

文章编号: 1007-6069(2020)04-0062-09

灌浆套筒连接装配式剪力墙爆炸响应及参数分析

杜永峰^{1,2} 靳振飞¹

(1. 兰州理工大学 防震减灾研究所, 甘肃 兰州 730050; 2. 兰州理工大学 甘肃省减震隔震国际合作研究基地, 甘肃 兰州 730050)

摘要: 为了研究采用灌浆套筒连接装配式剪力墙结构的抗爆性能, 应用显式动力分析软件 LS-DYNA 建立了现浇剪力墙和装配式剪力墙的有限元模型, 对不同爆炸荷载下剪力墙的破坏形态和动态响应进行了模拟分析; 扩充影响参数范围, 进一步研究了墙体厚度和混凝土强度等级等因素对装配式剪力墙结构抗爆性能的影响。数值分析表明: 对于装配式剪力墙, 由于坐浆层处存在新旧混凝土的薄弱粘结面, 爆炸作用下首先发生破坏, 爆炸应力波聚集于坐浆层周围的墙体内部, 导致局部发生脆性破坏; 现浇剪力墙刚度分布比较均匀, 爆炸作用下背爆面的混凝土首先被拉裂, 最终发生弯曲破坏; 增加墙体厚度、提高混凝土强度等级和改变炸药爆炸位置均可改善装配式剪力墙的抗爆性能。

关键词: 装配式剪力墙; 爆炸荷载; 灌浆套筒; 破坏形态; 动态响应

中图分类号: TU375.4

文献标识码: A

Explosive response and parameters analysis of prefabricated shear wall connected by grouting sleeve

DU Yongfeng^{1,2}, JIN Zhenfei¹

(1. Institute of Earthquake Protection and Disaster Mitigation, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China;

2. International Research Base on Seismic Mitigation and Isolation of Gansu Province, Lanzhou

University of Technology, Lanzhou 730050, China)

Abstract: In order to study the antiknock performance of the prefabricated shear wall structure connected by grouting sleeve. The finite element model of the cast-in-place shear wall and the prefabricated shear wall connected by grouting sleeve was established by using explicit dynamic analysis software LS-DYNA. The failure pattern and dynamic response of shear wall was simulated and was analyzed under different explosion loads. The influence parameter range was expanded to further study the influence of factors such as thickness of the wall, concrete strength grade and other factors on the antiknock performance of the prefabricated shear wall structure. The numerical analysis showed that the grouting layer of the prefabricated shear wall was firstly failed under the effect of explosion, which was due to the weak bonding surface of new and old concrete at the grout layer. The explosion stress wave was concentrated inside the wall around the grout layer, which led to brittle failure in the local area of the prefabricated shear wall. The stiffness distribution of the cast-in-place shear wall was relatively uniform. The concrete at the back of the shear wall was firstly cracked under the effect of explosion, which led to bending failure of the cast-in-place shear wall. The antiknock performance of the prefabricated shear wall can be improved by increasing the thickness of the wall, increasing the strength level of the concrete and changing the explosive position.

Key words: prefabricated shear wall; blast load; grouting sleeve; failure pattern; dynamic response

收稿日期: 2020-06-08; 修订日期: 2020-06-30

基金项目: 国家自然科学基金(51778276); 甘肃省重点研发计划项目(18YF1FA067)

作者简介: 杜永峰(1962-), 男, 博士, 教授, 主要从事结构减震控制及健康监测研究. E-mail: dooyf@lut.edu.cn

引言

随着建筑工业化进程的推进,预制装配技术普遍被研究人员所关注。装配式剪力墙结构在国内外被广泛应用于高层住宅中,而灌浆套筒连接是装配式剪力墙结构中最常见的连接方式。另一方面,近年来世界范围内的爆炸事故频频发生,包括工矿企业建筑的化学物品爆炸和民用建筑的燃气爆炸,还有部分恐怖袭击的爆炸等,爆炸给人们造成巨额经济损失的同时,也给建筑结构的抗爆安全性能带来了巨大挑战。剪力墙作为建筑结构的关键承力构件,一旦遭受爆炸破坏很容易导致建筑结构发生连续性倒塌^[1-2]。因此对其在爆炸荷载作用下的破坏和响应研究显得尤为重要。

目前,国内外学者对采用灌浆套筒连接的装配式剪力墙已开展了一系列的研究。Seif等^[3]完成了7个采用灌浆套筒连接的剪力墙试件的抗震性能试验研究;钱稼茹等^[4-5]完成了竖向连接采用钢筋套筒浆锚的5个剪跨比为2.25的剪力墙试件的拟静力试验,并完成了1个3层的装配式剪力墙足尺试件的拟动力试验研究;余琼等^[6]完成了一片现浇剪力墙和两片纵向钢筋采用灌浆套筒连接的预制剪力墙的拟静力试验研究;刘香等^[7]完成了竖向钢筋采用直螺纹灌浆套筒连接的预制剪力墙的拟静力试验研究。然而,当前关于装配式剪力墙结构的研究主要集中在其连接部位的抗震评估,而对于装配式剪力墙在爆炸荷载作用下的抗爆性能研究相对较少。

因此,基于有限元软件LS-DYNA建立了普通现浇剪力墙和采用灌浆套筒连接的装配式剪力墙结构的数值分析模型,对爆炸荷载作用下剪力墙的破坏形态及动态响应进行了对比分析;并考虑墙体厚度、混凝土强度和炸药位置等因素,对装配式剪力墙结构的抗爆性能进行了系统分析。

1 数值模型的建立

1.1 几何模型及算法

装配式剪力墙有限元模型如图1所示,模型由下层剪力墙、暗梁、坐浆层、上层剪力墙和灌浆套筒组成;与装配式剪力墙模型相比现浇剪力墙模型没有坐浆层和灌浆套筒部分,其余部分二者大小尺寸均相同,如图2所示。

