

DOI: 10.11883/bzycj-2021-0205

## 弧形双钢板混凝土组合板抗爆性能数值研究\*

赵春风<sup>1,2,3</sup>, 何凯城<sup>1</sup>, 卢欣<sup>1</sup>, 潘蓉<sup>4</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;
4. 生态环保部核与辐射安全中心, 北京 100082)

**摘要:** 依据规范设计了 3 种不同连接件的弧形双钢板混凝土组合板, 基于 ANSYS/LS-DYNA 非线性有限元程序研究了弧形双钢板混凝土组合板在近场爆炸作用下的损伤模式、跨中位移变化以及能量消耗状况等, 对比研究了 3 种不同板的耗能状况及损伤机理。以背爆面钢板跨中位移为指标, 分析了用药量、混凝土强度和钢板厚度等参数对弧形双钢板混凝土板抗爆性能的影响规律。结果表明: 在近场爆炸作用下, 弧形板均保持良好的整体性, 没有出现混凝土飞散现象, 仍具有持续承载能力, 比传统平面双钢板混凝土组合板具有更加优异的抗爆性能; 重叠栓钉的连接性能强于栓钉, 稍弱于对拉螺栓; 提高混凝土强度不能改善混凝土的损伤状况, 但能减小跨中位移; 增加钢板厚度能显著减小钢板跨中位移, 提高弧形双钢板混凝土组合板的抗爆能力。

**关键词:** 爆炸荷载; 弧形双钢板混凝土组合板; 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

## Numerical study of blast resistance of curved steel-concrete-steel composite slabs

ZHAO Chunfeng<sup>1,2,3</sup>, HE Kaicheng<sup>1</sup>, LU Xin<sup>1</sup>, PAN Rong<sup>4</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;
4. Nuclear and Radiation Safety Center, Ministry of Ecology and Environmental Protection, Beijing 100082, China)

**Abstract:** Curved steel-concrete-steel (CSCS) composite slabs can increase the compression range of concrete so as to give full play to the compressive strength of the concrete and the tensile strength of the steel plate. It has been used in high-rise buildings, nuclear reactor containment, Arctic caisson and oil storage tanks and other important building structures. According to the specifications, three CSCS composite slabs with different fittings were designed. Based on the nonlinear finite element program ANSYS/LS-DYNA, the damage modes, midpoint displacement, energy consumption, etc. of the composite slabs under the action of near field explosion were studied, and the energy consumption and damage mechanism of the three different slabs were compared. The midpoint displacement and pressure of the CSCS composite slab were extracted from the finite element simulations. The results of the midpoint displacement were compared with the existing field explosion test results, and the results of pressure were compared with the empirical formula, which verified the rationality and effectiveness

\* 收稿日期: 2021-05-25; 修回日期: 2021-08-02

基金项目: 安徽省自然科学基金能源互联网联合基金(2008085UD12); 合肥市自然科学基金(2021028); 大连理工大学工业装备与分析国家重点实验室基金(GZ21112, GZ19106)

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

of the finite element model. Taking the midpoint displacement of the backsteel plate as the index, the effects of the explosive quantity, concrete strength and steel plate thickness on the anti-explosion performance of the CSCS composite slabs were analyzed. The results show that the curved slabs maintain good integrity under the action of near-field explosion, there is no concrete fragments dispersion phenomenon, and they still have a continuous bearing capacity. Meanwhile, they have a better anti-explosion performance than traditional planar steel-concrete-steel composite slabs. The connection performance of the overlapping studs is stronger than that of the discrete studs, but slightly weaker than that of the pair studs. Increasing the concrete strength can reduce the midpoint displacement but cannot improve the damage condition of the concrete. Increasing the thickness of the steel plate can significantly reduce the midpoint displacement of the steel plate and improve the anti-explosion ability of CSCS composite slabs.

**Keywords:** explosion load; curved steel-concrete-steel composite slab; anti-explosion performance; dynamic response

近年来,工业爆炸事故和恐怖爆炸事件时有发生,如何进一步提高工业建筑和普通民用建筑的抗爆防爆能力,减小爆炸造成的损失,是工程界和学术界亟需解决的一大难题。研究墙板在爆炸荷载作用下的损伤状况和抗爆性能,对于提高各类建筑物的抗爆防爆能力,提升结构的整体安全,具有十分重要的意义。

双钢板混凝土组合板由混凝土芯及两侧钢板构成,并通过连接件连接两侧钢板形成整体,包括平面型和弧形组合板两种结构形式,具有较强的抗剪强度、刚度、延性、抗冲击和抗爆性能。目前,对双钢板混凝土板的抗爆性能已有一些研究:赵春风等<sup>[1-2]</sup>进行了单钢板混凝土剪力墙和双钢板混凝土板的爆炸实验,利用非线性拟合和回归分析的方法,提出了双钢板混凝土组合板跨中挠度与药量和钢板厚度之间的计算公式;Yan 等<sup>[3]</sup>研究了钢-混凝土-钢夹层复合壳结构的抗冲剪性能,并对不同参数对结构的影响进行了讨论,通过修改规范规定,建立了预测 SCS(steel-concrete-steel, SCS)夹层结构抗冲切剪切能力的分析模型;Yan 等<sup>[4]</sup>进行了半球形集中荷载作用下钢-混凝土-钢弯曲夹层壳的实验研究,结果表明,混凝土和钢板厚度的增加能提高混凝土的吸能能力;彭先泽等<sup>[5]</sup>进行了爆炸冲击载荷作用下双层钢板混凝土板与钢筋混凝土板动态响应对比研究,发现双层钢板混凝土结构有更好的隔爆效果;卢欣<sup>[6]</sup>开展了钢-混凝土组合墙板接触爆炸的实验和数值研究,结果表明,钢-混凝土组合板比钢筋混凝土板的爆炸响应更小,抗爆能力更强。但是,对弧形双钢板混凝土组合板抗爆性能的研究报道较少。

弧形双钢板混凝土组合板(curved steel-concrete-steel, CSCS)最初用于北极沉箱抵抗海面移动冰块冲击力<sup>[7]</sup>,与传统平面形式双钢板混凝土构件相同,通过连接件与两侧钢板连接并与混凝土浇筑粘结来提高整体性。与传统双钢板混凝土构件相比,CSCS 弯曲的拱形形状能增加混凝土受压范围,从而更充分地发挥混凝土的抗压性能和钢板抗拉性能。弧形双钢板混凝土组合结构具有优异的延性和耗能能力<sup>[7-11]</sup>,目前已应用于高层建筑、核反应堆安全壳、北极沉箱以及储油罐等重要结构中。本文中基于 ANSYS/LS-DYNA 非线性有限元程序对 CSCS 的动力响应和抗爆性能进行数值模拟分析,探究 CSCS 在爆炸作用下的耗能及损伤机理。对比 3 种不同连接件(对拉螺栓、重叠栓钉、栓钉)弧形双钢板混凝土组合板的抗爆性能,参数化分析炸药量、混凝土强度、钢板厚度等参数对 CSCS 板抗爆性能的影响规律。

## 1 组合板模型设计

根据 GJ/T380—2015《钢板剪力墙技术规程》<sup>[12]</sup>中对双钢板混凝土墙板连接件间距、混凝土和钢板厚度的要求,并结合实际情况设计了对拉螺栓弧形双钢板混凝土组合板(CSCS-BO)试件模型。组合板模型尺寸 1 200 mm×1 200 mm×76 mm,底部钢板半径 750 mm,上升高度 300 mm,顶部和底部为 Q235 钢板,厚度 3 mm,采用 C40 混凝土,HRB400 级对拉螺栓直径 3 mm,长度 70 mm,对拉螺栓弧形双钢板混凝土组合板结构形式及尺寸如图 1 所示。

组合板模型两侧设有端板,视为固定支座。对拉螺栓弧形双钢板结构形式整体性强、承载能力高,

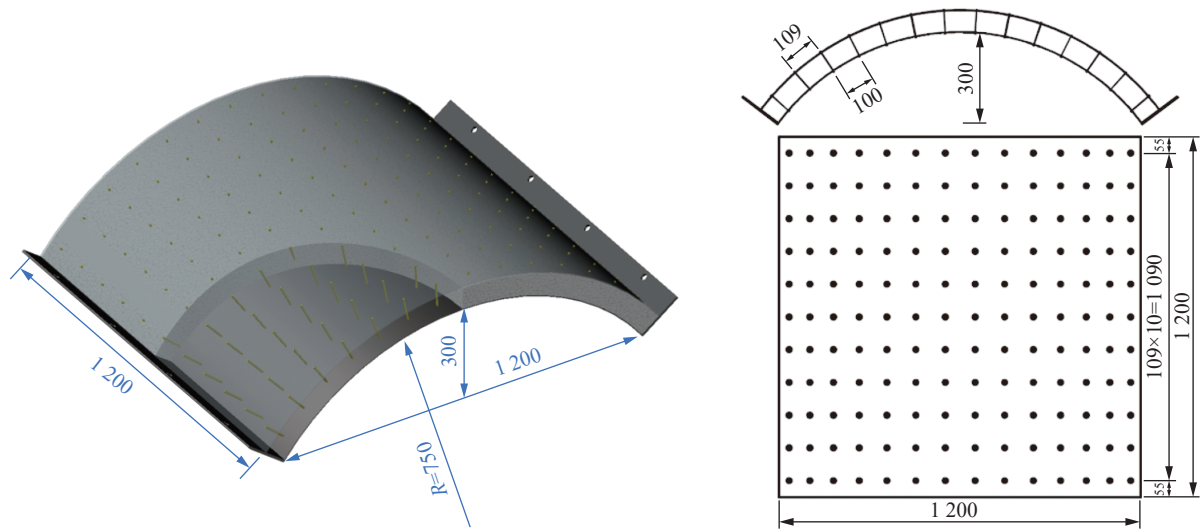


图 1 对拉螺栓弧形双钢板混凝土组合板 (CSCS-BO) 结构形式和几何尺寸 (单位: mm)

