

爆炸波与破片联合作用下砌块墙的损伤和防护

田 力^{1,2}, 王若晨¹

(1. 天津大学 建筑工程学院, 天津 300350; 2. 天津大学 滨海土木工程结构与安全教育部重点实验室, 天津 300350)

摘要: 基于 ANSYS/LS-DYNA 软件建立了混凝土空心砌块填充墙、破片和炸药的模型, 并对其在由爆炸驱动的破片和由爆炸产生的冲击波作用下的损伤进行了数值模拟. 分析了单独冲击波作用、单独破片作用及二者复合作用下混凝土空心砌块填充墙位移响应的差异, 探究了不同砌块强度、空心砌块壁肋比、砂浆强度和钢丝网网格密度对混凝土空心砌块填充墙的位移响应的影响. 给出了聚脲弹性体、聚脲弹性体与钢丝网联合加固二者加固效果的比较. 结果表明: 通过与试验对比验证, 建模方式是可靠的; 在破片和冲击波复合作用下, 混凝土空心砌块填充墙的位移比二者线性叠加的位移更大; 提高砌块强度等级、提高空心砌块的壁肋比对墙体抗爆有利; 改变砂浆强度对墙体抗爆的影响微弱; 加密钢丝网网格可显著提高其防护效果.

关键词: 混凝土空心砌块墙; 冲击波; 破片; 复合作用

中图分类号: TU312⁺.3

文献标志码: A

displacement response of block filled wall was investigated. The reinforcement effect between polyurea elastomers, polyurea elastomers and steel mesh reinforcement was compared. The numerical results show that the modeling method is reliable. The displacement of the masonry filling wall is greater than that of the two under the composite action of prefabricated fragments and shock waves. The increase of the strength of the block and the thickness of the thickened hollow block is beneficial to the anti explosion of the wall, and the strength of the mortar has little effect on the failure of the wall. The effect of steel wire mesh and polyurea elastomer joint reinforcement is better. Densified wire mesh has a better reinforcement effect.

Key words: concrete hollow block wall; shock wave; fragment; composite action

Damage and Protection of Block Filled Wall Subjected to Synergistic Effects of Blast and Prefabricated Fragments

TIAN Li^{1,2}, WANG Ruochen¹

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China; 2. Key Laboratory of Coastal Civil Structure Safety of the Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300350, China)

Abstract: In order to explore the damage mechanism and protection technology of concrete hollow block filled wall subjected to the synergistic effects of blast and fragments, a model of block filled wall, fragment, and explosive was established by using ANSYS/LS-DYNA, and a numerical simulation of the damage caused by fragments and blast wave was conducted. The difference of the displacement response of the block filled wall under the action of shock wave, fragment, and a combination of the two was analyzed, and the influence of different block strengths, wall rib ratios of hollow block, mortar strengths, and mesh densities on the

在预制破片群和冲击波的复合作用下, 因混凝土空心砌块填充墙(以下简称砌块填充墙)并不属于受力构件, 较为脆弱, 故而极易发生破坏. 但随砌块填充墙在建筑中的大量应用, 对于一些重要建筑, 比如学生宿舍、医院、政府办公大楼等, 一旦发生破坏, 倒塌的填充墙及飞散的破片将造成严重的人员伤亡. 混凝土空心砌块在世界范围内被广泛使用, 已成为世界各国的主导性墙体材料. 在发达国家其应用比例已占墙体材料的 70%. 美国的年产量已达 45 亿块, 韩国 27 亿块, 俄国 9 亿块, 日本 3 亿块. 因此, 研究提高砌块填充墙的抗爆性能具有重要意义.

冲击波和高速破片均会对砌块填充墙造成破坏, 国内外学者对此作了一些试验和数值分析: Zhan 等^[1]研究了瓦斯爆炸对砌体结构的影响, 分析了瓦斯爆炸的压力时间历程、壁面位移时程和壁面破坏模式. Badr 等^[2]进行了混凝土砌体墙在自由场爆炸荷载下的试验, 并采用了简化单自由度模型对试验结果进行了拟合. 郑洪^[3]建立了 9 个以聚亚安酯为

收稿日期: 2018-06-05

基金项目: 国家自然科学基金(51238007, 51178310)

第一作者: 田 力(1970—), 男, 副教授, 工学博士, 主要研究方向为民用建筑抗撞、抗冲击. E-mail: ltian@tju.edu.cn

加固材料的墙体数值模型,分析了该种材料宽度和层数在爆炸荷载下对墙体的影响.喻忠操^[4]进行了砌块填充墙的冲击试验和数值模拟,分析了碳纤维增强复合材料和聚亚安酯防护膜在砌块墙上的防护效果.但目前对预制破片群和冲击波复合作用下的砌块填充墙的研究很少,由于在实际中,炸药外贴预制破片的情况时有发生,故建筑在受到冲击波作用的同时亦会受到破片的侵彻作用.

本文基于有限元软件 ANSYS/LS-DYNA,根据现实中底层砌块墙的实际构造建立计算模型,分析了单独预制破片群作用、单独冲击波作用及二者复合作用下砌块填充墙的破坏特点,并研究了砌块强度、砌块壁肋比、砂浆强度等对砌块墙损伤效应的影响规律,并提出了采用聚脲弹性体加固以及聚脲弹性体与钢丝网联合加固砌块填充墙的防爆技术,得到了一些有益结论,可为砌块填充墙抗爆防爆研究与设计提供重要技术参考.

