文章编号：1000-4750(2020)Suppl-0082-09

碳纤维布加固砌体填充墙抗近距离小当量炸药爆炸数值模拟研究

万　军

(国防科技大学军事基础教育学院，湖南，长沙 410003)

摘　要：该文采用数值模拟方法对碳纤维布加固砌体填充墙抵抗近距离小当量炸药爆炸进行了研究。进行了1/2 缩比的砌体填充墙爆炸实验，对文中墙体抗爆分析数值分析方法的有效性进行了检验。建立了实际墙体的有限元模型，采用 LS-DYNA 程序对单层和多层纤维布加固的砌体填充墙在爆炸荷载作用下的破坏形式进行了分析。研究表明：近距离小当量爆炸时，砌体填充墙的破坏主要表现为爆炸近区的砌块在爆炸荷载的驱动下，撕裂纤维布向后以较高的速度飞散运动；纤维布的破坏主要表现为横向拉伸应力超过强度极限而产生拉伸断裂，并由爆炸近区分别沿水平和垂直方向向周围发展；当纤维布层间粘结能力有限时，难以发挥纤维方向抗拉强度高的优点。

关键词：固体力学；墙体加固；数值模拟；碳纤维布；近距离爆炸

中图分类号：TU364；TU352.1　　**文献标志码：**A　　doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2019.04.S012

NUMERICAL SIMULATION OF CFRP REINFORCED CONCRETE MASONRY WALL AGAINST SMALL STAND-OFF DISTANCE EXPLOSIVE CHARGE

WAN Jun

(College of Military Education, National University of Defense Technology, Changsha, Hu'nan 410003, China)

Abstract: The numerical investigation results of concrete masonry unit (CMU) walls reinforced with carbon fiber reinforced polymer (CFRP) subjected to small stand-off distance explosive charge are presented. The 1/2 scale CMU walls were constructed, and the blast experiments were conducted to validate the numerical models which was used to analyze the blast response of the CMU wall reinforced with CFRP by the LS-DYNA explicit finite element code. The failure mechanism of CMU walls reinforced with single CFRP layer and three CFRP layers were investigated. The numerical results indicated that the CMU wall failed due to the blast load deriving the CMU blocks adjacent to the charge to tear up the CFRP sheets and disperse towards the rear of the wall. The failure forms of the CFRP sheets were tensile ruptures due to insufficient transverse tensile strength. The tensile ruptures of CFRP sheets stretched from the center zone to adjacent zones along the horizontal and vertical directions. When the cohesion strength between the CFRP sheets was insufficient, the high strength of CFRP in fiber direction could not be mobilized efficiently.

Key words: solid mechanics; reinforced concrete masonry unit wall; numerical simulation; carbon fiber reinforced polymer; small stand-off distance explosive charge

框架内填充砌体墙是许多民用建筑物通常采用的外墙形式。在遭遇外部恐怖炸弹袭击时，砌体填充墙在爆炸荷载作用下容易破坏并产生大量碎块，高速飞散的碎块会造成室内人员的伤亡。在墙体内壁粘贴高强度纤维织物，施工速度快、占用空间小，是目前对砌体填充墙进行抗爆加固的常用方

收稿日期：2019-04-30；修改日期：2019-11-29
基金项目：国防科技大学预先研究项目：高强度纤维织物加固砌体填充墙的抗爆机理及其优化研究(JC10-09-01)
通讯作者：万　军 (1975—)，男，湖北人，副教授，博士，主要从事防护工程研究 (E-mail: wanjun_cs75@126.com).

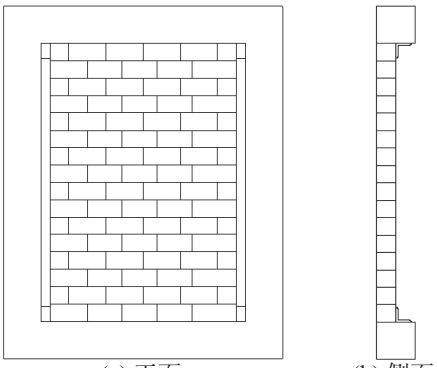
式之一[1−2]。2002 年—2010 年，Myer 等[3]、Alsayed[4]、Hamed 和 Rabinovitch[5−6] 采用理论分析和实验研究方法对纤维织物条带加固的砌体墙在横向荷载作用下的动力响应和失效破坏机理进行了探讨。

目前，国际上关于砌体墙的抗爆研究主要集中在抵御远距离大当量的汽车炸弹爆炸荷载方向，对抗近距离小当量邮包炸弹的研究相对较少。2009 年，Urgessa[7] 采用有限元方法对经过复合材料膜层加固的砌体填充墙在爆炸载荷作用下的结构动力响应进行了数值模拟，分析了砌体弹性模量对结构动力响应的影响。本文运用数值模拟方法，分析了单层和三层纤维布加固的砌体填充墙在近距离小当量炸药爆炸作用下的动力响应和失效破坏形式。

1　砌体填充墙抗爆加固形式

1.1　墙体形式

砌体墙由空心砌块错缝砌筑于净高 3.20 m、净宽 2.2 m 的钢筋混凝土平面框架内。砌体墙的宽度为 2.0 m，左、右两侧与混凝土框架柱均保持 0.1 m 的间距 (见图 1)。砌块材料密度为 2310 kg/m^3，单个砌块的外壁尺寸为 390 mm×390 mm×190 mm，壁厚和肋厚均为 30 mm。实验测得砌块平均静力抗压强度为 15.4 MPa。砌筑砂浆层厚度为 10 mm。