Fig. 1 Structure and dimensions of CSCS-BO (unit: mm)

但施工制作时需要将钢板弯曲固定后, 再将螺栓固定安装, 工艺复杂繁琐, 当结构尺寸较大时, 耗时费力且施工难度高, 而将栓钉和重叠栓钉作为连接件时, 只需在两侧钢板弯曲、焊接栓钉之后组合成整体, 可极大提高施工的便利性。为研究不同连接件下弧形双钢板混凝土组合板的抗爆性能, 探究栓钉能否替代对拉螺栓, 另设计了 2 种不同连接形式的弧形双钢板混凝土组合板: 重叠栓钉弧形双钢板混凝土组合板 (CSCS-OS) 和栓钉弧形双钢板混凝土组合板 (CSCS-ST)。重叠栓钉长 50 mm、叠合部分长 30 mm、栓钉长 25 mm, 结构形式如图 2~3 所示。除连接形式不同外, 其他情况均与对拉螺栓弧形双钢板混凝土组合板 (CSCS-BO) 相同。

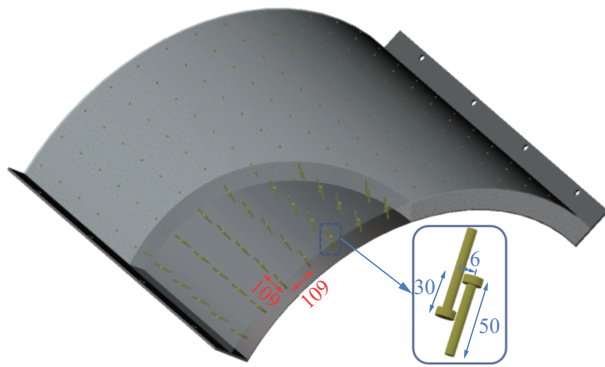


图 2 重叠栓钉弧形双钢板混凝土组合板 (CSCS-OS) 结构形式 (单位: mm)

Fig. 2 Structure of CSCS-OS (unit: mm)

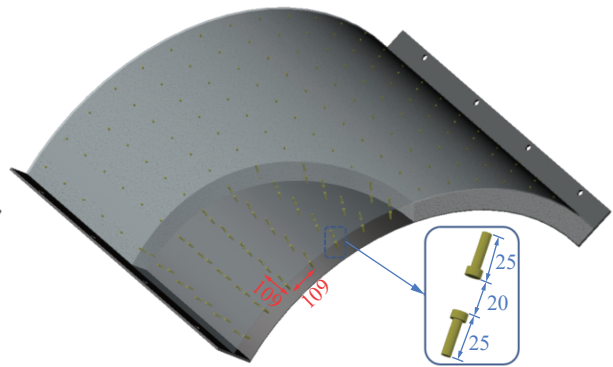


图 3 栓钉弧形双钢板混凝土组合板 (CSCS-ST) 结构形式 (单位: mm)

Fig. 3 Structure of CSCS-ST (unit: mm)

## 2 数值模型

### 2.1 有限元模型

考虑爆炸荷载和模型的对称性, 建立四分之一模型 (CSCS-OS 采用半模型), 如图 4 所示。目前数值模拟爆炸主要方法有流固耦合和 CONWEP 算法, 流固耦合算法建模复杂、计算耗时很长, CONWEP 算法虽然计算效率高, 但要求冲击波传播到目标表面的路径中没有障碍物的阻挡, 不适用于复杂的组合结构, 因此本文中采用 LBE 算法。LBE 算法只需在模型周围建立空气域, 在空气域迎爆面建立单层环境加

载层 (ambient layer), 先将爆炸荷载施加到加载层上, 然后实现空气与结构的相互耦合作用, 如图 5 所示。这种算法结合了流固耦合和 CONWEP 算法的优点, 减少了爆炸点与结构之间的空气网格, 可大幅缩短计算时间<sup>[13-14]</sup>。

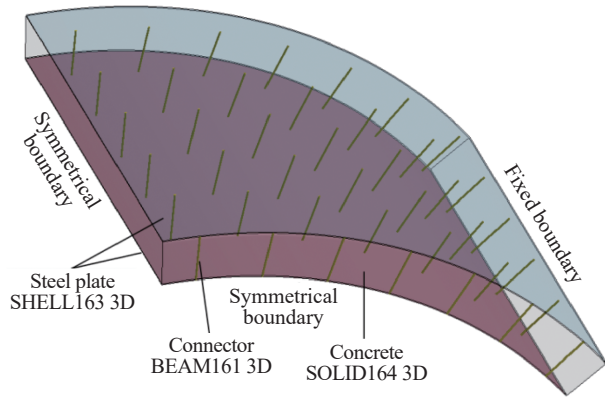


图 4 四分之一数值分析模型  
Fig. 4 Quarter numerical model

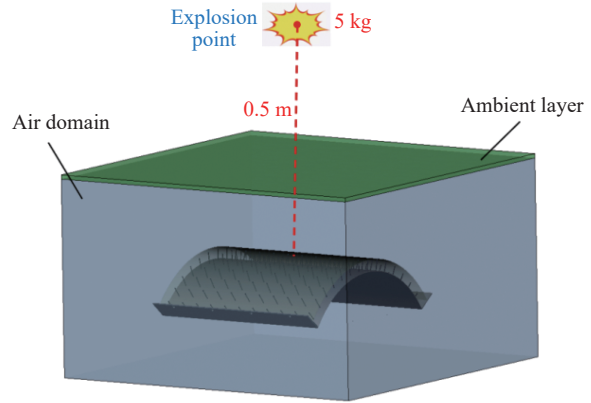


图 5 LBE 算法示意图  
Fig. 5 Diagram of LBE algorithm

混凝土、钢板和连接件分别采用 solid 单元、shell 单元和 beam 单元模拟。用药量为 5 kg TNT, 爆源距模型中心顶端 0.5 m。连接件与钢板共节点, 钢板与混凝土之间的作用通过自动面面接触算法模拟。通过关键字 \*MAT\_ADD\_EROSION 实现混凝土单元的侵蚀作用, 采用主拉应变达到 0.01 作为侵蚀算法的主要准则, 达到该值的混凝土单元会被程序自动删除, 避免单元出现不合理的大变形<sup>[15]</sup>。经试算, 当网格尺寸取为 5 mm 时, 既能取得较高精度的结果又只占用较少的计算时间。

### 2.2 材料模型

混凝土使用 \*CONCRETE\_DAMAGE\_Rel3 模型<sup>[16]</sup>, 同时考虑损伤和爆炸荷载下的应变率效应<sup>[17]</sup>, 通过混凝土无约束抗压强度、密度以及泊松比自动生成模型其余参数。混凝土抗压强度  $f_{cu,k} = 40$  MPa, 密度  $\rho = 2.4$  g/cm<sup>3</sup>, 泊松比  $\mu = 0.19$ 。

连接件使用 \*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC<sup>[16]</sup> 模型, 通过 Cowper-Symonds 模型来考虑应变率效应, 材料参数见表 1。

表 1 连接件参数

Table 1 Material parameters of the connectors

$\rho$ /(g·cm <sup>-3</sup> )	$E$ /GPa	泊松比	屈服强度/MPa	有效塑性应变
7.80	200	0.3	400	0.12

钢板使用 Johnson-Cook 模型, 该模型中, 假设材料为各向同性材料, 屈服应力由应变、应变率和温度决定, 材料参数见表 2。

表 2 钢板参数

Table 2 Material parameters of the steel plates

$\rho$ /(g·cm <sup>-3</sup> )	$E$ /GPa	$\mu$	$A$ /MPa	$B$ /MPa	$n$	$m$	$C$
7.83	200	0.28	235	275	0.94	1.03	0.036

空气使用 \*MAT\_NULL 材料模型和 \*EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL 状态方程:

