

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0058

## 单钢板混凝土剪力墙抗爆性能研究\*

赵春风<sup>1,2,3</sup>, 卢欣<sup>1</sup>, 何凯城<sup>1</sup>, 张增德<sup>1</sup>, 王静峰<sup>1,3</sup>, 李晓杰<sup>2</sup>

- (1. 合肥工业大学土木与水利工程学院, 安徽 合肥 230009;  
2. 大连理工大学工业装备与分析国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;  
3. 合肥工业大学安徽先进钢结构技术与产业化协同创新中心, 安徽 合肥 230009)

**摘要:** 钢板混凝土剪力墙作为一种新型的抗侧力构件, 具有良好的耗能能力和抗冲击性能, 已逐渐应用于建筑工程结构的抗震和防护结构的抗爆设计。设计了 3 个试件, 分别为普通钢筋混凝土板、单侧钢板混凝土板和夹心钢板混凝土板, 开展了钢板混凝土剪力墙的接触爆炸试验, 并通过非线性程序 LS-DYNA 建立了 3 个钢板混凝土剪力墙试件的数值模型, 对比分析了不同试件在接触爆炸作用下的动态响应、破坏模式和抗爆性能。试验和数值分析结果表明: 接触爆炸作用下, 试验设计的 3 种试件呈现 3 种破坏模式; 普通钢筋混凝土板中部发生混凝土贯穿破坏, 钢筋发生较大弯曲变形; 单侧钢板混凝土板由于栓钉拔出发生钢板和混凝土分离, 丧失整体性和继续承载能力; 夹心钢板混凝土板发生上层混凝土压碎, 夹心钢板、上层和下层混凝土板连接性能较强, 整体性较好, 具有继续承载的能力, 且夹心钢板混凝土板跨中挠度和混凝土碎块飞溅距离较小。单侧钢板混凝土板和夹心钢板混凝土板配置钢筋网可以显著增强混凝土层和钢板的连接性能, 有效减小上下层混凝土的碎裂和剥落, 增强其整体性和抗爆性能。

**关键词:** 接触爆炸; 钢板混凝土剪力墙; 抗爆性能; 动态响应

中图分类号: O383 国标学科代码: 13035 文献标志码: A

## Blast resistance property of concrete shear wall with single-side steel plate

ZHAO Chunfeng<sup>1,2,3</sup>, LU Xin<sup>1</sup>, HE Kaicheng<sup>1</sup>, ZHANG Zengde<sup>1</sup>, WANG Jingfeng<sup>1,3</sup>, LI Xiaojie<sup>2</sup>

- (1. School of Civil Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, Anhui, China;  
2. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment,  
Dalian University of Technology, Dalian 116024, Liaoning, China;  
3. Anhui Collaborative Innovation Center for Advanced Steel Structure Technology and Industrialization,  
Hefei University of Technology, Hefei 230009, Anhui, China)

**Abstract:** As a lateral resisting component, the single-side steel plate shear wall (SPSW) has a favorable capacity of energy dissipation and impact resistance, it has been gradually applied into the anti-seismic design of building and the anti-explosion design of protective structures. In this paper, three specimens of reinforced concrete slab (RCS), side steel plate shear wall slab (SSPSWS) and center steel plate shear wall slab (CSPWS) were designed and casted, the contact explosion experiment of SPSW were carried out in the field, and the nonlinear program LS-DYNA was used to establish finite model of SSPSWS specimens, the dynamic response, failure models and anti-blast capacity of SPSWs subjected to contact explosion loads were compared and analyzed. The experimental results and numerical analysis show that there are three types of failure models occurred in the SPSWs, The midspan concrete of RCS occurs penetration failure, and the reinforcement bar of RCS had larger bending deformation; while the concrete and steel plate of SSPSWS separate with the state of shear studs pulling out, losing its integrity and resistance capacity. The specimen of CSPWS is failure under upper concrete crushing, but the

\* 收稿日期: 2020-03-06; 修回日期: 2020-08-07

基金项目: 中国博士后科学基金(2015M561980, 2016T90456);  
大连理工大学工业装备与分析国家重点实验室基金(GZ19106)

第一作者: 赵春风(1983—), 男, 博士, 副教授, zhaowindy@hfut.edu.cn

CSPWS specimen is still integrity and bearing capacity with strong connection performance. The midspan deflection of concrete slab and the splashing distance of concrete fragments are small. In addition, the capacity of bonding performance between concrete and steel plate of SSPSWs and CSPWS can be enhanced through equipping with reinforcing fabric, it can effectively reduce the cracking and peeling of the upper and lower layers of concrete and improve the integrity and anti-explosion capacity either.

**Keywords:** contact explosion; side steel plate shear wall; anti-blast performance; dynamic response

近年来,世界范围内爆炸恐怖袭击和意外爆炸事故频发,给人民的生命财产安全造成严重威胁。2015年天津滨海新区爆炸事故、2018年美国威斯康辛州森普雷里市天然气爆炸事故、2019江苏响水天嘉宜公司特大爆炸事故等,都造成建筑物严重破坏和重大经济损失。墙板作为结构的主要承载构件,在各类爆炸事故和袭击中最易受到爆炸荷载的破坏,其抗爆性能影响结构物的整体抗爆能力。因此,研究墙板在爆炸荷载作用下的破坏机理和抗爆性能,对于提高建筑物抗爆能力,提升结构的整体安全性,具有十分重要的研究价值和意义。

目前,国内外学者对于钢筋混凝土板的抗爆性能已经进行了一定研究,而对钢板混凝土剪力墙板的抗爆性能研究极少。Zhao等<sup>[1-2]</sup>进行了普通钢筋混凝土板和60°配筋混凝土板的爆炸试验,提出了基于比例距离、几何尺寸和边界条件的普通钢筋混凝土板的爆炸挠度的拟合公式。李利莎等<sup>[3]</sup>采用Lagrange、ALE和SPH等3种不同算法对钢筋混凝土板接触爆炸进行了数值模拟,分析比较了3种不同算法的优缺点。张想柏等<sup>[4]</sup>进行了不同板厚、混凝土强度等级、炸药量的钢筋混凝土板抗爆试验和数值分析研究,建立了新的震塌厚度计算公式。刘云等<sup>[5]</sup>进行了不同配筋率的高强钢筋混凝土板的抗爆试验,结果表明提高板中的钢筋强度等级和配筋率能改善钢筋混凝土板的抗爆性能。Jun等<sup>[6]</sup>总结了高强混凝土板和一般强度混凝土板的接触爆炸规律,并对接触爆炸试验产生的所有碎片进行收集和筛选分析。但是,鲜有针对钢板混凝土剪力墙构件的抗爆性能研究。

