

# 箍筋对内置压型钢板装配式宽连梁抗爆性影响

温全<sup>1</sup>,周文君<sup>2</sup>,聂红鑫<sup>2</sup>,马力<sup>3</sup>

(1. 沈阳建筑大学研究生院,辽宁 沈阳 110168;2. 吉林建筑科技学院土木工程系,吉林 长春 130000;  
3. 中建三局城建有限公司,吉林 长春 130000)

**摘要** 目的 研究内置压型钢板装配式宽连梁抗爆性与箍筋配置方式的影响,提出优化连梁抗爆性能的合理方案. 方法 分别以箍筋直径和箍筋间距为变量、控制变量,建立多组宽连梁有限元模型,进行相同 TNT 当量下的爆炸模拟及损害特征程度分析. 结果 爆炸冲击荷载作用下,宽连梁承受荷载过程中的形变值与箍筋直径大小成反比例变化;宽连梁承受荷载过程中的形变值与箍筋间距离值成正比例变化;相同配筋率增长差下,改变箍筋直径对削弱爆炸冲击损害作用明显. 结论 改变箍筋直径优化内置压型钢板装配式宽连梁抗爆性更为合理.

**关键词** 宽连梁;装配式;抗爆;箍筋

中图分类号 TU317

文献标志码 A

## The Influence Research of Stirrups on Resistance Explosion that Wide Coupling Beam Built-in Steel Plates

WEN Quan<sup>1</sup>, ZHOU Wenjun<sup>2</sup>, NIE Hongxin<sup>2</sup>, MA Li<sup>3</sup>

(1. Graduate School, Shenyang Jianzhu University, Shenyang, China, 110168; 2. Department of Civil Engineering, Jilin University of Architecture and Technology, Changchun, China, 130000; 3. Urban Construction Branch in the Third Bureau of China Construction Company, Changchun, China, 130000)

**Abstract:** Through the research of influence that explosion and stirrup arrangement, the reasonable scheme on the anti explosion performance of coupling beam is summarized. The finite element model is established which changes stirrup diameter or stirrup spacing, and the bomb simulation and damage characteristic analysis are carried out under the same explosion load. Under explosive impact, the dynamic deformation of wide coupling beam decreases with the increase of stirrup diameter and the decrease of stirrup spacing. Changing stirrup diameter on the weakening explosive impact damage is obvious on the same increase of reinforcement ratio. Therefore, it is more reasonable to optimize the explosion resistance of the wide coupling beam built-in steel plates by change the stirrup diameter.

收稿日期:2020-06-10

基金项目:国家自然科学基金面上项目(51878041);结构工程与城市风环境北京市重点实验室开放课题基金(20200301);吉林省高教学会2020年度高教科研项目(JGJX2020D531)

作者简介:温全(1991—),男,博士研究生,主要从事建筑工业化、结构抗爆性方面研究.

**Key words:** wide coupling beam ; prefabricated ; anti explosion ; stirrup

经过多年的建筑工程实践证明:一定程度上增加剪压区高度以及有效提高剪跨比值,对结构整体性优化具有重要意义.宽连梁应用到装配式结构中既能发挥剪力墙-宽连梁体系的结构优势,同时能提高装配式建筑施工的装配程度<sup>[1-4]</sup>.

装配式宽连梁的装配工序复杂,孙丽<sup>[5]</sup>教授结合当前施工技术水平研发出一种通过添加内置压型钢板来提升宽连梁剪压区高度的装配式梁构件,同时简化施工装配复杂度.自提出以来,众学者陆续在内置压型钢板装配式宽连梁-剪力墙体系静-动力方面做了大量研究.2017年,孙俪等<sup>[6]</sup>将形状记忆合金制成螺栓型连接件应用在该结构体系中,进行了静力加载,探究出应用记忆合金能较好提升试件延性结论;伊超等<sup>[7]</sup>将复材增强约束珊瑚骨料混凝土应用在该体系中,进行了拟静力抗震试验,探究出增强约束珊瑚骨料混凝土较好的改善试件抗震性能的结论.