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + E(C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2) \quad (1)$$

$$\mu = \frac{1}{V} - 1 \quad (2)$$

式中:  $p$  为空气压力;  $E$  为体积内能;  $V$  为初始体积,  $V=1.0$ 。

### 2.3 有限元模型验证

由于目前双钢板混凝土板的近场抗爆实验很少, 而关于弧形双钢板混凝土板的近场抗爆实验几乎



没有, 因此选取与本研究模型结构形式较为接近的爆炸实验进行验证。如图 6 所示, 试件尺寸 1200 mm × 495 mm × 76 mm, 上下钢板厚 3 mm, 无连接件, 药量 100 kg, 爆距 5 m, 详细情况参见文献 [18]。单元网格尺寸为 10 mm, 提取板中心位移时程曲线并将计算结果与文献 [18] 的实验结果进行对比。有限元模型计算结果对比及跨中位移时程曲线如图 7 所示。由图 7 可知, 本文有限元模拟的剩余变形值为 2.9 cm, 与文献中实验值 3.1 cm 相差很小, 误差仅为 6.5%, 验证了本文有限元模型的准确性。提取 CSCS-BO 板模型中距爆炸中心点 0.5 m 处压力, 得到峰值压力为 10.80 MPa, 同时根据 Baker<sup>[15]</sup> 提出的爆炸冲击波压力衰减公式计算相同位置处峰值压力为 9.95 MPa, 两者相差仅为 8.5%, 表明爆炸冲击波可以有效的加载到环境层上并在空气域中合理的传播, 进一步验证了 LBE 算法对本文模型是适用的。

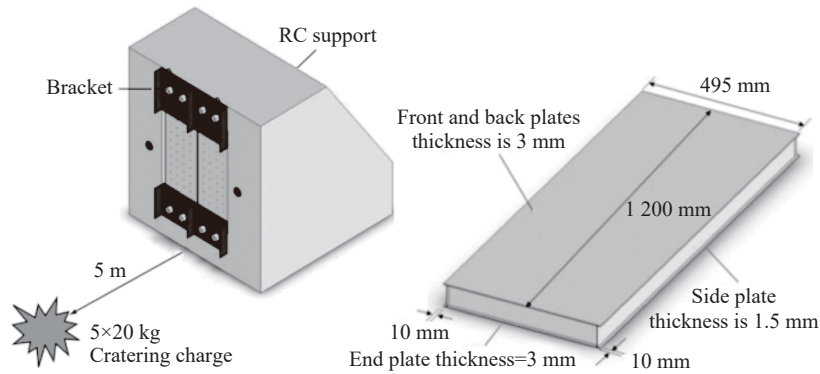


图 6 试件形式与尺寸

Fig. 6 Configuration and size of the specimen

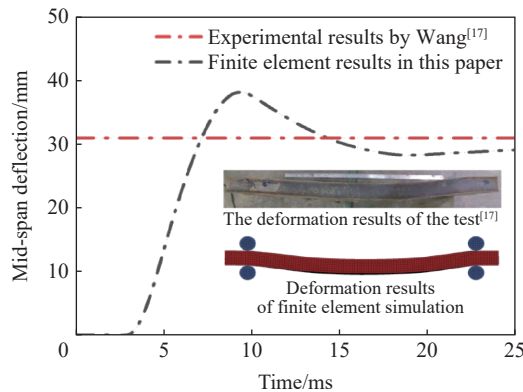


图 7 有限元结果验证对比

Fig. 7 Verification and comparison of the FE results

### 3 数值模拟结果

#### 3.1 对拉螺栓双钢板混凝土组合板 (CSCS-BO)

##### 3.1.1 混凝土破坏状况

图 8 所示为混凝土的有效塑性应变, 用于评价混凝土内部的损伤演化程度, 并据此预测混凝土的失效。由图 8 可知, 红色区域塑性应变值最大且达到 2, 表明该区域混凝土单元的塑性应变值达到极限值而发生失效破坏。在爆炸初期 ( $t=0.5$  ms), 混凝土背爆面中心塑性应变明显增大, 发生混凝土受拉破坏, 迎爆面中心呈现条形裂缝, 周围呈环形破坏, 其原因是迎爆面受到压缩波而发生压坏。随着爆炸时间的增长, 混凝土中心塑性破坏不断向四周扩展, 螺栓处混凝土应力较大, 发生压碎而失效, 弧形板的拱形状使得靠近固定边界区域的混凝土由于爆炸压力波的作用先达到抗压强度而被压碎, 出现数条平行于约束

边的竖向裂缝。当爆炸压力波衰减趋于环境压力( $t=5.0$  ms)时, 混凝土塑性破坏不再增加。由侧面损伤图可以看出, 中心混凝土产生了较大的凹陷, 中心底部混凝土拉碎, 其原因是混凝土抗拉强度低, 在拉伸波的作用下发生了混凝土破坏。整个混凝土板表面布满了纵横交错的裂缝, 无碎片飞散, 表明混凝土在两侧钢板的约束下能够充分发挥其抗压能力强的特点, 在有效吸收了爆炸能量的同时还能保持其整体性。

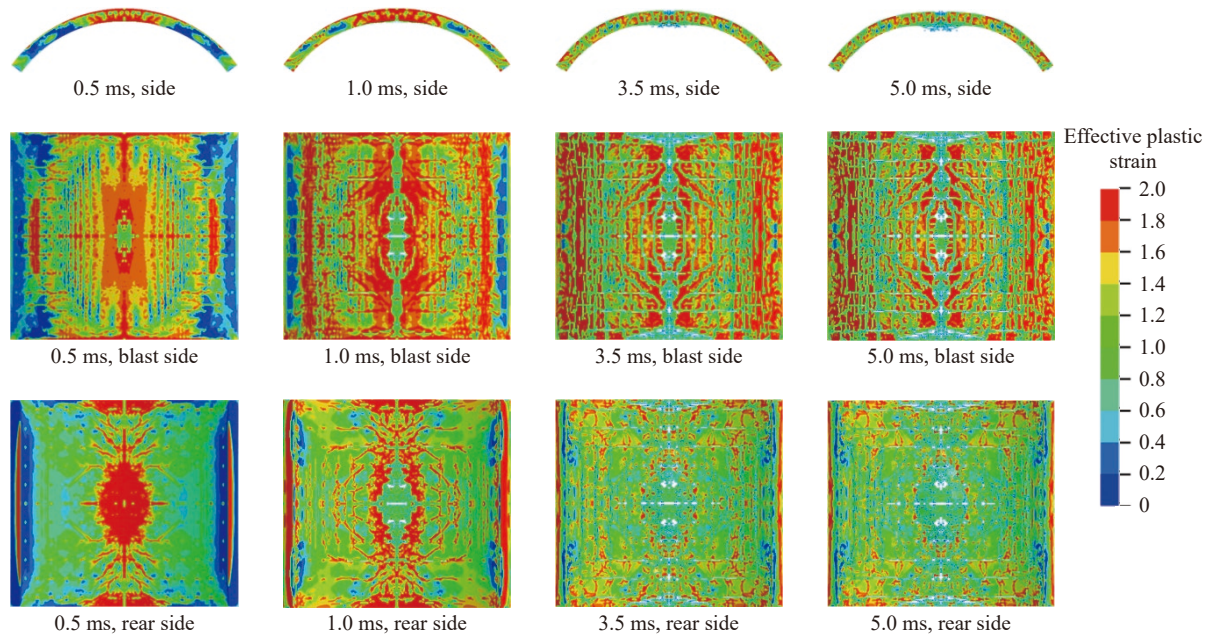


图 8 混凝土的有效塑性应变云图

Fig. 8 Effective plastic strains of the concrete(CSCS-BO)

### 3.1.2 钢板吸能及变形状况

混凝土两侧钢板压力变化如图 9 所示。由图 9 可知, 在爆炸压力波最初接触钢板的时间( $t=0.3$  ms)内, 两侧钢板在中心区域受到较大压力, 迎爆面钢板压力云图呈现圆形, 背爆面钢板中心周围与螺栓连接处出现应力集中, 表明螺栓与钢板的连接作用明显。随着时间的增加, 爆炸压力波从两侧向约束端传播, 由于两对边分别为固支和自由的边界条件, 使压力呈现对称的蝶翅形状( $t=1.2$  ms)。当  $t=10.0$  ms 时,