(a) 正面　(b) 侧面

图 1　砌体填充墙示意图

Fig. 1　Schematic of CMU wall

1.2　纤维布加固形式

墙体在背面粘贴浸渍过酚醛树脂的单向式碳纤维布进行加固。单层碳纤维布厚度为 0.167 mm，其在上、下框架梁处通过长度 2.20 m、截面为 160 mm×160 mm×16 mm 的 L 型角铁夹持固定于框架梁的上、下表面。纤维布和角铁、纤维布和框架梁之间通过粘贴酚醛树脂固定。

1.3　炸药

炸药为 0.4 kg TNT，装药中心均位于砌体墙前侧的正中心，距离墙体外表面 0.15 m。

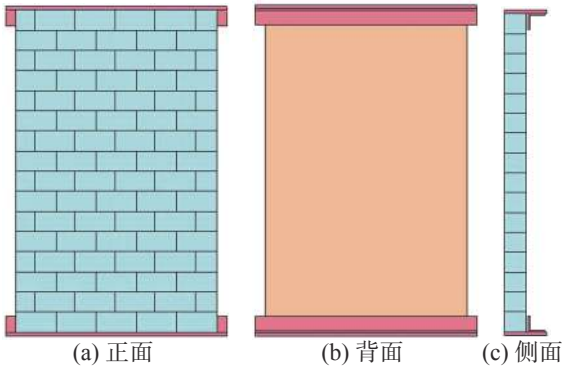
2　数值模拟方法

采用 MSC.Patran 建立砌体填充墙、纤维布和角铁的三维有限元模型，然后利用 LS-DYNA 有限元程序计算碳纤维布加固墙体在近距离小当量炸药爆炸作用下的动力响应。

2.1　有限元模型

2.1.1　单元和网格

按照砌块错缝砌筑的形式建立砌体填充墙有限元模型，见图 2。单个砌块采用 8 节点 6 面体常应力实体单元进行划分，砌块沿长度、高度、宽度方向划分 11、5、6 个单元，沿壁厚和肋厚方向划分 1 个单元 (见图 3)。砌块之间的砂浆层，在厚度方向的尺寸较小，为了提高模型计算效率，将其质量弥散到相邻的砌块内。采用本文 2.1.3 节中的接触面来描述砌块之间的脱粘、滑动等行为。砌体墙一共划分 18400 个实体单元。纤维布采用 4 节点全积分壳单元进行模拟，单元沿厚度方向采用三点积分。每层纤维布划分 4800 个单元，三层纤维布一共划分 14400 个单元。



(a) 正面　(b) 背面　(c) 侧面

图 2　墙体和加固系统有限元模型

Fig. 2　Finite element model of CMU wall and reinforcement system

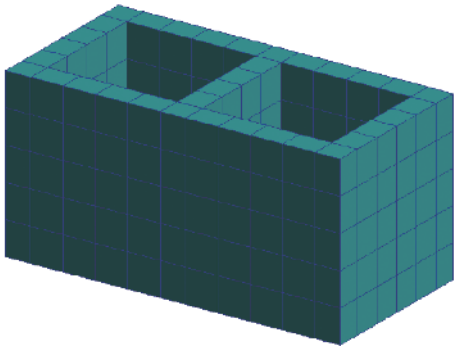


图 3　单个砌块的有限元模型

Fig. 3　Finite element model of single CMU block

框架梁和锚固角铁的强度和刚度均较大，且本文主要关注砌体填充墙和纤维布的结构动力响应和失效破坏过程。有限元模拟时上、下框架梁和锚固角铁均采用刚体模型模拟，框架梁划分为1440 个刚体单元，角铁划分为 900 个刚体单元。

2.1.2 材料模型和参数

砌块采用 LS-DYNA 程序中的 16 号材料模型*MAT-PSEUDO-TENSOR 来模拟。该模型联合采用具有 Mohr-Coulomb 屈服面和 Tresca 极限的失效准则 (见图 4) 和最大拉伸主应力失效准则，可以描述砌块抗剪强度和静水压力之间、体积应变和静水压力之间的关系，以及材料应变率效应和拉伸失效行为。

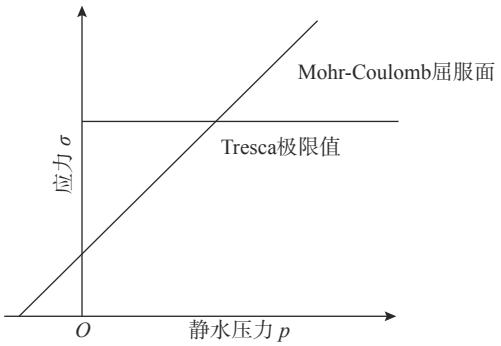


图 4 Mohr-Coulomb 失效准则和 Tresca 极限

Fig. 4 Mohr-Coulomb failure mechanism and Tresca limit

在达到 Tresca 极限之前，砌体的静水压力 p 和$\sigma=(\sigma_1-\sigma_3)/2$之间采用如下的线性表达式[8]

$$p=-0.05932\sigma-2632 \tag{1}$$

式中，σ_1、σ_3分别为最大和最小主应力，单位为 kPa。

采用如下状态方程来描述砌块的静水压力和体积应变之间的关系[8]：

$$p=-6.9\times10^6\varepsilon \tag{2}$$

式中：p为压力；ε为体积应变。

砌体的材料参数和应变率强化因子分别见表 1 和表 2。

经过酚醛树脂浸渍的单向纤维布采用 LS-DYNA 程序中的 54 号材料模型*MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE 进行模拟。当纤维布单元的纵向抗拉、抗压强度，横向抗拉、抗压强度，平面抗剪强度，以及纤维的拉伸、压缩应变超过限值，则单元失效并删除。碳纤维布材料参数见表 3。