爆炸也是建筑在使用阶段可能承受的荷载形式.基于此,应用笔者自主研发的基于AutoCAD的FPointE插件结合基于HyperMesh的DrawBar插件完成宽连梁-剪力墙结构建模,再应用笔者自主研发的爆破前处理插件TechChat-Exploding(TCE)设置宽连梁-剪力墙结构流-固耦合有限元模型,最后应用LS-DYNA求解器完成求解,在相同爆炸荷载下改变箍筋直径及箍筋间距,对内置压型钢板装配式宽连梁抗爆性与箍筋配置方式的影响关系进行研究.

1 材料模型

本研究中,\*MAT\_HIGH\_EXPL OSIVE\_BURN是LS-DYNA材料库提供的用于模拟炸药材料性能的材料模型,通常结合\*EOS\_JWL方程用于模拟炸药爆炸的力学状态;\*MAT\_NULL是LS-DYNA材料库

提供的用于模拟空材料性能的材料模型,通常结合\*EOS\_LINER\_POLYNOMIAL方程模拟爆炸荷载下空气的力学状态<sup>[8]</sup>.

1.1 混凝土材料模型

在本研究中,\*MAT\_JOHNSON\_HOLMQUIST\_CONCRETE(简称HJC)是LS-DYNA材料库提供的用于模拟混凝土在爆炸冲击荷载下的力学性能的材料模型<sup>[9]</sup>.HJC材料模型是一种考虑应变率影响的损伤本构模型,应变效应敏锐反馈应变率的影响,在模拟混凝土大应变问题上具有优势,适用于求解爆炸荷载引起的混凝土损伤问题,以上特点用于处理固体结构计算的Lagrange算法和流体计算的Euler算法上非常合适<sup>[5]</sup>.积累损伤反映着塑性体积应变、等效体积应变和压力等因子的相关关系<sup>[10]</sup>.材料等效屈服强度计算公式如下:

$$\sigma^* = [A(1 - D) + BP^{*N}][1 - C \ln(\varepsilon^*)]. \quad (1)$$

式中: $\sigma^*$ 为等效屈服强度; $P^*$ 为标准化压力; $\varepsilon^*$ 为无量纲应变率; $D(0 \leq D \leq 1)$ 为混凝土材料模型中的损伤因子; $A$ 为归一化黏性强度; $B$ 为归一化压力强化因子; $C$ 为应变率影响系数; $N$ 为压力硬化指数.

1.2 钢筋材料模型

\*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIS是LS-DYNA材料库提供的用于模拟具有各向同性属性的大应变率材料的理想材料模型.该材料模型着重关注受塑性随动硬化影响的应变率与应力的相关关系,有效节约计算时间,在应用梁单元模拟钢筋和壳单元模拟钢板的中计算优势突出.\*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIS材料模型采用与应变率的有关因数描述屈服应力<sup>[11-15]</sup>:

$$\sigma_y = \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right] (\sigma_0 + \beta E_p \varepsilon_p^{\text{eff}}). \quad (2)$$

式中: $\sigma_y$ 为屈服应力缩放因子; $\dot{\varepsilon}$ 为应变率; $\sigma_0$ 为初始屈服应力; $C$ 、 $P$ 为Cowper-Symond

模型应变率参数; $\beta$ 为硬化参数; $\varepsilon_p^{\text{eff}}$ 为塑性有效应变; $E_p$ 为硬化塑性模量。

2 有限元分析模型

2.1 构造及材料

笔者应用的宽连梁-剪力墙构件尺寸、

钢筋布置与炸药尺寸及位置参数如图1所示。宽连梁及剪力墙混凝土均应用C40混凝土,参数如表1所示,钢筋均应用HRB400钢筋,参数如表2所示,TNT炸药体积120 mm×120 mm×120 mm( $LB1=120$  mm、 $LB2=120$  mm、 $LB3=120$  mm)<sup>[9]</sup>。