钢板混凝土剪力墙是一种新型抗侧力构件,通过连接件代替钢筋,充分发挥钢材抗拉和混凝土抗压的性能,具有较高的刚度和承载能力。相关研究<sup>[7-12]</sup>显示,钢板混凝土剪力墙按其结构形式可分为单侧钢板混凝土剪力墙,夹心钢板混凝土剪力墙和双钢板混凝土剪力墙,钢板混凝土剪力墙具有优异的延性和耗能能力,表现出优异的抗爆性能,已应用于高层建筑、桥梁结构、核反应堆安全壳、海洋平台以及储油罐等结构。基于《钢板剪力墙技术规程 JGJ/T380—2015》<sup>[13]</sup>,设计并制作了3个试件,开展钢筋混凝土板(reinforced concrete slab, RCS)、单侧钢板混凝土板(side steel plate shear wall slab, SSPSWs)和夹心钢板混凝土板(center steel plate shear wall slab, CSPWS)的接触爆炸试验,同时利用通过非线性有限元分析软件 ANSYS/LS-DYNA,对 RCS、SSPSWS 和 CSPWS 在接触爆炸作用下动态响应和破坏模式进行有限元模拟并与试验进行比较,为钢板剪力墙的抗爆设计提供理论依据。

## 1 爆炸试验

### 1.1 试验概况

根据《钢板剪力墙技术规程 JGJ/T380—2015》规定<sup>[13]</sup>和室外爆炸场地要求,采用缩尺比1:4进行几何缩尺,制作了3个缩尺比例的钢筋混凝土板、单侧钢板混凝土板以及夹心钢板混凝土板试件,并进行正常养护。混凝土浇筑时采用人工振捣方式浇筑,浇筑试件时保留了3个150 mm×150 mm×150 mm的混凝土立方体试件进行抗压试验,试验测试得到3个混凝土立方体试件的抗压强度分别为30.2、30.9和31.4 MPa,立方体抗压强度平均为30.8 MPa,轴心抗压强度20.6 MPa。

钢筋混凝土板尺寸为1000 mm×1000 mm×75 mm,HRB335级钢筋单层双向配筋,钢筋直径6 mm,间距75 mm,C30混凝土保护层厚度为30 mm,钢筋混凝土板尺寸及布筋如图1所示。单侧钢板混凝土板尺寸为1000 mm×1000 mm×75 mm,夹心钢板混凝土板尺寸为1000 mm×1000 mm×75 mm,均按照《钢板剪力墙技术规程 JGJ/T 380—2015》<sup>[13]</sup>和几何缩尺比1:4设计,钢板厚度3 mm,栓钉直径

3 mm, 由于市面上最小的栓钉直径为 8 mm, 试验采用焊钉加螺帽的形式代替栓钉, 焊钉长度 25 mm。进行单侧钢板混凝土板试验时将混凝土面作为迎爆面, 同时在混凝土内设置钢丝网以减小混凝土块飞溅。单侧钢板混凝土板结构形式及尺寸见图 2, 夹心钢板混凝土板结构形式及尺寸见图 3, 试件材料力学性能见表 1。

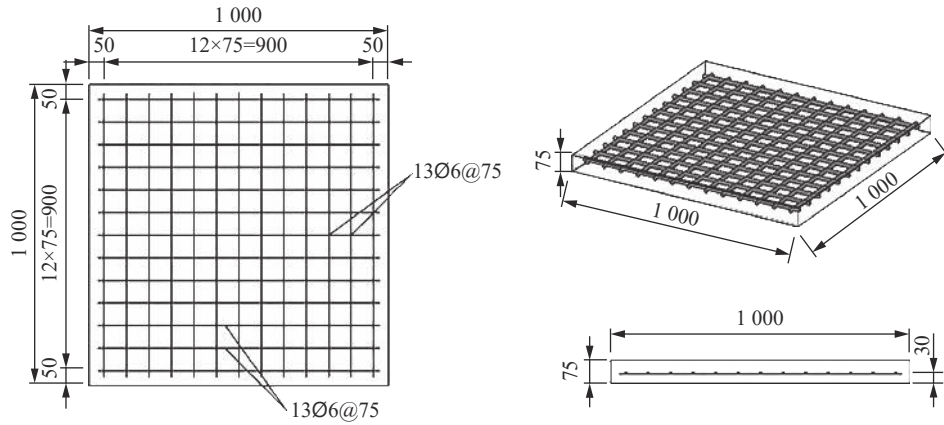


图 1 RCS 几何尺寸及配筋方式(单位: mm)

Fig. 1 Dimensions of RCS and reinforcement layout (unit in mm)

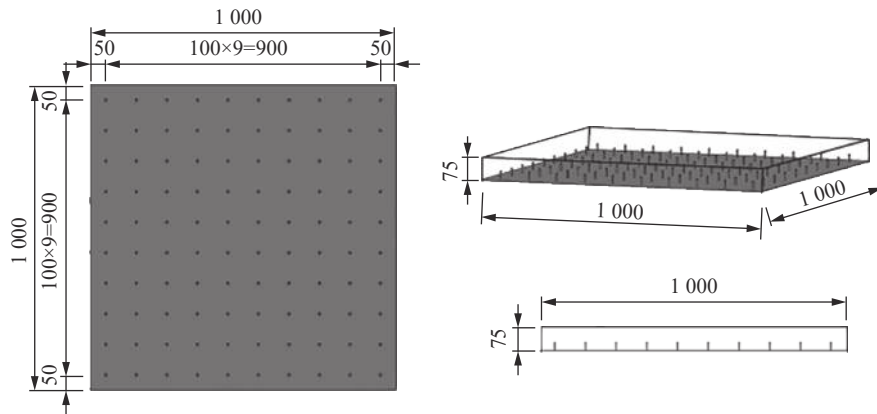


图 2 SSPSWS 几何尺寸和结构形式(单位: mm)

Fig. 2 Dimensions and structural style of SSPSWS (unit in mm)

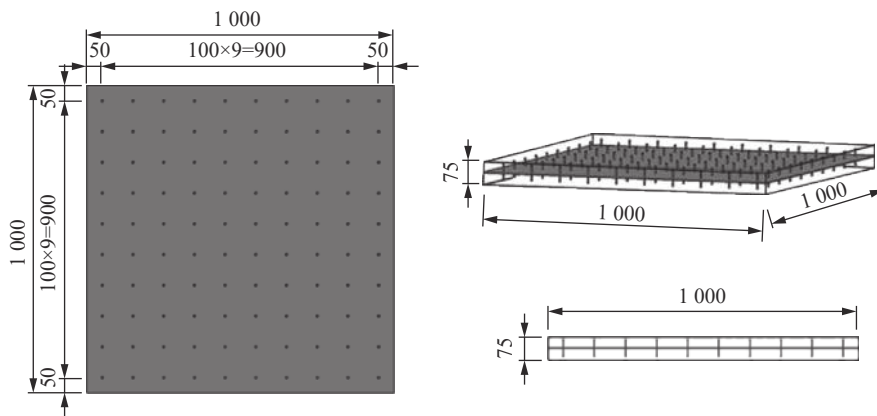


图 3 CSPWS 的几何尺寸和结构形式(单位: mm)

Fig. 3 Dimensions and structural style of CSPWS (unit in mm)