表 1 砌块的材料参数[8]

Table 1 Material properties of CMU[8]

材料参数	符号	数值
密度/(kg/m^3)	ρ	1922
剪切模量/MPa	G	5175
泊松比	ν	0.15
最大失效主应力/MPa	σ_{max}	6.21

表 2 砌块的应变率强化因子[8]

Table 2 Strain rate strengthening factor of CMU[8]

应变率	强化因子
1.0×10^{-6}	1.00
1.0×10^{-4}	1.10
1.0×10^{-2}	1.20
1.0	1.35
50	1.50
100	2.20

表 3 单向式 CFRP 的材料参数[9]

Table 3 Material properties of unidirectional CFRP[9]

材料参数	符号	数值	材料参数	符号	数值
密度/(kg/m^3)	ρ	1580	纵向拉伸强度/MPa	X_T	2280
纵向弹性模量/GPa	E_1	138	纵向压缩强度/MPa	X_T	1440
横向弹性模量/GPa	E_2	9.65	横向拉伸强度/MPa	Y_T	57
平面内剪切模量/GPa	G_{21}	5.24	横向压缩强度/MPa	Y_C	228
平面外剪切模量/GPa	G_{23}	2.24	平面内剪切强度/MPa	S	71
较小泊松比	ν_{21}	0.021	纤维拉伸最大应变/(%)	ε_t	1.38
厚度方向泊松比	ν_{31}	0.021	纤维压缩最大应变/(%)	ε_c	1.175

混凝土框架和角铁采用 LS-DYNA 程序中的 20 号材料模型*MAT_RIGID 进行模拟，密度分别为 1922 kg/m^3 和 7810 kg/m^3。

2.1.3 接触面

碳纤维布和锚固角铁的内侧面之间通过树脂进行粘贴，数值模拟中采用接触面来描述纤维布和角铁之间的脱粘、滑动等行为。为了能够准确地揭示多层纤维布之间的脱粘破坏行为，纤维布之间也采用接触面进行模拟。数值模拟中上述接触面如下设置：

1) 对于砌块之间、砌块和上、下框架梁之间、纤维布和砌体之间、纤维布和角铁之间、不同层纤维布之间的接触，选择 LS-DYNA 程序的*CONTACT_TIEBREAK_SURFACE_TO_ SURFACE 接触类型。接触中考虑初期刚性连接，接触面失效后，即释放接触面上的刚性连接约束，退化为面-面接触，并允许砌块之间发生滑动、分离或再次接触。对于*CONTACT_TIEBREAK SURFACE TO_SURFACE 接触类型，接触面的失效准则为：

$$\left(\frac{F_n}{F_{nf}}\right)^2+\left(\frac{F_s}{F_{sf}}\right)^2\geqslant 1 \tag{3}$$

式中：F_n、F_s分别为接触面拉伸正应力和剪应力；F_{nf}、F_{sf}分别为接触面的允许拉伸正应力和剪应力。根据实验数据，本文中砌体之间、砌体和纤维布之间接触面上，F_{nf}和F_{sf}分别取 2.76 MPa 和 3.11 MPa，三层纤维布之间接触面上，F_{nf}、F_{sf}分别取 32 MPa 和 29.4 MPa[5]。

2) 对于砌块破坏后内、外壁之间的接触，选择 LS-DYNA 程序中 *CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE _TO_SURFACE 接触类型进行模拟。

2.1.4　爆炸荷载

选用 LS-DYNA 程序中的 ConWep 函数来计算作用在墙体上的爆炸荷载。假定炸药为自由大气中的球形爆炸，通过炸药的当量和爆距来计算爆炸入射压力，然后采取式 (4) 计算作用在目标上的冲击波超压值[10]：

$$P=P_r\cdot\cos^2\theta+P_i\cdot(1+\cos^2\theta-2\cos\theta) \tag{4}$$

式中：θ为冲击波的入射角；P_r为反射冲击波压力；P_i为入射冲击波压力。

3　数值模拟方法检验

为了检验上述数值方法，进行墙体抗爆研究的有效性，实际构筑 1/2 缩比的砌体填充墙，进行爆炸实验。墙体砌筑完成并养护 28 d 后，在背面粘贴单向式碳纤维布，其单幅宽度为 0.3 m。实验一墙体背面采用单层纤维布进行加固，纤维沿垂直方向排布。实验二中墙体背面采用三层纤维布进行加固，里外两层纤维布的纤维为垂直方向，由左至右一共粘贴 4 幅，相邻幅之间重叠 6.6 cm。中间层纤维布的纤维为水平方向，由上至下一共粘贴 5 幅，相邻幅之间不重叠。纤维布养护合格后进行爆炸实验 (见图 5)。实验后观测墙体和纤维布的破坏形态，并和数值模拟结果进行对比，检验数值方法的有效性。