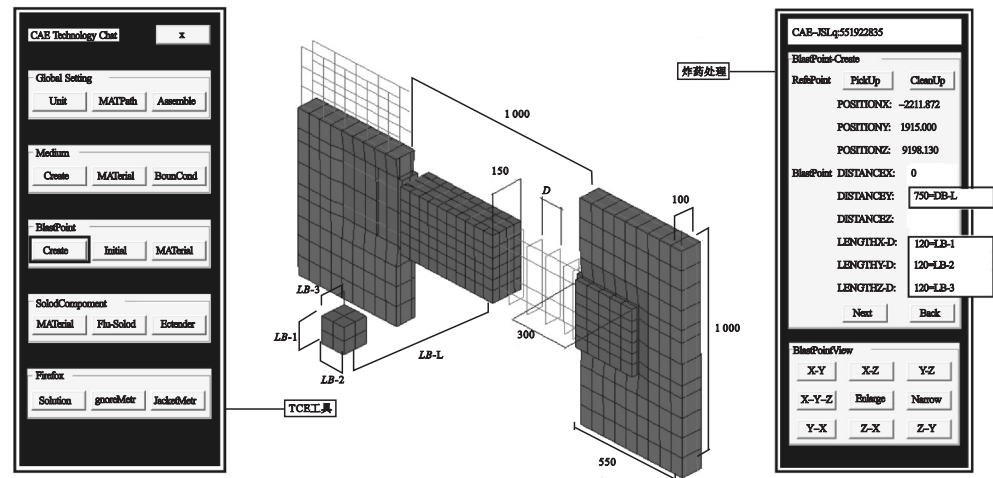


图1 模型尺寸及钢筋分布

Fig. 1 Model size and reinforcement distribution

表1 C40混凝土材料参数

Table 1 Parameters of concrete model

压溃点压力/MPa	应变率影响系数	特征化最大强度/MPa	密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	准静态单轴抗压强度/MPa	压实点的压力/MPa	剪切模量/10 <sup>4</sup> MPa	最大静水压力/10 <sup>4</sup> MPa
13.0	0.007	15	2 400	40	12.1	1.25	4

表2 钢筋材料参数

Table 2 Parameters of steel material model

切线模量/MPa	泊松比	密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	杨氏模量/10 <sup>5</sup> MPa	屈服应力/MPa
2 100	0.3	7 850	2.06	292.5

2.2 有限元网格处理

有限元模型钢筋应用LS-DYNA显示动力学BEAM168单元建模。混凝土及钢筋有限元模型应用显示动力学单元SOLID164单元搭建<sup>[16-18]</sup>,混凝土网格及钢筋网格划分见图1所示。

应用PLANE162平板单元搭建压型钢板模型。单元网格用50 mm边长标准划

分,其中混凝土与压型钢板及与钢筋共同工作期间处于黏连状态,故采用弹簧单元连接用来等效两种介质间的粘连状态,其中弹性模量取混凝土与钢板弹性模量平均值,设置两端节点产生相对10 mm位移时单元破坏。

3 有限元分析结果

3.1 不同直径箍筋抗爆分析

(1)箍筋直径 $d=10$  mm

距炸药起爆0.001 9 s时,宽连梁起爆背侧产生较大拉应力,出现两条裂缝( $L_{r_d=10}$ ),随后背侧混凝土保护层脱落。距炸药起爆0.002 9 s时,开始裂缝急剧扩展,受拉面混

凝土大面积破坏.距炸药起爆 0.004 9 s 时,裂缝贯穿连梁.距炸药起爆 0.005 9 s 时,宽连梁尚存少量混凝土未损伤( $S_{d=10}$ ),不再继续失效,爆炸过程终止,动态平均位移:

$\bar{w}_{d=10}=4.839\ 238\ 462\ \text{mm}$ .  
箍筋直径 $d=10\ \text{mm}$ ,宽连梁钢筋骨架最大位移时程曲线( $w_{d=10}$ ),如图 2(a)所示.