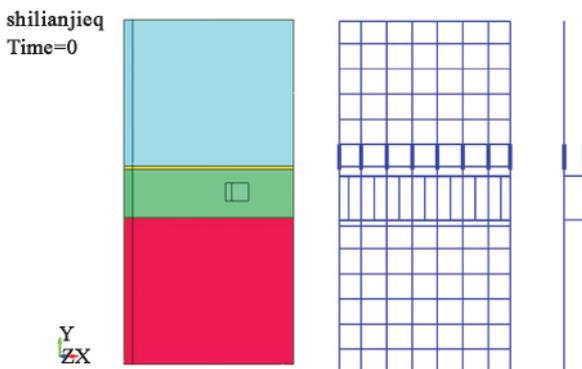


图1 装配式剪力墙模型

Fig.1 Model of prefabricated shear wall

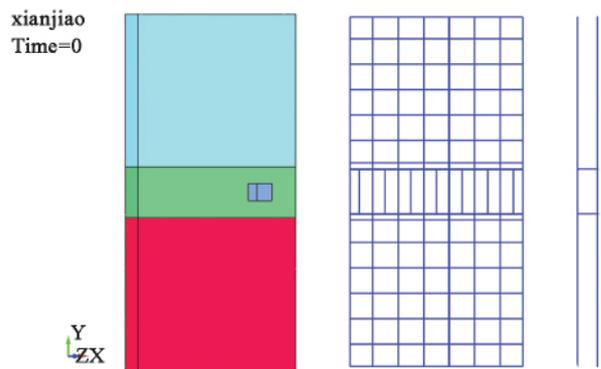


图2 现浇剪力墙模型

Fig.2 Model of cast-in-place shear wall

装配式剪力墙中上层和下层剪力墙截面尺寸均为 $1.4\text{ m} \times 0.2\text{ m}$,高为 1.2 m ,竖向分布钢筋直径 12 mm ,间距 200 mm ,水平分布钢筋直径 10 mm ,间距 200 mm ;暗梁高为 0.4 m ,配有4根直径 16 mm 的纵筋,箍筋直径 10 mm ,间距 100 mm 。高强砂浆本构关系难以获得,其强度接近C80混凝土,因此坐浆层处采用 20 mm 厚的C80高强混凝土;将灌浆套筒等效为长 200 mm 直径 30 mm 的钢筋^[8-9];混凝土保护层厚度为 25 mm ;炸药形状为正方体,炸药中心距地面 1.4 m ,炸药表面与剪力墙迎爆面的距离为 0.5 m ,采用中心点起爆。

混凝土、炸药和空气均采用SOLID164单元,钢筋和套筒采用BEAM161单元,单元网格尺寸均为 25 mm 。

实体构件采用拉格朗日网格,炸药和空气采用欧拉网格。钢筋和混凝土采用分离式共节点的建模方法,不考虑钢筋与混凝土的粘结滑移,构件与空气之间的相互作用通过多物质流固耦合算法计算^[10]。剪力墙的上下两端采用简支约束,空气边界设置无反射边界条件。

1.2 坐浆层界面

Hawileh 等^[11]通过在 ANSYS 中定义接触对单元 TARGE170 和 CONTA175 实现了砂浆界面与梁柱混凝土之间的黏结,并与试验结果进行了对比,发现两种结果能够较好吻合,同理也可以用这两种接触单元实现坐浆层界面与预制构件之间的黏结,但 ANSYS/LS-DYNA 单元库中不存在 TARGE 和 CONTA 接触对单元。根据坐浆层界面与预制构件的黏结特性,在 ANSYS/LS-DYNA 中选择固连失效接触。该种接触方式的失效基于失效方程的法向应力或切向应力,接触界面失效前接触面的节点粘结在目标面上,接触面跟随目标面一起变形,达到失效方程的失效条件后,接触面的节点会从目标面分离或滑移,固连接触将自动退化为自动面接触,失效方程表达式为:

$$\left(\frac{|f_n|}{f_{n\text{fail}}}\right)^n + \left(\frac{|f_s|}{f_{s\text{fail}}}\right)^s \geq 1 \quad (1)$$

式中: f_n 和 f_s 分别为法向应力与切向应力; n 和 s 分别为其对应的应力指数,取 $n = s = 2$ 。

1.3 材料模型及参数

1.3.1 混凝土材料模型

混凝土材料为非均质的复合材料,混凝土选用综合考虑大变形、高压效应和高应变率的 * MAT_JOHN-SON_HOLMQUIST_CONCRETE 材料模型,其充分考虑了混凝土在弹性及塑性阶段的力学性能,能够较好的预测混凝土在爆炸冲击荷载下的动态响应^[12-13]。HJC 混凝土模型的等效屈服强度的表达式为:

$$\sigma^* = [A(1-D) + BP^{*N}][1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*] \quad (2)$$

式中: σ^* 为标准化等效应力, $\sigma^* = \sigma/f_c$, σ 为实际等效应力; f_c 为静态抗压强度; P^* 为归一化压力, $P^* = P/f_c$, P 为实际压力; $\dot{\varepsilon}^*$ 为等效应变率, $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$, $\dot{\varepsilon}_0 = 1.0\text{s}^{-1}$ 为参考应变率; A 、 B 、 C 和 N 为混凝土强度参数,其中: A 为标准内聚力强度, B 为标准压力硬化系数, N 为压力增大指数, C 为应变率系数; D 为损伤因子。HJC 模型需要引入失效准则,取失效拉应变 0.001 作为混凝土的失效判据^[14]。混凝土材料模型各参数见表 1。