1 有限元模型及数值分析方法

1.1 模型简介

本文建立了砌块和砂浆分离式墙体模型.小型砌块的尺寸为 $390\text{ mm} \times 190\text{ mm} \times 190\text{ mm}$ (长 \times 宽 \times 高)和 $190\text{ mm} \times 190\text{ mm} \times 190\text{ mm}$ (长 \times 宽 \times 高).砌块详图见图 1,其中壁厚 30 mm,肋厚 32 mm.由于墙体是错缝砌筑,故在边部位置放置辅助砌块.模型详图见图 2.分析墙体示意图见图 3, A-A 和 B-B 是测线, C 是测点.墙体尺寸为 $2\ 590\text{ mm} \times 190\text{ mm} \times 3\ 390\text{ mm}$ (长 \times 宽 \times 高).炸药采用方形铵油(ANFO)炸药,尺寸为 $150\text{ mm} \times 150\text{ mm} \times 150\text{ mm}$ (长 \times 宽 \times 高),质量为 3.071 kg.铵油炸药距离地面 1 400 mm,与砌块墙间隔 1 200 mm.破片的尺寸为 $12.5\text{ mm} \times 12.5\text{ mm} \times 12.5\text{ mm}$ (长 \times 宽 \times 高).由于炸药距墙体只有 1 200 mm,且由于爆炸产生破坏具有局部性,本文采用流固耦合方式模拟冲击波,空气域应完全包含所有墙体部件,故将空气域的尺寸取为 $3\ 540\text{ mm} \times 1\ 825\text{ mm} \times 3\ 600\text{ mm}$ (长 \times 宽 \times 高),并对空气设定无反射透射边界.

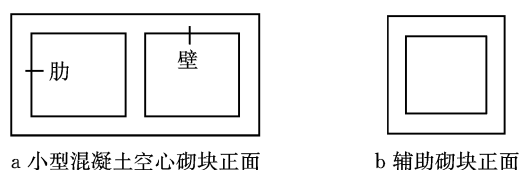


图 1 空心砌块示意图

Fig.1 Diagram of hollow block

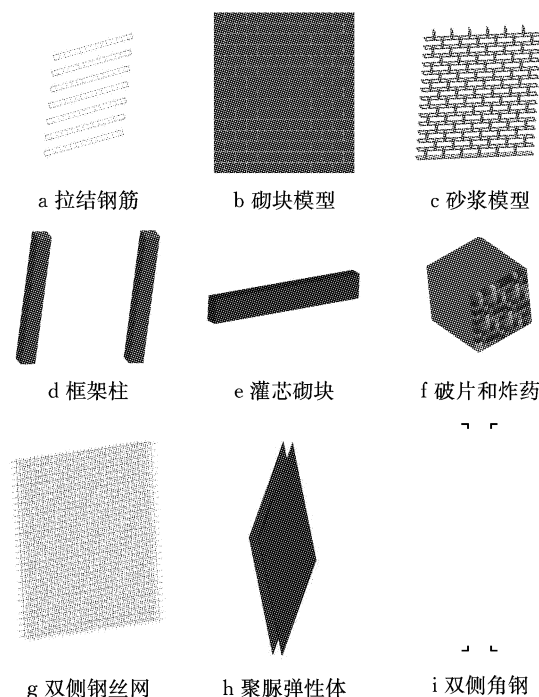


图 2 模型示意图

Fig.2 Schematic diagram of numerical model

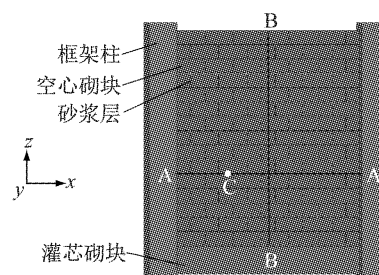


图 3 计算模型迎面面整体示意图

Fig.3 Overall schematic diagram of a computational model

本文为模拟破片同地面碰撞发生的反射现象,将地面设置为刚性.炸药采用中心起爆方式.通过炸药爆炸以驱动贴在炸药一侧的破片来模拟预制破片群和冲击波的复合作用.

为提高计算效率,对空气网格使用渐进的网格划分,空气单元网格最小尺寸为 20 mm,破片单元网格尺寸为 12.5 mm.空气模型单元和墙体模型单元数约为 171 万,破片总数为 144 个.

考虑实际中砌体填充墙的边界条件,在计算模型中建立了拉结钢筋、框架柱和灌芯砌块(见图 2a、d、e).其中,拉结筋与框架柱相连接以模拟墙体两侧的边界条件.考虑恐怖袭击中爆炸物大多是汽车炸弹或者手提箱炸药包,一般处于建筑物外底部,故本文模拟底层砌块填充墙.砌体墙根部需以普通小砌块砌筑,再以灌芯混凝土灌实^[5].故模型底部(室外

地面及地面以下)设为固定端,且室内地面与室外地面有 400 mm 高差,室内地面以下灌芯砌块与地面相接处也设置为固定端。砌体墙上部在实际中大多是由一皮辅助砌块与上部结构斜砌^[5],并用砂浆填充空缺。本文将砌体墙上部设置为自由端^[6]并在上部施加相同重量的荷载。