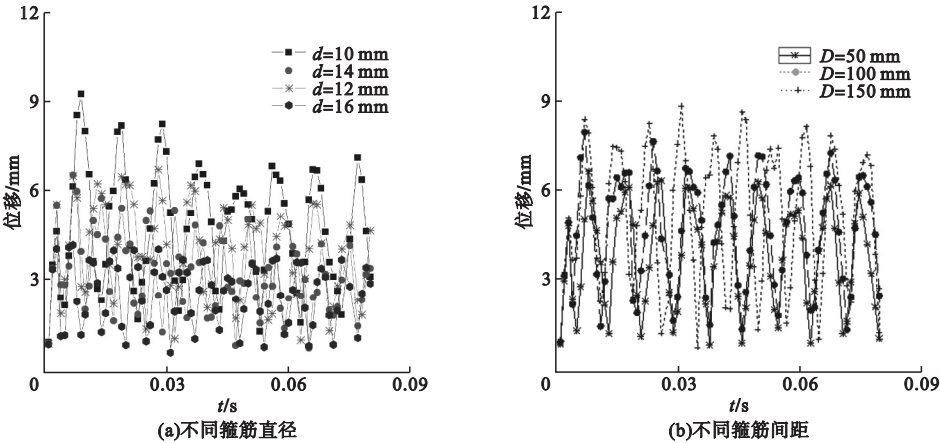


图2 钢筋骨架最大位移-时间曲线  
Fig. 2 The max displacement-time curve of steel skeleton

$t=0.004\ 9\ \text{s}$  时贯穿裂缝云图见图 3 所示.箍筋形成骨架很薄弱,对混凝土的保护很不到位,混凝土单元大面积失效.

$S_{d=12}$ ),不再继续失效,爆炸过程终止,动态平均位移: $\bar{w}_{d=12}=4.000\ 63\ \text{mm}$ .箍筋直径 $d=12\ \text{mm}$ ,宽连梁钢筋骨架最大位移时程曲线( $w_{d=10}>w_{d=12}$ )(见图 2(a)).

$t=0.004\ 9\ \text{s}$  时贯穿裂缝云图如图 4 所示.箍筋形成骨架较薄弱,对混凝土的保护较不到位,混凝土单元一定程度上失效,保护效果强于箍筋直径 $d=10\ \text{mm}$  情况.

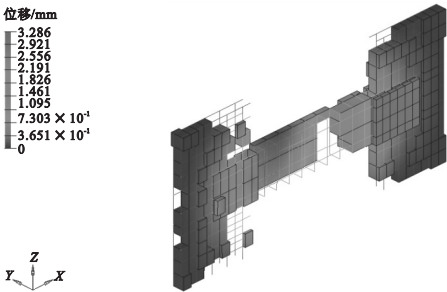


图3 箍筋直径 10 mm 位移云图

Fig. 3 Displacement nephogram of stirrup with diameter of 10 mm

(2) 箍筋直径  $d=12\ \text{mm}$

距炸药起爆 0.001 9 s 时,宽连梁受拉侧混凝土开裂,集中在连梁中部出现两条裂缝.对比箍筋  $d=10\ \text{mm}$ ,其裂缝分布间距较近( $L_{r_{d=10}}>L_{r_{d=12}}$ ),随后背侧混凝土保护层脱落.距炸药起爆 0.002 9 s 时,裂缝继续扩展,引起拉侧大面积混凝土失效,损伤面积较箍筋  $d=10\ \text{mm}$  时更大.距炸药起爆 0.004 9 s 时,裂缝未贯穿连梁.距炸药起爆 0.005 9 s 时,宽连梁尚存部分混凝土未损伤( $S_{d=10}<$

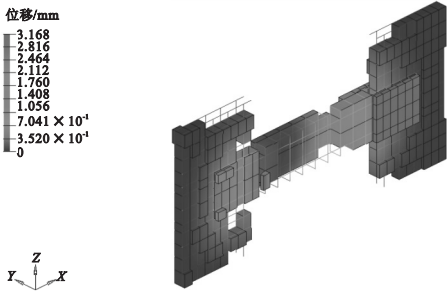


图4 箍筋直径 12 mm 位移云图

Fig. 4 Displacement nephogram of stirrup with diameter of 12 mm

(3) 箍筋直径  $d=14\ \text{mm}$

距炸药起爆 0.001 9 s 时,宽连梁手拉侧混凝土开裂,集中在连梁中部出现两条裂缝.对比箍筋  $d=12\ \text{mm}$ ,其裂缝分布相近( $L_{r_{d=12}}=L_{r_{d=14}}$ ),随后背侧混凝土保护层脱