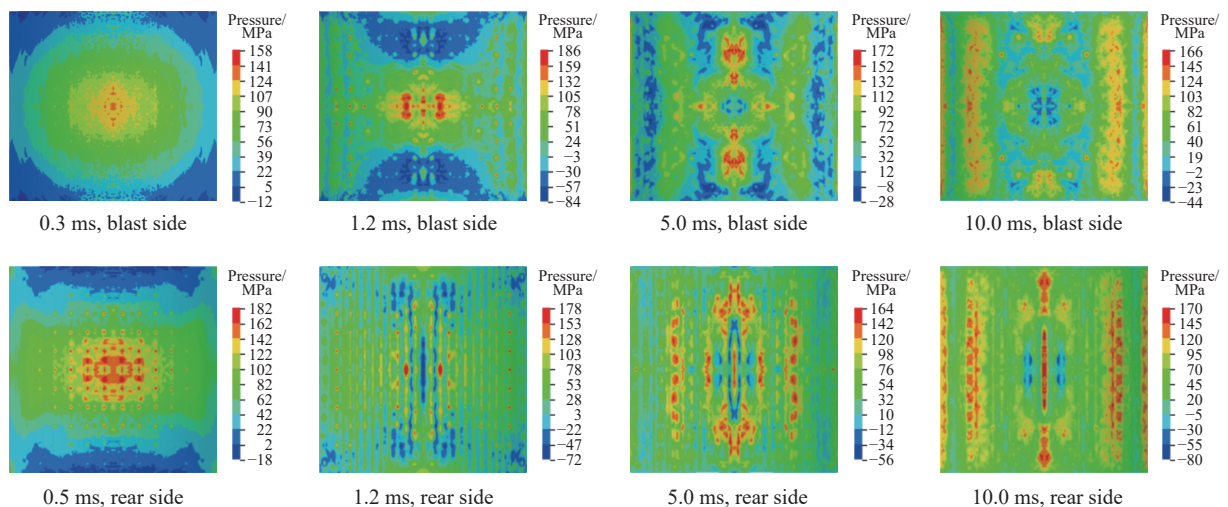


图 9 钢板的压力云图

Fig. 9 Pressures of the steel plates (CSCS-BO)

约束端附近压力较大同时出现明显的应力集中现象,这是因为爆炸压力波使附近钢板向上隆起,连接件受到较大应力作用。钢板中心位移变化如图 10 所示。由图 10 可知,背爆面钢板位移最大值 5.41 cm、残余位移 3.89 cm,迎爆面钢板最大位移 3.42 cm、残余位移 1.70 cm,均比背爆面钢板小。CSCS-BO 板能量变化如图 11 所示,由图 11 可知,混凝土和背爆面吸收能量最多,迎爆面钢板吸收能量较少,这是由于混凝土中大量微裂缝的不断发展和背爆面钢板的较大变形消耗了大部分爆炸能量。

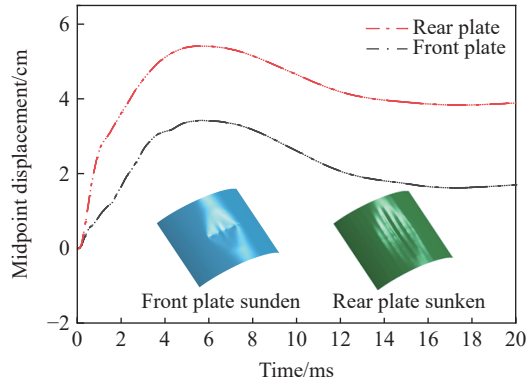


图 10 钢板中心位移时程曲线

Fig. 10 Midpoint displacement time history curves (CSCS-BO)

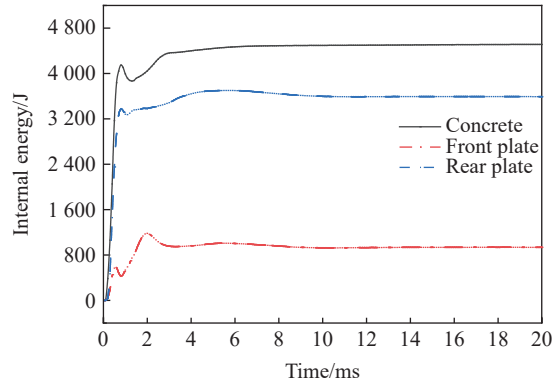


图 11 CSCD-BO 板能量时程曲线

Fig. 11 Energy time history curves (CSCS-BO)

### 3.2 重叠栓钉双钢板混凝土组合板 (CSCS-OS)

#### 3.2.1 混凝土破坏状况

图 12 是混凝土的损伤破坏变化过程。由图 12 可知,在爆炸初期( $t=0.5$  ms),混凝土背爆面中心出现椭圆形破坏,自由边界中心部分出现横向裂纹,迎爆面中心呈现竖条形裂缝,中心四周有明显环形裂缝破坏区域。随着爆炸时间的增长,螺栓处混凝土由于应力集中而失效,两侧约束边附近混凝土由于爆炸压力波的作用先达到抗压强度而被压碎,出现数条平行约束边的竖向裂缝。当  $t=5.0$  ms 时,塑性损伤破坏基本趋于稳定。从侧面损伤图可以看出,中心混凝土破坏较严重,产生明显的凹陷。整个混凝土板表面布满纵横交错裂缝,无混凝土碎片飞散,表明在两侧钢板的约束下混凝土抗压强度得到充分发挥,重叠栓钉双钢板混凝土板的整体性保持较好。

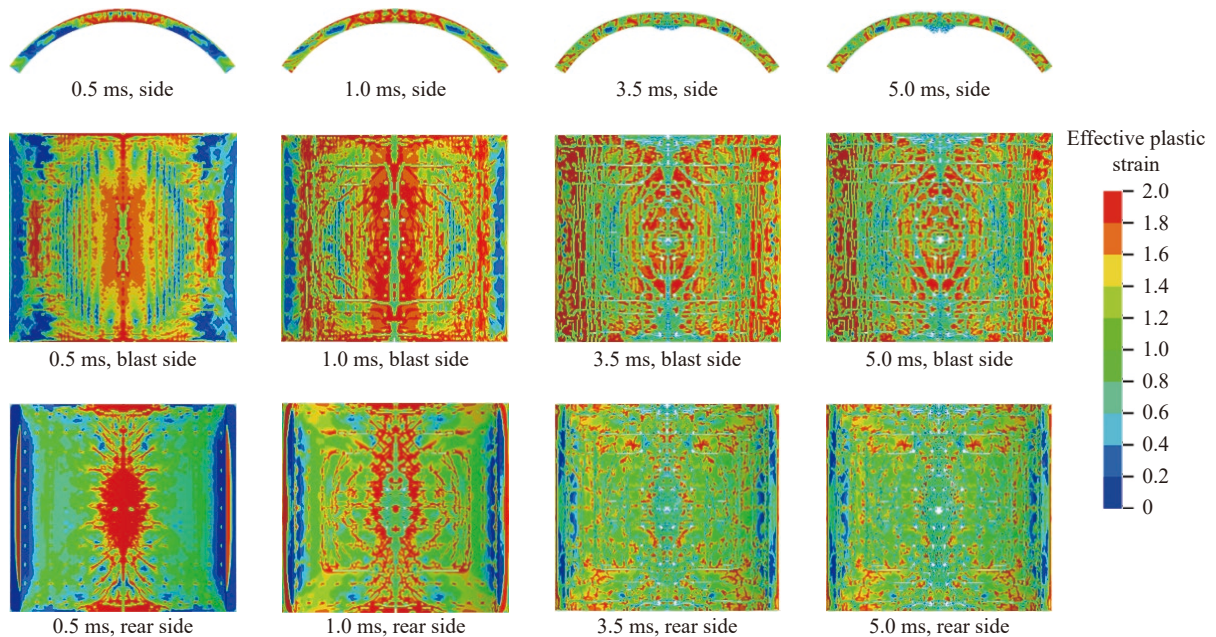


图 12 混凝土的有效塑性应变云图

Fig. 12 Effective plastic strains of the concrete (CSCS-OS)



### 3.2.2 钢板吸能及变形状况

混凝土两侧钢板压力变化如图 13 所示。由图 13 可知, 在爆炸压力波刚开始接触钢板的时间( $t=0.3$  ms)内, 两侧钢板在中心区域受到较大压力, 迎爆面钢板压力云图呈现椭圆形, 背爆面钢板中心周围与螺栓连接处出现应力集中, 表明螺栓与钢板的连接作用明显。随着时间的增长, 爆炸压力波向两侧约束端传播, 压力呈现对称的蝶翅形状( $t=1.2$  ms)。钢板中心位移变化如图 14 所示。由图 14 可知, 背爆面钢板位移最大值 5.91 cm、残余位移 4.45 cm, 迎爆面钢板最大位移 2.83 cm、残余位移 1.22 cm, 均比背爆面钢板小。CSCS-OS 板能量变化如图 15 所示。由图 15 可知, 混凝土和背爆面钢板吸收能量最多, 迎爆面吸收能量较少。混凝土和背爆面钢板消耗了大部分爆炸能量, 这是由于混凝土中大量微裂缝不断发展, 以及背爆面钢板的大变形耗散了大部分能量。

