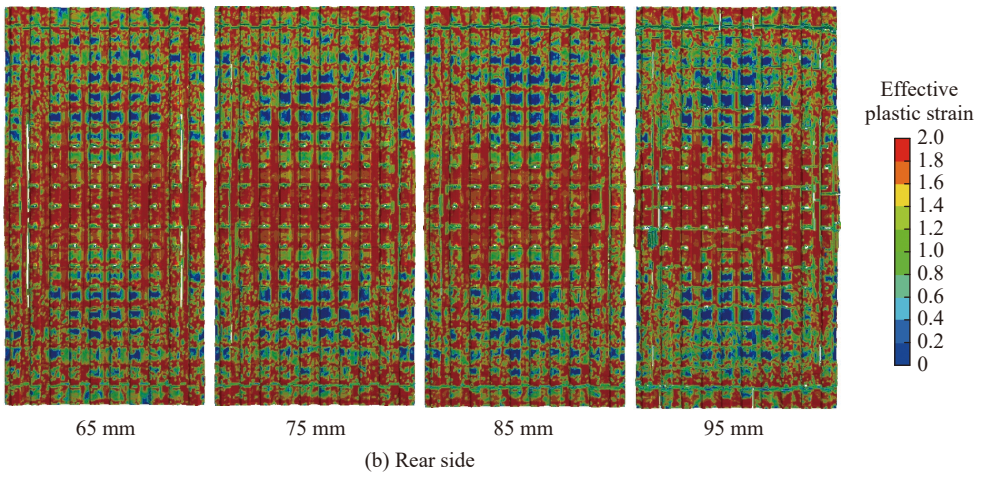


图 21　不同混凝土厚度下混凝土的有效塑性应变

Fig. 21　Effective plastic strain of the concrete under different concrete thicknesses

4.2　钢板厚度

设波纹钢板厚度分别为 2.0、2.5、3.0 和 3.5 mm，保持其他参数与 CDSCW1 相同，研究 CDSCW 下钢板中心点最大位移、残余位移以及混凝土损伤。从图 22 和图 23 可以看出，随着钢板厚度增加，下波纹钢板中心点最大位移和残余位移近似呈抛物线下降。由图 24 可知，随着钢板厚度增加，迎爆面跨中区域横

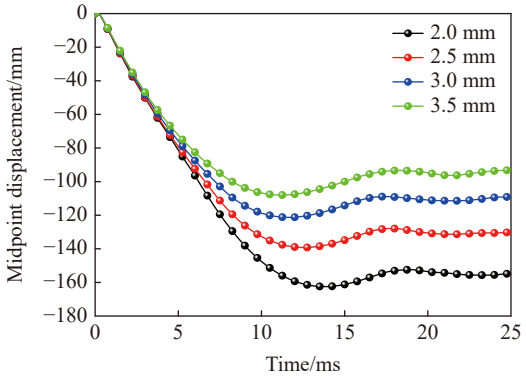


图 22　不同钢板厚度下 CDSCW 的中心点位移变化曲线

Fig. 22　Midpoint displacement-time curves of CDSCW with different steel thicknesses

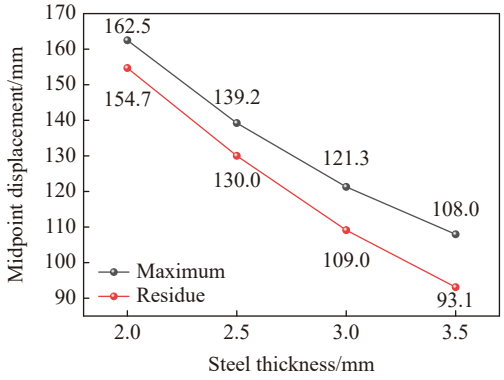


图 23　不同钢板厚度下 CDSCW 的跨中最大位移和残余位移

Fig. 23　Maximum and residual midpoint displacements of CDSCW with different steel thicknesses