落.距炸药起爆 0.002 9 s 时,裂缝继续扩展,引起拉侧大面积混凝土失效,损伤面积较箍筋  $d=12\text{ mm}$  时较小.距炸药起爆 0.004 9 s 时,裂缝贯穿连梁.距炸药起爆 0.005 9 s 时,宽连梁尚存大量混凝土未损伤 ( $S_{d=12} < S_{d=14}$ ),不再继续失效,爆炸过程终止,动态平均位移:  $\bar{w}_{d=14} = 3.254\ 82\text{ mm}$ . 箍筋直径  $d=14\text{ mm}$ ,宽连梁钢筋骨架最大位移时程曲线 ( $w_{d=12} > w_{d=14}$ ) (见图 2(a)).

$t=0.004\ 9\text{ s}$  时贯穿裂缝云图如图 5 所示.箍筋形成骨架较薄弱,对混凝土的保护较不到位,混凝土单元一定程度上失效,损伤与箍筋直径  $d=12\text{ mm}$  情况近似.

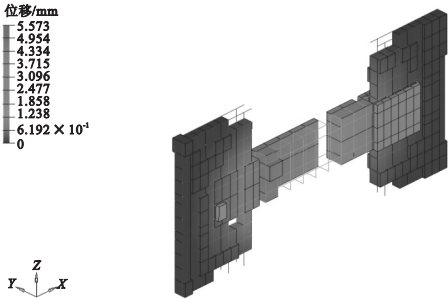


图 5 箍筋直径 14 mm 位移云图

Fig. 5 Displacement nephogram of stirrup with diameter of 14 mm

(4) 箍筋直径  $d=16\text{ mm}$

距炸药起爆 0.001 9 s 时,宽连梁受拉侧混凝土开裂,集中在连梁中部出现两条裂缝.对比箍筋  $d=12\text{ mm}$ ,其裂缝分布相近 ( $L_{r_{d=14}} > L_{r_{d=16}}$ ),随后背侧混凝土保护层脱落.距炸药起爆 0.002 9 s 时,裂缝继续扩展,引起拉侧大面积混凝土失效,损伤面积较箍筋  $d=14\text{ mm}$  时较小.距炸药起爆 0.004 9 s 时,裂缝贯穿连梁.距炸药起爆 0.005 9 s 时,宽连梁尚存足量混凝土未损伤 ( $S_{d=14} < S_{d=16}$ ),不再继续失效,爆炸过程终止,动态平均位移:  $\bar{w}_{d=16} = 2.567\ 66\text{ mm}$ . 箍筋直径  $d=16\text{ mm}$ ,宽连梁钢筋骨架最大位移时程曲线 ( $w_{d=14} > w_{d=16}$ ) (见图 2(a)).

$t=0.004\ 9\text{ s}$  时贯穿裂缝云图如图 6 所示.箍筋形成骨架较强,对混凝土的保护较到

位,混凝土单元虽然一定程度上失效,但损伤较箍筋直径  $d=14\text{ mm}$  情况小很多.

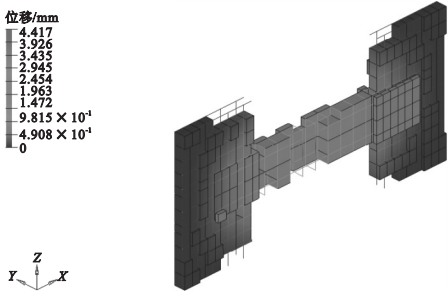


图 6 箍筋直径 16 mm 位移云图

Fig. 6 Displacement nephogram of stirrup with diameter of 16 mm

以上数据表明,总体上随着箍筋直径的增大,内置压型钢板装配式宽连梁抗爆性能逐渐增强,但在箍筋直径在 12 ~ 14 mm 效果增强不明显.