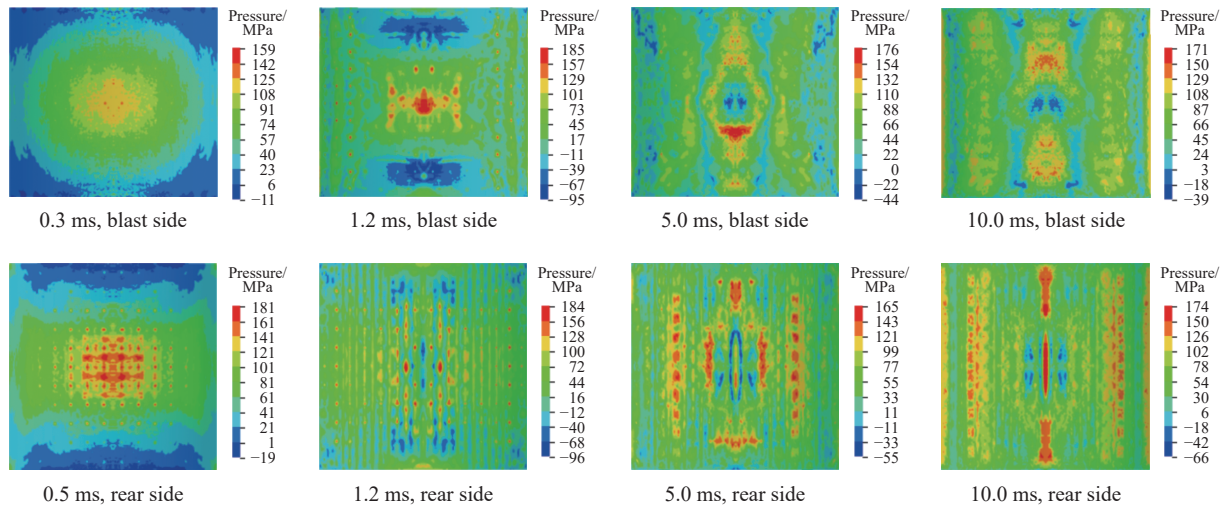


图 13 钢板的压力云图

Fig. 13 Pressure of the steel plates (CSCS-OS)

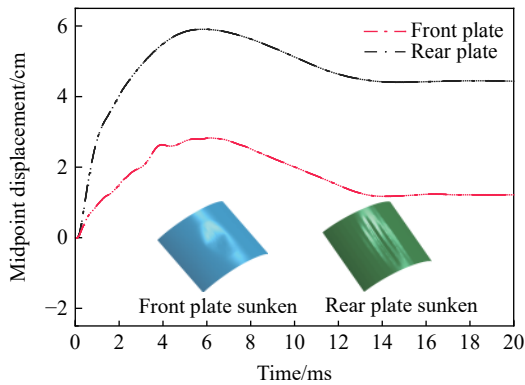


图 14 钢板中心位移时程曲线

Fig. 14 Midpoint displacement time history curves (CSCS-OS)

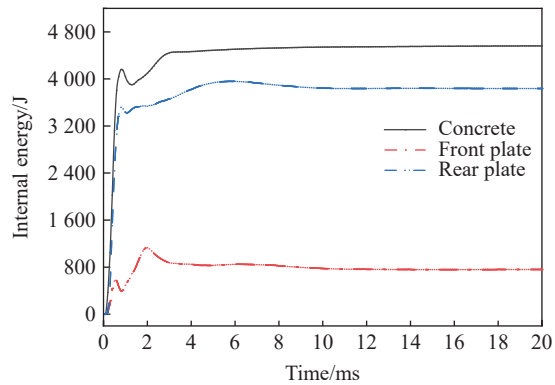


图 15 CSCD-OS 板能量时程曲线

Fig. 15 Energy time history curves (CSCS-OS)

## 3.3 栓钉双钢板混凝土组合板 (CSCS-ST)

### 3.3.1 混凝土破坏状况

图 16 所示为混凝土的损伤破坏过程。由图 16 可知, 随爆炸时间的增长, 混凝土破坏以椭圆形从中间区域向四周扩散, 并在中间及两侧形成竖条形裂缝, 当  $t=1.0$  ms 时, 由于混凝土的抗拉强度低以及栓钉连接而在自由端附近产生横裂缝, 随着裂缝不断发展, 最终混凝土中间区域产生椭圆形凹陷, 同时整个板布满纵横交错的裂缝, 表明混凝土吸收了大量爆炸能量, 充分利用了混凝土的抗压强度大的特点。两侧钢板和栓钉的连接作用明显, 能够有效保证混凝土在爆炸压力下不产生飞溅破坏。



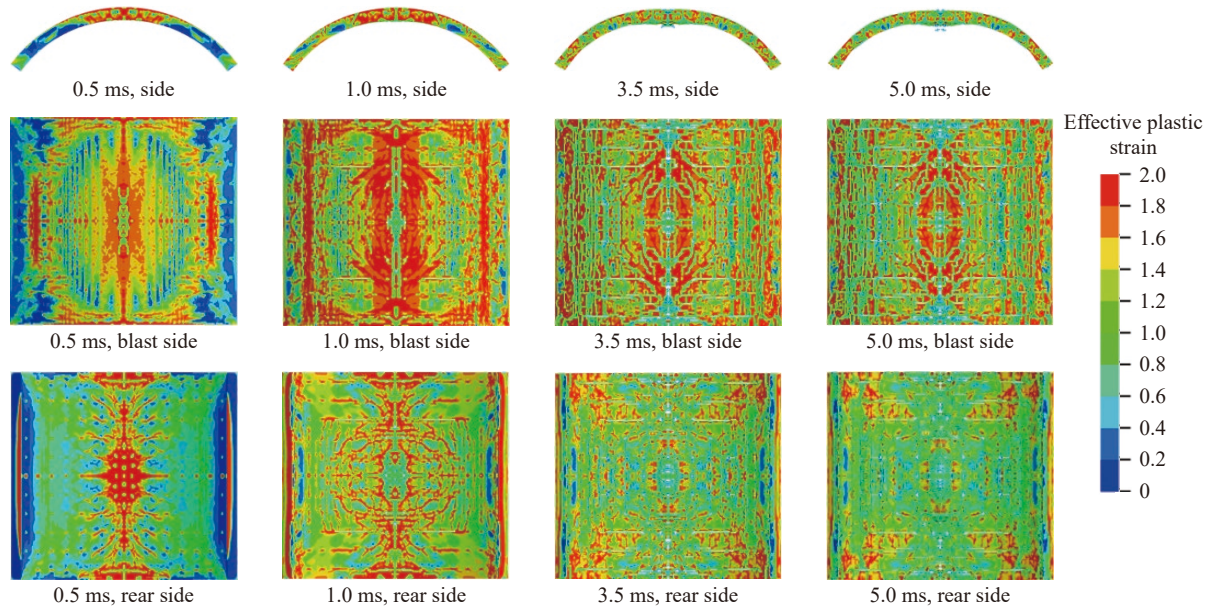


图 16 混凝土的有效塑性应变云图

Fig. 16 Effective plastic strains of the concrete (CSCS-ST)

### 3.3.2 钢板吸能及变形状况

混凝土两侧钢板压力变化如图 17 所示。由图 17 可知, 在爆炸压力波刚开始接触钢板的时间内 ( $t=0.3$  ms), 两侧钢板在中心区域受到较大压力, 迎爆面钢板压力云图呈现圆形, 背爆面钢板中心周围与螺栓连接处出现应力集中, 表明螺栓与钢板的连接作用明显。随着时间的增长, 爆炸压力波向两侧约束端传播, 压力呈现对称的蝶翅形状 ( $t=1.2$  ms)。钢板中心位移变化如图 18 所示。由图 18 可知, 背爆面钢板位移最大值 6.35 cm、残余位移 4.68 cm, 迎爆面钢板最大位移 3.39 cm、残余位移 0.96 cm, 均比背爆面钢板小。CSCS-ST 板能量如图 19 所示。由图 19 可知, 混凝土和背爆面钢板吸收能量最多, 迎爆面吸收能量较少, 这是由于混凝土中大量微裂缝的不断发展和背爆面钢板的较大变形消耗了大部分爆炸能量。

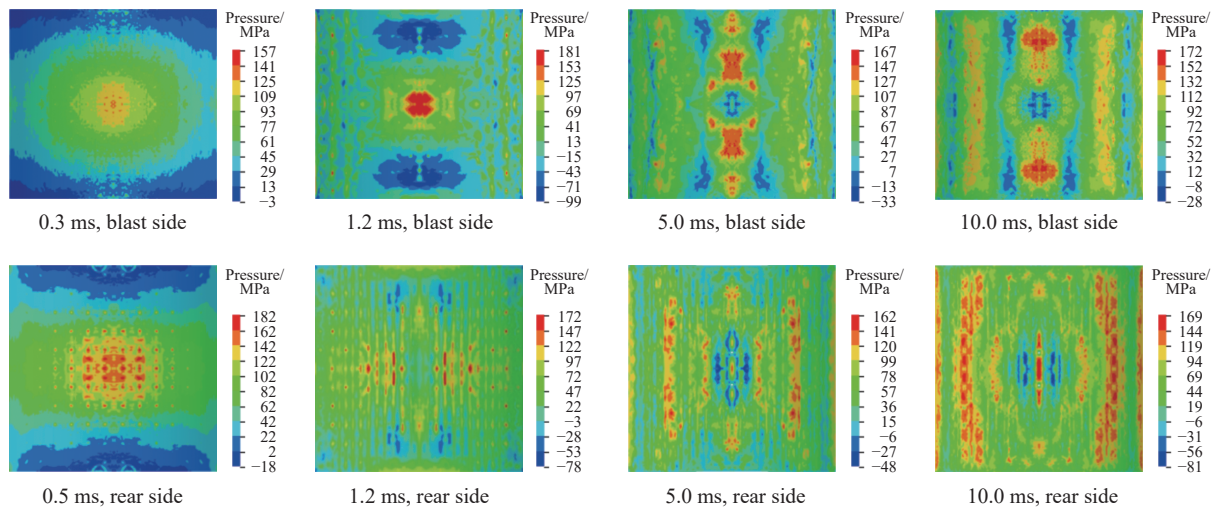


图 17 钢板压力云图

Fig. 17 Pressures of the steel plates (CSCS-ST)