图 5　砌体墙爆炸布置图
Fig. 5　Field blast test layout

按照 1/2 缩比建立墙体有限元模型，按照实际尺寸建立纤维布有限元模型，开展缩比实验的数值模拟。单层纤维布加固墙体爆炸记为工况一，三层纤维布加固墙体爆炸记为工况二。工况一的实验和数值模拟结果见表 4 和图 6、图 7。工况二的实验和数值模拟结果见表 5 和图 8、图 9。

表 4　单层纤维布加固墙体和纤维布的破坏情况
Table 4　Failure description of CFRP layer and CMU wall reinforced with single CFRP layer

方法	墙体局部破坏	墙体整体破坏	纤维布破坏
实验	墙体迎爆面洞口高约90 cm、宽约40 cm(见图6(a))。背爆面洞口宽度明显减少，约30 cm(见图6(b))。	墙体其他部分基本完好(见图6(a)和图6(b))。	纤维布在对应爆心投影点处两侧宽25 cm部分从上部区域的砌体墙和锚固角铁处脱落，两侧约5 cm宽在炸药爆心高度附近处断开(见图6(b))。
数值模拟	墙体在受爆点附近产生高40 cm、宽40 cm左右的洞口(见图7(a))。与实验结果比较接近。	墙体其他部分基本完好(见图7(a))。	在洞口附近，有一幅纤维布条带(约20 cm宽)由于纵向抗拉强度不足，沿水平方向发生断裂。同时该幅纤维布还与相邻纤维布之间发生断裂，从而导致在洞口左、右两侧出现两条垂直方向的纵贯裂缝(见图7(b))，纤维布裂隙整体呈现“H”状。失效纤维布的宽度和实验结果比较符合。

数值模拟和实验对比表明，数值模拟能够较好地揭示墙体爆炸后的局部破坏、整体破坏和纤维布的破坏形式。同时数值模拟方法能够提供墙体在爆炸荷载作用下结构动力响应和失效破坏演化过程丰富的信息，下面采用该方法研究实际尺寸的砌体填充墙经过单层纤维布和三层纤维布加固后，在近距离小当量炸药爆炸作用下的破坏形式。

4　纤维布加固墙体抗爆分析

本节中的单层纤维布加固，其纤维沿垂直方向排布。三层纤维布加固，里外两层的纤维沿垂直方向排布，中间层的纤维沿水平方向排布。

4.1　单层纤维布加固

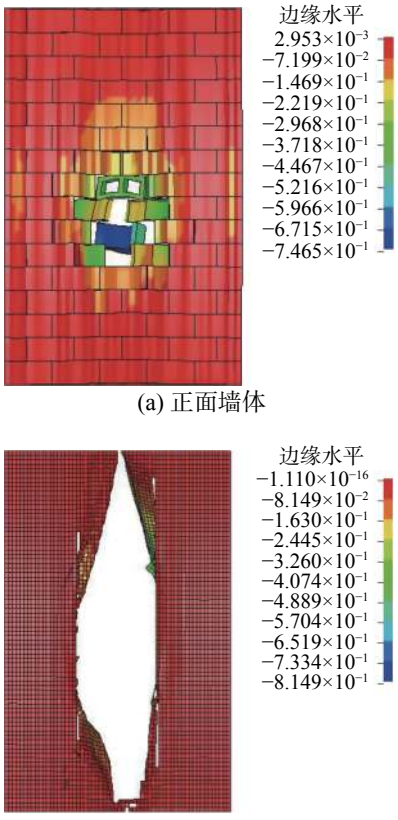
数值模拟表明，炸药爆炸后墙体的破坏形式

(a) 正面 (b) 背面

图 6 工况一爆炸后墙体

Fig. 6 Posttest views of test 1

主要表现为爆炸近区的砌体在爆炸荷载的驱动下向后运动，撕裂单层纤维布并以较高的速度向后飞散运动。单向式纤维布的横向拉伸强度为 57 MPa，远小于纵向拉伸强度 2280 MPa，在爆点近区的纤维布首先由于横向抗拉强度不足而产生纵向裂缝。图 10~图 14 所示分别为起爆后 0.0025 s、0.005 s、0.02 s、0.09 s、0.5 s 时刻碳纤维布沿墙体表面法线方向 (记为 y 轴) 的位移图。图 10~图 14 也可显示上述时刻纤维布的破裂情况。由图 10~图 14 可知，纤维布的垂直裂缝在炸药起爆后 0.0025 s 就已经出现。随着碎块和墙体的进一步运动，纤维布的纵向裂缝从爆炸近区向上、下方向进一步发展。同时纤维布的裂缝发展主要发生在 0.02 s 以前时间段内，0.02 s 后裂缝继续发展较小。



(a) 正面墙体

(b) 背面纤维布

图 7 数值模拟工况一墙体和纤维布的位移 (起爆后 0.04 s)

Fig. 7 Displacements of CMU wall and CFRP in numerical simulation case 1 at 0.04 s

表 5 三层纤维布加固墙体和纤维布的破坏情况

Table 5 Failure description of three CFRP layers and CMU wall reinforced with CFRP layers