表 1 混凝土材料参数
Table 1 Material parameters of the concrete

RO/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	G/GPa	A	B	C	N	FC/MPa	T/MPa	EPSO/ s^{-1}	EFMIN	PR
2 400	14.86	0.79	1.6	0.007	0.61	40	4.0	0.001	0.01	0.2
SFMAX/Pa	PC/MPa	PL/GPa	UC	UL	D1	D2	K1/GPa	K2/GPa	K3/GPa	FS
7.0	16	0.8	0.001	0.1	0.04	1.0	85	-171	208	-

1.3.2 钢筋和套筒材料模型

钢筋和套筒选用塑性非线性随动强化模型 * MAT_PLASTIC_KINEMATIC,其充分考虑了钢材的各项同性塑性随动强化,并且引入 Cowper-Symonds 模型考虑了钢材的应变率效应,主要是由于钢材在爆炸等高应变率作用下材料强度会有所提高,该种材料模型适用于模拟爆炸和冲击荷载等高应变率下金属材料的变形及响应^[15]。材料模型的屈服应力表达式为:

$$\sigma_y = \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{n}}\right] (\sigma_0 + \beta E_p \varepsilon_p^{\text{eff}}) \quad (3)$$

式中: $\dot{\varepsilon}$ 为应变率; C 和 P 为应变率参数; σ_0 为初始屈服应力; β 为硬化参数; E_p 为塑性硬化模量; $\varepsilon_p^{\text{eff}}$ 为等效塑性应变;钢筋和套筒材料各参数见表 2。

表 2 钢筋和套筒材料参数
Table 2 Material parameters of steel bar and sleeve

材料	RO/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	E/GPa	PR	SIGY/GPa	ETAN/GPa	C	P	FS
钢筋	7 850	210	0.28	0.440	4.7	45	5	0.12
套筒	7 850	206	0.31	0.345	2.1	40	5	0.20

1.3.3 空气和炸药材料模型及状态方程

空气选用空白材料模型* MAT_NULL 和状态方程* EOS_LINEAR_POLYNOMINAL 模拟。TNT 炸药选用* MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 模型和* EOS_JWL 状态方程模拟 JWL 状态方程表达式为:

$$P_{CJ} = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (4)$$

式中: P_{CJ} 为压力; $A = 371 \text{ GPa}$ 、 $R_1 = 4.15$ 、 $B = 3.23 \text{ GPa}$ 、 $R_2 = 0.95$ 和 $\omega = 0.3$ 均为材料常数; $V = 1$ 为相对体积 $E_0 = 7 \text{ kJ/m}^3$ 为单位体积内能, 炸药密度为 1630 kg/m^3 。

1.4 数值模拟方法验证

当前, 对于爆炸荷载下钢筋混凝土剪力墙的破坏试验研究相对较少, 但板与剪力墙有类似的几何和物理性质, 因此, 对文献 [16] 中炸药当量为 2.09 kg 的钢筋混凝土板爆炸试验 (如图 3) 进行了数值模拟, 以验证有限元模型的建模方式和相关参数设置的可行性。

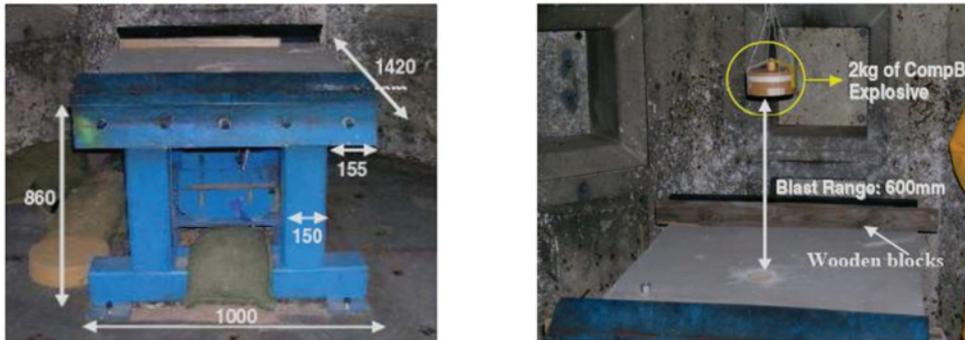


图 3 爆炸试验装置
Fig. 3 Explosion test device

试验中, 钢筋混凝土板的约束端使用木条进行约束固定, 炸药悬挂于板正上方 600 mm 处。钢筋混凝土板使用双层双向的配筋方式, 其几何尺寸为 $1300 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm} \times 120 \text{ mm}$, 纵筋和横筋的直径均为 10 mm , 纵筋间距为 100 mm , 横筋间距为 200 mm , 混凝土的保护层厚度为 25 mm , 其抗压强度为 48 MPa , 钢筋的屈服强度为 560 MPa 。

分别选取钢筋混凝土板迎爆面和背爆面, 进行破坏形态的对比分析。图 4 钢筋混凝土板破坏形态对比图。

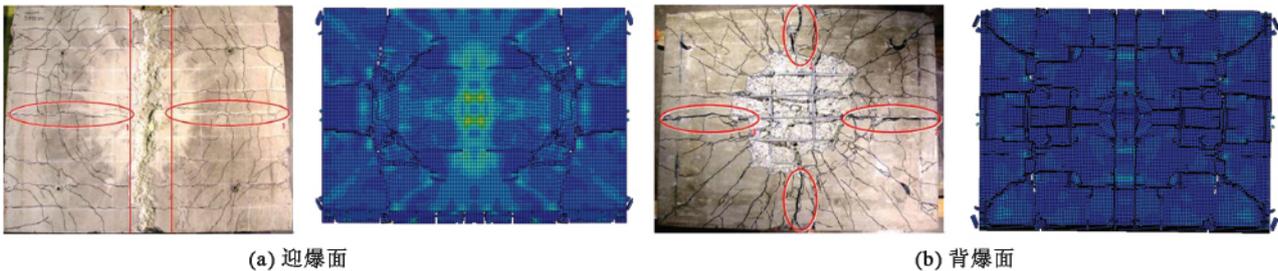


图 4 钢筋混凝土板破坏形态对比图
Fig. 4 Comparison diagram of failure pattern of reinforced concrete slab