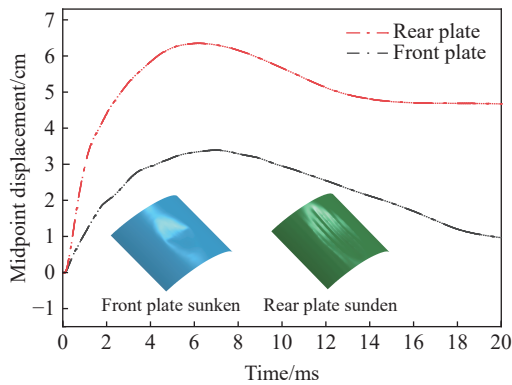


图 18 钢板中心位移时程曲线

Fig. 18 Midpoint displacement time history curves (CSCS-ST)

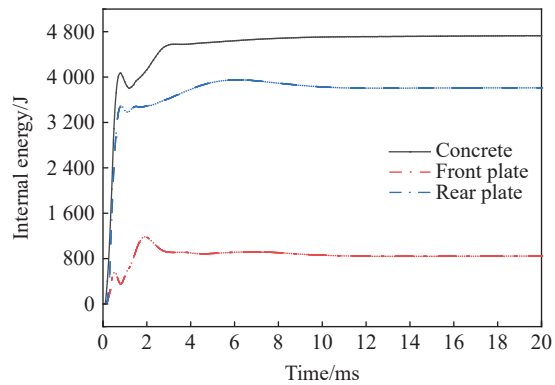


图 19 CSCS-ST 板能量时程曲线

Fig. 19 Energy time history curves (CSCS-ST)

### 3.4 对比分析

建立平面对拉螺栓双钢板混凝土组合板模型(SCS-BO), 以背爆面钢板跨中挠度为指标比较其与 CSCS 板的抗爆性能差异。SCS-BO 板尺寸 1200 mm×1200 mm×76 mm, 其余参数与 CSCS-BO 板相同。从损伤模式、钢板变形和能量消耗 3 个方面探究不同连接件弧形组合板的抗爆性能。

由图 10、14 和 18 可知, 3 种板的损伤模式均为混凝土中间区域产生凹陷, 四周产生纵横裂缝。由于对拉螺栓与钢板的连接性能较好, CSCS-BO 板中间区域凹陷, 并在板中间形成较大的贯穿裂缝, 而 CSCS-OS 板和 CSCS-ST 板连接件的连接性能较弱, 随着裂缝的发展, 最终形成椭圆形凹陷以及椭圆形裂缝, 自由边塑性破坏较严重。3 种弧形组合板总体损伤程度无明显差距, 如图 20 所示。图 21 为背爆面钢板中心位移曲线, 表 2 为钢板中心迎爆面和背爆面的位移对比。由图 21 可知, SCS-BO 板混凝土背爆面中心破坏严重且布满放射性裂纹, 背爆面钢板中心残余位移 12.44 cm, 远大于弧形组合板, 表明弧形组合板比平面组合板具有更加优异的抗爆性能。CSCS-OS 板和 CSCS-ST 板背爆面钢板最大位移比 CSCS-BO 板分别增加 9.2% 和 17.4%, 残余位移分别增加 14.4% 和 20.3%。从表 3 可知, CSCS-ST 板的迎爆面和背爆面钢板的残余位移差最大, 表明重叠栓钉的连接性能强于栓钉, 弱于对拉螺栓, 在一定条件下可以代替对拉螺栓。因此, 在实际工程中, 对于设防要求较高的建筑, 如超高层建筑、核电站等宜使用对拉螺栓作为连接件, 一般性建筑可以使用重叠栓钉作为连接件, 而栓钉由于连接性能较弱, 在承受爆炸荷载时, 钢板和混凝土之间会产生较大分

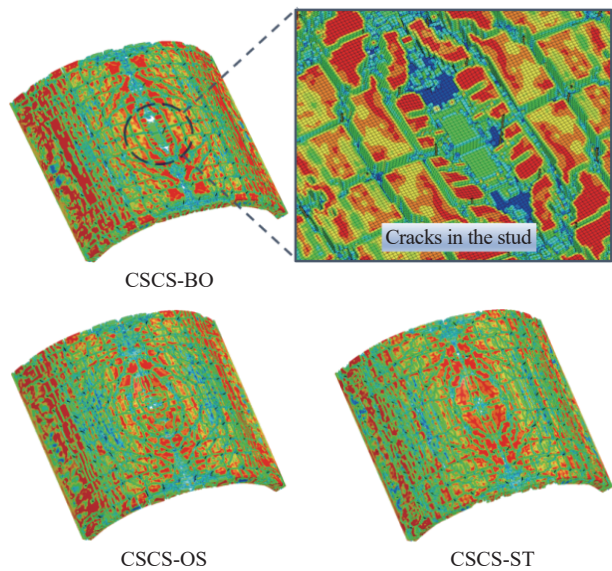


图 20 混凝土损伤情况

Fig. 20 Damages of concrete

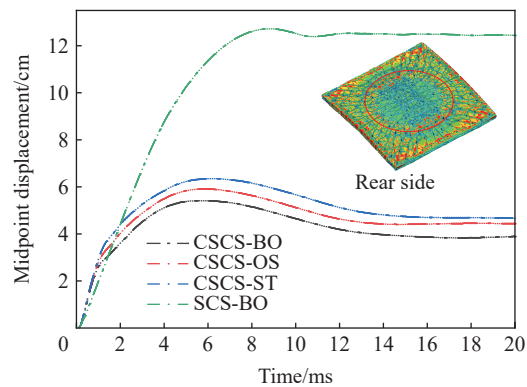


图 21 背爆面钢板中心位移曲线

Fig. 21 Mid-point displacement curves of the back steel plates



离,影响结构的整体性,因此在结构抗爆设计时不宜作为连接件。对比图 13、17 和 21 可知,各板能量吸收占比基本一致,混凝土和背爆面钢板吸收能量占比最大,迎爆面钢板最小,分别约为 50%、40% 和 10%。

表 3 钢板中心迎爆面和背爆面的位移对比

Table 3 Comparison of the midpoint displacement of the steel plates

组合板类型	迎爆面钢板最大位移/cm	背爆面钢板最大位移/cm	迎爆面钢板残余位移/cm	背爆面钢板残余位移/cm	背、迎爆面残余位移差/cm
CSCS-BO	3.42	5.41	1.70	3.89	2.19
CSCS-OS	2.83	5.91	1.22	4.45	3.23
CSCS-ST	3.39	6.35	0.96	4.68	3.72
SCS-BO	—	—	8.73	12.44	3.71

## 4 弧形双钢板混凝土组合板 (CSCS) 参数分析

由于 CSCS-BO 板比 CSCS 板和 SCS-BO 板具有更加优异的抗爆性能,表现出更好的整体性,因此选取 CSCS-BO 板作为分析对象,探究药量、混凝土强度和钢板厚度对 CSCS-BO 板抗爆性能的影响规律,并选取背爆面钢板中心挠度评估其抗爆能力。

### 4.1 药量的影响

其他参数保持不变,不同药量(4.0、4.5、5.0、5.5 和 6.0 kg)下混凝土损伤对比如图 22 所示。由图 22 可知,由于药量较大,各板混凝土损伤均较严重,中心区域产生凹陷且表面布满裂缝;随着药量的增加,混凝土自由边塑性破坏逐渐增大。由图 23~24 可知,当药量分别为 4.0、4.5、5.0、5.5 和 6.0 kg 时,对应的跨中最大位移分别为 3.38、4.65、5.41、6.19 和 6.95 cm,残余位移分别为 2.32、3.38、3.89、4.69 和 5.30 cm。随着药量的增加,跨中最大位移和残余位移均呈现近似线性上升的趋势。