方法	墙体局部破坏	墙体整体破坏	纤维布破坏
实验	墙体迎爆面洞口高约30 cm、宽约30 cm(见图8(a))。	砌体墙其他部分基本完好(见图8(a)和图8(b))。	在爆心投影点附近高15 cm、宽15 cm左右的区域，三层纤维布均沿水平和垂直方向发生拉伸断裂破坏(见图8(b))。
数值 模拟	墙体在受爆点附近产生高30 cm、宽20 cm左右的洞口(见图9(a))。其宽度比单层纤维布加固情况略小，与实验结果比较接近。	砌体墙其他部分完好(见图9(a))。	在爆心投影点附近，三层纤维布均沿水平和垂直方向发生拉伸断裂破坏，形成高25 cm、宽20 cm左右的洞口区域(见图9(b))。三层纤维布的破坏形态和实验相符，面积略大一些。

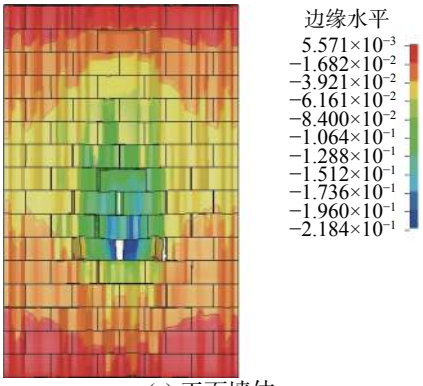
(a) 正面 (b) 背面

图 8 工况二爆炸后墙体

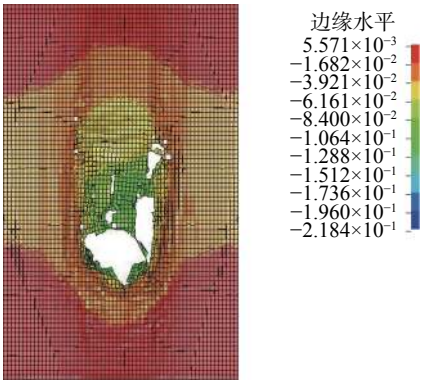
Fig. 8 Posttest views of test 2

图 10~图 14 也表明，纤维布的 y 轴位移首先发生在爆点近区。起爆后 0.09 s，纤维布的 y 轴运动已经开始由爆炸近区的局部运动转化为整幅向后的整体运动，纤维布上的不同部位，当其高度值相同时，其 y 轴位移基本相同。

下面分析纤维布在爆炸荷载作用下 y 轴位移的时间历程。选取纤维布正中心左侧 0.6 m 处的节点 272929、正中心左侧 0.2 m 处的节点 273002、正中心上方 0.6 m 处附近的节点 271910。有限元模拟中上述三节点及所属的单元在爆炸荷载作用下均没有失效删除。图 15 为上述三节点在 0 s~0.5 s 内的 y 轴位移历程。由图 15 可知，在爆炸荷载作



(a) 正面墙体



(b) 背面纤维布

图 9　数值模拟工况二墙体和纤维布的位移 (起爆后 0.04 s)

Fig. 9　Displacements of CMU wall and CFRP in numerical simulation case 2 at 0.04 s