其中,砌块与砂浆之间使用软件 LS-DYNA 的固连断开接触定义。黏接力破坏失效的条件为

$$\left(\frac{f_n}{F_{NF}}\right)^2 + \left(\frac{f_s}{F_{SF}}\right)^2 \geq 1$$

式中: f_n 为法向应力; f_s 为切向应力; F_{NF} 为法向失效应力; F_{SF} 为切向失效应力。 F_{NF} 和 F_{SF} 数值由砂浆强度和混凝土强度这两个数值中的较小值确定。并根据工程经验取抗剪强度的 2/3 作为接触面的允许抗剪强度^[7];接触面允许抗拉强度取允许抗剪强度的 0.8 倍^[7]。当界面失效后,该接触选项起到面面接触作用,此时约束砂浆层和砌块之间的力为摩擦力。摩擦系数取 0.7^[8]。

1.2 有限元分析方法

计算模型由炸药、破片、空气、空心砌块、砂浆、灌芯砌块、钢筋网片、框架柱、拉结筋和刚性地面 10 部分组成。炸药、破片、空气、砌块、砂浆及框架柱均采用三维实体单元 SOLID164 模拟。钢筋网片和拉结筋采用梁单元 BEAM161 模拟。对破片、砌块、砂浆、框架柱、钢筋网片和拉结筋采用 Language 算法,炸药和空气采用 ALE 算法。

1.3 材料本构模型和本构参数

ANFO 炸药采用 * MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 本构模型及 JWL 状态方程模拟。

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

式中: P 为压力; A 、 B 均为材料参数; R_1 、 R_2 、 ω 均为试验拟合参数; E_0 为单位体积的初始内能; V 为相对体积。炸药和状态方程参数取值^[9]:密度 $\rho=910 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,爆速 $v=4193 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,爆炸压力 $P_d=4.292 \text{ GPa}$, $A=135.8 \text{ GPa}$, $B=1.35 \text{ GPa}$, $R_1=5.459$, $R_2=0.702$, $\omega=0.32$, $E_0=3.383 \text{ GPa}$, $V=1$ 。

空气采用 * MAT_NULL 本构模型及 * EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 状态方程模拟。

$$P = C_0 + C_1 u + C_2 u^2 + C_3 u^3 + (C_4 + C_5 u + C_6 u^2) E_0$$

式中: C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 、 C_6 均为常数。空气参数取值: $\rho=1.29 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $C_0=-0.1 \text{ MPa}$, $C_1=C_2=C_3=C_6=0$, $C_4=C_5=0.4$, $E_0=0.253 \times 10^{-3} \text{ GPa}$, $V=1$ 。

预制破片可以看作作为刚体,忽略预制破片在爆轰过程和侵彻过程中的变形和损伤,采用 * MAT_RIGID 材料模型描述^[10]。

砂浆、混凝土空心砌块、钢筋混凝土柱和灌芯混凝土采用 * MAT_BRITTLE_DAMAGE 本构模型模拟。分析模型选用 M10 混合砂浆、MU10 空心砌块,应变率对砌块强度、砂浆强度的影响通过提高相应的系数来考虑。砂浆参数取值^[11]: $\rho=2100 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $E=4644 \text{ MPa}$,泊松比为 0.25,抗拉强度为 1.76 MPa,抗剪强度为 0.9 MPa,抗压强度为 17.6 MPa,剪力传递系数为 0.03。混凝土空心砌块参数取值^[11]:密度 $\rho=1924 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $E=1300 \text{ MPa}$,泊松比为 0.15,抗拉强度为 1.37 MPa,抗剪强度为 0.689 MPa,抗压强度为 13.7 MPa,剪力传递系数为 0.03。灌芯砌块参数取值^[12]:密度 $\rho=2280 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $E=1290 \text{ MPa}$,泊松比为 0.3,抗拉强度为 2.6 MPa,抗剪强度为 2.1 MPa,抗压强度为 26 MPa,剪力传递系数为 0.03。钢筋混凝土柱拟合参数取值^[13]:密度 $\rho=2500 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $E=30 \text{ GPa}$,泊松比为 0.2,抗拉强度为 2.39 MPa,抗剪强度为 4.3 MPa,抗压强度为 26.8 MPa,剪力传递系数为 0.03,断裂韧性为 $143 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1}$,配筋率为 0.018,钢筋屈服强度为 252 MPa,钢筋失效应变为 0.1,钢筋杨氏模量为 206 GPa。

刚性地面采用 * RIGID_WALL_PLANER 模拟。

拉结筋采用 * MAT_PLASTIC_KINEMATIC 本构模型模拟,选用 HPB300 钢筋。钢筋参数取值: $\rho=7800 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $E=206 \text{ GPa}$,泊松比为 0.3,屈服强度为 300 MPa,应变率参数 $C=40$, $p=5$,失效应变为 0.12。

聚脲弹性体选用 * MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY 本构模型模拟。该模型是多线段弹塑性材料模型,可输入断裂应变值和不同应变率下的应力-应变曲线。聚脲弹性体参数取值^[13]: $\rho=1020 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,泊松比为 0.4,屈服应力为 15.7 MPa,失效应变取 0.85。输入的应力-应变曲线参见图 4^[13]。