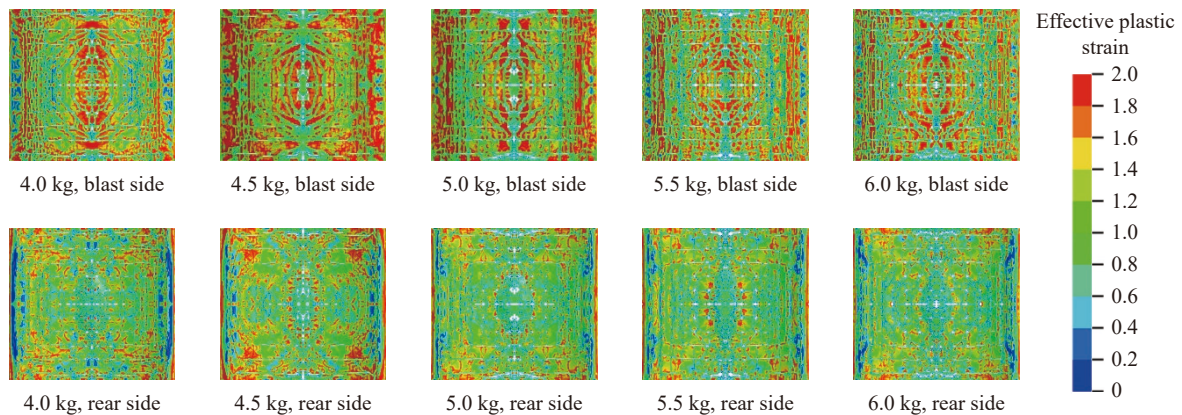


图 22 不同药量下混凝土的有效塑性应变

Fig. 22 Effective plastic strain of the concrete under different explosive quantities

### 4.2 混凝土强度的影响

其他参数保持不变,不同混凝土强度(C30、C35、C40、C45 和 C50)下混凝土损伤对比如图 25 所示。由图 25 可知,各板混凝土中心均出现凹陷,由于药量较大,混凝土表面均布满较多裂缝,损伤严重。当混凝土强度为 C30 和 C35 时,自由边混凝土塑性破坏较大,而混凝土强度为 C40、C45 和 C50 时,自由边塑性破坏较小,表明提高混凝土强度在一定程度上可以减小自由边塑性破坏,但效果有限。由图 26~27 可知,当混凝土强度分别为 C30、C35、C40、C45 和 C50 时,对应的跨中最大位移分别为 5.81、5.55、5.41、5.13 和 4.80 cm,残余位移分别为 4.16、4.11、3.89、3.65 和 3.24 cm。随着混凝土强度的提高,跨中最大位移和残余位移均呈近似线性下降的趋势。混凝土强度的提高减小了跨中位移,是影响 CSCS-BO 板抗爆性能的因素之一,这是因为在爆炸作用下拱形形状使混凝土受压区范围增大,更多的混凝土能提升其抗压性能从而提高吸收爆炸能量的能力。

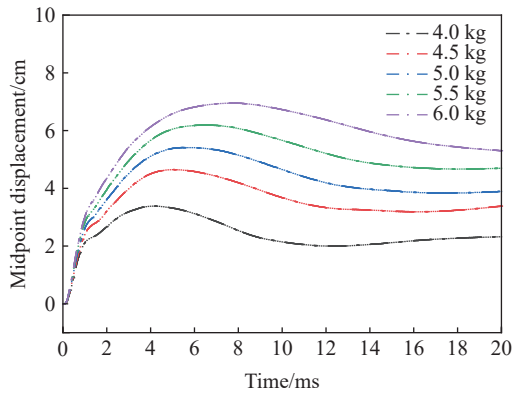


图 23 不同药量下跨中位移时程曲线

Fig. 23 Midpoint displacement time history curves under different explosive quantities

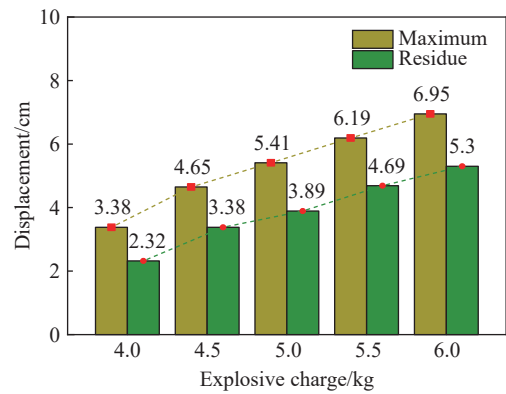


图 24 不同药量下跨中最大位移及残余位移

Fig. 24 Maximum and residual midpoint displacement under different explosive quantities

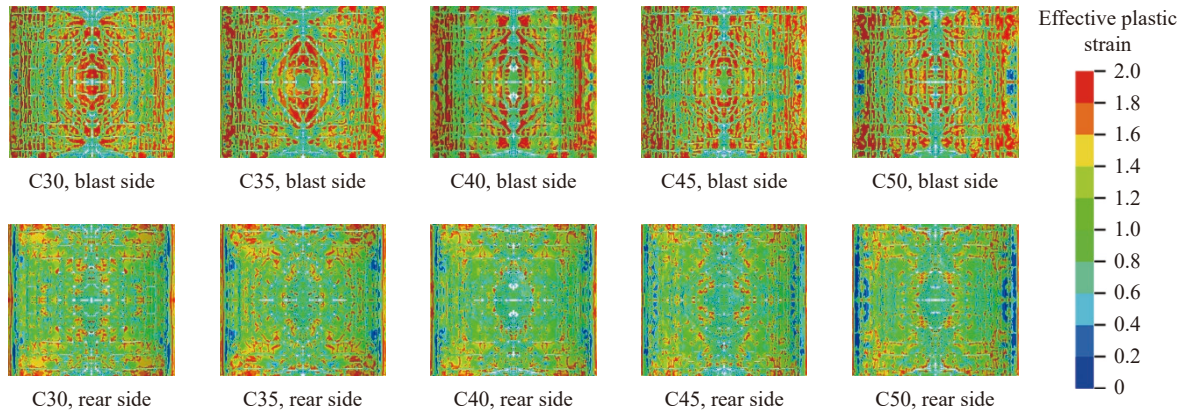


图 25 不同强度混凝土的有效塑性应变

Fig. 25 Effective plastic strain of concretes with different concrete strengths

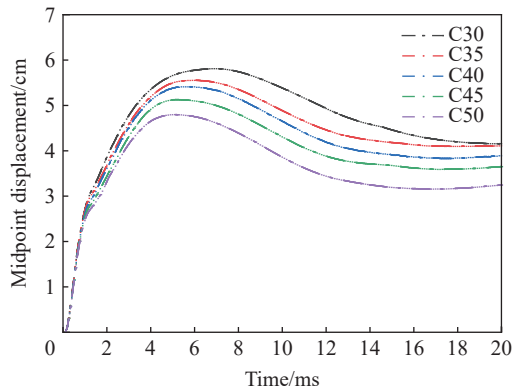


图 26 不同强度混凝土跨中位移时程曲线

Fig. 26 Midpoint displacement time history curves for different concrete strengths

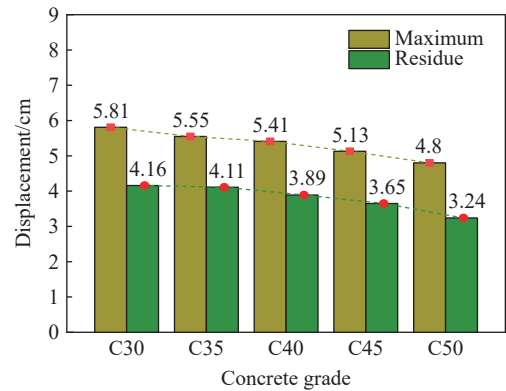


图 27 不同强度混凝土跨中最大位移及残余位移

Fig. 27 Maximum and residual midpoint displacements for different concrete strengths

### 4.3 钢板厚度的影响

其他参数保持不变,不同钢板厚度下(2.0、2.5、3.0、3.5 和 4.0 mm)混凝土损伤对比如图 28 所示。由图 28 可知,不同钢板厚度下的弧形板混凝土表面均出现较多裂缝,随着钢板厚度的增加,自由边塑性破坏逐渐减小,但混凝土表面裂缝均较多,这是由于药量较大造成的。由图 29~30 可知,当钢板厚度分别



为 2.0、2.5、3.0、3.5 和 4.0 mm 时, 对应的跨中最大位移分别为 6.92、6.13、5.41、3.89 和 3.55 cm, 残余位移分别为 5.13、4.23、3.89、2.23 和 1.91 cm。随着钢板厚度的增加, 跨中最大位移和残余位移均呈明显下降趋势。钢板厚度的增加明显减小了跨中位移, 是影响 CSCS-BO 板抗爆性能的主要因素之一。

