DOI: 10.11858/gywlxb.20230752

栓钉型弧形双钢板混凝土组合板的抗爆性能试验与数值分析

陈英杰[1], 罗 成[1], 赵春风[1,2], 何凯城[2]

（1. 新疆农业大学水利与土木工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830052;
2. 合肥工业大学土木与水利工程学院, 安徽 合肥 230009）

摘要: 弧形双钢板混凝土组合结构由钢板、混凝土与连接件协同作用, 具有更优异的抗震和抗爆性能, 被应用于超高层结构、海洋平台和核电设施中。利用试验和数值分析方法研究了栓钉型弧形双钢板混凝土组合结构的破坏模式和损伤机理, 参数化分析了爆炸距离、钢板厚度、拱高和栓钉间距对其抗爆性能的影响。结果表明: 在爆炸荷载下, 栓钉型弧形双钢板混凝土组合板整体表现良好, 仍具有较高的承载能力。增加爆炸距离和钢板厚度能有效减小混凝土的损伤和组合板的跨中挠度; 减小拱高, 混凝土损伤区域从以压缩破坏为主逐渐转换为以拉伸破坏为主, 混凝土损伤更严重, 组合板跨中挠度变大; 减小栓钉间距会增大混凝土塑性损伤程度, 但组合板的跨中挠度减小。研究结果可为弧形双钢板混凝土组合结构的设计提供参考。

关键词: 爆炸荷载; 栓钉型弧形双钢板混凝土组合板; 抗爆性能; 参数分析

中图分类号: O382; TU389 **文献标志码:** A

近年来, 各种意外撞击和恐怖袭击事件给世界各地造成了重大的灾难, 建筑物成为撞击和爆炸事件中的主体。传统建筑物结构设计过程中不考虑爆炸荷载, 但是由于爆炸所产生的巨大能量在很小的空间范围内迅速释放, 导致结构局部破坏甚至连续性倒塌[1−2], 对人身安全和财产造成极大危害。因此, 结构抗爆性能研究得到了各国学者的广泛关注[3−5]。

建筑主体的墙是最容易受到爆炸冲击波作用的部位, 其抗爆性能直接关系到整个建筑的安全。弧形双钢板混凝土组合墙板是一种新型的组合结构体系, 是由两片拱形钢板与混凝土组成三明治结构, 再通过剪力连接件连接两侧钢板以形成一个整体的结构, 具有更好的承载力、延性、耗能和抗爆性能[6−8]。传统钢板混凝土组合结构易在结构背面形成拉伸破坏导致结构坍塌破坏失效, 而弧形双钢板混凝土组合板的拱形结构会在正面产生压拱效应, 其合理的传力路径可以扩大内部混凝土芯的受压范围, 有效利用钢板和混凝土的抗压特性, 在核反应安全壳、输油管道和北极沉箱等领域具有广阔的应用前景。目前, 已有诸多学者对混凝土组合结构的抗爆炸性能进行了研究。卢欣[9] 和 Zhao 等[10−12] 通过试验和数值模拟方法, 对比了钢-混凝土复合墙体与钢筋混凝土墙体的抗爆性能, 结果表明, 钢-混凝土复合墙体具有较低的爆炸响应和更好的抗爆性能。赵唯以等[13−14] 根据现有试验结果推导了双钢板混凝土组合结构的抗力和刚度计算公式, 发现钢板强度和含钢量对双钢板混凝土组合结构的承载力及耗能性能存在显著影响。严辰等[15] 和 Wang 等[16] 通过数值模拟方法研究了拱形双钢板混凝土组合结构的抗冲击和抗爆性能, 结果表明, 增大连接件直径和减小间距能提升结构的协同工作能力, 增加拱高和

* **收稿日期:** 2023-10-17; **修回日期:** 2023-11-06
基金项目: 新疆维吾尔自治区自然科学重点基金（2022D01D33）
作者简介: 陈英杰（1979—）, 男, 博士, 副教授, 硕士生导师, 主要从事结构抗爆研究. E-mail: chenyj2021@xjau.edu.cn
通信作者: 赵春风（1983—）, 男, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事工程结构抗震与组合结构抗爆研究. E-mail: zhaowindy@hfut.edu.cn

钢板厚度会减小组合结构的破坏程度，后侧与前侧钢板厚度比值的提高会提高混凝土吸能效率。赵春风等[17−18]对比了平面双钢板混凝土组合板与弧形双钢板混凝土组合板的抗爆性能，发现弧形双钢板混凝土组合板的整体变形和跨中挠度更小，混凝土吸能比例更高，其抗爆性能优于平面双钢板混凝土组合板，增大 TNT 当量或减小爆炸距离均可导致底部钢板最大挠度增大，并且混凝土的跨中凹深度和混凝土破坏程度增大。

虽然弧形双钢板混凝土组合结构表现出更优异的抗爆性能，但是其在爆炸荷载作用下的表现和破坏特点尚未得到充分研究，对进一步提升其抗爆性能也存在不足。基于此，本研究通过试验与数值模拟相结合的方法，开展爆炸荷载下栓钉型弧形双钢板混凝土（stud curved steel-concrete-steel, CSCS）组合板的抗爆性能试验和数值模拟，利用有限元软件 ABAQUS 建立 CSCS 组合板模型，比较不同工况下 CSCS 组合板试件在爆炸荷载作用下的破坏机制和差异，并提出 CSCS 组合板跨中挠度预测公式，以期为结构防爆设计提供一定的参考。

1　试验方案

1.1　试件结构及尺寸

根据 JGJ/T 380—2015《钢板剪力墙技术规程》[19]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，考虑到试验成本、场地及制作条件等因素，采用缩尺比为 1∶4 的缩尺模型加工了 CSCS 组合板。试件的平面尺寸为 1 200 mm×1 200 mm，厚度为 76 mm，内侧钢板弯曲半径 R=750 mm，上升高度 H=300 mm，混凝土芯厚度为 70 mm，顶部和底部为 Q345 钢板，厚度为 3 mm。试件制作时，首先将两侧钢板弯曲定型，然后再分别与连接件固定，最后将两者组合成整体。考虑到施工需求，连接件选用栓钉型，长度为 25 mm，直径为 3 mm，栓钉横向间距为 110 mm，纵向间距为 101 mm。为保持 CSCS 组合板在搬运过程中的结构稳定，在两端分别焊接两块端板，并在底部焊接两根拉结钢筋，端板尺寸为 1 200 mm×150 mm×8 mm，如图 1 所示。浇筑后自然养护 28 d，图 2 为 CSCS 试件混凝土浇筑过程。

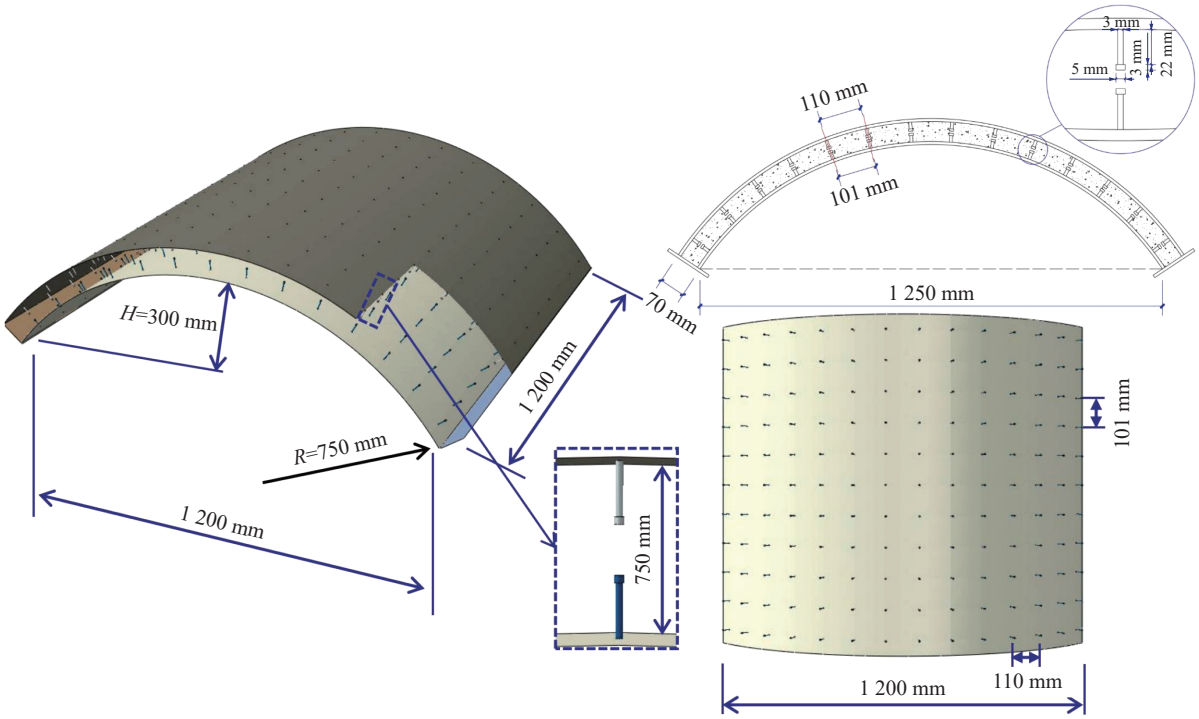


图 1　CSCS 试件几何尺寸

Fig. 1　Dimensions of CSCS



图 2　混凝土浇筑过程

Fig. 2　Concrete pouring process

1.2　材料性能

采用 C50 混凝土并人工浇筑振捣，同时预留 3 块尺寸为 150 mm×150 mm×150 mm 的试块进行抗压试验，测得抗压强度分别为 49.1、52.1 和 56.0 MPa，平均抗压强度为 52.4 MPa。根据 GB/T 228.1—2010《金属材料拉伸试验》[20] 进行了 3 个标准钢板试件的拉伸试验，测得抗拉强度分别为 466、467 和 453 MPa，平均抗拉强度为 462 MPa。其他材料属性通过材料力学性能试验获得，如表 1 所示。