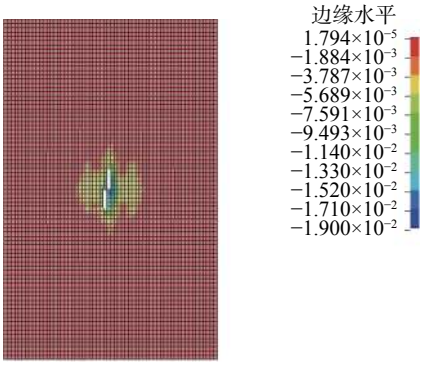


图 10　0.0025 s 纤维布位移图

Fig. 10　Displacement of CFRP at 0.0025 s

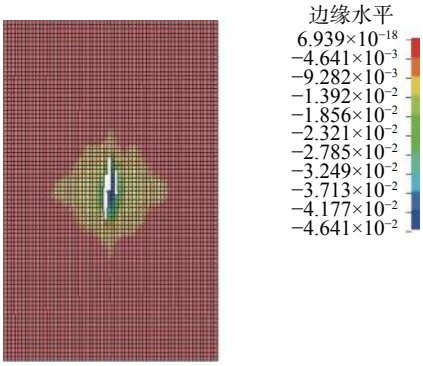


图 11　0.005 s 纤维布位移图

Fig. 11　Displacement of CFRP at 0.005 s

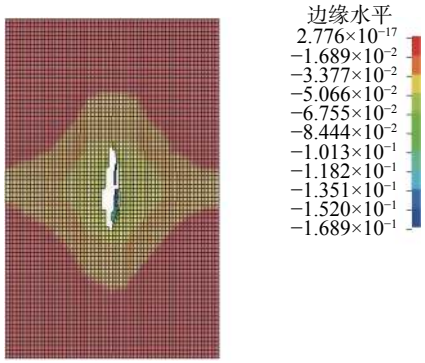


图 12　0.02 s 纤维布位移图

Fig. 12　Displacement of CFRP at 0.02 s

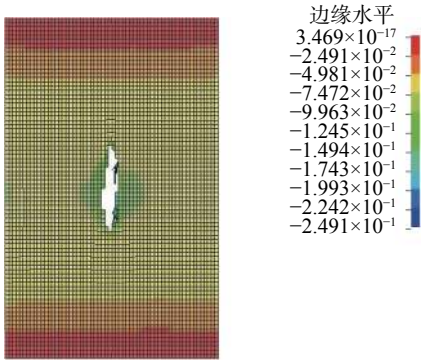


图 13　0.09 s 纤维布位移图

Fig. 13　Displacement of CFRP at 0.09 s

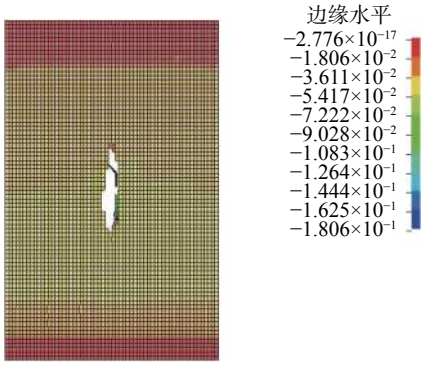


图 14　0.5 s 纤维布位移图

Fig. 14　Displacement of CFRP at 0.5 s

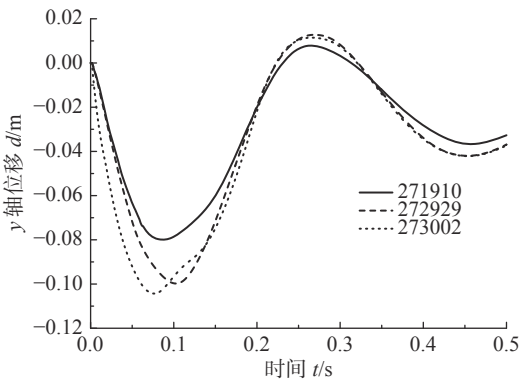


图 15　纤维布节点 y 轴位移历程图

Fig. 15　y-displacements of nodes in CFRP layer

用下，纤维布总体上在 0.07 s~0.12 s 达到 y 轴最大位移值。随后，在纤维布的弹性回复力等作用下，存在一定的回弹振动现象。纤维布回弹位移的量值小于正向首次位移的量值。同时后续第二次的向墙体背向的位移量小于首次的位移量值。

下面给出纤维布中心正上方 0.2 m 处附近的单元 143725 沿水平方向 (即和纤维方向垂直，记为 x 轴) 的应力历程 (见图 16)，以及沿竖直方向 (即沿纤维方向，记为 z 轴) 的应力历程 (见图 17)。该单元处于裂缝附近，动力响应过程中由于附近单元 x 轴应力达到失效应力 57 MPa 后，单元失效删除，该单元后续也不承担荷载。

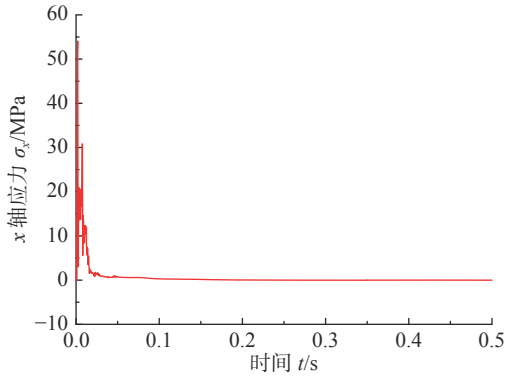


图 16 纤维布单元 143725 的 x 轴应力历程图
Fig. 16 x-stress of element 143725 in CFRP layer

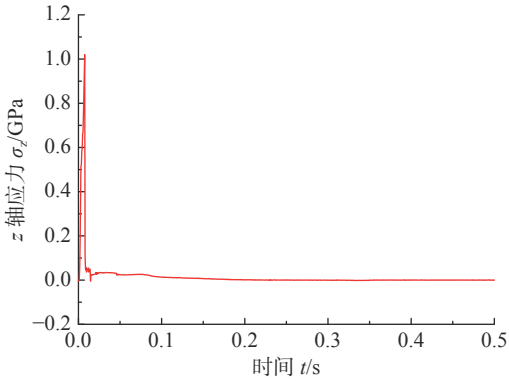


图 17 纤维布单元 143725 的 z 轴应力历程图
Fig. 17 z-stress of element 143725 in CFRP layer

由图 15 中位移出现最大值的时刻 (0.07 s~0.12 s)，以及图 16、图 17 中单元出现最大应力的时刻 (0.01 s 左右) 可知，爆炸近区的纤维布出现最大应力的时间远小于纤维布整体出现最大 y 轴位移的时间。爆炸近区纤维布的破坏主要是由于该局部区域砌块的 y 轴位移使局部纤维布的横向拉伸应力超过抗拉强度极限，而不是墙体整体发生较大向后位移而引起的。

4.2 三层纤维布加固

数值模拟表明，炸药爆炸后墙体的破坏形式也主要表现为爆炸近区的砌体在爆炸荷载的驱动下向后运动，撕裂三层纤维布并向后以较高的速度飞散运动。三层纤维布的破坏均表现为在垂直纤维方向的应力超过横向抗拉强度值而发生的裂缝。其中直接粘贴在砌体上的里层纤维布，纤维沿竖向排布，发生纵向裂缝 (见图 18)；中间层纤维布的纤维沿横向排布，发生横向裂缝 (见图 19)；最外层纤维布的纤维沿竖向排布，也产生纵向裂缝 (见图 20)。三层纤维布的破坏均先发生在爆心投影点附近区域，然后沿纵向和横向往四周发展。破坏程度大致为里层破坏最严重，中间层次之，最外层最轻的特点。