1.4 仿真方法验证

本文以爆炸波对砌体墙冲击作用下的动态响应来验证文中耦合算法、接触类型及本构模型的合理性。

Badr 等^[2]对用槽钢加固的无筋砌体墙在爆炸荷载下的动态响应及破坏机理进行了研究。本文选取

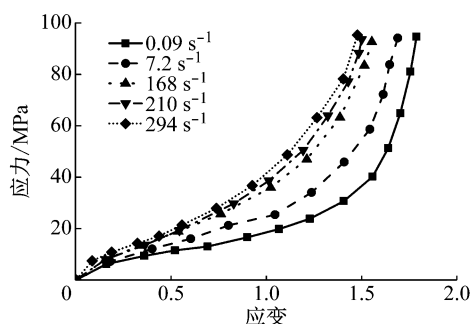


图 4 不同应变率下聚脲弹性体应力-应变曲线

Fig. 4 Stress strain curves of polyurea elastomers at different strain rates

其中的 WISS 工况进行仿真模拟,以验证模型的有效性和准确性。

砌块墙尺寸为 990 mm×190 mm×2 190 mm (长×宽×高). 墙体内砂浆的厚度为 10 mm. 炸药距离墙体 15 m,采用 ANFO 炸药,质量为 50 kg. 试验将槽钢和角钢设置在背爆面作为砌块墙加固的材料. 墙体正面示意图见图 5,整个墙体的正上方无约束,顶部和底部用木块顶紧. 采用 LS-DYNA 软件建立的模型见图 6.

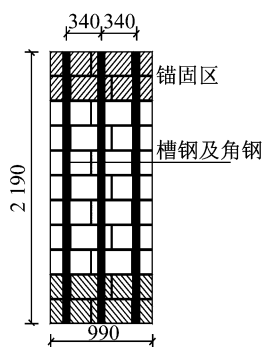


图 5 试验墙体正面示意图(单位:mm)

Fig. 5 Front of test wall (unit:mm)

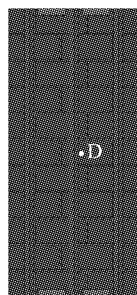


图 6 模型示意图

Fig. 6 Model of test wall

试验中砂浆抗压强度为 17.9 MPa;砌块抗压强度为 25.85 MPa,弹性模量为 22.9 GPa. 槽钢和角钢的屈服强度为 361.4 MPa.

本文验证了 D 点(见图 6)的位移时程曲线. D 点位移时程曲线对比见图 7. 在有限元模拟中, D 点的正向最大位移为 15.9 mm. 该数据与试验值相差 6%,模拟较为准确. 该砌体墙可视为单向墙,受到爆炸波冲击后作自由振动. 试验中砌块墙砂浆层在爆炸后没有出现剥落的现象,墙壁背爆面也没有水平和垂直裂缝. 在仿真模拟中砌块墙模型在爆炸后只有极少数单元删除,没有出现水平和垂直裂缝,砂浆

层保存完好.

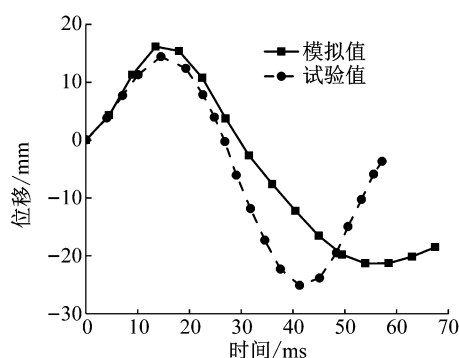


图 7 D 点位移时程曲线对比

Fig. 7 Contrast of displacement time history curve of D point

从整体模拟的效果来看,本文所采取的建模方式是可靠的.

1.5 破片速度验证

通过破片受炸药爆炸驱动的数值模拟来验证本文炸药和破片耦合方式的合理性.

文献[14]的试验研究了炸药对破片的驱动过程. 试验采用圆柱形炸药,其直径为 126 mm,长径比为 2,密度为 $1.82 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$,爆速为 $8482 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. 炸药外侧预制破片边长 9 mm,共 50 枚在周向紧密排列. 试验结果为破片速度 $2082 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. 文献[14]中用 AUTODYN 模拟破片速度为 $2027 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. 文献[14]和本文数值模拟的结果见图 8. 其中,破片速度在炸药爆炸后 $40 \mu\text{s}$ 稳定,其稳定值为 $2100 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,与试验值相差 0.56%. 这说明在数值模拟中采用炸药驱动预制破片的方法是可靠的.

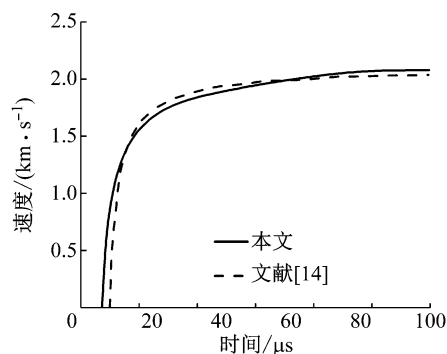


图 8 破片速度时程模拟曲线

Fig. 8 Time history curve of fragment velocity

2 填充墙损伤效应对比分析

本文分析了在单一荷载与复合荷载下砌块填充墙的破坏模式.