从图 4 可以看出: 钢筋混凝土板在跨中产生较大的位移, 最大位移数值为 46.61 mm 与文献 [16] 中爆炸试验测出的 50 mm , 存在有 6.78% 的误差, 板发生明显的弯曲破坏, 且在其跨中的横向出现了一条较宽的塑性带; 板的迎爆面发生冲切破坏, 形成了环状的冲切裂纹, 且其背爆面的混凝土大量被拉裂, 产生多条纵横交错的裂缝, 在中部出现了明显的塑性区域, 在板的四角处出现了较多的 45° 斜裂缝。对比发现, 两者板的位移和破坏形态基本吻合。说明所采用的数值建模方法及参数设置, 可对爆炸冲击荷载下钢筋混凝土的动态响应和破坏形态进行有效地模拟。

2 破坏形态分析

为了探究现浇(RC)剪力墙和装配式(PC)剪力墙的抗爆性能,按1 kg、2 kg、3 kg、4 kg和5 kg五种TNT当量的工况,对剪力墙进行了数值模拟分析,观察不同爆炸荷载下其破坏形态。不同当量TNT发生爆炸,剪力墙在5 ms时的破坏情况如图5-6所示。

当炸药当量为1 kg时,坐浆层位于被爆中心附近,爆炸冲击荷载使得坐浆层处新旧混凝土薄弱粘结面的界面接触部分断开,爆炸应力波在墙体内传递效率减弱,坐浆层附近发生应力集中,导致坐浆层的混凝土发生失效,失效面积约为17.63%,并产生一条横向的裂纹;剪力墙的约束端处发生了剪切破坏。此时荷载较小,现浇剪力墙的迎爆面和背爆面均未发生破坏,仅在剪力墙的约束端处发生了剪切破坏。

当炸药当量为2 kg时,装配式剪力墙的裂纹发展和1 kg时裂纹大致相同,坐浆层的混凝土失效面积约为22.10%。现浇剪力墙迎爆面的混凝土未发生破坏,暗梁背爆面产生一道横向的裂纹;这是因为在剪力墙的上下两端施加了约束,暗梁位于被爆中心,爆炸冲击波传播到其背爆面时会反射形成强烈地拉伸波,而混凝土的抗拉强度远低于其抗压强度,进而造成现浇剪力墙背爆面的混凝土被拉裂。

当炸药当量为3 kg时,坐浆层的混凝土失效面积约为28.35%,此时荷载较大,暗梁中部遭受了较大的冲击力,使得装配式剪力墙背爆面的混凝土被拉裂,形成一条竖向的裂纹。现浇剪力墙背爆面的混凝土剥落,形成了两条横向裂纹和数条较短的竖向裂纹,竖向裂纹主要集中在承受冲击力较大的暗梁中间区域。

当炸药当量为4 kg时,坐浆层的混凝土失效面积约为51.12%,装配式剪力墙背爆面的裂纹数量增多,裂纹一直延伸到下层墙体;这是因为坐浆层混凝土的大面积剥落,使得爆炸应力波不能有效地传递到上层墙体,因此裂纹向下层墙体延伸,而上层墙体并未发生较为严重的破坏。现浇剪力墙背爆面的暗梁和上层、下层墙体交界处分别产生一条横向裂纹,且暗梁的中部混凝土大面积失效剥落,钢筋外露;这是因为暗梁和上层、下层墙体交界处刚度有突变,从而造成该处的混凝土被拉裂。