3.2 不同箍筋间距抗爆分析

箍筋间距  $D=150\text{ mm}$ ,箍筋直径  $d=16\text{ mm}$ ,箍筋动态平均位移:  $\bar{w}_{D=150} = 3.836\ 4\text{ mm}$ .

箍筋间距  $D=100\text{ mm}$ ,箍筋直径  $d=16\text{ mm}$ ,箍筋动态平均位移:  $\bar{w}_{D=100} = 4.679\ 26\text{ mm}$ .

箍筋间距  $D=50\text{ mm}$ ,箍筋直径  $d=16\text{ mm}$ ,箍筋动态平均位移:  $\bar{w}_{D=50} = 5.220\ 36\text{ mm}$ .

控制箍筋直径不变,随着间距不断增大,箍筋动态平均位移 ( $\bar{w}_{D=50} < \bar{w}_{D=100} < \bar{w}_{D=150}$ ) 不断增大,如图 2(b) 所示.在距起爆时间  $t=0.03\text{ s}$  时,连梁箍筋间距  $D=150\text{ mm}$  ( $w_{\max} = 7.984\text{ mm}$ ) 变形远较  $D=50\text{ mm}$  ( $w_{\max} = 4.868\text{ mm}$ ) 时严重,如图 7 所示.

3.3 改变箍筋直径与箍筋间距抗爆效果分析

笔者采用控制变量法(保持箍筋间距不变或箍筋直径不变),对比增长单位体积配筋下(减小箍筋间距或增大箍筋直径)连梁钢筋骨架动态平均位移的减小情况.分析箍筋直径大小和间距值因素对内置压型钢板宽连梁抗爆能力影响程度.变量定义如下.

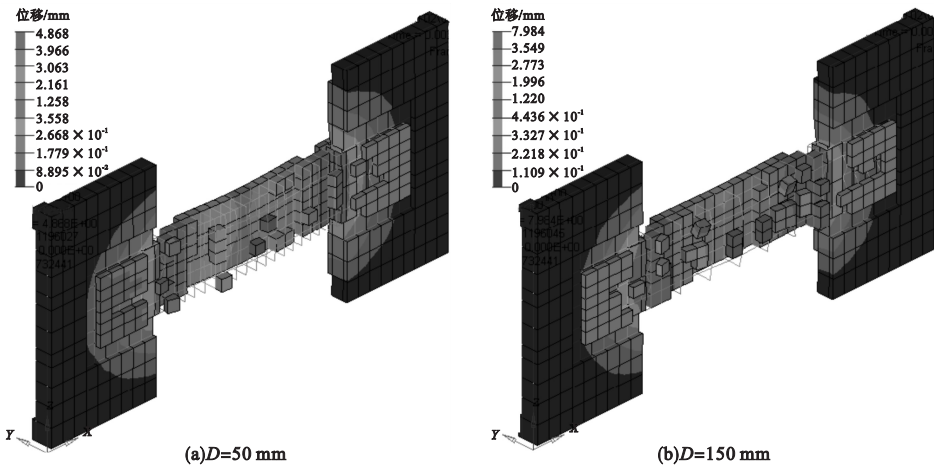


图7  $D=50\text{ mm}$  及  $D=150\text{ mm}$  位移云图

Fig. 7 The displacement cloud chart of stirrup spacing 50 mm and 150 mm

(1) 箍筋体积

$V_{D=50}$  表示箍筋间距  $D=50\text{ mm}$ , 箍筋直径  $d=16\text{ mm}$  时的箍筋体积;  $V_{D=100}$  表示箍筋间距  $D=100\text{ mm}$ , 箍筋直径  $d=16\text{ mm}$  时的箍筋体积;  $V_{D=150}$  表示箍筋间距  $D=150\text{ mm}$ , 箍筋直径  $d=16\text{ mm}$  时的箍筋体积;  $V_{d=10}$  表示箍筋间距  $D=100\text{ mm}$ , 箍筋直径  $d=10\text{ mm}$  时的箍筋体积;  $V_{d=12}$  表示箍筋间距  $D=100\text{ mm}$ , 箍筋直径  $d=12\text{ mm}$  时的箍筋体积;  $V_{d=14}$  表示箍筋间距  $D=100\text{ mm}$ , 箍筋直径  $d=14\text{ mm}$  时的箍筋体积;  $V_{d=16}$  表示箍筋间距  $D=100\text{ mm}$ , 箍筋直径  $d=16\text{ mm}$  时的箍筋体积。