表 1 材料力学性能参数  
Table 1 Mechanical properties of materials

材料类别	强度等级	弹性模量/GPa	抗压强度/MPa	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa
混凝土	C30	30	30	—	—
钢筋	HRB335	200	—	341	472
钢板	Q235	200	—	235	370
焊钉	A2-50	200	—	210	500

### 1.2 试验方案和测点布置

试验中,制作了支撑和固定混凝土板的钢框架,试件一对边为固定约束,另一对边为自由。由于接触爆炸易造成中部混凝土冲切破坏,因此位移计和加速度计布置在爆炸点周围,测点布置如图 4 所示。利用 G 型夹这种近似固支的方法将试验板对边固定在钢架上,采用 400 g 乳化炸药接触爆炸,炸药放置于板面中心引爆,采用位移传感器、加速度传感器和动态采集仪等进行数据采集,试验装置如图 5。试验板下表面布置 3 个位移传感器和 3 个加速度传感器,位移计测点用  $D_1$ 、 $D_2$  和  $D_3$  表示,加速度计测点用  $A_1$ 、 $A_2$  和  $A_3$  表示。

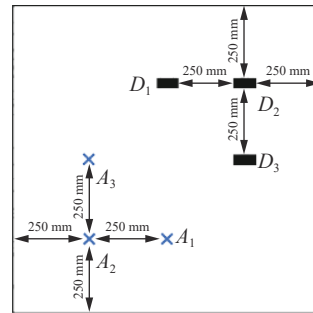


图 4 测点布置图

Fig. 4 Arrangement diagram of measure points

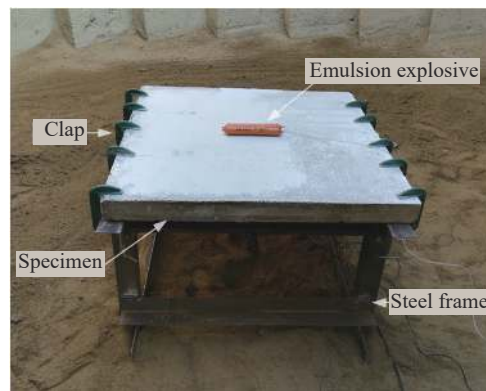
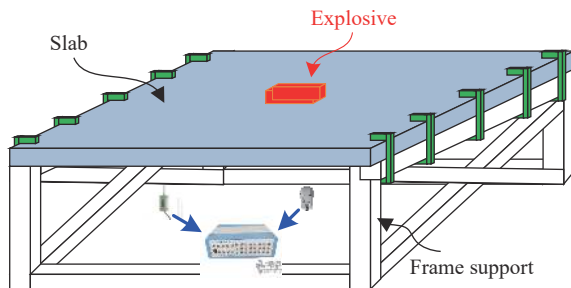


图 5 试验布置图

Fig. 5 Experimental setup

## 2 数值模型与材料参数

### 2.1 有限元模型

按照试件尺寸,运用 ANSYS/LS-DYNA 完成实体建模、材料定义、接触定义、网格划分以及边界条件定义。考虑到构件和荷载的对称性,同时为了减少计算量,建模时只建立四分之一模型,如图 6 所示。在实体建模中,混凝土、空气和炸药采用 solid 单元建模,钢筋和栓钉采用 link 单元建模,钢板用 shell 单元建模。试验中采

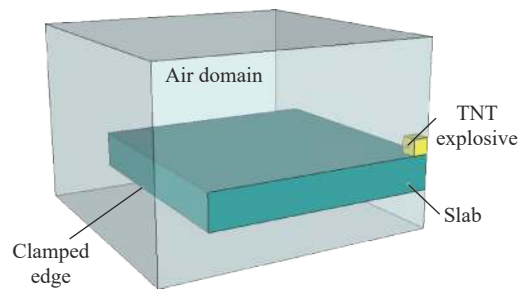


图 6 数值分析模型

Fig. 6 Numerical model

用400 g 乳化炸药,按照0.7的换算系数相当于280 g TNT炸药当量,建模时采用高能炸药材料模型,密度为 $1.63 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ,因此按四分之一建模时炸药尺寸为 $35 \text{ mm} \times 35 \text{ mm} \times 35 \text{ mm}$ 。

采用多物质ALE算法,建立实体模型的同时建立炸药和空气模型。钢筋和混凝土采用Lagrange网格,空气和炸药则采用Euler网格,通过关键字\*CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID进行耦合计算。同时,通过添关键字\*MAT\_ADD\_EROSION控制混凝土单元失效。选择混凝土最大有效应变作为控制混凝土单元失效的准则,混凝土单元失效后自动被删除,可以避免网格扭曲造成的计算精度下降、计算步长变小等问题,取值为0.01<sup>[14]</sup>。

## 2.2 材料模型

### 2.2.1 混凝土

混凝土采用\*CONCRETE\_DAMAGE\_Re13<sup>[15]</sup>材料模型,该模型是在\*CONCRETE\_DAMAGE模型基础上改进的塑性混凝土材料模型,考虑损伤和应变率的影响,用于模拟混凝土在爆炸冲击荷载作用下的受力性能,应用较广泛。该模型可以通过给定混凝土无约束抗压强度、混凝土材料密度和泊松比自动生成模型其余参数。静载下混凝土立方体抗压强度 $f_u = 30 \text{ MPa}$ ,密度 $\rho = 2.4 \text{ g/cm}^3$ ,泊松比 $\nu = 0.19$ 。

在爆炸荷载作用下,混凝土的抗压和抗拉强度受应变率的影响而得到一定程度的提高,引入动力增大系数 $\kappa$ <sup>[16]</sup>来考虑应变率效应, $\kappa$ 表示在某一应变率下材料动力强度与静力强度的比值。其中,混凝土抗压强度动力增大系数 $\kappa_c$ 通过以下公式<sup>[17]</sup>确定:

$$\kappa_c = \frac{f_{cd}}{f_{cs}} = \begin{cases} \left( \frac{\dot{\epsilon}_d}{\dot{\epsilon}_{cs}} \right)^{1.026\alpha} & \dot{\epsilon}_d \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \gamma \dot{\epsilon}_d^{\frac{1}{3}} & \dot{\epsilon}_d > 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (1)$$

$$\lg \gamma = 6.15\alpha - 0.19 \quad (2)$$

$$\alpha = (5 + 3f_u/4)^{-1} \quad (3)$$

式中: $f_{cd}$ 为混凝土应变率为 $\dot{\epsilon}_d$ 时的动力抗压强度; $f_{cs}$ 为混凝土应变率为 $\dot{\epsilon}_{cs}$ 时的静力抗压强度, $\dot{\epsilon}_{cs} = 30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ ; $f_u$ 为静载下混凝土立方体抗压强度。