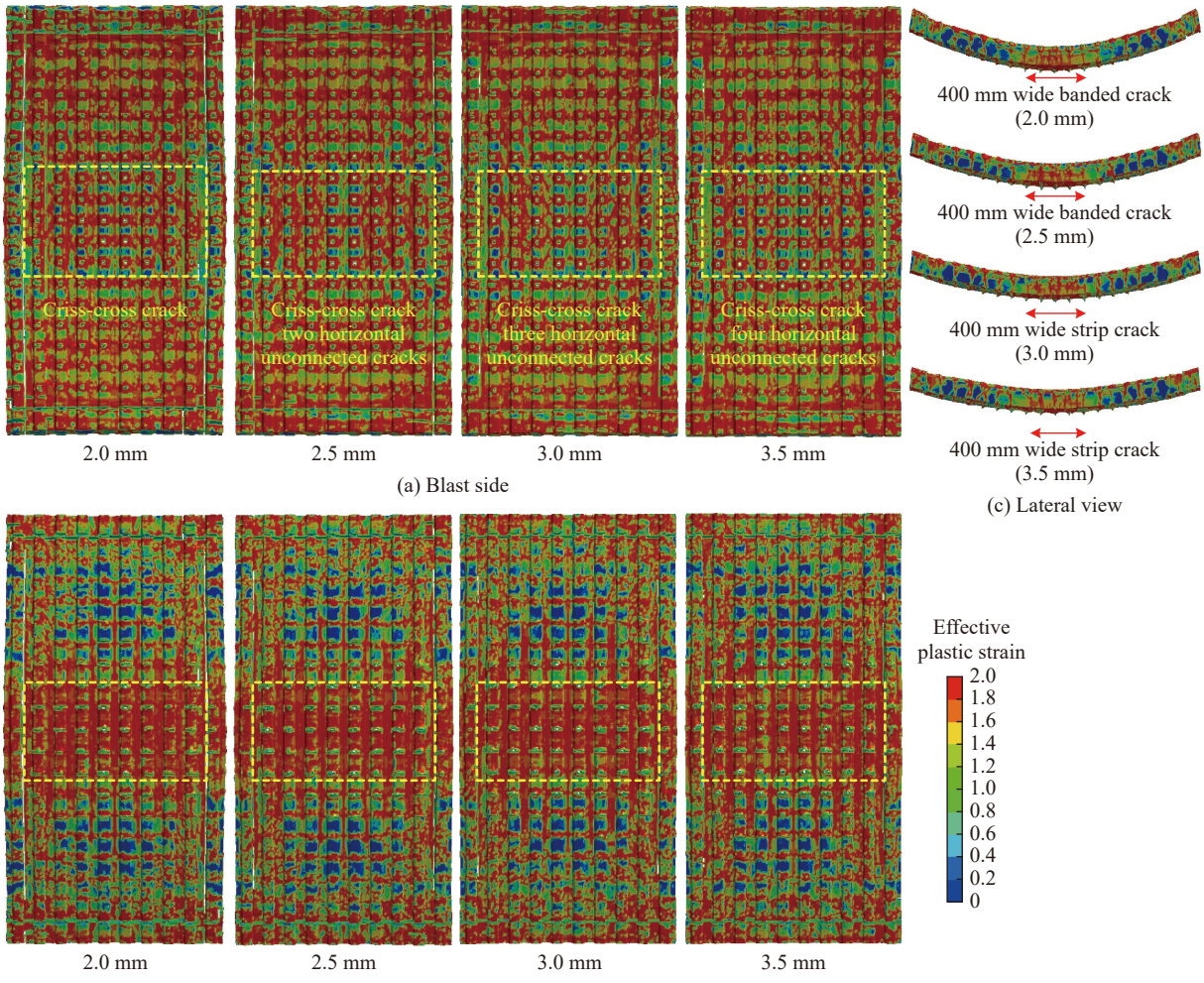


图 24　不同钢板厚度下 CDSCW 中混凝土的有效塑性应变

Fig. 24　Effective plastic strain of the concrete under different steel thicknesses

向受压损伤和纵向受拉损伤明显减小，背爆面混凝土受拉损伤区域变小。这是因为在 CDSCW 结构中钢板是主要抵抗变形和吸能的构件。钢板厚度的增加提高了截面惯性矩，增加了构件截面抗弯刚度，有效约束了混凝土芯层，大大提高了构件的抗弯曲变形能力。因此，增加钢板厚度能够提升构件的抗爆性能。

4.3　TNT 药量

设近场爆炸 TNT 药量分别为 4 500、5 000、5 500 和 6 000 g 时，其他参数与 CDSCW1 相同，研究 CDSCW 下钢板跨中最大位移、残余位移以及混凝土损伤。由图 25 和图 26 可知，随着药量的增加，下波纹钢板中心点最大位移和残余位移近似呈线性增加。由图 27 可知，混凝土塑性损伤主要集中在跨