表 1　材料属性

Table 1　Material properties

Material	Modulus of elasticity/GPa	Compressive strength/MPa	Yield strength/MPa	Tensile strength/MPa
C50 concrete	30	52.4		
Q345 steel	200		370	462
A2-50 stud	200		210	500

1.3　试验设置

爆炸试验在某爆炸试验场地进行，为保证结构的整体性，设计了钢支架作为固定支座提供 CSCS 组合板的横向与竖向固定，用 G 型钢夹固定试件与支架。爆源采用圆柱形 TNT 炸药，当量为 5 kg。把 TNT 炸药固定在试件中心点上方 0.5 m 处，在距爆炸点 5.4 m 与爆炸点同高度处设置 PCB 压力传感器，用以记录整个爆炸过程中爆炸压力波时程曲线数据。现场布置如图 3 所示。

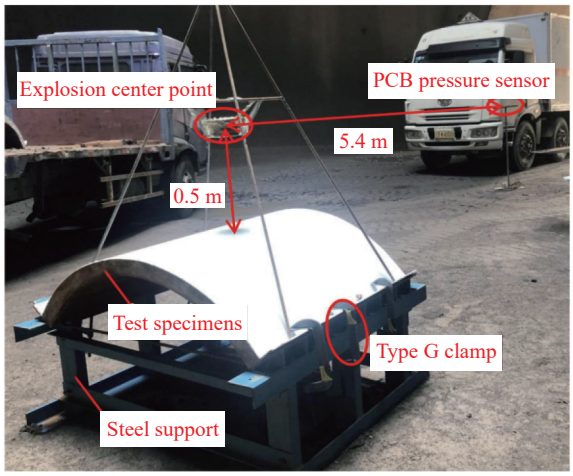


图 3　现场布置

Fig. 3　Site layout

1.4　试验结果

爆炸作用下 CSCS 组合结构的破坏形态如图 4 所示。从图 4 可以看出，混凝土侧面边界出现裂缝，从裂缝形式可以看出，力在混凝土中主要沿约束方向传递。端板与底部钢板连接处出现分离，这是由于在试件制作时端板与底部钢板接缝处采用了点焊方式，钢板变形后焊点断裂。底部钢板与混凝土分离且发生屈服，部分栓钉连接件从混凝土中拔出，主要是因为爆炸在迎爆面和背爆面产生了压缩波和拉伸波，使得顶部钢板和混凝土向下凹陷变形，挤压底部钢板向外凸出，此时混凝土和底部钢板由于较低的黏结力发生分离，随着底部钢板中心区域变形增大，带动栓钉从混凝土中拔出。顶部钢板和底部钢板的破坏形态分别如图 5 和图 6 所示。从图 5 可以看出，顶部钢板中心处在爆炸荷载作用下发生屈服变形，顶部钢板中心位置形成 330 mm×400 mm 的椭圆形凹陷，深度为 38 mm。从图 6 可以看出，底部钢板向外呈椭圆形凸起，变形尺寸为 610 mm×640 mm，底部跨中残余拱高 200 mm。

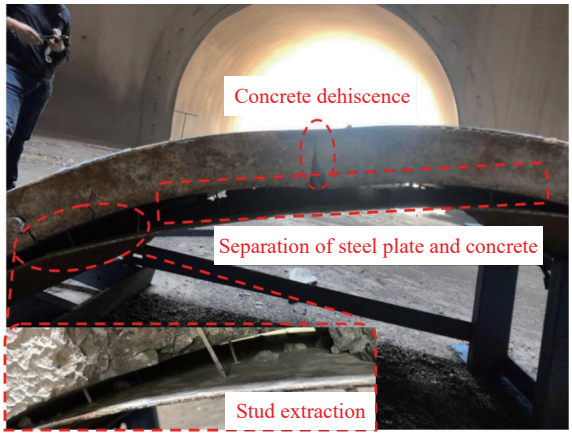


图 4　CSCS 试件的破坏形态

Fig. 4　Failure mode of the CSCS specimen

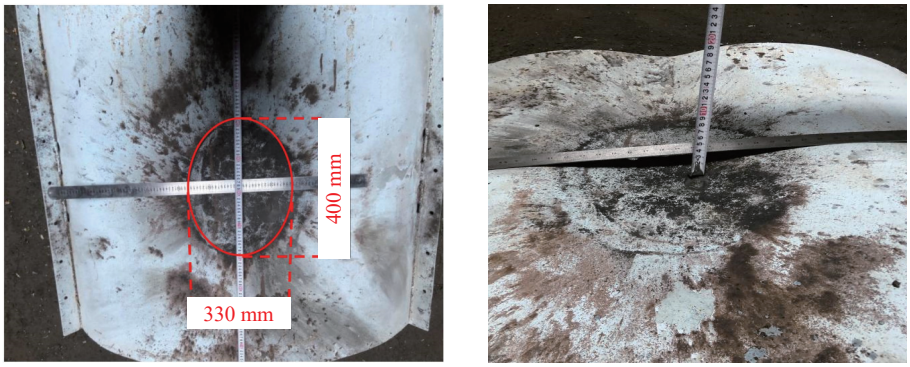


图 5　顶部钢板的破坏形态

Fig. 5　Failure mode of the top plate

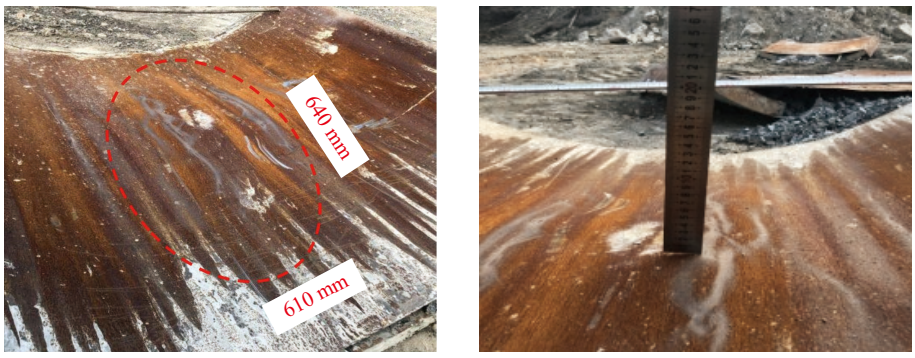


图 6　底部钢板的破坏形态

Fig. 6　Failure mode of the bottom plate

2　数值模型

2.1　有限元模型

运用有限元软件 ABAQUS 建立栓钉型弧形双钢板混凝土组合板的模型，并选用耦合欧拉-拉格朗

日(coupled Eulerian-Lagrangian, CEL)爆炸算法。相较于 Conwep 爆炸算法, CEL 算法能够更准确地将爆炸波传递到试件上, 描述损伤演化, 计算精度也较高, 而 Conwep 爆炸算法不适用于复杂结构的受力。如图 7 所示, 本研究在试件周围构建一个 1 500 mm×1 500 mm×1 500 mm 的欧拉空气域, 并在试件上方 0.5 m 处固定 5 kg TNT 炸药, 其中爆炸荷载施加时间设定为 0.015 s。