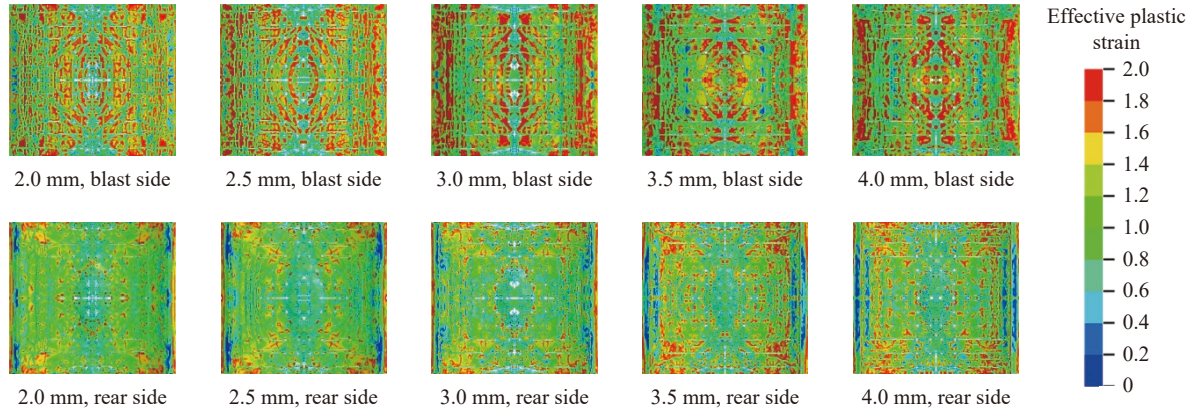


图 28 不同钢板厚度下混凝土有效塑性应变

Fig. 28 Effective plastic strain of concretes with different thicknesses of the steel plates

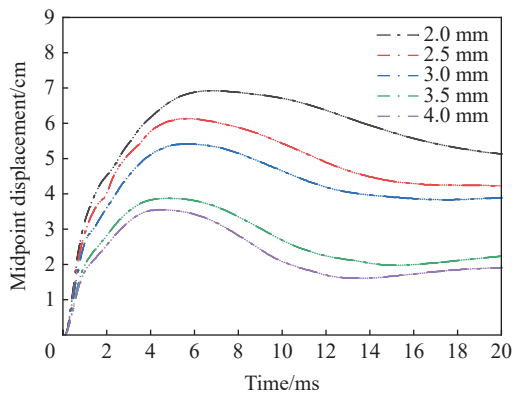


图 29 不同钢板厚度跨中位移时程曲线

Fig. 29 Midpoint displacement time history curves for different thicknesses of the steel plates

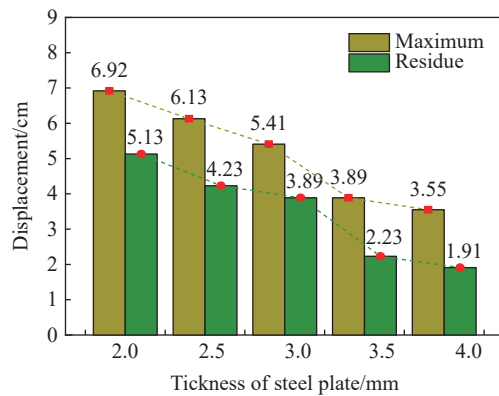


图 30 不同钢板厚度最大位移及残余位移

Fig. 30 Maximum and residual midpoint displacements for different thicknesses of the steel plates

## 5 结 论

设计了 3 种不同连接件弧形双钢板混凝土组合板 (CSCS-BO、CSCS-OS 和 CSCS-ST), 对比研究了组合板的损伤模式、钢板变形和能量消耗等。参数化分析了炸药量、混凝土强度和钢板厚度 3 个参数对弧形组合板抗爆性能的影响规律, 结论如下。

(1) 在爆炸作用下, CSCS-BO 板与 CSCS-OS 板和 CSCS-ST 板呈现类似的损伤模式: CSCS-BO 板中间区域凹陷呈现圆形, 并在板中间形成较大的贯穿裂缝; CSCS-OS 板和 CSCS-ST 板在爆炸作用初期, 板自由边附近会出现较大的横向裂缝, 随着裂缝的发展, 最终形成椭圆形凹陷及裂缝。3 种弧形组合板均保持良好的整体性, 没有出现混凝土飞散现象, 仍具有持续承载能力。

(2) CSCS-BO 板混凝土背爆面中心破坏严重, 背爆面钢板中心残余位移远大于 CSCS-BO 板, 弧形组合板比平面组合板具有更加优异的抗爆性能。CSCS-OS 板和 CSCS-ST 板背爆面钢板最大位移比 CSCS-BO 板分别增加 9.2% 和 17.4%, 残余位移分别增加 14.4% 和 20.3%。表明重叠栓钉的连接性能强于栓钉, 稍弱于对拉螺栓, 在一定条件下可以代替对拉螺栓。

(3) 随着药量的增加, 混凝土自由边塑性破坏逐渐增大, 跨中最大位移以及残余位移呈现较为明显

的上升趋势; 混凝土强度的提高不能改善混凝土的损伤状况, 可以减小跨中位移, 但效果有限; 增加钢板厚度能有效减小混凝土自由边塑性破坏, 同时能显著减小钢板跨中位移, 提高 CSCS-BO 板抗爆能力。

## 参考文献:

- [1] 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. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0058.  
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. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0058.
- [2] 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. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0291.  
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. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0291.
- [3] YAN J B, LIU X M, LIEW J Y R, et al. Steel-concrete-steel sandwich system in Arctic offshore structure: materials, experiments, and design [J]. *Materials & Design*, 2016, 91: 111–121. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.11.084.
- [4] YAN C, WANG Y H, ZHAI X M, et al. Experimental study on curved steel-concrete-steel sandwich shells under concentrated load by a hemi-spherical head [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 137: 117–128. DOI: 10.1016/j.tws.2019.01.007.
- [5] 彭先泽, 杨军, 李顺波, 等. 爆炸冲击载荷作用下双层钢板混凝土板与钢筋混凝土板动态响应对比研究 [J]. *防灾科技学院学报*, 2012, 14(3): 18–23. DOI: 10.3969/j.issn.1673-8047.2012.03.004.  
PENG X Z, YANG J, LI S B, et al. Comparative study on dynamic response of bi-steel slab and reinforced concrete slab under blast loading [J]. *Journal of Institute of Disaster Prevention*, 2012, 14(3): 18–23. DOI: 10.3969/j.issn.1673-8047.2012.03.004.
- [6] 卢欣. 钢-混凝土组合墙抗接触爆炸性能实验及数值研究 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2020. DOI: 10.27101/d.cnki.ghfgu.2020.001546.
- [7] HUANG Z Y, LIEW J Y R. Experimental and analytical studies of curved steel-concrete-steel sandwich panels under patch loads [J]. *Materials & Design*, 2016, 93: 104–117. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.12.144.
- [8] YAN C, WANG Y H, ZHAI X M. Low velocity impact performance of curved steel-concrete-steel sandwich shells with bolt connectors [J]. *Thin-Walled Structures*, 2020, 150: 106672. DOI: 10.1016/j.tws.2020.106672.
- [9] YAN J B, XIONG M X, QIAN X D, et al. Numerical and parametric study of curved steel-concrete-steel sandwich composite beams under concentrated loading [J]. *Materials and Structures*, 2016, 49(10): 3981–4001. DOI: 10.1617/s11527-015-0768-2.
- [10] MENG L Z, WANG Y H, ZHAI X M. Modeling and dynamic response of curved steel-concrete-steel sandwich shells under blast loading [J]. *International Journal of Steel Structures*, 2020, 20(5): 1663–1681. DOI: 10.1007/s13296-020-00403-8.
- [11] HUANG Z Y, LIEW J Y R. Nonlinear finite element modelling and parametric study of curved steel-concrete-steel double skin composite panels infilled with ultra-lightweight cement composite [J]. *Construction and Building Materials*, 2015, 95: 922–938. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2015.07.134.
- [12] 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.
- [13] 周云波, 郭启涛, 余磊, 等. 基于 LBE 方法的驾驶室防护模拟 [J]. *北京理工大学学报*, 2016, 36(3): 237–241. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2016.03.004.  
ZHOU Y B, GUO Q T, SHE L, et al. Simulation of vehicle cabin protection based on load blast enhanced method [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2016, 36(3): 237–241. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2016.03.004.
- [14] HAN Y Z, LIU H B. Finite element simulation of medium-range blast loading using LS-DYNA [J]. *Shock and Vibration*, 2015(2): 1–9. DOI: 10.1155/2015/631493.
- [15] BAKER W E. *Explosions in air* [M]. Texas, USA: University of Texas press, 1973.
- [16] HALLQUIST J O. *LS-DYNA keyword user's manual* [Z]. California, USA: Livermore Software Technology Corporation, 2007.
- [17] BISCHOFF P H, PERRY S H. Compressive behaviour of concrete at high strain rates [J]. *Materials and Structures*, 1991, 24(6): 425–450. DOI: 10.1007/BF02472016.
- [18] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.10.005.

(责任编辑 曾月蓉)