混凝土抗拉强度动力增大系数 $\kappa_t$ 通过以下公式<sup>[17]</sup>确定:

$$\kappa_t = \frac{f_{td}}{f_{ts}} = \begin{cases} \left( \frac{\dot{\epsilon}_d}{\dot{\epsilon}_{ts}} \right)^{\delta} & \dot{\epsilon}_d \leq 1 \text{ s}^{-1} \\ \beta \left( \frac{\dot{\epsilon}_d}{\dot{\epsilon}_{ts}} \right)^{\frac{1}{3}} & \dot{\epsilon}_d > 1 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (4)$$

$$\lg \beta = 6\delta - 2 \quad (5)$$

$$\delta = \frac{1}{1 + 8f'_c/f'_{c0}} \quad (6)$$

式中: $f_{td}$ 为混凝土应变率为 $\dot{\epsilon}_d$ 时的动力抗拉强度; $f_{ts}$ 为混凝土应变率为 $\dot{\epsilon}_{ts}$ 时的静力抗拉强度, $\dot{\epsilon}_{ts} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ ; $f'_c$ 为静载下混凝土单轴抗拉强度; $f'_{c0} = 10 \text{ MPa}$ 。

### 2.2.2 钢筋及栓钉

钢筋和栓钉都采用随动硬化模型\*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC<sup>[15]</sup>。钢筋和栓钉的应变率效应可通过Cowper-Symonds模型来考虑,该模型自带失效设置,定义\*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC时,强化后的钢筋和栓钉屈服应力通过以下公式确定:

$$\sigma_y = \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right] (\sigma_0 + \beta E_p \epsilon^{\text{eff}}) \quad (7)$$



$$E_p = EE_t / (E - E_t) \quad (8)$$

式中:  $\dot{\varepsilon}$  为应变率,  $\sigma_0$  为初始屈服应力,  $\beta$  为硬化参数,  $\varepsilon^{\text{eff}}$  为有效塑性应变,  $C$ 、 $P$  为 Cowper-Symonds 模型的应变率参数,  $E_p$  为塑性硬化参量,  $E_t$  为切线弹性模量,  $E$  为初始弹性模量。

### 2.2.3 钢筋板

钢板采用 Johnson-Cook 模型和 Grüneisen 状态方程描述。J-C 模型一般用于描述大应变、高应变率、高温环境下金属材料的强度极限以及失效过程。Grüneisen 状态方程定义压缩材料压力为:

$$p = \frac{\rho_0 C^2 \mu \left[ 1 + \left( 1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{\partial}{2} \mu^2 \right]}{\left[ 1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu - 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + (\gamma_0 + \partial \mu) E \quad (9)$$

式中:  $C$  为  $v_s$ - $v_p$  曲线的截距(速度单位),  $S_1$ 、 $S_2$  和  $S_3$  是  $v_s$ - $v_p$  曲线斜率的系数,  $\gamma_0$  是 Grüneisen 常数,  $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ ,  $\partial \mu$  是  $\gamma_0$  的一阶体积修正。

### 2.2.4 空气及炸药

空气视作无黏性理想气体,用 NULL 模型和 LINEAR\_POLYNOMIAL 多项式状态方程描述:

$$p = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + E(C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) \quad (10)$$

$$\mu = \frac{1}{V} - 1 \quad (11)$$

式中:  $p$  为气体压力,  $E$  为体积内能,  $V$  为相对体积。

炸药采用高速爆燃材料模型和 JWL 状态方程描述,

$$p = A \left( 1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left( 1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (12)$$

式中:  $p$  为爆轰压力;  $V$  为相对体积;  $E_0$  为初始内能密度(炸药体积内能),  $E_0 = 8.0 \text{ GPa}$ ;  $A = 540.9 \text{ GPa}$ ,  $B = 9.4 \text{ GPa}$ ,  $R_1 = 4.5$ ,  $R_2 = 1.1$  和  $\omega = 0.35$ 。

## 3 试验与数值结果

### 3.1 试件 RCS

#### 3.1.1 破坏情况

当炸药在钢筋混凝土板板面引爆时,爆炸产生的压缩波首先作用于迎爆面,在迎爆面会形成压缩漏斗坑。随后压缩波在板内传播,到达背爆面时发生反射形成反向拉伸波,背爆面混凝土受拉伸波作用达到其抗拉强度发生层裂破坏,产生震塌漏斗坑。随着药量增大,迎爆面的压缩漏斗坑与背爆面的震塌漏斗坑逐步扩大,当它们贯通时即产生贯穿破坏。由于混凝土的抗拉强度远低于其抗压强度,因而当混凝土板很薄或药量很大时,背爆面整体被冲切下来,发生冲切破坏。

图 7 为爆炸荷载作用下数值与试验分析的损伤模式。由图 7 可知,试验混凝土板中心装药处已经贯穿,中心混凝土发生冲切破坏,钢筋裸露,迎爆面爆坑尺寸  $360 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ ,背爆面震塌坑尺寸  $410 \text{ mm} \times 400 \text{ mm}$ 。数值混凝土板模型中心也发生贯穿,洞口周围混凝土单元虽未失效,但与周围混凝土单元已脱离连接,试验中表现为被冲切下来的混凝土块,同时爆坑中钢筋裸露。迎爆面爆坑尺寸  $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ ,与试验相差 16.7%,背爆面震塌坑尺寸  $380 \text{ mm} \times 360 \text{ mm}$ ,与试验相差 16.6%。结果表明,数值结果测点位移和加速度趋势与试验结果相近,略有下降。原因可能是,数值分析时采用了理想的固定约束,而试验中仅采用了一种近似固支的方式,造成一定误差。同时,由于试验中炸药爆炸产生空气冲击波的三维分布不均衡,受炸药类型及形状、起爆条件、实际起爆点位置和炸药靶板相对位置等多种因素综合影响,而数值分析时仍然采用了理想的起爆方式及炸药靶板相对位置,同时炸药形状数值模型与实际也有一定偏差,因此会造成数值模拟与试验结果的差距。

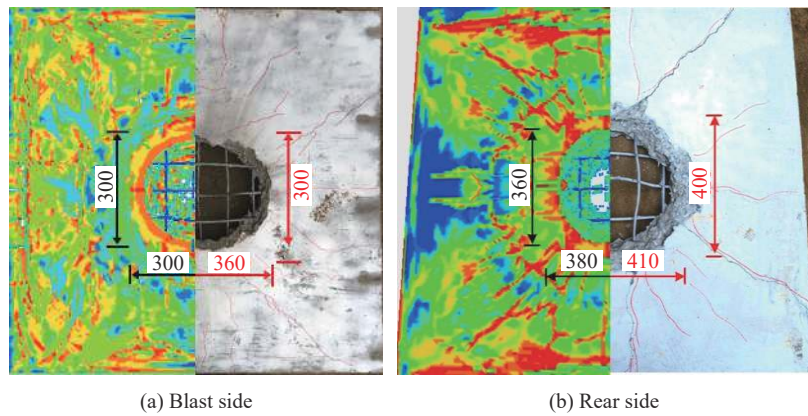


图 7 RCS 的试验与数值结果(单位: mm)