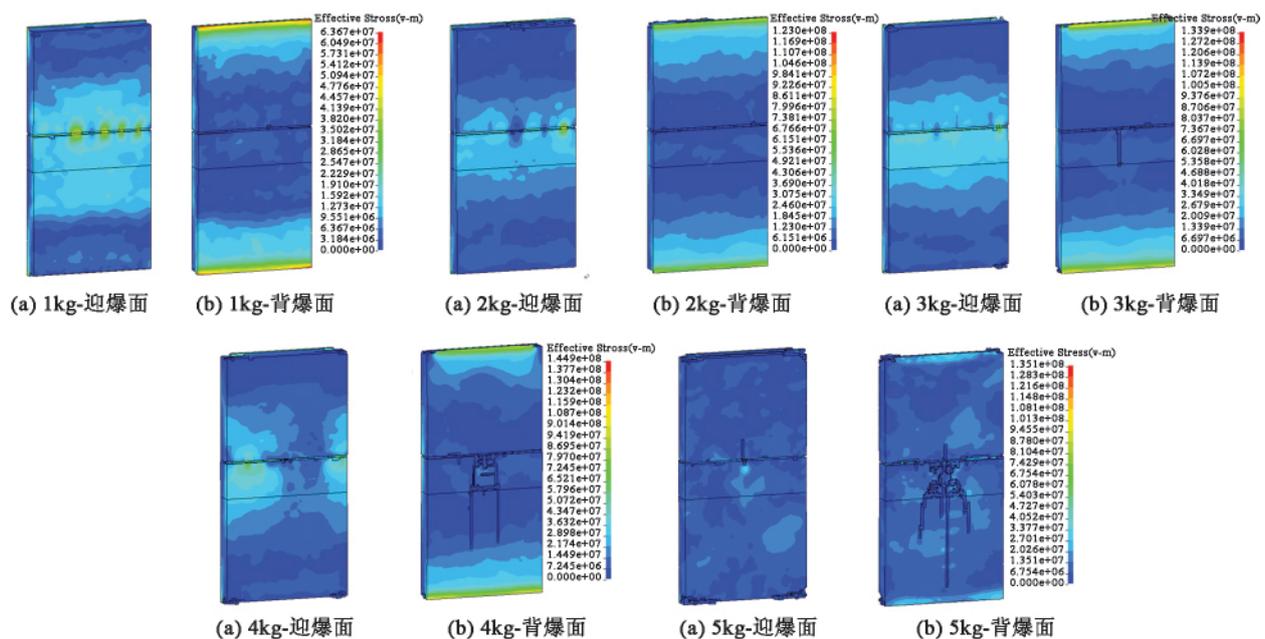


图5 爆炸荷载下PC剪力墙等效应力云图

Fig. 5 Equivalent stress diagrams of PC shear wall under explosive loading

当炸药当量为5 kg时,坐浆层的混凝土失效面积约为87.05%,装配式剪力墙在上层墙体的迎爆面和背爆面均产生一道长约20 cm的竖向裂纹,墙体背爆面中部的混凝土剥落,钢筋外露,下层墙体裂纹增多并延长;这是因为在短时间内坐浆层的混凝土发生了大面积的失效,使得该处钢筋承受主要爆炸冲击力,并且坐浆层上下的墙体受力和变形不均匀,导致坐浆层处钢筋发生弯折,造成该处的钢筋屈服断裂。现浇剪力墙的背爆面中部产生一条长约2 m的竖向裂纹。

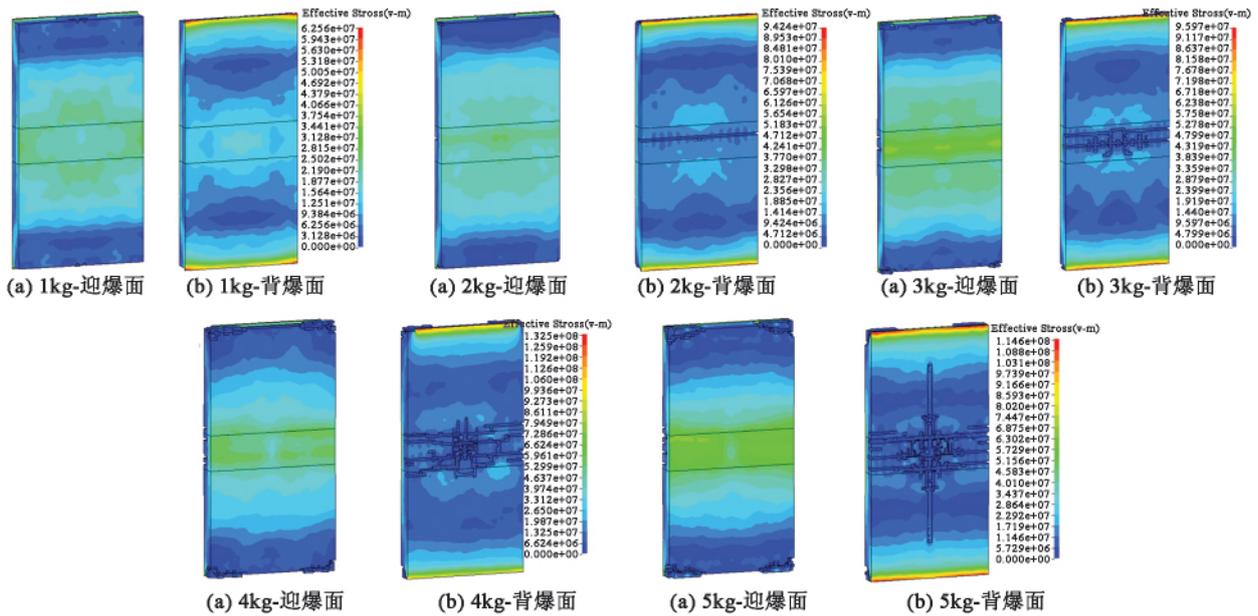


图 6 爆炸荷载下 RC 剪力墙等效应力云图

Fig. 6 Equivalent stress diagrams of RC shear wall under explosive loading

综上所述,装配式剪力墙与现浇剪力墙在爆炸荷载下表现出不同的破坏形态。装配式剪力墙表现为:随着炸药当量的增多,坐浆层的混凝土失效面积逐渐增大,并且较大的炸药当量会使得该处钢筋发生断裂,装配式剪力墙混凝土的剥落主要集中在遭受较大拉伸应力波作用的墙体背爆面中部,裂纹由暗梁向下层墙体蔓延并增多;这是因为装配式剪力墙的坐浆层位于被爆中心附近,且存在新旧混凝土的薄弱粘结点,在爆炸冲击荷载作用下该处混凝土首先易发生失效,而其大面积失效使得该处钢筋承受主要的爆炸冲击力,易发生钢筋的屈服断裂,从而导致装配式剪力墙丧失了结构的整体性,墙体内部应力波不能进行有效地传递,使得应力集中,局部产生较大的位移,结构局部发生了脆性破坏。而现浇剪力墙表现为:混凝土的剥落主要发生在其背爆面,并且随着炸药当量的增多,裂纹的数量逐渐增多,且分布较为均匀对称;这是因为现浇剪力墙刚度分布比较均匀,且结构整体性良好,爆炸应力波可在结构内进行有效地传递,由于混凝土“抗压不抗拉”的特性,其背爆面的混凝土在拉伸应力波和爆炸冲击力的作用下首先易被拉裂,使得混凝土发生剥落,结构发生了弯曲破坏。与现浇剪力墙相比,装配式剪力墙的抗爆能力较弱。