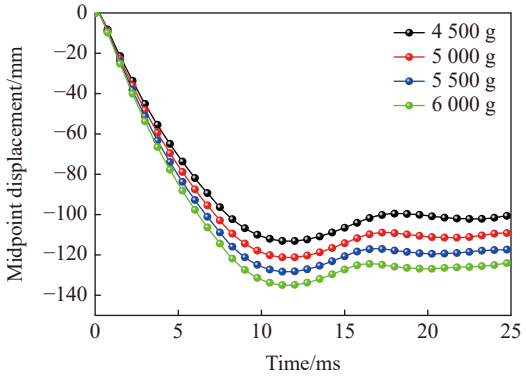


图 25　不同 TNT 药量下 CDSCW 的中心点位移变化曲线

Fig. 25　Midpoint displacement-time curves of CDSCW under different TNT quantities

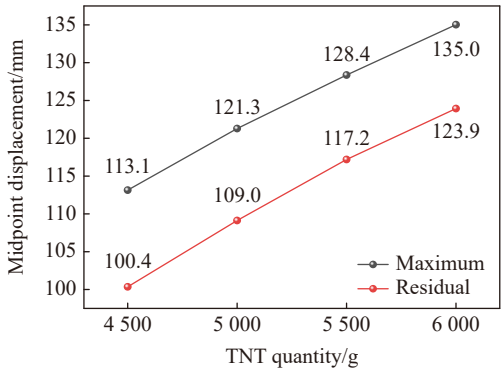
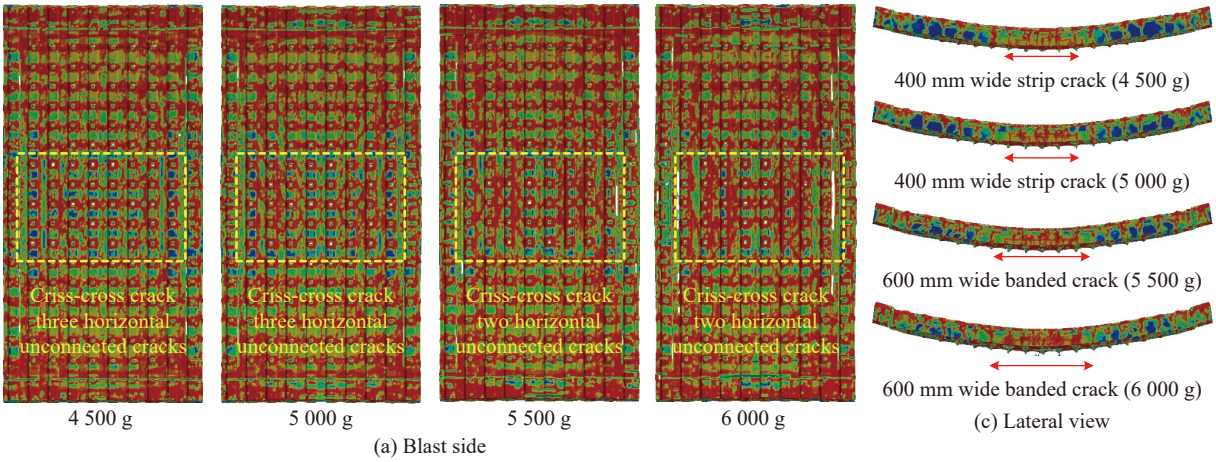


图 26　不同 TNT 药量下 CDSCW 的跨中最大和残余位移

Fig. 26　Maximum and residual midpoint displacements of CDSCW under different TNT quantities