Fig. 7 Experimental and numerical results of RCS (unit in mm)

图 8 为爆炸后试验混凝土板裂缝图。由图 8 可知, 混凝土板迎爆面爆坑周围有多条径向压缩裂缝, 背爆面出现多条径向拉伸裂缝, 迎爆面与背爆面径向裂缝周围均产生多条放射状小裂纹。模拟结果显示迎爆面及背爆面均出现不同程度径向裂缝, 背爆面裂缝数量明显多于迎爆面。造成上述的原因是背爆面受拉伸波作用, 迎爆面受压缩波作用, 而混凝土抗拉强度远低于抗压强度。

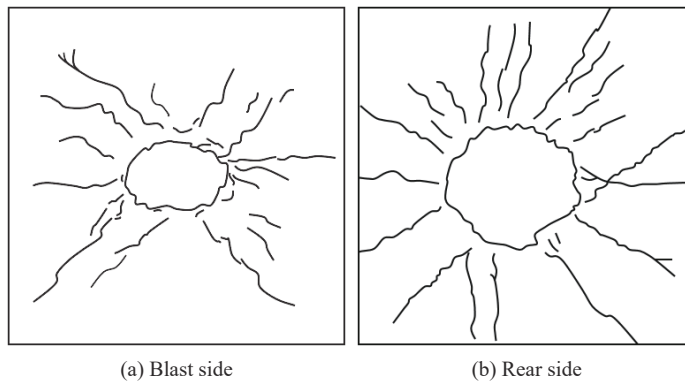


图 8 试件 RCS 裂缝图

Fig. 8 Cracks of RCS

### 3.1.2 钢筋变形

图 9 表示的是接触爆炸作用下试件 RCS 的钢筋挠曲变形图。由图 9 可知, 钢筋在爆炸波作用下发生严重的挠曲变形。试验测量得到的钢筋最大挠度如图 10 所示, 考虑钢筋直径和混凝土保护层厚度的影响, 试验得到的挠度为 50 mm。数值模拟得到的试件 RCS 跨中钢筋挠度为 48.3 mm, 与试验相差 3.4%, 数值计算结果与试验结果误差较小, 表明数值模型能有效模拟出钢筋的变形情况。

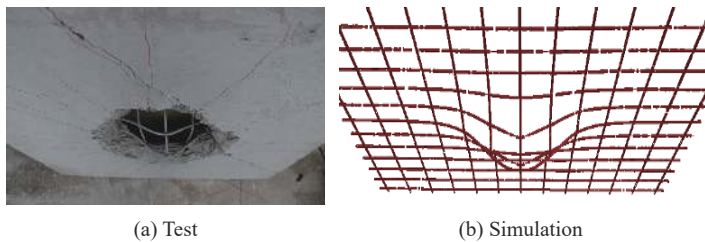


图 9 钢筋变形

Fig. 9 Deformation of rebar

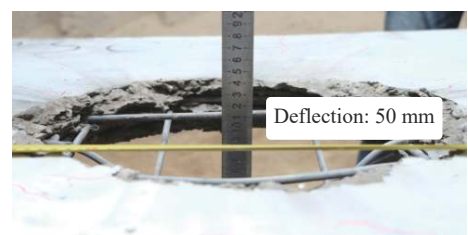


图 10 跨中挠度

Fig. 10 Deflection of rebar in midspan

3.1.3 位移与加速度

图 11 是试件 RCS 不同测点的位移时程曲线。由于采集仪频率较低,在 2 000  $\mu\text{s}$  内仅得到 2 个测点的测试结果,但试验得到的位移时程曲线整体趋势与数值计算结果基本吻合。图 12 是试件 RCS 测点加速度时程曲线,试件 RCS 在 2 000  $\mu\text{s}$  内测得 2 个测点,第 1 测点得到的加速度分别为  $4.75 \times 10^{-5} \text{ mm}/\mu\text{s}^2$ 、 $5.5 \times 10^{-5} \text{ mm}/\mu\text{s}^2$  和  $4.5 \times 10^{-5} \text{ mm}/\mu\text{s}^2$ 。数值计算得到加速度时程曲线反映了试验板在爆炸荷载作用下的动态响应,图中  $D_1$ 、 $D_2$  和  $D_3$  和  $A_1$ 、 $A_2$  和  $A_3$  均为计算值; $D'_1$ 、 $D'_2$  和  $D'_3$  和  $A'_1$ 、 $A'_2$  和  $A'_3$  均为测试值。

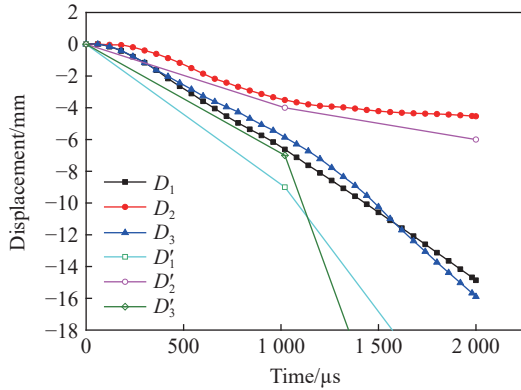


图 11 试件 RCS 测点位移时程曲线

Fig. 11 Displacement time history of RCS specimen

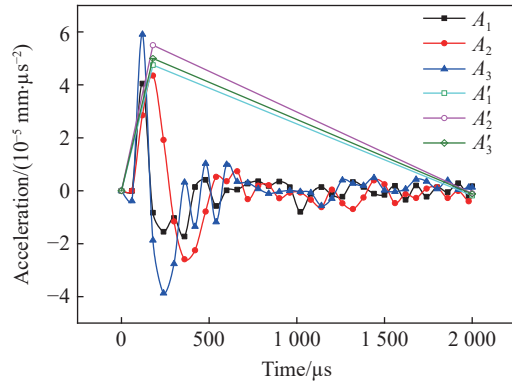


图 12 试件 RCS 测点加速度时程曲线

Fig. 12 Acceleration time history of RCS specimen

3.2 试件 SSPSWS

3.2.1 破坏情况

图 13 为爆炸荷载作用下试件的试验与数值损伤模式图。由图 13 可知,混凝土板中心产生爆坑,将试验板从加载台卸下后爆坑中混凝土全部脱落,暴露出底部钢板,连接钢板和混凝土板的栓钉拔出,部分栓钉在焊点处剪断。表 2 给出了试件 SSPSWS 试验与数值破坏面积。由表 2 可知,试验迎爆面爆坑尺寸 470 mm×300 mm,数值迎爆面爆坑尺寸 440 mm×360 mm,相差 12.3%。