3 动态响应分析

炸药发生爆炸时,爆炸冲击力主要作用于剪力墙的跨中位置,并产生较大的位移,因此分别选取装配式剪力墙和现浇剪力墙几何中心单元作为观测单元,图 7-8 分别为两种剪力墙在爆炸发生后 5 ms 内,不同当量 TNT 爆炸作用下跨中位置的位移时程曲线。图 9 为两种剪力墙跨中位置的峰值位移曲线。

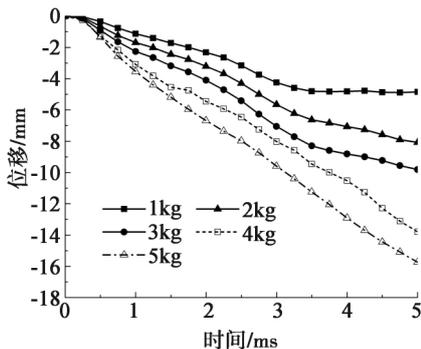


图 7 PC 剪力墙位移时程曲线
Fig. 7 Displacement history curve of PC shear wall

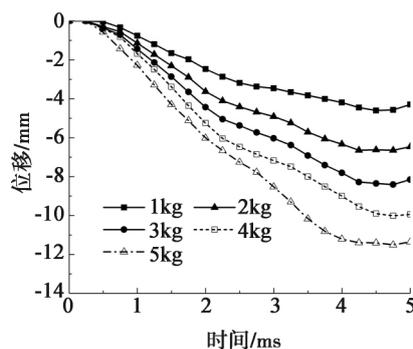


图 8 RC 剪力墙位移时程曲线
Fig. 8 Displacement history curve of RC shear wall

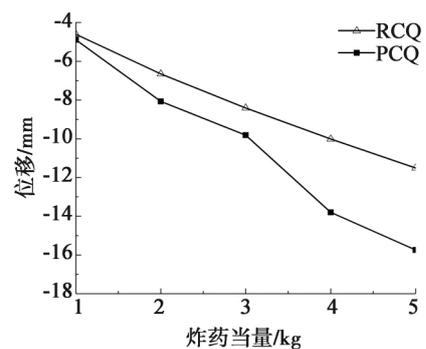


图 9 PC 剪力墙与 RC 剪力墙峰值位移
Fig. 9 Peak displacement curve of PC shear wall and RC shear wall

从图7-8可以看出:装配式剪力墙和现浇剪力墙随着炸药当量的增加,剪力墙的位移不断增大。现浇剪力墙的位移增大趋势会随着时间的推移逐渐趋于平缓,且有回弹趋势;而装配式剪力墙的位移在炸药当量较小时,亦有趋于平缓的趋势,但是随着炸药当量的增加,位移的增大趋势会逐渐趋于线性。

从图9可以看出:现浇剪力墙(RCQ)随着炸药当量的增加峰值位移基本呈线性增长,而装配式剪力墙(PCQ)随着炸药当量的增加峰值位移增长率逐渐增大。随着炸药当量的增加,两者峰值位移差值会越来越来大,当炸药当量为5 kg时,装配式剪力墙峰值位移15.74 mm较现浇剪力墙峰值位移11.51 mm增幅为36.75%。

4 装配式剪力墙参数分析

设定一个装配式剪力墙的基本构件,其基本参数为:剪力墙厚度为200 mm,混凝土抗压强度为40 MPa,炸药中心距离墙体的迎爆面为0.5 m,炸药爆炸高度取1/2倍的装配式剪力墙模型的高度,炸药当量为5 kg,构件上下端部采用简支约束。

4.1 墙体厚度

以装配式剪力墙基本构件为研究对象,改变墙体厚度,墙体厚度分别取160~240 mm不同值,图10-11分别为不同墙体厚度跨中位置的Z向位移时程曲线和峰值位移曲线。

从图10可以看出:装配式剪力墙的跨中位移随着墙体厚度的增加,由43.00 mm降低到了15.34 mm,降幅为64.3%,并且随着墙体厚度的增加,跨中位移的增长趋势会随着时间的推移逐渐减小;在0~5 ms内,墙体的跨中位移的增长比较迅速,在5~10 ms内,墙体的跨中位移增长的比较缓慢,甚至当墙体厚度为240 mm时,5 ms之后的位移增长几乎为零。

从图11可以看出:随着装配式剪力墙厚度的增加,跨中的峰值位移基本呈线性减小。这是因为增加装配式剪力墙的厚度,可以增大在爆炸冲击力方向的墙体截面惯性矩,从而使得墙体的抗弯和抗剪承载力均有显著提高,增强了墙体的抗爆性能。

4.2 混凝土强度

以装配式剪力墙基本构件为研究对象,改变混凝土抗压强度,分别取25 MPa、30 MPa、35 MPa、40 MPa和60 MPa,并选择合适的材料参数进行模拟,图12-13分别为不同混凝土强度跨中位置的Z向位移时程曲线和峰值位移曲线。

从图12可以看出:装配式剪力墙的跨中位移随着混凝土抗压强度的提高,由31.25 mm降低到了23.76 mm,降幅为24.26%;这是因为随着混凝土强度的增强,使得墙体的抗弯强度有所增强,因此增强混凝土的强度能够提高构件的抗爆性能。