图 9 是填充墙迎爆面 A-A 处 y 向(见图 3)位移峰值图。由图 9 可知,在 3 种不同荷载的作用下,填充墙表现出不同的破坏模式。填充墙两侧仅靠插在钢筋混凝土柱子里的拉结钢筋约束,约束条件不强,在冲击波荷载单独作用下,填充墙两侧首先被剪切破坏,在填充墙两侧的约束失效之后,墙体缺乏有效约束,表现出被“平推”的趋势,填充墙在 y 方向上的位移大致相同。由于填充墙具有一定的整体性,所以墙体无明显的裂缝产生。在预制破片荷载单独作用下,填充墙的位移两侧小、中间大。其原因是高速预制破片可以看作是点荷载,具有穿孔效应。由于在模拟中设置炸药形状为正方体,且炸药起爆方式为中心点起爆。故从破片起始处到实际打到填充墙上的距离看,位于中心处的破片飞行的距离最短,最中心的破片首先到达填充墙并穿透墙体,由破片造成的局部破坏使砌块与砂浆有相对脱离的趋势,因此中心处砌块首先获得动能。预制破片相对于整个填充墙而言,质量可以忽略不计。预制破片并未覆盖整面填充墙,破片与填充墙的碰撞在瞬间完成,砌块与砂浆的分离也吸收了部分能量,所以传递到填充墙两端的能量较小,在预制破片荷载单独作用下,填充墙两侧的位移小、中间大。

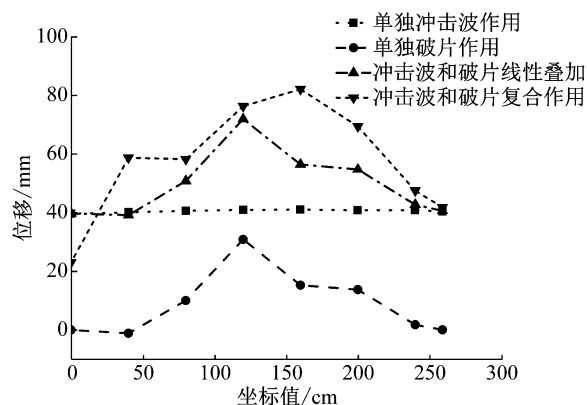


图 9 砌块填充墙在不同荷载类型下迎爆面 A-A 处 y 向位移峰值图

Fig. 9 Y displacement peak value of A-A under the condition of different load types for masonry filled walls

在预制破片和冲击波复合作用下,填充墙位移响应兼具两种荷载的不同特点。填充墙两侧有冲击波荷载造成的剪切破坏,被预制破片打到的地方有局部穿孔破坏。因为高速破片对墙体的侵彻作用,降低了侵彻后墙体对冲击波的抵抗能力,所以在破片和冲击波复合作用下,混凝土空心砌块填充墙的位移比二者线性叠加的位移大。如果破片数量比较少

或者炸药距离墙体比较远,破片经过发散后,打到墙体上的破片不足以改变墙体对冲击波的抵抗能力,此时墙体的位移会出现比二者线性叠加位移小的情况。从图 9 可以看出,近爆条件下,单一荷载线性叠加的位移均小于预制破片和冲击波复合作用下填充墙的位移。图 10 为迎爆面破片和冲击波复合作用下墙体损伤图。从图 10 可知,在二者复合作用下,砂浆层破坏严重,砌块与砌块之间丧失黏结而出现错位。这说明复合荷载作用比二者单独作用的线性叠加破坏还要严重。通过以上分析可知:在近爆条件下,破片打到墙体上的个数足够多,混凝土空心砌块填充墙的位移比二者线性叠加的位移大。冲击波和破片群的破坏机理不同。复合荷载破坏作用具有叠加增强效应。

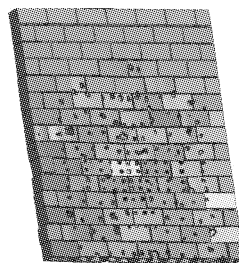


图 10 迎爆面破片和冲击波复合作用下墙体损伤图

Fig. 10 Wall damage under composite action of fragment and shock wave

3 混凝土空心砌块填充墙损伤效应参数化分析

3.1 砌块强度

分析了在不同砌块强度下,砌块填充墙在冲击波和破片群复合作用下的损伤效应。选取的砌块强度为 MU5.0、MU7.5、MU10.0 和 MU15.0。现实中并无强度 12.5 MPa 的砌块,故 MU12.5 不作考虑。

随砌块强度的增大,砌体墙的破坏模式发生变化。当砌块强度为 MU5.0 和 MU7.5 时,预制破片穿透砌块后,剩余的结构在冲击波的作用下发生破坏并产生了砌块碎片。由于一些砌块碎片从主体结构脱离,在墙上留下孔洞,所以部分冲击波能量透过洞口并未与墙体之间接触而直接穿过墙体。当砌块强度为 MU10.0 和 MU15.0 时,预制破片穿透砌块后,剩余结构基本并未破坏,仅仅在背爆面产生了极少的碎片。那么相较于 MU5.0 和 MU7.5 的砌块墙,该部分墙体承担了更多的冲击波荷载。故由图 11 可知,较低强度的砌块墙因部分冲击波未作用于墙