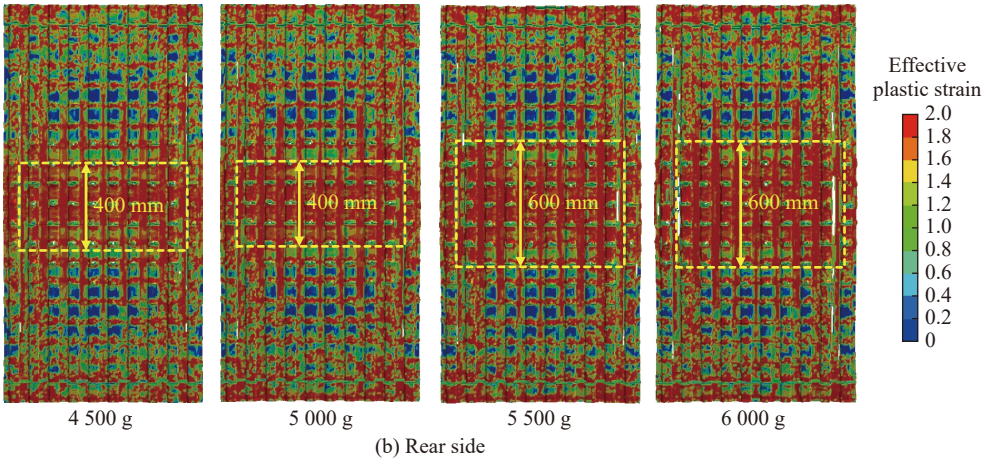


图 27　不同 TNT 当量下 CDSCW 的有效混凝土塑性应变

Fig. 27　Effective plastic strain of the concrete under different TNT quantities

中区域、横向、纵向波谷、支座处。随着 TNT 药量的增加：在迎爆面，混凝土受压破坏变化不明显，但纵向混凝土波谷处受拉破坏依次加重；在背爆面，跨中混凝土受拉破坏区域依次增大，裂缝由条状向带状过渡。由式 (1) 可知，随着药量增加，比例距离减小，爆压呈幂次方增大。

5　结　论

通过试验和数值模拟研究了 2 种 CDSCW 在近场爆炸下的损伤模式及动态响应，并与 PDSCW 进行比较，分析了混凝土厚度、钢板厚度和药量对 CDSCW 抗爆性能的影响，得到如下主要结论。

(1) 近场爆炸下 CDSCW1 和 CDSCW2 具有相似的损伤模式，损伤主要分为 2 种：压缩波引起 CDSCW 弯曲变形，导致混凝土上部受压和下部受拉损伤；拉伸波引起混凝土平行于自由边（波谷处）的受拉损伤。在迎爆面，混凝土横向受压和纵向受拉损伤，表现为纵横交错裂缝；在背爆面，混凝土在跨中区域的受拉损伤更严重，表现为竖向裂缝。在钢板和栓钉的组合作用下，2 种 CDSCW 都有很好的抗弯刚度和整体性，除 CDSCW2 侧面局部混凝土脱落外，未出现混凝土飞溅现象。相同混凝土方量和构件尺寸（长、宽）下，增加波纹深度能有效提高 CDSCW 的抗爆性能。

(2) 近场爆炸下 CDSCW 能够保持较好的完整性，具有持续承载能力；而对于 PDSCW，其支座处的混凝土发生剪切破坏，上钢板与试件分离，无法继续承载。可见，CDSCW 具有更高的抗弯刚度、更强的抗变形能力以及更好的抗爆性能。

(3) 近场爆炸下，增加混凝土厚度不能有效改善混凝土损伤，但能明显减小试件的跨中位移；增加波纹钢板厚度能减轻混凝土损伤，显著降低试件的跨中位移，提高 CDSCW 的抗爆能力。

(4) CDSCW 因抗爆性能强、整体性能好等优点，可作为传统钢板混凝土组合墙板的替代品。

本研究的有限元模型能较好地预测近场爆炸下钢板混凝土组合墙板的动力响应，为结构设计提供参考。利用有限元模型还可以探讨波纹板中的波纹对齐方式、钢板连接方式、连接件间距、前后板厚度比、宽厚比等因素的影响，另外，实际工程中墙板四边固支的情况比较多，后期将开展进一步研究。

参考文献：

[1] ZINEDDIN M, KRAUTHAMMER T. Dynamic response and behavior of reinforced concrete slabs under impact loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2007, 34(9): 1517–1534.

[2] WU J, LIU Z C, YU J, et al. Experimental and numerical investigation of normal reinforced concrete panel strengthened with polyurea under near-field explosion [J]. Journal of Building Engineering, 2022, 46: 103763.

[3] 李圣童, 汪维, 梁仕发, 等. 长持时爆炸冲击波荷载作用下梁板组合结构的动力响应 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(7): 075103.
LI S T, WANG W, LIANG S F, et al. Dynamic response of beam-slab composite structures under long-lasting explosion shock wave load [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(7): 075103.

[4] 方志强, 吕平, 张锐, 等. 抗爆型聚脲涂层的性能及其抗爆机理 [J]. 高压物理学报, 2022, 36(2): 024102.
FANG Z Q, LV P, ZHANG R, et al. Blast-resistant properties and mechanism of anti-explosion polyurea coating [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2022, 36(2): 024102.