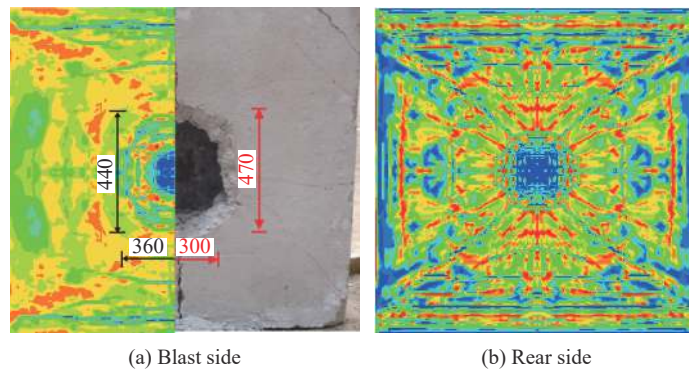


图 13 试件 SSPSWS 试验及数值分析结果(单位: mm)

Fig. 13 Experimental and numerical results of SSPSWS (unit in mm)

表 2 试件破坏尺寸对比

Table 2 Comparison of damage area for different specimens

类型	损伤尺寸				误差/%	
	迎爆面(试验)	背爆面(试验)	迎爆面(数值模拟)	背爆面(数值模拟)	迎爆面	背爆面
RCS	360 mm×300 mm	410 mm×400 mm	300 mm×300 mm	380 mm×360 mm	16.7	16.6
SSPSWS	470 mm×300 mm		440 mm×360 mm		12.3	
CSPWS	400 mm×350 mm	560 mm×520 mm	350 mm×330 mm	520 mm×480 mm	17.5	14.3



由图 14 可知, 混凝土迎爆面出现横向和纵向 4 条大裂缝, 平行固支边方向裂缝贯通, 同时出现 2 条径向斜裂缝。由于试验板背面有钢板的存在不便观察混凝土部分背爆面的裂缝开展情况, 但从图 13 数值结果可以看出, 混凝土背爆面爆坑周围出现环形裂缝, 且出现多条径向裂缝, 裂缝数量明显多于迎爆面。

### 3.2.2 钢板及栓钉

图 15 是钢板跨中挠度。试验所得的钢板中心竖向变形为 40 mm, 数值分析得到的跨中挠度为 36.3 mm, 与试验误差为 9.2%。图 16 是试件 SSPSW 中钢板及栓钉试验与数值结果。由图可知, 试件钢板中心鼓起, 出现盘型凹陷。从图 16(b)~(d) 可以看出钢板边缘出现皱曲变形, 试验竖向最大变形问题 27 mm, 数值竖向最大变形为 20 mm, 钢板与混凝土发生剥离, 栓钉被拔出。钢板中心栓钉已与钢板脱离, 周围栓钉发生弯曲变形。

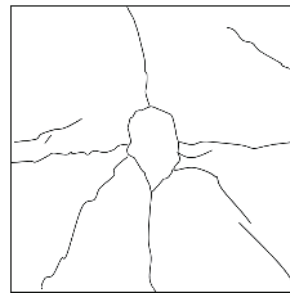
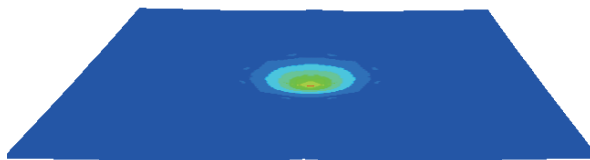


图 14 试件 SSPSW 裂缝  
Fig. 14 Cracks in SSPSW

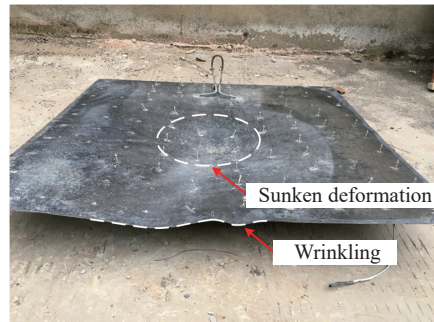


图 15 钢板跨中挠度

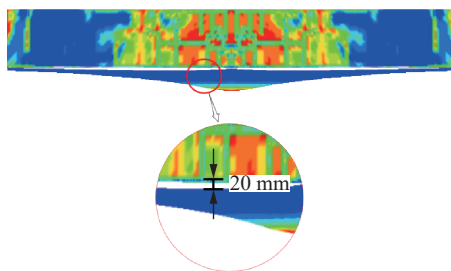
Fig. 15 Deflection in midspan of steel plate



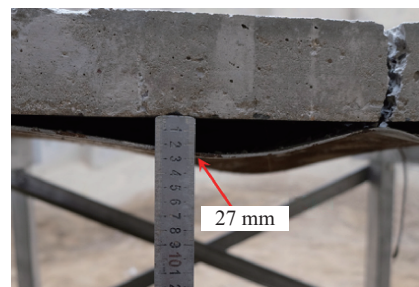
(a) Effective plastic strain of steel plate



(b) Deformation of steel plate



(c) Buckling of steel plate in numerical simulation



(d) Buckling of steel plate in experiment

图 16 钢板及栓钉试验与数值分析结果

Fig. 16 Experimental and numerical results of steel plate and weld studs

### 3.2.3 位移和加速度

图 17 是试件 SSPSW 测点位移时程曲线, 试验位移曲线整体趋势与模拟结果基本吻合。由于钢板的存在, 增大了 SSPSW 的抗弯刚度, 混凝土板测点位置的位移无激增现象, 数值分析位移时程曲线显示测点位移曲线趋于平缓, 最终稳定在一个固定值。图 18 所示为测点加速度时程曲线, 2 000  $\mu$ s 内测得

包含 2 个测点。由试验和数值结果可知, 试件 SSPSWS 测点的加速度峰值低于 RCS 测点加速度的峰值, 且由于  $A_2$  测点距跨中距离相对较远,  $A_2$  测点峰值加速度也低于  $A_1$  与  $A_3$  测点峰值加速度。