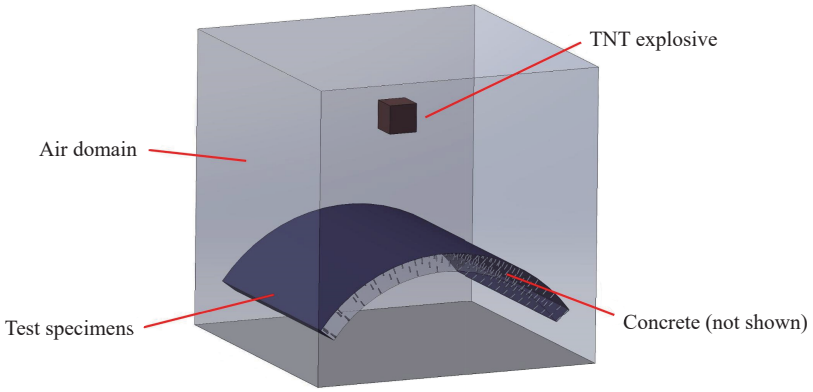


图 7　CEL 爆炸算法示意图

Fig. 7　Schematic diagram for CEL explosion algorithm

为了模拟试验的边界条件, 在构件两端端板中心设置 RP-1 和 RP-2 参考点进行完全铰接, 所有自由度都受到约束, 将端板面与两个参考点进行耦合, 试件的另外两端假定为自由边界, 欧拉域中设置流入自由和流出无反射模拟无限大空气域。钢板与端板之间以及钢板与栓钉之间使用 Tie 连接绑定在一起, 钢板与混凝土之间使用面与面接触。将栓钉嵌入混凝土中, 其中嵌入区域为栓钉连接件, 主区域为核心混凝土。整体结构使用通用接触, 切向使用罚函数, 摩擦因数取 0.1, 法向使用硬接触。

混凝土和栓钉使用实体单元 C3D8R(八节点线性六面体单元, 缩减积分), 其优点是位移求解结果较精确, 而且当网格存在扭曲变形时, 不会对分析结果的精度造成过大的影响; 顶部钢板、底部钢板和端板使用壳单元 S4R(四节点曲面薄壳或厚壳, 缩减积分, 有限膜应变); 空气和 TNT 使用 Euler 单元 EC3D8(八节点线性欧拉六面体单元, 缩减积分)。定义混凝土失效准则并运用单元删除, 避免部分失效单元对结果产生影响。通过试算得到不同网格尺寸的位移时程曲线, 如图 8 所示。本研究采用 10 mm 单元网格, 在保证较高计算精度的条件下, 进一步提高运算效率。

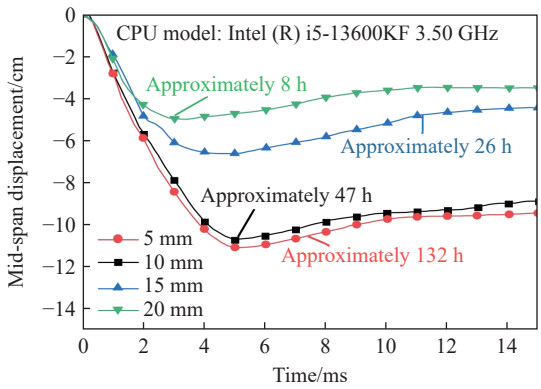


图 8　采用不同网格尺寸得到的位移时程曲线

Fig. 8　Time history curves of displacement for models with different mesh sizes

2.2　材料本构

2.2.1　混凝土

混凝土采用有限元软件提供的混凝土塑性损伤(concrete damaged plasticity, CDP)模型描述, CDP 模型依据 Lee 等[21] 和 Lubliner 等[22] 提出的考虑材料的抗压性能差异, 通过损伤指标来反映混凝土刚度下降的过程。混凝土应力-应变关系采用过镇海等[23] 建议的表达式, 模型参数如表 2 所示。

在爆炸等冲击荷载作用下, 混凝土的应变率效应不能忽视, 国内外学者一般通过材料的动力强度和静力强度之比——动力增大系数(dynamic increase factor, DIF)反映材料的应变效率。本研究采用欧洲国际混凝土委员会(CEB)[24] 给出的混凝土抗压强度 DIF 的建议公式和 Malvar 等[25] 修正的 CEB 混凝土抗拉强度 DIF 的建议公式

$$\xi_{\mathrm{c}}=\frac{f_{\mathrm{cd}}}{f_{\mathrm{cs}}}=\begin{cases}\left(\dfrac{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{cs}}}\right)^{1.026\alpha} & \dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}\leqslant 30\ \mathrm{s}^{-1}\\ \gamma\dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}^{1/3} & \dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}>30\ \mathrm{s}^{-1}\end{cases}\tag{1}$$

$$\xi_{\mathrm{t}}=\frac{f_{\mathrm{td}}}{f_{\mathrm{ts}}}=\begin{cases}\left(\dfrac{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ts}}}\right)^{\delta} & \dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}\leqslant 1\ \mathrm{s}^{-1}\\ \beta\left(\dfrac{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}}{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ts}}}\right)^{1/3} & \dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}>1\ \mathrm{s}^{-1}\end{cases}\tag{2}$$

式中：ξ_{c}为抗压强度增大系数；f_{cd}为混凝土应变率为$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}$时的动力抗压强度；$f_{\mathrm{cs}}$为混凝土应变率为$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{cs}}$时的静力抗压强度；$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{cs}}$为混凝土参考压应变率，取值为$3\times10^{-5}\ \mathrm{s}^{-1}$；$\lg\gamma=6.15\alpha-0.492$，$\alpha=1/(5+0.9f_{\mathrm{cu}})$，$f_{\mathrm{cu}}$为立方体试件静态抗压强度；$\xi_{\mathrm{t}}$为抗拉强度增大系数；$f_{\mathrm{td}}$为混凝土应变率为$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{d}}$时的动力抗拉强度；$f_{\mathrm{ts}}$为混凝土应变率为$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ts}}$时的静力抗拉强度；$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ts}}$为混凝土参考拉应变率，取值为$10^{-6}\ \mathrm{s}^{-1}$；$\lg\beta=6\delta-2$，$\delta=1/(1+0.8f_{\mathrm{c}})$，$f_{\mathrm{c}}$为混凝土轴心抗拉强度。

表 2　混凝土的 CDP 模型参数

Table 2　Parameters of CDP model for concrete

Expansion angle/(°)	Eccentricity	Compressive strength ratio	Stress invariant ratio	Viscosity coefficient
30	0.1	1.16	0.667	0.005

2.2.2　钢　材

爆炸荷载作用下，金属材料的力学性能变化主要体现在屈服强度方面，对弹性模量和极限强度等参数影响较小，故钢板和栓钉材料模型采用有限元软件提供的经典金属塑性（class metal plasticity）模型即可保证模拟的准确性。

应变率对钢材的屈服极限影响较大，而对极限强度的影响较小。随着应变率的增大，钢材的瞬时应力和屈服极限得到提升。本研究采用的钢材强度 DIF 公式为

$$\xi=\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{10^{-4}}\right)^{\alpha_0}\tag{3}$$

$$\alpha_0=0.074-\frac{0.04-f_{\mathrm{y}}}{414}\tag{4}$$

式中：ξ为动力强度增大系数；$\dot{\varepsilon}$为钢材的应变率，取$10\ \mathrm{s}^{-1}$；f_{y}为钢材的屈服强度。

2.2.3　空气状态方程

空气用理想气体状态方程表示

$$p_0=(\kappa-1)\rho E_{\mathrm{m}}-p_{\mathrm{a}}\tag{5}$$

式中：p_0为空气压力；p_{a}为外界压力，取 0.1 MPa；κ为绝热指数，取 1.4；E_{m}为单位质量能量；ρ为空气密度，取 1.225 kg/m^3。

2.2.4　TNT 状态方程

使用有限元软件的 JWL 状态方程[26−27]描述爆炸后的动态响应

$$p=A\left(1-\frac{\omega}{R_1V}\right)\mathrm{e}^{-R_1V}+B\left(1-\frac{\omega}{R_2V}\right)\mathrm{e}^{-R_2V}+\frac{\omega E}{V}\tag{6}$$

式中：p 为爆轰压力；V 为相对体积；E 为单位体积内能；A、B、R_1、R_2、ω为 JWL 状态方程中炸药状态常数，A=373.8 GPa，B=37.47 MPa，$R_1=4.15$，$R_2=0.9$，$\omega=0.35$。

2.3　数值模拟结果分析

2.3.1　爆炸压力波

数值模拟得到的最大爆炸压力为 0.078 MPa，与实测值 0.08 MPa 的偏差只有 2.5%，模拟爆炸压力

峰值与试验保持了较好的一致性。因此，所选取的 CEL 爆炸算法可以准确地模拟爆炸冲击波的传播，并将其精确地施加在结构上，对本研究对象具有较好的适用性和可靠性。

2.3.2　试件整体变形状况

图 9 给出了爆炸作用下试验与数值模拟损伤形态的对比，试验和数值模拟结果均以弯曲破坏为主，损伤形态相似，钢板的存在约束了混凝土的剥落。试验和数值模拟的上下钢板均与混凝土分离，由于拱形结构在顶部受力时可沿拱形方向传递，所以钢板在中心爆点的冲击下沿着自由边方向往固定端屈服变形，试件整体仍然保持完整，数值模拟的端板和钢板连接处也出现了与试验相似的断裂，这是因为数值模拟使用绑定连接实现试验的焊接条件，钢板发生变形后致使其超过了绑定连接的上限阈值。图 10 给出了试件钢板变形状况，顶部钢板中心出现一个椭圆形凹陷，试验中顶部钢板损伤区域尺寸为 330 mm×400 mm，与数值模拟中顶部损伤区域尺寸 310 mm×470 mm 相比，误差为 9.4%；底部钢板在混凝土的挤压和爆炸拉伸波的作用下变形较大，试验中形成椭圆形凸出，尺寸为 610 mm×640 mm，与数值模拟损伤区域尺寸 560 mm×770 mm 相比，误差为 9.5%，出现误差的原因是数值模拟边界条件为完全铰接，