(2) 保持箍筋直径不变时, 改变单位体积配筋的动态位移变化量:

$$W_{d=16} = 0.5 \times (\bar{w}_{D=50} - \bar{w}_{D=100}) / (V_{D=50} - V_{D=100}) + 0.5 \times (\bar{w}_{D=100} - \bar{w}_{D=150}) / (V_{D=100} - V_{D=150}) = 1.2306 \times 10^{-6}.$$

(3) 保持箍筋间距不变时, 改变单位体积配筋的动态位移变化量:

$$W_{D=100} = 0.5 \times (\bar{w}_{d=10} - \bar{w}_{d=14}) / (V_{d=10} - V_{d=14}) + 0.5 \times (\bar{w}_{d=12} - \bar{w}_{d=16}) / (V_{d=12} - V_{d=16}) = 2.2323 \times 10^{-6}.$$

综上, 经计算  $W_{d=16} < W_{d=10}$ , 说明在改变单位箍筋钢筋体积配筋时, 采用增加箍筋直径增强抗爆效果比减少箍筋间距的措施更明显。

4 结 论

(1) 随着箍筋直径的增大, 内置压型钢板装配式宽连梁抗爆性能逐渐增强, 其中箍筋直径由  $d=10\text{ mm}$  变化到  $d=12\text{ mm}$  及  $d=14\text{ mm}$  变化到  $d=16\text{ mm}$  时, 增强抗爆效果较明显;  $d=12\text{ mm}$  变化到  $d=14$  并无明显增强抗爆效果。

(2) 随着箍筋间距的减小, 内置压型钢板装配式宽连梁抗爆性能逐渐增强。

(3) 增加箍筋直径增强抗爆效果比减少箍筋间距的措施更明显。

参考文献

[1] 赵唯坚, 钟全, 贾连光, 等. 装配式混凝土框架剪力墙结构低周往复加载分析[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2015, 30(3): 303-308.  
(ZHAO Weijian, ZHONG Quan, JIA Lianguang, et al. Analysis of low-cycle and reciprocating loading of prefabricated concrete frame shear wall structure [J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science), 2015, 30(3): 303-308.)  
[2] 周清, 王学武. 爆炸荷载下 RC 框架结构的破坏形态与其结构构件的动力响应[J]. 河南城建学院学报, 2019, 28(3): 18-25.  
(ZHOU Qing, WANG Xuwu. Destruction of RC frame structure and dynamic response of its structural components under blast load [J]. Journal of Henan university of urban construction, 2019, 28(3): 18-25.)  
[3] 雷鲁. 考虑剪切效应的大震下 RC 框架结构