上而显示出较小的位移,而较高强度的砌块墙因承担了更多的冲击波荷载而显示出较大的位移。

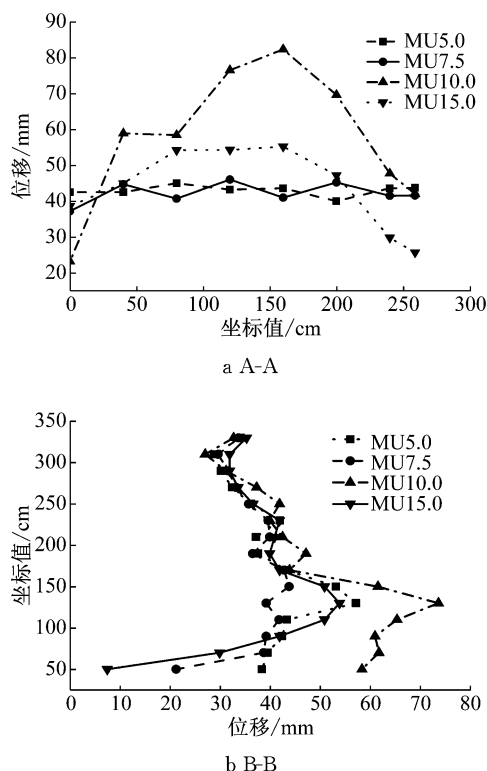


图 11 砌块填充墙在不同砌块强度下迎爆面 A-A、B-B 处 y 向位移峰值图

Fig. 11 Peak displacement of Y at A-A and B-B of the filled wall under different block strengths

但这并不是说在抗爆设计里应选择较低强度砌块作为墙体材料. 由于较低强度的砌块墙产生了更多飞散的砌块碎片且并未完全阻拦由爆炸产生的冲击波荷载, 虽然其位移效应更小, 但从人员安全角度来说, 还应选择较高强度的砌块墙。

3.2 砌块壁肋比

在保证砌块体积不变的条件下, 同时增大砌块的壁厚和减小砌块的肋厚来改变砌块壁肋比. 选取 MU10.0 砌块和 M10.0 混合砂浆, 砌块截面有效面积为 444 cm^2 , 研究在此参数下填充墙在破片群和冲击波复合荷载作用下的损伤效应. 设计壁厚和肋厚的比值分别为 0.50、0.75、1.00、1.25 和 1.50。

从图 12 中可以看出, 当壁肋比从 0.50 到 1.25 递增时, 填充墙的位移在不断减小, A-A 处位移最大减小了 32.60%, B-B 处位移最大减小了 26.67%。这说明了壁厚对填充墙的抗爆能力有很大的影响; 但当壁肋比从 1.25 上升为 1.50 时, 填充墙迎爆面 A-A 和 B-B 处位移相差不大, 位移最大相差 5%, 此时壁肋比对抗爆能力的影响是有限的. 在抗爆设计中,

在保证砌块成本不变的情况下, 应适当选择壁肋比较大的砌块, 以提高墙体的抗爆能力。

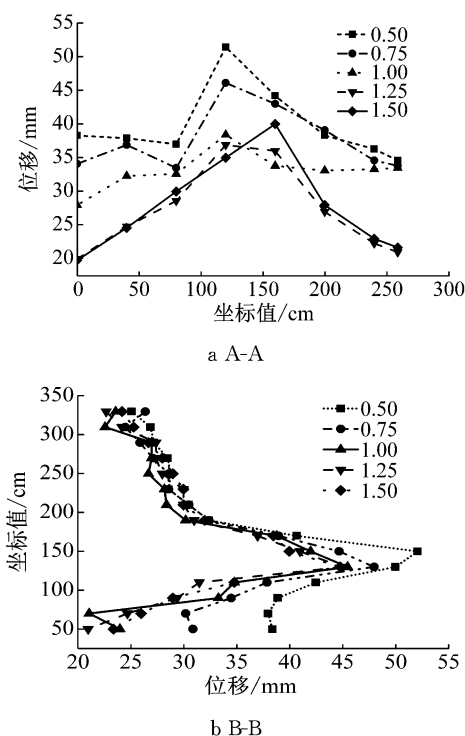


图 12 砌块填充墙在不同砌块壁肋比下迎爆面 A-A、B-B 处 y 向位移峰值图

Fig. 12 Y displacement peak of filled wall at A-A and B-B at different wall to rib ratios

3.3 砂浆强度

分析了在不同砂浆强度下, 砌块填充墙在冲击波和破片群复合作用下的损伤效应. 选取的砂浆强度为 M5.0、M7.5、M10.0 和 M15.0。

由图 13 可知, 在不同砂浆强度下, 填充墙 A-A 和 B-B 处的位移均相差在 3% 以内. 这说明砂浆强度对于填充墙在冲击波和破片群复合作用下的损伤影响不大. 在填充墙中砂浆层只有 10 mm 厚, 砂浆将砌块黏结到一起, 砂浆砌块之间的黏结力小于砂浆砌块本身的强度, 是最薄弱的一环. 如果砂浆层破坏, 那么黏结的作用消失, 砌块在爆炸作用下飞散; 如果砌块破坏, 砂浆层仍然可以起到黏结作用, 墙体仍然可以保持完整, 所以砂浆层在爆炸作用下是墙体的薄弱环节. 在冲击波和破片复合作用下, 由于填充墙墙厚仅为 190 mm, 高速破片会直接穿过墙体, 砂浆层直接受到破坏, 丧失了黏结的能力, 砂浆强度对于破片群和冲击波的抵抗能力影响微弱. 这个结果说明, 在填充墙抗爆设计中, 不需要一味追求高强度砂浆。