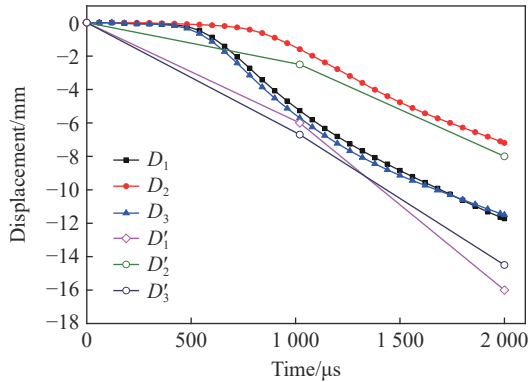


图 17 试件 SSPSWS 测点位移时程曲线  
Fig. 17 Displacement time history of SSPSWS specimen

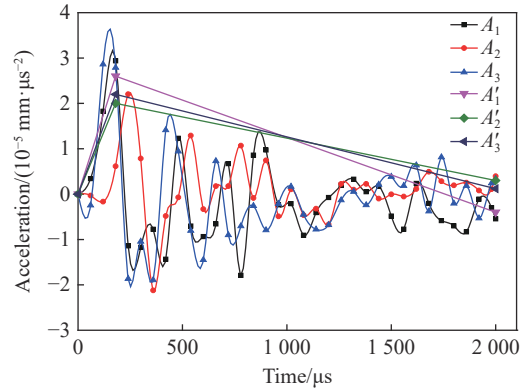


图 18 试件 SSPSWS 测点加速度曲线  
Fig. 18 Acceleration time history of SSPSWS specimen

### 3.3 试件 CSPWS

#### 3.3.1 破坏情况

图 19 和图 20 所示为爆炸作用下试件 CSPWS 的试验与数值损伤模式和裂缝图。

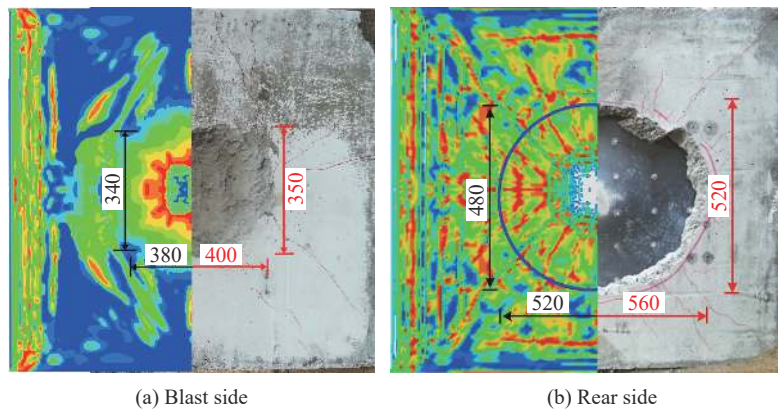


图 19 试件 CSPWS 试验及数值结果(单位: mm)  
Fig. 19 Experimental and numerical results of CSPWS specimen (unit in mm)

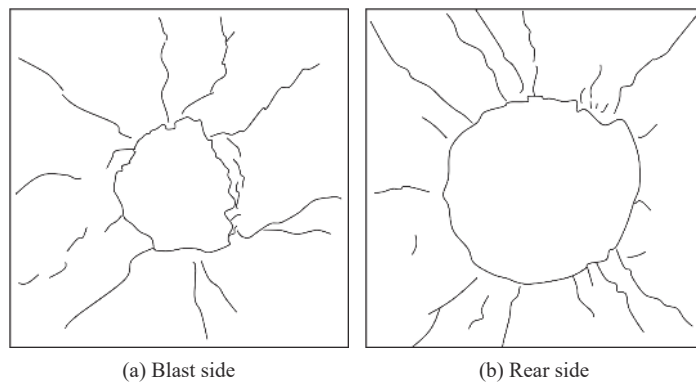


图 20 试件 CSPWS 裂缝图  
Fig. 20 Cracks of CSPWS specimen

由图可知, 迎爆面形成一尺寸为  $400\text{ mm} \times 350\text{ mm}$  的爆坑, 将爆坑中脱落混凝土清除后, 未见到钢板裸露, 爆坑周围出现清晰的环形裂缝和多条径向裂缝, 迎爆面混凝土部分整体性较好。由图 21 可知, 背爆面剥落下尺寸较大的混凝土块, 在背爆面产生了大面积震塌坑, 钢板和栓钉裸露, 径向裂缝数量多于迎爆面且裂缝宽度较大, 背爆面混凝土部分整体性较差, 其原因为混凝土中无连接钢筋。由数值结果可知, 试件 CSPWS 背爆面产生大面积震塌坑, 且仅靠近跨中部分混凝土达到其抗拉强度而失效, 大部分混凝土则是因背爆面产生的巨大贯穿环形裂缝而被冲切下来。试验中迎爆面爆坑尺寸  $400\text{ mm} \times 350\text{ mm}$ , 数值结果迎爆面爆坑尺寸  $350\text{ mm} \times 330\text{ mm}$ , 结果相差 17.5%, 试验背爆面震塌坑尺寸  $560\text{ mm} \times 520\text{ mm}$ , 数值结果为  $520\text{ mm} \times 480\text{ mm}$ , 相差 14.3%。试验和数值结果产生误差的原因可能是试验试件的材料存在离散性, 而数值模型采用较为理论的材料模型。

### 3.3.2 钢板及栓钉

图 22 是钢板跨中变形图。考虑到混凝土厚度和混凝土板挠曲, 跨中变形  $34\text{ mm}$ , 数值结果的跨中变形为  $26.3\text{ mm}$ 。栓钉完整性较好, 仅产生轻微弯曲变形。图 23 是试验后的试件 CSPWS 侧面图, 上、下测混凝土均在跨中产生贯穿裂缝, 混凝土板及钢板跨中有明显挠度。



图 22 钢板跨中挠度

Fig. 22 Deflection in midspan of steel plate

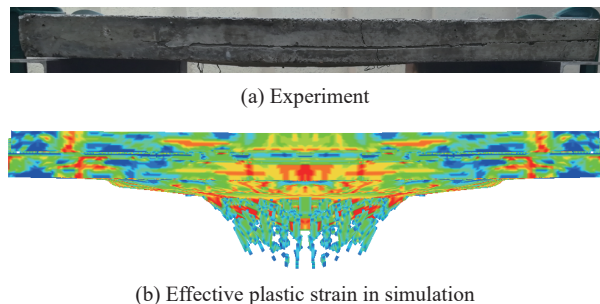


图 23 试件 CSPWS 挠曲变形

Fig. 23 Deflection of CSPWS

## 4 对比分析

表 2 表示的是试件 RCS、SSPSWS 和 CSPWS 的混凝土塑性损伤面积对比。由表 2 可知, 试件 SSPSWS 和试件 CSPWS 迎爆面及背爆面破坏尺寸相对于 RCS 均有扩大。试验迎爆面分别增大 31% 和 29.6%, CSPWS 试验背爆面增大 77.5%。SSPSWS 数值迎爆面增大 76%, CSPWS 数值迎爆面增大 28.3%, CSPWS 数值背爆面增大 82.5%。其原因可能是 RCS 发生冲切破坏, 混凝土压缩剥落消耗了爆炸的能量, 而试件 SSPSWS 和 CSPWS 未配置分布钢筋通过钢板和栓钉相连, 其连接性能弱于分布钢筋, 同时混凝土抗拉性能较差, 导致背爆面的混凝土剥落和钢板的变形消耗爆炸能量。

试件 RCS 在试验后由于产生贯穿裂缝, 整体性较差, 已经不具备继续承载的能力。试件 CSPWS 背爆面爆坑尺寸远大于试件 RCS 的背爆面爆坑, 且试件 CSPWS 背爆面混凝土部分由于发生冲切, 产生的混凝土震塌块尺寸也相对较大。但 CSPWS 整体性较好, 仍具有继续承载的能力。

试件 SSPSWS 和试件 CSPWS 能有效减少跨中挠度, 试件 SSPSWS 的跨中挠度相对钢筋混凝土板减少 24.8%, 试件 CSPWS 的跨中挠度相对试件 RCS 减少 45.5%。同时由于钢板的作用, 试件 SSPSWS 和