- 抗整体倒塌能力评估[D]. 兰州:兰州理工大学,2014.
- (LEI Lu. Inverstigation on global collapse resistance capacity of RC frame subjected to severe earthquake considering shear effect [D]. Lanzhou: Lanzhou University of Technology,2014.)
- [4] JI Xiaodong, WANG Yandong, ZHANG Junshan, et al. Seismic behavior and fragility curves of replaceable steel coupling beams with slabs [J]. Engineering structures, 2017, 150 (4):98-101.
- [5] 孙丽,程章,金峤,等. 一种内置压型钢板凹槽结构的装配式连梁:CN201710351715.5[P]. 2017-05-18.
- (SUN Li, CHENG Zhang, JIN Qiao, et al. Assembly type connecting beam with built-in profiled steel plate groove structure: CN201710351715.5[P]. 2017-05-18.)
- [6] 孙丽,崔滕滕,崔迪,等. 钢-混凝土组合结构 SMA 连接件抗剪试验[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版),2017,33(3):402-409.
- (SUN Li, CUI Mengmeng, CUI Di, et al. Research on shear resistance test of SMA connectors in steel-concrete composite structure [J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science), 2017,33(3):402-409.)
- [7] 伊超,冯鹏,孙丽,等. 复材增强约束珊瑚骨料混凝土柱抗震性能试验研究[J]. 工业建筑, 2019,49(9):48-53.
- (YI Chao, FENG Peng, SUN Li, et al. Seismic performance of pultruded FRP profile-reinforced seawater coral aggregate concrete filled FRP tubes [J]. Industrial construction, 2019,49(9):48-53.)
- [8] 温全,周文君,李忠富,等. 外壳预制核心现浇装配式 T 型节点抗爆性研究[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版),2019,35(3):394-401.
- (WEN Quan, ZHOU Wenjun, LI Zhongfu, et al. Research on anti-explosion performance of t-type joint with precast external shell and cast-in-place concrete core [J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science), 2019,35(3):394-401.)
- [9] 李国强,翟海雁,杨涛春,等. 钢管混凝土柱抗爆性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2013,34(12):89-96.
- (LI Guoqiang, ZHAI Haiyan, YANG Taochun, et al. The explosive load studying of concrete filled steel tube column [J]. Building structures journal, 2013,34(12):89-96.)
- [10] 任根茂,吴昊,方秦,等. 普通混凝土 HJC 本构模型参数确定[J]. 振动与冲击, 2016(35):9-16.
- (REN Genmao, WU Hao, FANG Qin, et al. Determinations of HJC constitutive model parameters for normal strength concrete [J]. Journal of vibration ration and shock, 2016(35):9-16.)
- [11] 刘晓蓬,陈健云,徐强. 混凝土重力坝爆炸荷载数值分析及抗爆性能研究[J]. 计算力学学报,2018,35(2):174-181.
- (LIU Xiaopeng, CHEN Jianyun, XU Qiang Numerical analysis and anti-knock property study of concrete dam subjected to underwater explosion [J]. Chinese journal of computational mechanics, 2018,35(2):174-181.)
- [12] CHEN L, FANG Q, FAN J Y, et al. Responses of masonry infill walls retrofitted with CFRP, steel wire mesh and laminated bars to blast loadings [J]. Advances in structural engineering, 2014,17(6):817-836.
- [13] MANES A, BRESCIANI L M, GIGLIO M. Ballistic performance of multi-layered fabric composite plates impacted by different 7.62 mm calibre projectiles [J]. Procedia engineering, 2014,88(4):208-215.
- [14] ELJADEI A A, HARRIES K A. Design of coupled wall structures as evolving structural systems [J]. Engineering structures, 2014, 73(4):100-113.
- [15] XU Wu, HAN Linhai, LI Wei. Performance of hexagonal CFST members under axial compression and bending [J]. Journal of constructional steel research, 2016, 123(4):162-175.
- [16] 程章. 内置压型钢板凹槽结构的装配式宽连梁抗震性能研究[D]. 沈阳:沈阳建筑大学, 2018.
- (CHENG Zhang. Research on seismic performance of concave profiled steel sheet built-in fabricated wide coupling beam structure [D]. Shengyang: Shenyang Jianzhu University, 2018.)
- [17] 徐春一,苑永胜,逯彪,等. 双相体不锈钢筋与混凝土锚固设计及可靠度分析[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2019, 35(3):445-452.
- (XU Chunyi, YUAN Yongsheng, LU Biao, et al. Anchorage design and reliability analysis of duplex stainless reinforcing steel [J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science), 2019,35(3):445-452.)
- [18] 李敏,李宏男. 建筑钢筋动态试验及本构模型[J]. 土木工程学报, 2010,43(4):70-75.
- (LI Min, LI Hongnan. Dynamic test and constitutive model for reinforcing steel [J]. China civil engineering journal, 2010,43(4):70-75.)

(责任编辑:刘春光 英文审校:范丽婷)