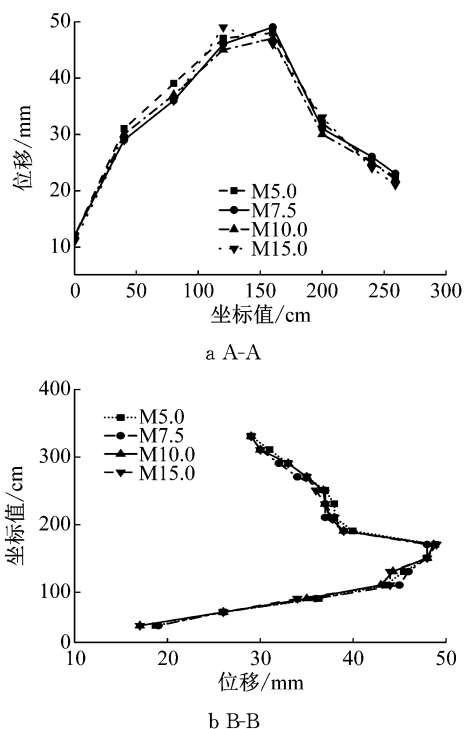


图 13 填充墙在不同砂浆强度下迎爆面 A-A、B-B 处 y 向位移峰值图

Fig. 13 Y displacement peak value of filled wall at A-A and B-B at different mortar strengths

4 防护加固

从数值模拟可以看出,砌块墙在破片群和冲击波复合作用下,墙体两侧出现剪切破坏,墙体砂浆层破坏严重,空心砌块由于没有砂浆黏结而出现飞散的情况.这说明需要加强墙体两侧的约束,使得约束破坏的耗能增加,且还需要加强砌块墙整体吸收能量的能力,使砂浆和砌块两种材料耗能更为均衡,降低因墙体局部吸收能量过多而砌块飞散破坏的概率.将墙看作一个整体,在冲击波和破片复合作用下,若破坏后墙体上的点在达到最大位移后出现返回值(墙体周边约束的原因),那么认为墙体没有倒塌.

本文将两个角钢(见图 2i)放置于框架柱和砌块墙相接处以增强墙体两侧的约束,角钢的一边与柱子固结,另一边紧贴墙体.在此基础上本文提出了砌块填充墙的两防防爆技术手段:单纯喷涂聚脲弹性体加固,钢丝网与喷涂聚脲弹性体联合加固.聚脲弹性体是一种喷涂于结构表面以应对动态荷载下结构的破裂、碎片飞溅、变形响应的弹性体聚合物,具有高弹性、低弹性模量和黏弹性的力学性能^[13].

由图 14 可知,在 18 ms 时,无防护墙体的 C 点

(见图 3)位移是 36.1 mm,单独聚脲弹性体加固下墙体的 C 点位移是 19.4 mm,钢丝网和聚脲弹性体联合加固下墙体的 C 点位移是 8.5 mm,随着时间的延续,仅喷涂聚脲弹性体的填充墙的位移趋向于定值.这说明了仅在墙体喷涂聚脲弹性体可以实现加固墙体的效果,聚脲弹性体在爆炸过程中吸收了一定的能量,但是其仅仅喷涂在墙体上,没有与四周的约束形成有效连接,所以该防护层起到协调砌块与砂浆变形以及加强墙体整体性的效果.对于钢丝网和聚脲弹性体联合加固的防爆技术手段,钢丝网与墙体周边的角钢形成了有效连接,在墙体出现较大挠度时,形成一个反力使得墙体的挠度减小,所以在爆炸作用后,应用该种防爆技术手段的填充墙位移达到最大值后出现了返回值,即认为墙体最终没有倒塌.

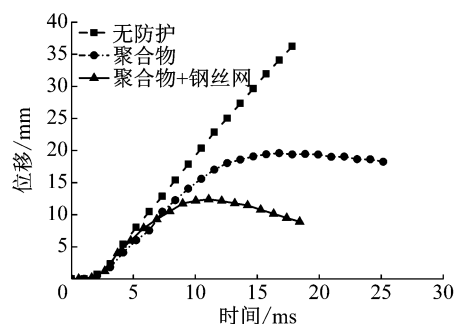


图 14 C 点位移历程曲线

Fig. 14 Displacement time history curve of C point

在保证聚合物厚度不变和钢丝网用钢量不变,同时改变钢丝网钢丝直径和网格密度的情况下,分析砌块填充墙在预制破片和冲击波复合作用下的位移响应.从图 15 可以看出,在钢丝网用钢量保持不变的情况下,钢丝直径为 5.0 mm 比钢丝直径为 7.8 mm 的钢丝网防护的砌块填充墙峰值位移减小了 19%.在保证钢丝网用钢量不变的情况下,减小钢丝直径并增大网格密度可以明显提高该防护构件的抗爆能力.

5 结论

(1) 通过与砌块填充墙的抗爆试验和破片受炸药驱动的试验对比分析,验证了本文所用建模方式和耦合方法的合理性和可靠性.

(2) 在冲击波和破片复合作用下,破片的穿孔效应改变了墙体性能,在荷载作用的过程中,砌块墙抵抗冲击波的能力大幅度减弱,在复合荷载下的位移比二者线性叠加的结果要大.