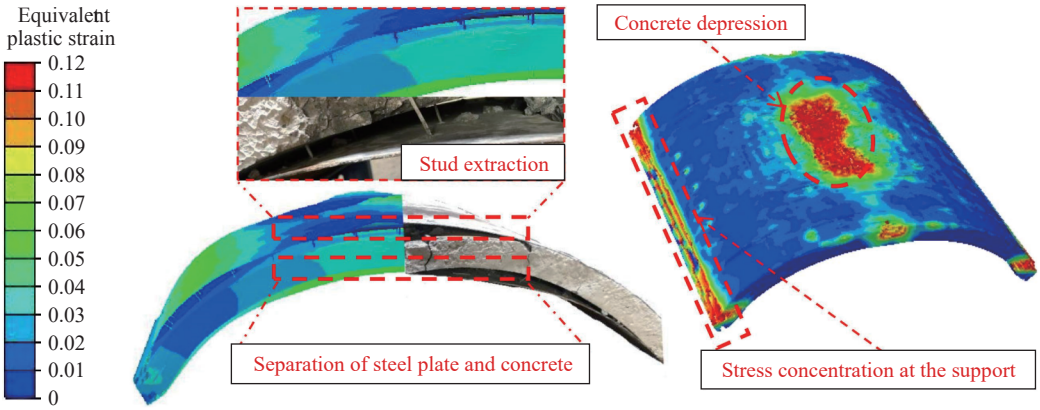


图 9　试件整体损伤

Fig. 9　Global damage of the specimen

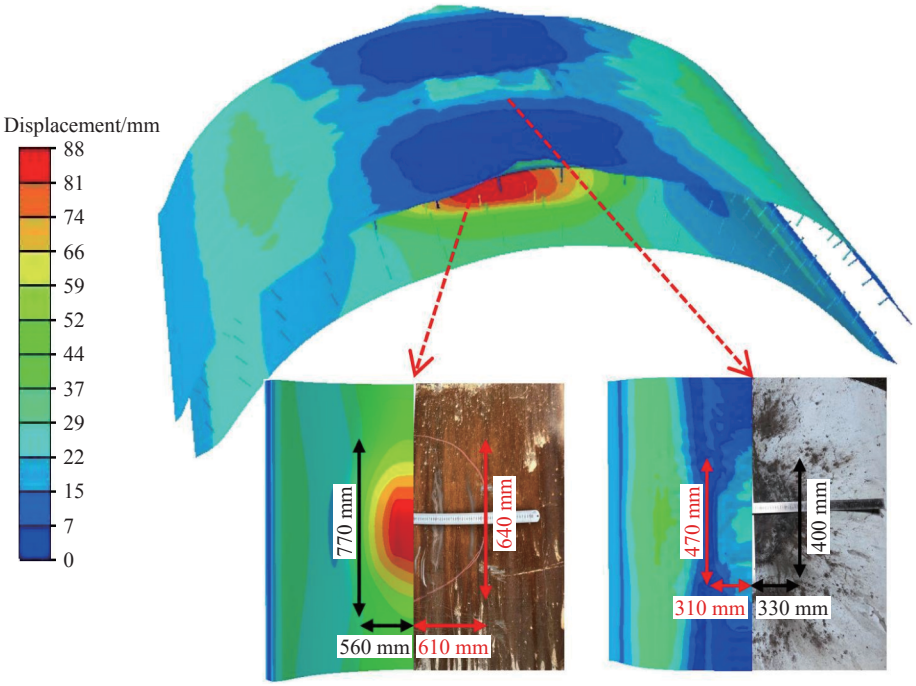


图 10　试件变形

Fig. 10　Deformation of specimen

而试验中钢支架会产生变形，承担一部分爆炸所产生沿拱形向邻边传递的力，因此，数值模拟中沿固定边界方向变形尺寸更大。

图 11 给出了数值模拟得到的两侧钢板跨中位移时程曲线。从图 11 可以看出，数值模拟中迎爆面钢板的跨中最大凹陷为 35 mm，与试验迎爆面钢板跨中最大凹陷 38 mm 相比，误差为 7.9%；背爆面钢板的跨中最大挠度为 108 mm，残余挠度为 88 mm，与试验背爆面钢板的跨中残余挠度 100 mm 相比，误差为 12.0%，出现误差的原因是数值模拟边界条件导致损伤面积更大，承担了一部分爆炸能量，从而减小了跨中凹陷变形。由试验与数值模拟结果的对比可以看出，误差均在合理范围内，证明数值模拟能够准确地模拟爆炸荷载作用下试件的损伤变形。

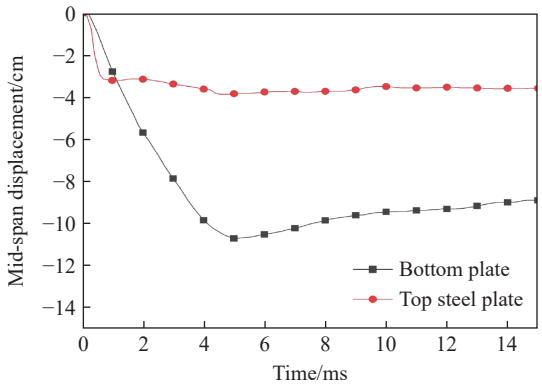


图 11　钢板跨中挠度

Fig. 11　Mid-span deflection of steel plate

2.3.3　混凝土损伤状况

图 12 为混凝土在不同时期的损伤状况，从混凝土损伤的原理和过程来看，其破坏主要分为压缩破坏和拉伸破坏两类。迎爆面在爆炸产生压缩波的压缩或挤压作用下，混凝土出现压缩破碎和破裂，而在背爆面，由于爆炸产生拉伸波作用，混凝土受到拉伸或剪切力，导致其内部出现裂纹和断裂。

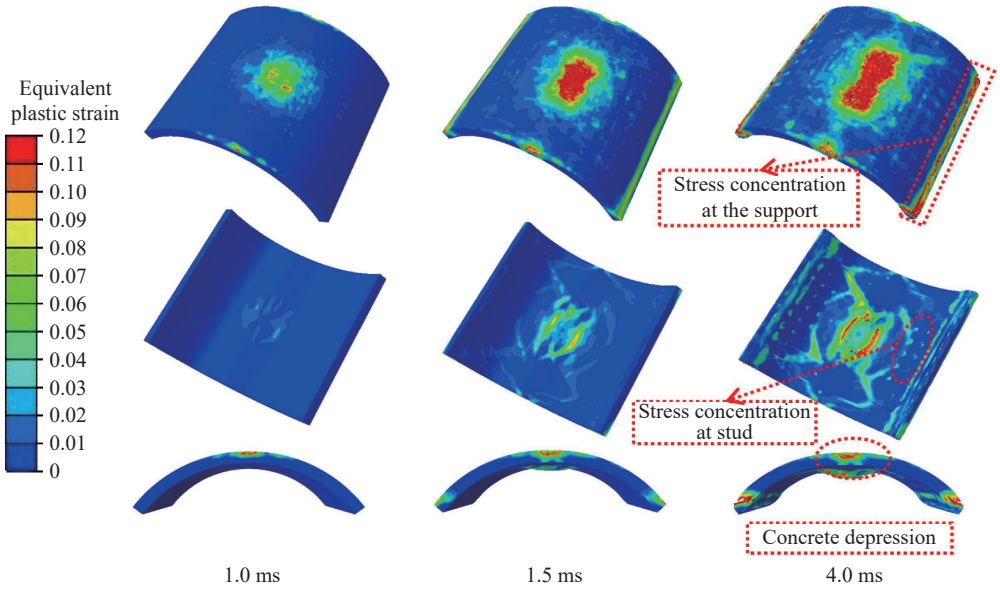


图 12　混凝土等效塑性应变

Fig. 12　Equivalent plastic strain of concrete

0.5 ms 时，爆炸冲击波首先作为压缩冲击波到达组合板的迎爆面，对中心区域造成轻微损伤，并沿着约束方向对自由边界面混凝土造成损伤，混凝土在栓钉处因为栓钉的拉压应力出现开裂损伤，背爆面混凝土中心区域出现数条裂纹。随着时间的增加，1.5 ms 时，迎爆面混凝土损伤呈椭圆形进一步扩大，在拱形受力下，压力向相邻部分传递直到支座附近，并在支座附近形成应力集中，混凝土发生压碎失效；背爆面混凝土裂缝进一步扩大，并形成括号形塑性损伤。4.0 ms 时，爆炸波压力衰减趋于环境压力，混凝土塑性破坏趋于稳定，混凝土在连接件栓钉处出现明显的应力集中，支座附近混凝土在拱形传力下受压失效，背爆面混凝土呈现 X 形塑性损伤状态，由于混凝土的抗拉强度较低，从侧面可以看到数条裂缝并且中心区域呈现明显的凹陷，但由于连接件的存在约束了钢板与混凝土分离，保证了钢板与混凝土协同受力，未见混凝土剥落，混凝土结构仍然完整。