[5] 姜策, 肖李军, 宋卫东. 聚脲/铝分层复合结构的抗爆性能研究 [J]. 高压物理学报, 2023, 37(3): 034202.
JIANG C, XIAO L J, SONG W D. Blast resistance of polyurea/aluminum composite structures [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2023, 37(3): 034202.

[6] WANG Y H, SAH T P, LIU S T, et al. Experimental and numerical studies on novel stiffener-enhanced steel-concrete-steel sandwich panels subjected to impact loading [J]. Journal of Building Engineering, 2022, 45: 103479.

[7] 赵春风, 卢欣, 何凯城, 等. 单钢板混凝土剪力墙抗爆性能研究 [J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(12): 121403.
ZHAO C F, LU X, HE K C, et al. Blast resistance property of concrete shear wall with single-side steel plate [J]. Explosion and Shock Waves, 2020, 40(12): 121403.

[8] 赵春风, 何凯城, 卢欣, 等. 双钢板混凝土组合板抗爆性能分析 [J]. 爆炸与冲击, 2021, 41(9): 095102.
ZHAO C F, HE K C, LU X, et al. Analysis on the blast resistance of steel concrete composite slab [J]. Explosion and Shock

Waves, 2021, 41(9): 095102.

[9] 赵春风, 何凯城, 卢欣, 等. 弧形双钢板混凝土组合板抗爆性能数值研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(2): 025101.
ZHAO C F, HE K C, LU X, et al. Numerical study of blast resistance of curved steel-concrete-steel composite slabs [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(2): 025101.

[10] CHEN W S, HAO H, DU H. Failure analysis of corrugated panel subjected to windborne debris impacts [J]. Engineering Failure Analysis, 2014, 44: 229–249.

[11] CHENG Y S, LIU M X, ZHANG P, et al. The effects of foam filling on the dynamic response of metallic corrugated core sandwich panel under air blast loading: experimental investigations [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2018, 145: 378–388.

[12] WANG X, HE C, YUE Z S, et al. Shock resistance of elastomer-strengthened metallic corrugated core sandwich panels [J]. Composites Part B: Engineering, 2022, 237: 109840.

[13] ZHANG P, CHENG Y S, LIU J, et al. Experimental and numerical investigations on laser-welded corrugated-core sandwich panels subjected to air blast loading [J]. Marine Structures, 2015, 40: 225–246.

[14] 杨程风, 闫俊伯, 刘彦, 等. 接触爆炸载荷下波纹钢加固钢筋混凝土板毁伤特征分析 [J]. 北京理工大学学报, 2022, 42(5): 453–462.
YANG C F, YAN J B, LIU Y, et al. Damage characteristics of corrugated steel concrete slab under contact explosion load [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2022, 42(5): 453–462.

[15] LU J Y, WANG Y H, ZHAI X M. Response of flat steel-concrete-corrugated steel sandwich panel under drop-weight impact load by a hemi-spherical head [J]. Journal of Building Engineering, 2021, 44: 102890.

[16] YAZICI M, WRIGHT J, BERTIN D, et al. Experimental and numerical study of foam filled corrugated core steel sandwich structures subjected to blast loading [J]. Composite Structures, 2014, 110: 98–109.

[17] AHMED S, GALAL K. Response of metallic sandwich panels to blast loads [J]. Journal of Structural Engineering, 2019, 145(12): 04019145.

[18] WANG M Z, GUO Y L, ZHU J S, et al. Sectional strength design of concrete-infilled double steel corrugated-plate walls with T-section [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 160: 23–44.

[19] WANG M Z, GUO Y L, ZHU J S, et al. Flexural buckling of axially loaded concrete-infilled double steel corrugated-plate walls with T-section [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 166: 105940.

[20] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢板剪力墙技术规程: JGJ/T 380—2015 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Technical specification for steel plate shear walls: JGJ/T 380—2015 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2016.

[21] 李忠献, 师燕超, 史祥生. 爆炸荷载作用下钢筋混凝土板破坏评定方法 [J]. 建筑结构学报, 2009, 30(6): 60–66.
LI Z X, SHI Y C, SHI X S. Damage analysis and assessment of RC slabs under blast load [J]. Journal of Building Structures, 2009, 30(6): 60–66.