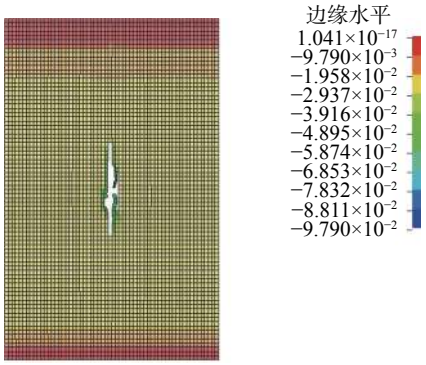


图 18 里层纤维布 0.4 s 时位移图
Fig. 18 Displacement of 1st CFRP layer at 0.4 s

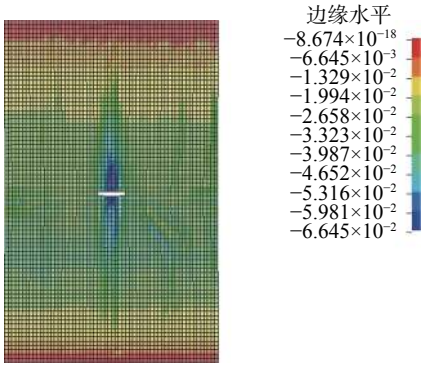


图 19 中间层纤维布 0.4 s 时位移图
Fig. 19 Displacement of 2nd CFRP layer at 0.4 s

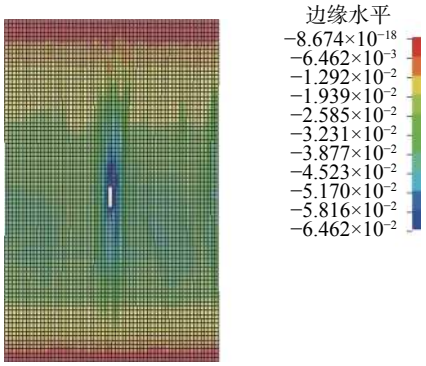


图 20 外层纤维布 0.4 s 时位移图
Fig. 20 Displacement of 3rd CFRP layer at 0.4 s

下面分析最外层纤维布中心附近处的单元156694在受载至破坏失效期间，纤维方向(z轴)和垂直纤维方向(x轴)的应力时间历程。单元156694的x轴和z轴的应力时间历程分别如图21和图22所示。由图21和图22可知，当单元的垂直纤维方向拉应力达到其强度极限(57 MPa)时，其纤维方向的拉应力才415 MPa，远低于其强度极限值2280 MPa。采用多层单向纤维布叠合的方式，并不能发挥纤维布在纤维方向强度高的优点。由图16可知，采用单层纤维布加固时，爆心附近纤维布在破坏时刻纤维方向的强度可达1000 MPa。从某种意义上讲，采用三层纤维布进行叠合，降低了纤维布在纤维强度方向的强度利用率。

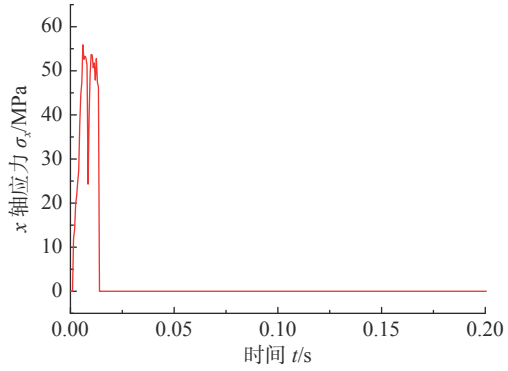


图21　纤维布单元156694的x轴应力历程图
Fig. 21　x-stress of element 156694 in CFRP layer

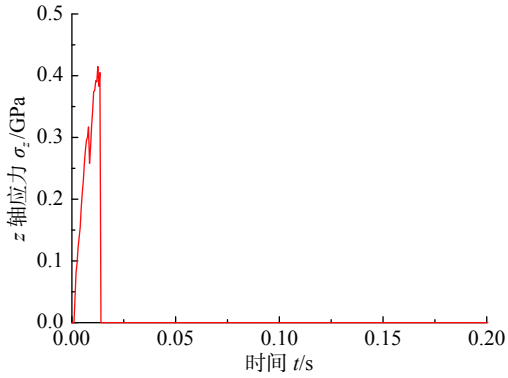


图22　纤维布单元156694的z轴应力历程图
Fig. 22　z-stress of element 156694 in CFRP layer

炸药爆炸后，砌体碎块通过三层纤维布破洞的“交集”向后飞散杀伤人员，由于该“交集”的面积显著小于单层纤维布的破洞面积。从人员防护的角度来看，三层纤维布的加固效果优于单层纤维布。本文中纤维布是在上、下框架处进行锚固，三层纤维布之间通过树脂来提供粘结力，纤维布之间容许拉伸正应力和剪应力分别为32 MPa和29.4 MPa，纤维布之间的粘结力较低，不同层之间的纤维布难以协同工作。而且单向纤维布的纵向拉伸强度和横向拉伸强度之比达到2280: 57，每层碳纤维布均由于横向拉伸强度不足而出现破坏，并没有充分发挥纵向强度高的优点。