2.4　数值验证

对比试验结果，数值模拟结果较好地再现了栓钉处混凝土的应力集中以及底部钢板和混凝土的分离现象，如表 3 所示。试验与数值模拟得到的上下钢板的变形尺寸误差分别为 9.4% 和 9.5%，上下钢板的跨中残余挠度误差分别为 7.9% 和 12.0%，爆炸压力波峰值误差为 2.5%。由此可见，试验结果与数值模拟结果相对吻合，误差均在合理范围内，证明数值模拟能准确模拟试验爆炸荷载作用下 CSCS 组合板的破坏情况。

表 3　试验结果与数值模拟结果的对比

Table 3　Comparison of experimental results and numerical results

Part	Deformation			Residual deflection			Explosion pressure		
	Test/(mm×mm)	Sim./(mm×mm)	Error/%	Test/mm	Sim./mm	Error/%	Test/MPa	Sim./MPa	Error/%
Top steel plate	330×400	310×470	9.4	38	35	7.9			
Bottom plate	640×610	770×560	9.5	100	88	12.0			
Measurement points							0.08	0.078	2.5

3　参数分析

CSCS 组合板的抗爆性能受爆炸距离、拱高、钢板厚度和栓钉间距等因素的影响，本研究基于 4 个参数，设计了 4 组共 16 个参数模拟工况对 CSCS 组合板的抗爆性能进行分析，参数模拟工况如表 4 所示，并通过多元非线性回归分析的方法提出跨中最大挠度的预测公式。

表 4　参数模拟工况

Table 4　Parameters for simulation

Simulated specimen	Explosion distance/m	Top steel plate thickness/mm	Bottom steel plate thickness/mm	Arch heights/ mm	Stud spacing/ mm
CSCS1-1	0.6	3	3	300	110
CSCS1-2	0.7	3	3	300	110
CSCS1-3	0.9	3	3	300	110
CSCS1-4	1.1	3	3	300	110
CSCS2-1	0.5	4	4	300	110
CSCS2-2	0.5	5	5	300	110
CSCS2-3	0.5	5	3	300	110
CSCS2-4	0.5	3	5	300	110
CSCS3-1	0.5	3	3	250	110
CSCS3-2	0.5	3	3	200	110
CSCS3-3	0.5	3	3	100	110
CSCS3-4	0.5	3	3	0	110
CSCS4-1	0.5	3	3	300	70
CSCS4-2	0.5	3	3	300	90
CSCS4-3	0.5	3	3	300	130
CSCS4-4	0.5	3	3	300	150

3.1　爆炸距离

图 13 给出了不同爆炸距离下混凝土的等效塑性应变。由图 13 可知，当爆炸距离较近，即冲击波能量较高时，如爆炸距离为 0.5 和 0.6 m 时，混凝土迎爆面中心区域局部破裂毁坏，塑性破坏严重，在混

凝土背爆面形成多个裂缝，呈现 X 形塑性损伤状态，在靠近支座附近和栓钉处出现明显的应力集中；当爆炸距离较远，如爆炸距离为 0.9 和 1.1 m 时，混凝土板的损伤主要表现为开裂，迎爆面损伤区域明显减小，背爆面沿约束方向呈括号形裂缝损伤。从侧面看，随着爆炸距离的增大，混凝土跨中凹陷逐渐减小。

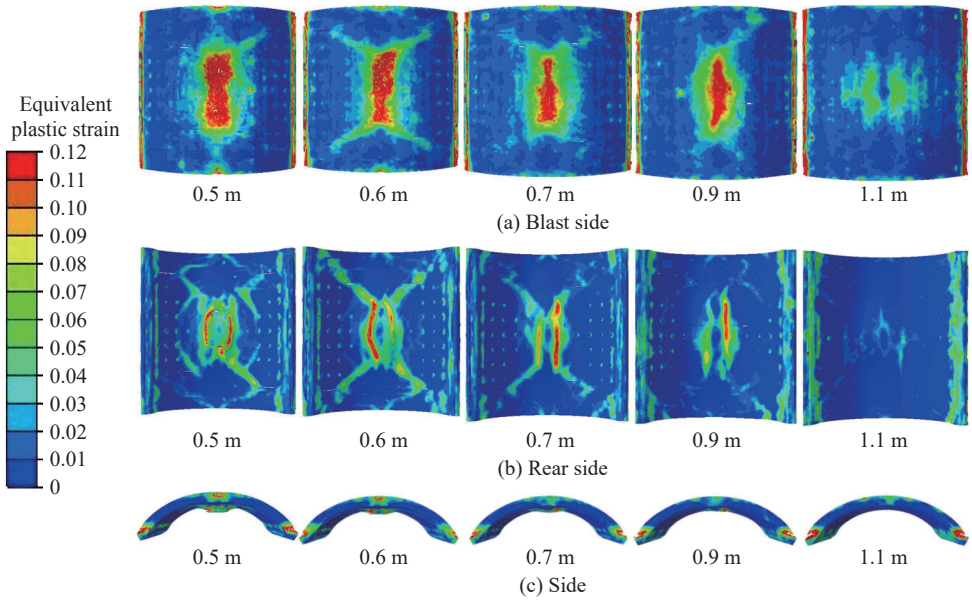


图 13　不同爆炸距离下混凝土的等效塑性应变

Fig. 13　Equivalent plastic strain of concrete at different blast distances

随着爆炸距离增大，混凝土的损伤变化呈现衰减趋势，这主要是由于：随着爆炸压力波传播距离的增加，爆炸能量逐渐耗散，混凝土组合板的受压也随之减少；其次，随着爆炸距离增加，爆炸波的作用范围增大，作用在混凝土板上的受压范围更大，能更有效地发挥混凝土的受压特性。由此可见，增加爆炸距离能有效减小混凝土的损伤和跨中凹陷。

图 14 给出了不同爆炸距离下 CSCS 组合板的跨中最大挠度时程曲线。可以看出，钢板的变形主要集中在底板的中心区域，当爆炸距离分别为 0.5、0.6、0.7、0.9 和 1.1 m 时，底部钢板最大挠度为 10.7、7.7、5.8、2.9 和 0.9 cm。当爆炸距离增大到 1.1 m时，底部钢板几乎不发生变形。随着爆炸距离的增大，钢板变形达到最大挠度直至趋于平稳所需时间减少，说明随着爆炸距离的增大，底部钢板对爆炸载荷的响应会减小。相较于 0.5 m，爆炸距离为 1.1 m 时背爆面钢板的跨中最大挠度减小了 91.59%，因此，增大爆炸距离能有效减小底部钢板的最大挠度和残余挠度。

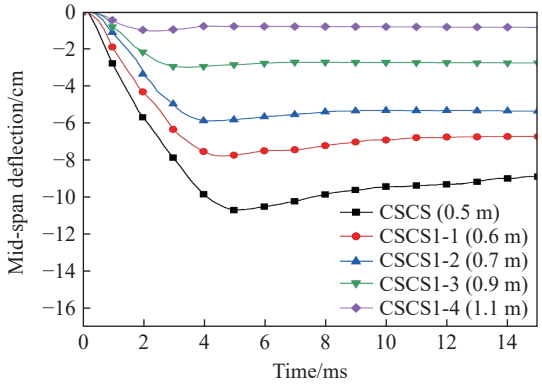


图 14　不同爆炸距离下钢板的跨中挠度

Fig. 14　Mid-span deflection of steel plates at different blast distances

3.2　钢板厚度

图 15 为不同钢板厚度下混凝土的等效塑性应变。由图 15 可知：当钢板厚度为 3 mm 时，迎爆面混凝土损伤主要呈现为失效破坏；当钢板厚度为 5 mm 时，迎爆面混凝土损伤区域和破坏程度均有所减小。通过对比 CSCS 和 CSCS2-3 发现，顶部钢板厚度的增加不仅能减小迎爆面混凝土失效破坏的程度，背爆面混凝土裂缝数量也有所减少。对比 CSCS 和 CSCS2-4 发现，底部钢板厚度的增加对混凝土的迎爆面和背爆面损伤无显著影响。从混凝土侧面可以看出，各板中心区域的混凝土凹陷随着钢板厚度的增加明显变小。混凝土在两侧钢板的保护下仍保持完整，无碎片散落现象。