从图13可以看出:随着混凝土强度的提升,跨中峰值位移的减小速率在逐渐降低,这是因为随着混凝土强度的提升,混凝土强度对应变率的敏感程度有所降低。

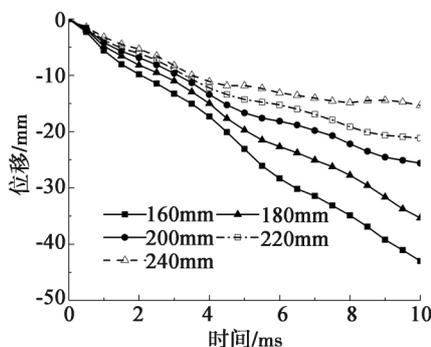


图10 不同墙体厚度位移时程曲线
Fig. 10 Displacement history curve of different thickness

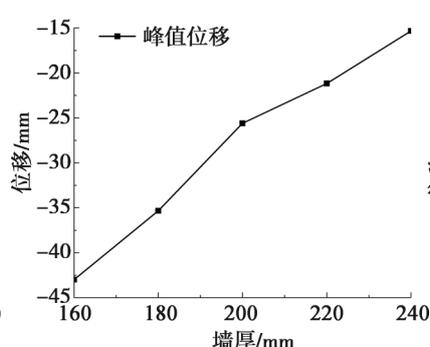


图11 不同墙体厚度峰值位移曲线
Fig. 11 Peak displacement curve of different thickness

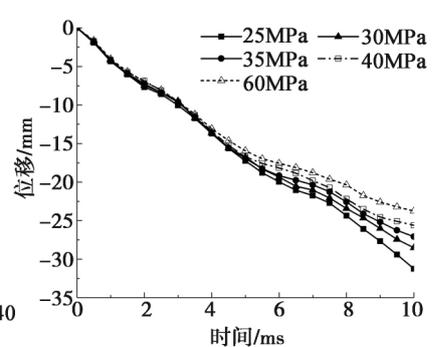


图12 不同混凝土强度位移时程曲线
Fig. 12 Displacement history curve of different concrete strength

4.3 炸药爆炸高度

以装配式剪力墙基本构件为研究对象,改变炸药的爆炸高度,分别取1/8、1/4、3/8、1/2、5/8、3/4和7/8

倍装配式剪力墙模型的高度,图 14 - 15 分别为炸药在不同高度爆炸时,跨中位置的 Z 向位移时程曲线和峰值位移曲线。

从图 14 可以看出:随着炸药爆炸高度距离墙体的跨中位置越远,墙体的跨中位移由 25.61 mm 降低到了 16.52 mm,降幅为 35.49%,关于跨中对称的爆炸高度处,随着时间推移位移逐渐增加,增大趋势基本相似。

从图 15 可以看出:炸药爆炸位置在墙体两端时,跨中的峰值位移最小,爆炸位置在墙体跨中时,跨中的峰值位移最大,并且由跨中向两端峰值位移基本呈现对称分布;这是因为跨中位置离炸药最近,所承受的爆炸荷载最大,破坏也最为严重,所以产生的位移最大,因此炸药在墙体跨中爆炸为最危险位置。

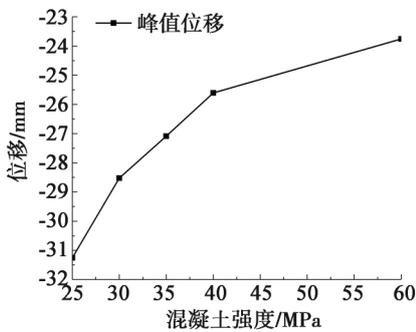


图 13 不同混凝土强度峰值位移曲线
Fig. 13 Peak displacement curve of different concrete strength

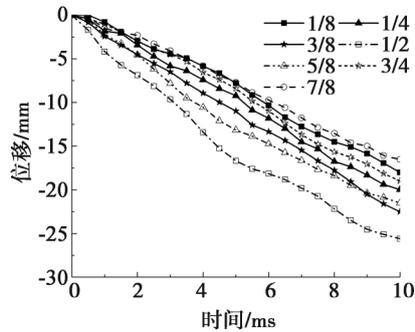


图 14 不同爆炸高度位移时程曲线
Fig. 14 Displacement history curve under different explosion height

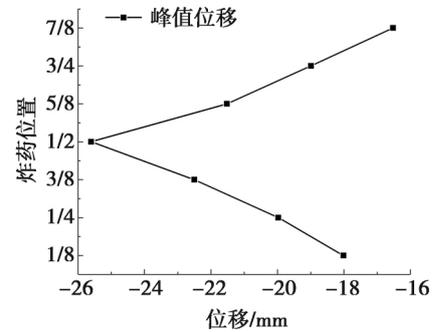


图 15 不同爆炸高度峰值位移曲线
Fig. 15 Peak displacement curve under different explosion height

5 结论

基于 LS - DYNA 对比分析了普通现浇剪力墙和灌浆套筒连接的装配式剪力墙在爆炸荷载作用下的破坏形态和动态响应,同时对影响装配式剪力墙抗爆性能的参数进行了分析,得出以下结论。

(1) 装配式剪力墙抗爆性能较差,在爆炸荷载作用下,坐浆层的混凝土易发生失效,并且该处的钢筋易屈服断裂,结构局部产生较大的位移,导致结构发生局部脆性破坏;现浇剪力墙刚度分布比较均匀,混凝土的失效主要发生在其背爆面,且失效区域分布较为均匀,导致结构发生弯曲破坏。

(2) 现浇剪力墙的位移随时间推移有回弹趋势,而装配式剪力墙的位移在炸药当量较大时,随时间推移呈线性增长;随着爆炸荷载的增加,现浇剪力墙峰值位移呈线性增长,而装配式剪力墙峰值位移增长率会逐渐增大。