CSPWS 具有较大的抗弯刚度,因此挠度变形较小,且能保持完整性。

## 5 结 论

根据《钢板剪力墙技术规程 JGJ/T380—2015》设计并制作了3个 RCS、SSPSWS 和 CSPWS 缩尺试件,利用试验和数值方法研究了接触爆炸作用下不同钢板混凝土剪力墙试件的抗爆性能,得到了不同试件的爆炸破坏模式,跨中挠度和不同测点的动力响应,结论如下:

(1)接触爆炸作用下,试件 RCS、SSPSWS 和 CSPWS 呈现3种不同的破坏模式。试件 RCS 发生冲切破坏,试件 SSPSWS 和 CSPWS 的跨中爆点位置的混凝土发生受压和受拉的破碎和剥落,脱落混凝土周围存在环向裂缝和多条径向裂缝。

(2)试件 RCS、SSPSWS 和 CSPWS 背爆面产生混凝土震塌现象,CSPWS 背爆面混凝土受拉伸波作用震塌坑尺寸较大,产生了块径较大的混凝土冲切块,RCS 因震塌产生的混凝土面积明显小于 CSPWS 产生的混凝土剥落,但是 RCS 发生贯穿破坏,丧失承载能力。

(3)试件 SSPSWS 和 CSPWS 由于墙体中钢板的存在,在接触爆炸中未发生贯穿破坏,且跨中挠度较小,整体性较好,仍具有继续承载的能力。SSPSWS 和 CSPWS 加速度峰值低于 RCS 的加速度峰值,表明双钢板混凝土剪力墙结构可降低结构在接触爆炸荷载下的动态响应。

(4)试件 SSPSWS 的连接栓钉发生破坏,混凝土层产生弯曲破坏,且混凝土和钢板层发生分离而丧失整体性,故需增加分布钢筋层用于结构防护;CSPWS 中钢筋层可以保持结构的整体性,且能有效减小板的跨中挠度、动态响应和混凝土碎片飞溅程度,可用于结构防护,增加分布钢筋或钢丝网可增强结构的整体性和抗爆能力。

## 参考文献:

- [1] ZHAO C F, CHEN J Y. Damage mechanism and mode of square reinforced concrete slab subjected to blast loading [J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2013, 63–64: 54–62. DOI: 10.1016/j.tafmec.2013.03.006.
- [2] ZHAO C F, WANG Q, LU X, et al. Numerical study on dynamic behaviors of NRC slabs in containment dome subjected to close-in blast loading [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 135: 269–284. DOI: 10.1016/j.tws.2018.11.013.
- [3] 李利莎, 谢清粮, 郑全平, 等. 基于 Lagrange、ALE 和 SPH 算法的接触爆炸模拟计算 [J]. *爆破*, 2011, 28(1): 18–22. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2011.01.005.  
LI L S, XIE Q L, ZHENG Q P, et al. Numerical simulation of contact explosion based on Lagrange ALE and SPH [J]. *BLASTING*, 2011, 28(1): 18–22. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2011.01.005.
- [4] 张想柏, 杨秀敏, 陈肇元, 等. 接触爆炸钢筋混凝土板的震塌效应 [J]. *清华大学学报(自然科学版)*, 2006(6): 765–768. DOI: 10.3321/j.issn:1000-0054.2006.06.004.  
ZHANG X B, YANG X M, CHEN Z Y, et al. Explosion spalling of reinforced concrete slabs with contact detonations [J]. *Journal of Tsinghua University (Science and Technology)*, 2006(6): 765–768. DOI: 10.3321/j.issn:1000-0054.2006.06.004.
- [5] 刘云, 卢红标, 周布奎, 等. 高强 RC 板的抗接触爆炸试验分析 [J]. *江南大学学报(自然科学版)*, 2012(5): 571–574. DOI: 10.3969/j.issn.1671-7147.2012.05.015.  
LIU Y, LU H B, ZHOU B K, et al. Experimental study on the contact explosion resistance performance of high strength RC slabs [J]. *Journal of Jiangnan University (Nature Science Edition)*, 2012(5): 571–574. DOI: 10.3969/j.issn.1671-7147.2012.05.015.
- [6] JUN L, WU C Q, HONG H, et al. Experimental investigation of ultra-high performance concrete slabs under contact explosions [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 93(7): 62–75. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.02.007.
- [7] 王威, 张龙旭, 苏三庆, 等. 波形钢板剪力墙抗震性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2018, 39(5): 36–44. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2018.05.005.  
WANG W, ZHANG L X, SU S Q, et al. Experimental research on seismic behavior of corrugated steel plate shear wall [J]. *Journal of Building Structures*, 2018, 39(5): 36–44. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2018.05.005.



- [8] 聂建国, 樊健生, 黄远, 等. 钢板剪力墙的试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2010, 31(9): 1–8. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2010.09.015.  
NIE J G, FAN J S, HUANG Y, et al. Experimental research on steel plate shear wall [J]. *Journal of Building Structures*, 2010, 31(9): 1–8. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2010.09.015.
- [9] ZHAO C F, LU X, WANG Q, et al. Experimental and numerical investigation of steel-concrete (SC) slabs under contact blast loading [J]. *Engineering Structures*, 2019, 196: 109337. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.109337.
- [10] ZHAO C F, WANG Q, LU X, et al. Blast resistance of small-scale RCS in experimental test and numerical analysis [J]. *Engineering Structures*, 2019, 199: 109610. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.109610.
- [11] SOHEL K M A, LIEW J Y R. Behavior of steel-concrete-steel sandwich slabs subject to impact load [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2014, 100: 163–175. DOI: 10.1016/j.jcsr.2014.04.018.
- [12] LIEW J, WANG T. Novel steel-concrete-steel sandwich composite Plates subject to impact and blast load [J]. *Advances in Structural Engineering*, 2011, 14(4): 673–688. DOI: 10.1260/1369-4332.14.4.673.
- [13] 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, 2015.
- [14] 赵春风, 王强, 王静峰, 等. 近场爆炸作用下核电厂安全壳穹顶钢筋混凝土板的抗爆性能 [J]. *高压物理学报*, 2019, 33(2): 025101. DOI: 10.11858/gywlxb.20180598.  
ZHAO C F, WANG Q, WANG J F, et al. Blast resistance of containment dome reinforced concrete slab in NPP under close-in explosion [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(2): 025101. DOI: 10.11858/gywlxb.20180598.
- [15] HALLQUIST J O. LS-DYNA keyword user's manual [M]. Livermore Software Technology Corporation, 2007.
- [16] BISCHOFF P H, PERRY S H. Compressive behavior of concrete at high strain rates [J]. *Materials and Structures*, 1991, 24(6): 425–450. DOI: 10.1007/BF02472016.
- [17] MALYAR L, CRAWFORD J, MORRILL K. K&C concrete material model release III: automated generation of material model input: TR-99-243 [R]. Karagozian and Case Structural Engineers, 2000.

(责任编辑 王易难)