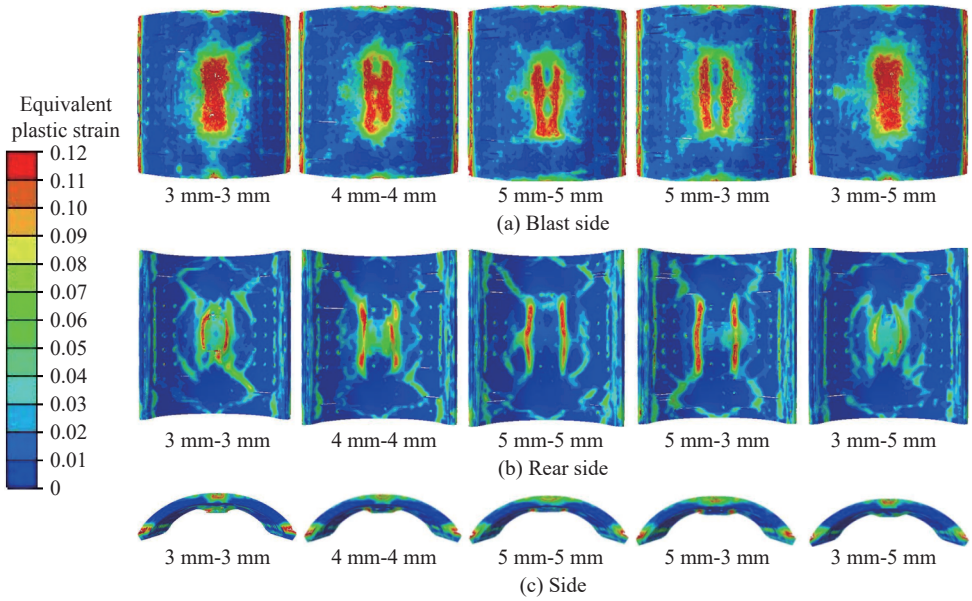


图 15　不同钢板厚度下混凝土的等效塑性应变

Fig. 15　Equivalent plastic strain for concrete with different steel plate thicknesses

增加钢板厚度会使混凝土迎爆面损伤有所改善，主要是因为增加顶部钢板厚度能加强结构的截面惯性矩以及竖向刚度，有效提高结构的抗变形能力。增加底部钢板厚度对混凝土塑性损伤无明显影响，这是因为爆炸波传递到混凝土背爆面后以拉伸波形式出现，即使增加底部钢板的厚度，混凝土仍受到相对集中的拉力，因此，造成的损伤相对集中，总损伤量无太大变化。由此得知，增加顶部钢板的厚度可以有效减小混凝土的塑性损伤和跨中凹陷。

图 16 展示了不同钢板厚度 CSCS 组合板的跨中最大挠度时程曲线。当两侧钢板厚度为 3、4 和 5 mm 时，底部钢板最大挠度分别为 10.7、7.8 和 4.7 cm，说明随着两侧钢板厚度的增加，底部钢板最大挠度明显减小，这是因为底部钢板依靠自身大变形耗散了一部分爆炸能量；当迎爆面钢板厚 5 mm、背爆面钢板厚 3 mm 和迎爆面钢板厚 3 mm、背爆面钢板厚 5 mm 时，底部钢板的最大挠度为 8.1 和 7.1 cm，对比 CSCS 试件，增加 CSCS2-3 和 CSCS2-4 试件迎爆面或背爆面钢板厚度，均能减小底部钢板的跨中最大挠度，且增加背爆面钢板厚度的效果更显著，其最终底部钢板的跨中最大位移比增加迎爆面钢板厚度时减小 12.34%。增加钢板厚度可使结构的竖向刚度有所加强，从而充分发挥拱形向相邻传力的特性，CSCS2-1 和 CSCS2-2 背爆面的最大位移相比 CSCS 分别减小了 27.10% 和 56.07%。因此，增加钢板厚度能有效减小底部钢板的最大挠度和残余挠度。

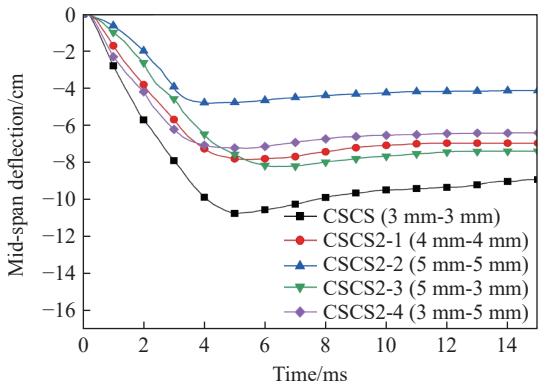


图 16　不同钢板厚度下钢板的跨中挠度

Fig. 16　Mid-span deflection of steel plates at different plate thicknesses

3.3　拱　高

图 17 给出了不同拱高的混凝土的等效塑性应变。由图 17 可知，当拱高为 300 mm 时，混凝土呈现冲击破裂及压碎破坏的特点。当拱高为 100 mm 时，混凝土的破坏形态以拉裂为主。随着拱高的减小，混凝土失效的范围逐渐增大，支座附近混凝土塑性损伤变小。从混凝土侧面看，各板中心区域混凝土凹陷随着拱高的减小明显变大。

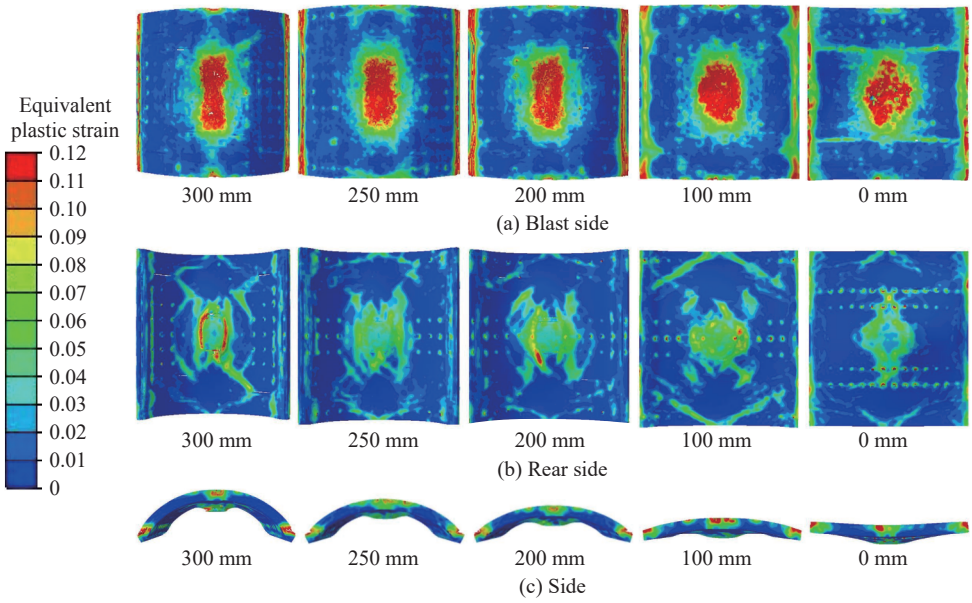


图 17　不同拱高下混凝土的等效塑性应变

Fig. 17　Equivalent plastic strain for concrete with different arch heights

不同拱高栓钉型弧形双钢板混凝土组合板受力过程中，变形特点存在显著差异。在拱高较小的试件中，混凝土的跨中局部变形和损伤更加显著，支座附近混凝土损伤明显变小，是因为在爆炸作用下，混凝土沿跨度方向传力的能力变弱，此时跨中混凝土不是受压破坏，而是受拉破坏，且混凝土中心受到的拉力相对集中，因此，混凝土中心局部破坏严重。由此得知，在跨度为 1 200 mm，拱高小于 300 mm 的情况下，增大拱高能有效减小混凝土的塑性损伤和跨中凹陷。

图 18 为不同拱高 CSCS 组合板的跨中最大挠度时程曲线。当拱高为 300、250 和 200 mm 时，底部钢板最大挠度分别为 10.7、12.8 和 13.2 cm。随着拱高的减小，底部钢板最大挠度减小，当拱高为 100 和 0 mm 时，底部钢板的跨中最大挠度分别为 19.1 和 19.8 cm，此时底部钢板产生了较大变形和混凝土分离，钢板与混凝土不再协同受力。拱高为 300 mm 的背爆面钢板的最大位移比拱高为 0 mm 时减小了 85.04%。随着拱高减小，试件顶部受到爆炸荷载时向相邻两侧传力的能力减弱，因此，在跨中位置受到相对集中的力，钢板与混凝土连接失效分离。再次证明弧形组合板相较于拱高为 0 mm的平面组合板具有更强的抗爆性能。因此，在跨度为 1 200 mm、拱高小于 300 mm 的情况下，增加拱高能有效减小底部钢板跨中最大挠度，增强 CSCS 组合板的抗爆性能。