[22] WANG Y H, LIEW J Y R, LEE S C. Theoretical models for axially restrained steel-concrete-steel sandwich panels under blast loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 76: 221–231.

[23] 武海军, 黄风雷, 张庆明, 等. ALE 方法在钢筋混凝土侵彻数值模拟中的应用 [J]. 北京理工大学学报, 2002, 11(4): 405–408.
WU H J, HUANG F L, ZHANG Q M, et al. Application of ALE method on the numerical simulation of reinforced concrete penetration [J]. Journal of Beijing Institute of Technology, 2002, 11(4): 405–408.

[24] XIANG X M, LU G, MA G W, et al. Blast response of sandwich beams with thin-walled tubes as core [J]. Engineering Structures, 2016, 127: 40–48.

[25] ZHANG X, DING Y, SHI Y C. Numerical simulation of far-field blast loads arising from large TNT equivalent explosives [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2021, 70: 104432.

[26] XIAO W F, ANDRAE M, STEYERER M, et al. Investigations of blast loads on a two-storied building with a gable roof: full-scale experiments and numerical study [J]. Journal of Building Engineering, 2021, 43: 103111.

[27] XIAO Y, ZHU W Q, WU W C, et al. Damage modes and mechanism of RC arch slab under contact explosion at different locations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 170: 104360.

[28] WANG W, HUO Q, YANG J C, et al. Damage analysis of POZD coated square reinforced concrete slab under contact blast [J]. Defence Technology, 2022, 18(9): 1715–1726.

［29］LIEW J Y R, WANG T Y. Novel steel-concrete-steel sandwich composite plates subject to impact and blast load [J]. Advances in Structural Engineering, 2011, 14(4): 673–687.

［30］XU K, LU Y. Numerical simulation study of spallation in reinforced concrete plates subjected to blast loading [J]. Computers & Structures, 2006, 84(5/6): 431–438.

［31］HONG J, FANG Q, CHEN L, et al. Numerical predictions of concrete slabs under contact explosion by modified K&C material model [J]. Construction and Building Materials, 2017, 155: 1013–1024.

［32］LI M H, XIA M T, ZONG Z H, et al. Residual axial capacity of concrete-filled double-skin steel tube columns under close-in blast loading [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 201: 107697.

［33］YU J, LIANG S L, REN Z P, et al. Structural behavior of steel-concrete-steel and steel-ultra-high-performance-concrete-steel composite panels subjected to near-field blast load [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 210: 108108.

［34］HENRYCH J. 爆炸动力学及其应用 [M]. 熊建国, 译. 北京: 科学出版社, 1987: 127.
HENRYCH J. The dynamics of explosion and its use [M]. Translated by XIONG J G. Beijing: Science Press, 1987: 127.

Damage Failure and Anti-Blast Performance of Concrete-Infilled Double Steel Corrugated-Plate Wall under Near Field Explosion

ZHAO Chunfeng[1], ZHANG Li[1], LI Xiaojie[2]

（1. *College of Civil Engineering*, *Hefei University of Technology*, *Hefei* 230000, *Anhui*, *China*;
2. *State Key Laboratory of Structural Analysis and Industrial Equipment*, *Dalian University of Technology*, *Dalian* 116024, *Liaoning*, *China*）

Abstract: Compared with the traditional reinforced concrete and profiled double-skin composite wall (PDSCW), concrete-infilled double steel corrugated-plate wall (CDSCW) has better axial compressive capacity, lateral flexural stiffness, impact resistance and seismic performance, which has broad application prospect in ship and military field. In this paper, two types of CDSCW specimens were designed and produced. Firstly, the damage modes and dynamic responses of the two specimens were analyzed and compared through near-field explosion test. Secondly, the finite element model of CDSCW was established by using ANSYS/LS-DYNA software. The damage mechanism and explosion response of CDSCW and PDSCW under near-field explosion were studied, and the results were compared with the test results. Finally, effects of concrete thickness, steel plate thickness and charge quantity on the anti-blast performance of corrugated double steel plate composite wall board were analyzed. The results show that, compared with PDSCW, CDSCW with the same concrete and component size (length and width) have greater flexural rigidity, energy dissipation capacity, and better knock resistance performance under near field explosion. Increasing the corrugated depth can effectively improve the anti-blast performance of CDSCW, which provides reference for the design of anti-blast component and related engineering research.

Keywords: near field explosion; concrete-infilled double steel corrugated-plate wall; damage mode; dynamic response; anti-blast performance