5　结论

本文数值研究了碳纤维布加固砌体墙在近距离小当量炸药爆炸作用下的破坏过程。主要结论如下：

(1) 砌体墙的破坏主要表现为爆炸近区的砌块在爆炸荷载的驱动下向后运动，撕裂纤维布并向后以较高的速度飞散运动。

(2) 单向纤维布的破坏主要由爆心附近区域的砌块位移而导致纤维布局部拉伸应力超过强度极限而引起。破坏主要表现为沿纤维方向发生拉伸断裂，破坏出现的时间早于墙体整体位移出现最大值。

(3) 由于墙体碎块最后通过三层纤维布破洞的“交集”向后飞散杀伤人员，该“交集”的面积小于单层纤维布破洞的面积。从人员防护的角度来看，三层纤维布的加固效果优于单层纤维布。

(4) 采用三层单向纤维布“纵-横-纵”铺层叠合、纤维布在上、下框架梁处锚固形式加固墙体，当各层纤维布之间的粘结力相对较低时，相邻层内的纤维难以有效协同工作、发挥纤维强度高的优点。为了提高抗爆加固的效果，可能采取的措施有：选用纵横方向力学性能较接近的双向编织纤维布；增大纤维布层间粘结强度，提高层间协同工作的能力；每层纤维布在水平和竖直方向均进行锚固。

参考文献：

[1] Buchan P A, Chen J F. Blast resistance of FRP composites and polymer strengthened concrete and masonry structures-A state-of-the-art review [J]. Composites: Part B, 2007(38): 509－522.

[2] Mayrhofer C. Reinforced masonry walls under blast loading [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2002, 44(6): 1067－1080.

[3] Myer J J, Belarbi A, El-Domiaty K A. Blast resistance of FRP retrofitted un-reinforced masonry (URM) walls with and without arching action [J]. The Masonry Society Journal, 2004, 22(8): 9－26.

[4] Alsayed S H. Effect of the schemes of fiber reinforced polymeric laminates on the out-of-plane behavior of unreinforced masonry walls [R]. Riyadh, Saud Arabia: King Saud University, 2006: 1－42.

[5] Hamed E, Rabinovitch O. Masonry walls reinforced with composite materials – dynamic out-of-plane behavior [J]. European Journal of Mechanics A/Solids, 2008, 27(6): 1037 – 1059.
[6] Hamed E, Rabinovitch O. Failure characteristics of FRP-strengthened masonry walls under out-of-plane loads [J]. Engineering Structures, 2010, 32(8): 2134 – 2145.
[7] Urgessa G S. Finite element analysis of composite hardened walls subjected to blast loads [J]. American Journal of Engineering and Applied Sciences, 2009, 2(4): 804 – 811.
[8] Eamon C D, Baylot J T, O'Daniel J L. Modeling concrete masonry walls subjected to explosive loads [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2004, 130(9): 1098 – 1106.
[9] Mutalib A A, Hao H. Development of P-I diagrams for FRP strengthened RC columns [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(5): 290 – 304.
[10] Randers-Person G, Bannister K A. Airblast loading model for DYNA2D and DYNA3D ARL-TR-1310 [R]. Army Research Laboratory, 1997.

(上接第 67 页)

参考文献:

[1] Wang X, Hu Y A, Luo S Z. Prototype observation and influencing factors of environmental vibration induced by flood discharge [J]. Water Science and Engineering, 2017, 10(1): 78 – 85.
[2] Wang X, Luo S Z, Hu Y A. High-speed flow erosion on a new roller compacted concrete dam during construction [J]. Journal of Hydrodynamics, 2012, 24(1): 32 – 38.
[3] Wang X, Luo S Z, Liu G S, et al. Abrasion test of flexible protective materials on hydraulic structures [J]. Water Science and Engineering, 2014, 7(1): 106 – 116.
[4] Tomov P, Khelladi S, Ravelet F, et al. Experimental study of aerated cavitation in a horizontal venturi nozzle [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2016, 70: 85 – 95.
[5] Dunstan P J, Li S C. Cavitation enhancement of silt erosion: Numerical studies [J]. Wear, 2010, 268(7 – 8): 946 – 954.
[6] Hu X G, Momber A W, Yin Y. Erosion wear of hydraulic concrete with low steel fiber content [J]. Journal of hydraulic engineering, 2006, 132(12): 1331 – 1340.
[7] Horszczaruk E. Abrasion resistance of high-strength concrete in hydraulic structures [J]. Wear, 2005, 259(1/2/3/4/5/6): 62 – 69.
[8] Dular M, Osterman A. Pit clustering in cavitation erosion [J]. Wear, 2008, 265(5/6): 811 – 820.
[9] Zhao K, Gu C Q, Shen F S, et al. Study on mechanism of combined action of abrasion and cavitation erosion on some engineering steels [J]. Wear, 1993, 162 – 164: 811 – 819.
[10] 王新, 胡亚安, 严秀俊, 等. 高水头船闸阀门顶缝空化切片试验研究[J]. 水利水运工程学报, 2017(4): 14 – 19.
Wang Xin, Hu Ya'an, Yan Xiujun, et al. Sectioning test study on valve top gap cavitation of high head lock [J]. Hydro-Science and Engineering, 2017(4): 14 – 19. (in Chinese)