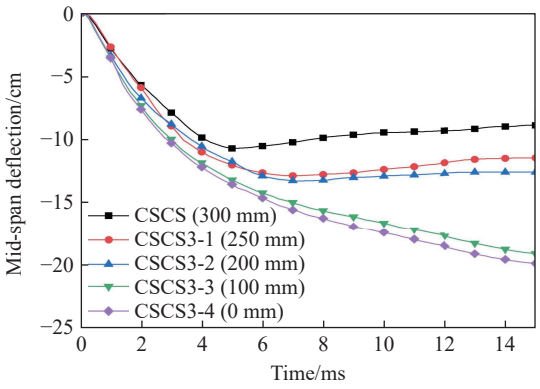


图 18　不同拱高下钢板的跨中挠度

Fig. 18　Mid-span deflection of steel plates for models with different arch heights

3.4　栓钉间距

图 19 给出了栓钉间距对混凝土等效塑性应变的影响。由图 19 可知：当栓钉间距为 70 mm 时，混凝土在栓钉处出现较多的裂纹和损伤；随着栓钉间距的增大，混凝土在栓钉处因应力集中产生的损伤也越来越少；当栓钉间距为 150 mm 时，混凝土表面未见明显的应力集中导致的损伤现象；从侧面来看，各板均在中心区域出现凹陷，凹陷深度没有随栓钉间距改变而有所改善。

当爆炸荷载作用混凝土表面时，栓钉越密集，在栓钉周围的混凝土内部就会产生更多的应力集中，

从而导致混凝土局部裂纹和损伤，而当栓钉间距较大时，混凝土中的应力分散性相对均匀，对混凝土的破坏影响较小。由此可知，减小栓钉间距会增加混凝土的塑性损伤。

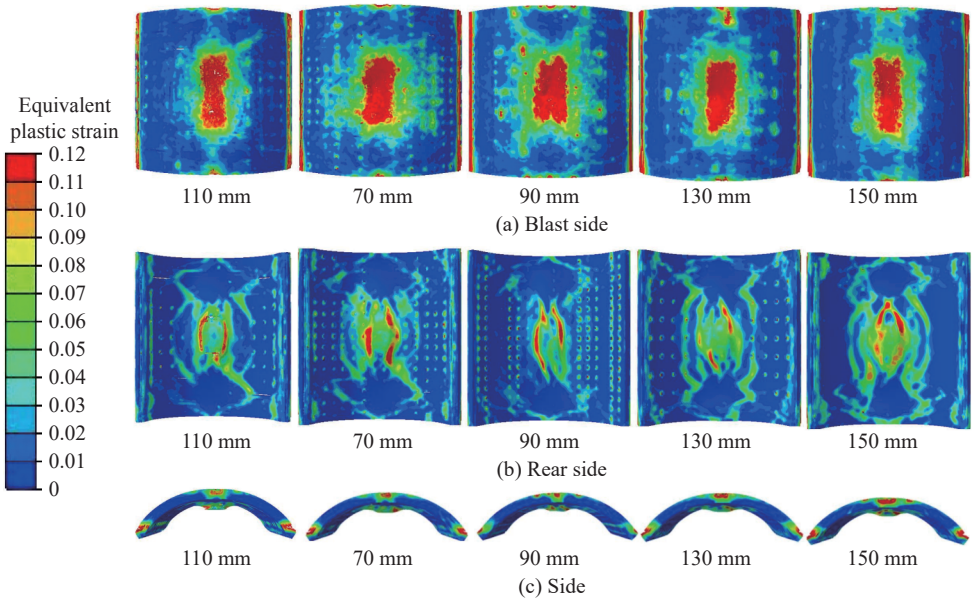


图 19　不同栓钉间距下混凝土的等效塑性应变

Fig. 19　Equivalent plastic strain of concrete for models with different stud spacing

图 20 展示了不同栓钉间距下 CSCS 组合板的跨中最大挠度时程曲线。当栓钉间距为 70、90 和 110 mm 时，底部钢板的跨中最大挠度分别为 6.2、7.9 和 10.7 cm；随着栓钉间距的增大，底部钢板的跨中最大挠度增大；当栓钉间距为 130 和 150 mm 时，底部钢板的跨中最大挠度为 15.4 和 17.4 cm，钢板发生较大变形而与混凝土完全分离。当栓钉间距为 70 mm 时，相较于栓钉间距为 110 mm，底部钢板最大位移减小了 42.05%；当栓钉间距为 150 mm 时，相较于栓钉间距为 110 mm，底部钢板最大位移增加了 38.50%。栓钉间距的减小不仅使得混凝土在更多栓钉处产生了裂缝，消耗了一部分爆炸能量，从而间接减小了底部钢板承担的爆炸能量，还使得结构的竖向刚度提高，有效增加了弧形组合板的抗弯性能，增强了两侧钢板的整体性能和协同变形能力。因此，减小栓钉间距能降低底部钢板的跨中最大挠度，提高 CSCS 组合板的抗爆能力。

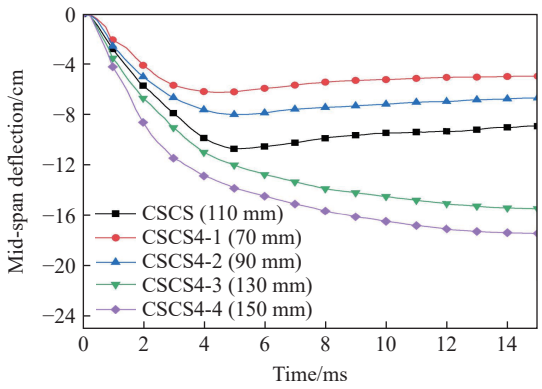


图 20　不同栓钉间距下钢板的跨中挠度

Fig. 20　Mid-span deflection of steel plate with different stud spacing

3.5　跨中挠度预测公式

由数值模拟结果可知，爆炸距离和拱高对 CSCS 组合板跨中挠度的影响更显著，因此，利用多元非线性拟合的方法，建立弧形双钢板组合板跨中挠度 M 与爆炸距离 D 及拱高 A 之间的预测公式，并给出跨中挠度拟合曲面，如图 21 所示。

$$M = 94.531\,95 - 157.641\,81D - 0.207\,81A + 18.010\,63D^2 - 4.404\,68\mathrm{e}^{-5}A^2 + 0.376\,87AD \tag{7}$$

在回归分析中，通常采用拟合系数 R^2 来度量模型的有效性。R^2 代表被解释变量中能被自由变量解释的部分所占的百分比，取值范围为 0～1，R^2 越接近 1，说明该自由变量对被解释变量的解释能力越强。预测式 (7) 中，R^2=0.989，表明该预测公式的准确度高，能够较好地解释弧形双钢板组合板跨中挠度与爆炸距离及拱高之间的关系。

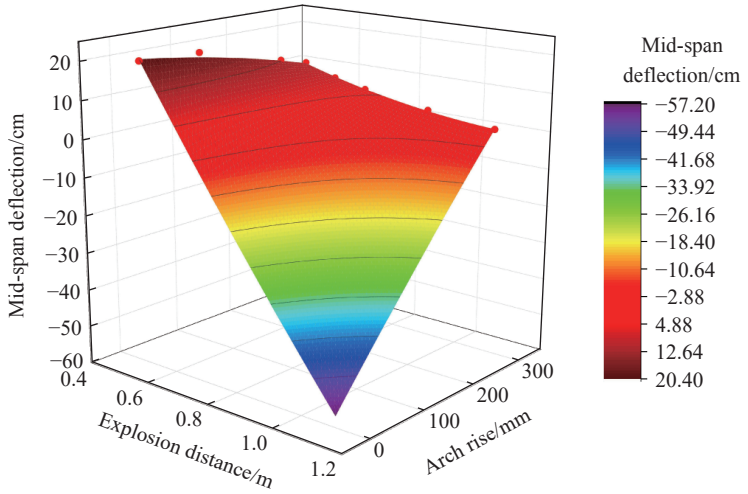


图 21　跨中挠度的拟合曲面

Fig. 21　Fitting surface for mid-span deflection

4　结　论

通过试验和数值模拟方法，研究了栓钉型弧形双钢板混凝土组合板的抗爆炸性能。以混凝土损伤和钢板跨中挠度为指标，讨论了爆炸距离、钢板厚度、拱高和栓钉间距对 CSCS 组合板抗爆性能的影响，并提出了弧形双钢板混凝土组合板跨中挠度预测公式，得到以下主要结论。

(1) 爆炸距离对 CSCS 组合板抗爆性能有较大影响。增加爆炸距离可以显著减小底部钢板的跨中最大挠度，相较于 CSCS，CSCS1-4 的背爆面钢板的跨中最大挠度减少了 91.59%，同时，也能明显减小混凝土的损伤范围、损伤程度和跨中凹陷。

(2) 钢板厚度对 CSCS 组合板抗爆性能的影响较大。增加迎爆面钢板厚度可以有效减小混凝土的塑性损伤和跨中凹陷深度，同时组合板跨中最大挠度也有所减小；增加底部钢板厚度对混凝土损伤和凹陷无太大影响，但钢板跨中最大挠度有所减小。CSCS2-1 和 CSCS2-2 的背爆面最大位移比 CSCS 分别减小了 27.10% 和 56.07%。