(3) 增加墙体厚度、提高混凝土的强度等级和炸药远离墙体的跨中位置,均可降低装配式剪力墙跨中单元的位移响应,改善灌浆套筒连接的装配式剪力墙的抗爆性能。

参考文献

[1] 丁阳,刘卫宗. 爆炸荷载下高层钢筋混凝土结构连续倒塌机制与模式研究 [J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版),2015,48(10):881-887.
DING Yang, LIU Weizong. Research on progressive collapse mechanism and collapse modes of high-rise reinforced concrete structure under blast load [J]. Journal of Tianjin University (Natural Science and Engineering Technology Edition), 2015, 48(10): 881-887. (in Chinese)

[2] 钟波. 爆炸作用下钢筋混凝土结构损伤破坏与连续倒塌分析高效数值模型研究 [D]. 天津大学,2017.
ZHONG Bo. Study on effective numerical model for damage and progressive collapse analysis of RC structures under blast loading [D]. Tianjin University, 2017. (in Chinese)

[3] SEIFI P, HENRY R S, Ingham J M. In-plane cyclic testing of precast concrete wall panels with grouted metal duct base connections [J]. Engineering Structures, 2019, 184(APR. 1): 85-98.

[4] 钱稼茹,彭媛媛,张景明,等. 竖向钢筋套筒浆锚连接的预制剪力墙抗震性能试验 [J]. 建筑结构,2011,41(2):1-6.
QIAN Jiaru, PENG Yuanyuan, ZHANG Jingming, et al. Tests on seismic behavior of pre-cast shear walls with vertical reinforcements spliced by grout sleeves [J]. Building Structure, 2011, 41(2): 1-6. (in Chinese)

- [5] 钱稼茹,韩文龙,赵作周,等. 钢筋灌浆套筒连接装配式剪力墙结构三层足尺模型子结构拟动力试验 [J]. 建筑结构学报,2017,38(3):26-38.
QIAN Jiaru, HAN Wenlong, ZHAO Zuozhou, et al. Pseudo-dynamic substructure test on a 3-story full-scale model of prefabricated concrete shear wall structure with rebars splicing by grout sleeves [J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(3): 26-38. (in Chinese)
- [6] 余琼,孙佳秋,许雪静,等. 钢筋灌浆套筒搭接连接的预制剪力墙抗震试验 [J]. 同济大学学报(自然科学版),2018,46(10):1348-1359+1373.
YU Qing, SUN Jiaqiu, XU Xuejing, et al. Experimental study on seismic behavior of precast shear walls with reinforcement spliced by grouted sleeve lapping connector [J]. Journal of Tongji University (Natural Science Edition), 2018, 46(10): 1348-1359+1373. (in Chinese)
- [7] 刘香,吕鹏. 直螺纹灌浆套筒连接的短肢剪力墙抗震性能试验 [J]. 硅酸盐通报,2018,37(7):2309-2314.
LIU Xiang, LYU Peng. Seismic performance test of short limb shear wall connected by straight thread grouting sleeve [J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2018, 37(7): 2309-2314. (in Chinese)
- [8] 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),2015,31(2):276-285.
ZHAO Weijian, ZHONG Quan, JIA Lianguang, et al. Analysis of precast concrete frame-shear wall under low cyclic loading [J]. Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science Edition), 2015, 31(2): 276-285. (in Chinese)
- [9] 李骥天. 装配式结构中半灌浆套筒钢筋连接的本构关系研究 [D]. 重庆大学,2016.
LI Jitian. Constitutive relation of steel bar connected by half grouting sleeve applied for fabricated concrete structure [D]. Chongqing University, 2016. (in Chinese)
- [10] 孙加超,陈小伟,邓勇军,等. 爆炸荷载下基于细观建模的素/钢筋混凝土板破坏模式 [J]. 爆炸与冲击,2019,39(11):32-42.
SUN Jiachao, CHEN Xiaowei, DEN Yongjun, et al. Dynamic response of mesoscopic plain/reinforced concrete slabs under blast loading [J]. Explosion and Shock Waves, 2019, 39(11): 32-42. (in Chinese)
- [11] HAWILEH R A, RAHMAN A, TABATABAI H. Nonlinear finite element analysis and modeling of a precast hybrid beam-column connection subjected to cyclic loads [J]. Applied Mathematical Modelling, 2010, 34(9): 2562-2583.
- [12] 常永奎,常凯,许超. 对 LS-DYNA 中混凝土 HJC 模型的探讨 [J]. 吉林建筑工程学院学报,2013,30(2):27-29.
CHANG Yongkui, CHANG Kai, XU Chao. The discuss of concrete HJC model in LS-DYNA [J]. Journal of Jilin Institute of Civil Engineering, 2013, 30(2): 27-29. (in Chinese)
- [13] TAI Y S, CHU T L, HU H T, et al. Dynamic response of a reinforced concrete slab subjected to air blast load [J]. Theoretical & Applied Fracture Mechanics, 2011, 56(3): 140-147.
- [14] 龚顺风,邓欢,朱升波,等. 近爆作用下钢筋混凝土板动态破坏的数值模拟研究 [J]. 振动与冲击,2012,31(2):20-24+100.
GONG Shunfeng, DENG Huan, ZHU Shengbo, et al. Numerical simulation for dynamic failure of a reinforced concrete slab under close-in explosion [J]. Journal of Vibration and Shock, 2012, 31(2): 20-24+100. (in Chinese)
- [15] LS-DYNA. Keyword user's manual [M]. Livermore, California: Livermore Software Technology Corporation, 2006.
- [16] 孙文彬. 钢筋混凝土板的爆炸荷载试验研究 [J]. 辽宁工程技术大学学报(自然科学版),2009,28(2):217-220.
SUN Wenbin. Experimental study on explosion load of reinforced concrete slab [J]. Journal of Liaoning University of Technology (Natural Science Edition), 2009, 28(2): 217-220. (in Chinese)