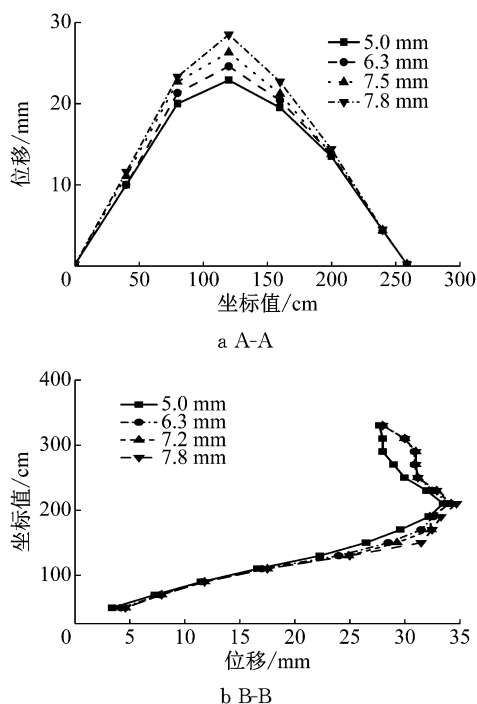


图 15 不同钢丝直径下墙体迎爆面 A-A、B-B 处 y 向位移峰值图

Fig.15 Y displacement peak at A-A and B-B of filled wall at different diameters of steel wire

(3) 在砌块填充墙抗爆设计中,应选择具有较高砌块强度等级的砌块;保证砌块成本不变的情况下,增大空心砌块的壁肋比可有效提高墙体的抗爆性能;改变砂浆强度对砌块填充墙的破坏影响不大。

(4) 单独使用聚脲弹性体对砌块填充墙具有一定的抗爆效果;但采用钢丝网和聚脲弹性体的联合加固技术会进一步增强墙体的抗爆性能;钢丝网在防护层中起到“骨架”作用,在保证用钢量不变的条件下,加密钢丝网格更有利于提高其防护效果。

参考文献:

- [1] ZHAN Li, LI Chen. Experimental and numerical study of unreinforced clay brick masonry walls subjected to vented gas explosions[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 1(104):107.
- [2] BADR M, ABOU-ZEID A M. Performance of unreinforced masonry walls retrofitted with externally anchored steel studs under blast loading[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2011, 25(5): 441.
- [3] 郑洪. 聚亚安酯加固砌体填充墙抗爆性能数值模拟[D]. 长沙:湖南大学, 2012.
ZHENG Hong. Numerical simulation of polyurethane strengthened perforated masonry walls under blast loading[D]. Changsha: Hu'nan University, 2012.
- [4] 喻忠操. 基于落锤冲击试验机的砌体填充墙抗爆加固试验研究[D]. 长沙:湖南大学, 2013.
YUN Zhongcao. Study on blast resistance of reinforced masonry infill wall based on impact of drop hammer machine [D]. Changsha: Hu'nan University, 2013.
- [5] 中国建筑标准设计研究院. 砌体填充墙结构构造: 12G614-1 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2012.
China Institute of Building Standard Design and Research. Structure structure of masonry filling wall: 12G614-1 [S]. Beijing: China Planning Press, 2012.
- [6] 吴加珂. 框-墙连接和砌块嵌固对填充墙平面外性能影响[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2013.
WU Jiake. The influence of connection and block build on masonry-infilled walls in the direction of out-of-plane [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2013.
- [7] 张正威. 核爆冲击波作用下空心砌块墙对主体结构的作用[J]. 工程力学, 2005, 25(5): 73.
ZHANG Zhengwei. Effects of concrete masonry walls on structures under nuclear blast loadings [J]. Engineering Mechanics, 2005, 25(5): 73.
- [8] 韩永利. 基于 LS-DYNA 的墙体抗燃气爆炸能力数值分析[J]. 防震减灾学报, 2012, 30(3): 298.
HAN Yongli. Numerical analysis of wall resistance to gas explosion based on LS-DYNA [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2012, 30(3): 298.
- [9] SANCHIDRIAN J A. Determination of the JWL constants for ANFO and emulsion explosives from cylinder test data[J]. Central European Journal of Energetic Materials, 2015, 12 (2): 177.
- [10] 段新峰, 呈远胜, 张攀, 等. 冲击波和破片联合作用下 I 型夹层板毁伤仿真[J]. 中国舰船研究, 2015, 10(6): 45.
DAUN Xinfeng, CHENG Yuansheng, ZHAGN Pan, et al. Damage simulation of type I sandwich plate under shock wave and fragment joint action [J]. Chinese Journal of Ship Research, 2015, 10(6): 45.
- [11] 吕卫东. 爆炸荷载作用下混凝土砌块墙力学性能研究[D]. 西安: 长安大学, 2011.
LÜ Weidong. Study on the mechanical properties of concrete masonry wall under blast loading [D]. Xi'an: Chang'an University, 2011.
- [12] 谢超. 混凝土砌块墙体的爆炸效应分析[D]. 西安: 长安大学, 2012.
XIE Chao. Blasting response analysis of reinforced concrete masonry walls [D]. Xi'an: Chang'an University, 2012.
- [13] 王军国. 喷涂聚脲加固粘土砖砌体抗动载性能试验研究及数值分析[D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2017.
WANG Junguo. Experimental and numerical investigation of clay brick masonry walls strengthened with spary polyurea elastomer under blast loads [D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2017.
- [14] 印立魁, 蒋建伟. 立方体预制破片战斗部破片初速计算模型[J]. 兵工学报, 2014, 35(12): 1967.
YIN Likui, JIANG Jianwei. An initial velocity model of explosively-driven cubical fragments [J]. Acta Armamentarii, 2014, 35(12): 1967.