(3) 拱高对于 CSCS 组合板抗爆性能有较大影响。减小拱高会增加混凝土中心区域的塑性损伤和钢板跨中最大挠度，但支座处混凝土损伤有所改善；当拱高小于 100 mm 时，底部钢板丧失了对混凝土的保护，结构整体性和承载力大大降低。同时，CSCS 背爆面最大位移比 CSCS3-4 减小了 85.04%，表明弧形双钢板混凝土组合板比平面双钢板混凝土组合板拥有更优异的抗爆性能。

(4) 栓钉间距是影响 CSCS 组合板抗爆性能的重要参数。减小栓钉间距会加剧栓钉周围混凝土塑性损伤，减小底部钢板跨中最大挠度。随着栓钉间距增加，混凝土因栓钉产生的应力集中明显改善，但底部钢板的跨中最大挠度增大，其中 CSCS4-4 的背爆面钢板最大位移比 CSCS 增大了 38.50%。当栓钉间距超过 130 mm 时，结构竖向刚度和抗弯性能均有所不足，底部钢板发生较大变形，且结构承载力基本丧失，因此，此类结构中栓钉间距应不超过 130 mm。

参考文献：

[1] QU Y D, LI X, KONG X Q, et al. Numerical simulation on dynamic behavior of reinforced concrete beam with initial cracks subjected to air blast loading [J]. Engineering Structures, 2016, 128: 96–110.

[2] KONG X Q, QI X J, GU Y H, et al. Numerical evaluation of blast resistance of RC slab strengthened with AFRP [J]. Construction and Building Materials, 2018, 178: 244–253.

[3] 武钰朋, 张天辉, 刘志芳, 等. 横向爆炸载荷下泡沫铝夹芯管的动态响应与多目标优化 [J]. 高压物理学报, 2023, 37(4): 044202.

WU Y P, ZHANG T H, LIU Z F, et al. Dynamic response and multi-objective optimization of aluminum foam-filled sandwich tube under lateral blast loading [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2023, 37(4): 044202.

[4] 李忠献, 任其武, 师燕超, 等. 重要建筑结构抗恐怖爆炸设计爆炸荷载取值探讨 [J]. 建筑结构学报, 2016, 37(3): 51–58.
LI Z X, REN Q W, SHI Y C, et al. Research on blast load value in design of important building structures against terrorist explosions [J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(3): 51–58.

[5] 王万月, 耿少波, 王华, 等. 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 [J]. 高压物理学报, 2022, 36(3): 034104.
WANG W Y, GENG S B, WANG H, et al. Dynamic response and damage of square steel tubular structural components by near-field multiple blast loads [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2022, 36(3): 034104.

[6] 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.

[7] 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.

[8] 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.

[9] 卢欣. 钢-混凝土组合墙板抗接触爆炸性能试验及数值研究 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2020.
LU X. Experimental and numerical study on contact explosion resistance of steel-concrete composite wallboard [D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2020.

[10] 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.

[11] 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.

[12] 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.

[13] 赵唯以, 高泽鹏, 王琳, 等. 集中荷载作用下四边简支双钢板混凝土组合板的力学性能研究 [J]. 工程力学, 2022, 39(3): 158–170, 192.
ZHAO W Y, GAO Z P, WANG L, et al. Mechanical performance of two-way simply supported steel-plate composite slabs under concentrated load [J]. Engineering Mechanics, 2022, 39(3): 158–170, 192.

[14] 赵唯以, 王琳, 郭全全, 等. 双钢板混凝土组合结构抗冲击性能的研究进展 [J]. 钢结构 (中英文), 2020, 35(3): 26–36.
ZHAO W Y, WANG L, GUO Q Q, et al. Research advances of impact resistance of steel-concrete composite structures [J]. Steel Construction (Chinese & English), 2020, 35(3): 26–36.

[15] 严辰, 王永辉, 翟希梅, 等. 集中荷载作用下拱形双钢板混凝土组合墙板的有限元分析 [J]. 建筑结构学报, 2019, 40(Suppl 1): 78–83.
YAN C, WANG Y H, ZHAI X M, et al. Finite element anlysis of curved steel-concrete-steel composite panels subjected to concentrated load [J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(Suppl 1): 78–83.

[16] WANG Y H, ZHAI X M, LEE S C, et al. Responses of curved steel-concrete-steel sandwich shells subjected to blast loading [J]. Thin-Walled Structures, 2016, 108: 185–192.

[17] 赵春风, 何凯城, 卢欣, 等. 弧形与平面双钢板混凝土组合板抗爆性能对比研究 [J]. 建筑钢结构进展, 2021, 23(7): 89–96.
ZHAO C F, HE K C, LU X, et al. A comparison study on the blast resistance of curved and flat steel-concrete-steel composite panels [J]. Progress in Steel Building Structures, 2021, 23(7): 89–96.

[18] 赵春风, 何凯城, 李晓杰, 等. L 型隔板弧形双钢板组合墙板抗爆性能试验与数值研究 [J/OL]. 工程力学, (2023-04-28) [2023-10-17]. http://engineeringmechanics.cn/cn/article/doi/10.6052/j.issn.1000-4750.2022.07.0612.
ZHAO C F, HE K C, LI X J, et al. Experimental and numerical study on anti-explosion performance of curved double steel concrete composite wallboard with L-shaped connector [J/OL]. Engineering Mechanics, (2023-04-28)[2023-10-17]. http://engineeringmechanics.cn/cn/article/doi/10.6052/j.issn.1000-4750.2022.07.0612.

[19] 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.

［20］中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. 金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法: GB/T 228.1—2010 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2011.
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of the People's Republic of China. Metallic materials–tensile testing–Part 1: method of test at room temperature: GB/T 228.1—2010 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2011.
［21］LEE J, FENVES G L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures [J]. Journal of Engineering Mechanics, 1998, 124(8): 892–900.
［22］LUBLINER J, OLIVER J, OLLER S, et al. A plastic-damage model for concrete [J]. International Journal of Solids and Structures, 1989, 25(3): 299–326.
［23］过镇海, 时旭东. 钢筋混凝土原理和分析 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2003.
GUO Z H, SHI X D. Reinforced concrete theory and analyse [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003.
［24］Comité Euro-International du Béton. CEB-FIP model code 1990: Design code [M]. London: Thomas Telford Publishing, 1993.
［25］MALVAR L J, CRAWFORD J E. Dynamic increase factors for concrete [R]. Proceedings of the Twenty-Eighth DoD Explosives Safety Seminar. Orlando: Naval Facilities Engineering Service Center, 1998.
［26］BENSELAMA A M, WILLIAM-LOUIS M J P, MONNOYER F. A 1D–3D mixed method for the numerical simulation of blast waves in confined geometries [J]. Journal of Computational Physics, 2009, 228(18): 6796–6810.
［27］周涛, 袁宝慧, 梁争锋. 聚能射流引爆屏蔽 PBX 的实验研究 [J]. 火炸药学报, 2006, 29(4): 10–13.
ZHOU T, YUAN B H, LIANG Z F. Experimental study of jet initiation of shield PBX [J]. Chinese Journal of Explosives & Propellants, 2006, 29(4): 10–13.

Testing and Numerical Analysis of the Anti-Blast Performance of Curved Steel-Concrete-Steel Composite Slab Using Headed Stud Connectors

CHEN Yingjie[1], LUO Cheng[1], ZHAO Chunfeng[1,2], HE Kaicheng[2]

（1. *College of Hydraulic and Civil Engineering*, *Xinjiang Agricultural University*, *Urumchi* 830052, *Xinjiang*, *China*;
2. *College of Civil Engineering*, *Hefei University of Technology*, *Hefei* 230009, *Anhui*, *China*）

Abstract: The curved steel-concrete-steel composite structure is a sandwiched structural member, consisting of two curved steel plates and concrete core. Headed studs are used to connect the steel plates and concrete to achieve the composite effect. This type of structure is promising for improving earthquake resistance and anti-blast performance, and has been applied in super high-rise structures, offshore platforms, and nuclear power facilities. This paper conducts experimental and numerical analysis to investigate the damage mode and mechanism of the curved steel-concrete-steel composite slab. Additionally, a parametrically analysis is conducted to explore the impact of blast distance, steel plate thickness, arch heights, and stud spacing on its anti-blast performance. The results indicate that the curved steel-concrete-steel composite structure performs well globally and retains their structural load-bearing capacity without failure after subjecting to blast loading. Increasing the blast distance and steel plate thickness can effectively reduce the concrete damage and the span deflection of the composite slab. Reducing arch heights causes a switch in concrete damage from compression damage to tensile damage, which is more severe and results in larger span deflection of the slab. Although reducing stud spacing increases the concrete plastic damage, it reduces the span deflection of the composite slab. The research results can contribute to the design and applications of curved steel-concrete-steel composite structures.

Keywords: blast loading; stud curved steel-concrete-steel composite slab; anti-blast performance; parameter analysis