

DOI: 10.11883/bzycj-2021-0332

聚脲加固砖填充墙抗爆性能的试验和分析方法研究*

许林峰¹, 陈力¹, 李展², 岳承军¹

(1. 东南大学爆炸安全防护教育部工程研究中心, 江苏 南京 211189;

2. 陆军工程大学, 江苏 南京 210007)

摘要: 为了掌握聚脲喷涂加固砖填充墙的抗爆特性, 基于一种改进的大型爆炸试验装置, 开展了聚脲加固框架砖填充墙的原型爆炸试验, 分析了爆炸荷载作用下加固砖墙的动力响应特征和破坏过程及模式, 揭示了其失效破坏机理。研究表明, 聚脲加固可大幅提升填充墙构件的抗爆性能, 显著增加填充墙构件的变形延性; 加固砖墙受爆炸荷载作用发生振动的过程其体系刚度不断变化, 最高相差 133%; 随着比例距离降低, 加固砖墙的破坏模式逐渐由弯曲破坏转为剪切破坏, 聚脲厚度超过 6 mm 可以有效限制局部剪切破坏现象; 基于砖墙和聚脲涂层的抗力函数建立的理论计算模型, 可以较为准确地预测爆炸作用下背爆面加固双向砖墙的正向位移响应过程。

关键词: 聚脲; 砖墙; 抗爆试验; 体系刚度; 抗力函数

中图分类号: O383; O389

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Experimental and analytical study on blast resistance performance of brick infill walls strengthened with polyurea

XU Linfeng¹, CHEN Li¹, LI Zhan², YUE Chengjun¹

(1. *Engineering Research Center of Safety and Protection of Explosion & Impact of Ministry of Education,*

Southeast University, Nanjing 211189, Jiangsu, China;

2. Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, Jiangsu, China)

Abstract: In order to study the blast-resistance characteristics of polyurea sprayed reinforced brick infill walls, a prototype explosion test of polyurea sprayed reinforced frame infill walls was carried out based on an improved large-scale explosion test device. This test device eliminates the influence of the sparse wave formed by the air shock wave at the edge of the wall and the diffraction behind the wall on the real blast resistance test dynamic response of the wall, and significantly improves the accuracy of the blast resistance test of brick infill walls strengthened with polyurea. The dynamic response characteristics, failure process and mode of reinforced brick walls under explosion load were analyzed, and the failure mechanism was revealed. The results show that under small deformation conditions, polyurea reinforcement can improve the blast-resistance of infilled wall members. Under large deformation conditions, polyurea reinforcement can increase the ductility of filled wall members. The system stiffness of reinforced brick wall changes continuously during forced vibration, and the maximum difference is 133%. With the decrease of the proportional distance, the failure mode of the reinforced brick wall gradually changes from bending failure to shear failure. The polyurea thickness of more than 6 mm can effectively limit the local shear failure phenomenon. The theoretical calculation model based on the resistance function of brick wall and polyurea coating can accurately predict the forward displacement response process of two-way brick wall reinforced by back blasting surface under explosion.

* 收稿日期: 2021-08-09; 修回日期: 2021-09-22

基金项目: 国家自然科学基金(51978166); 国家重点研发计划(2019YFC0706105)

第一作者: 许林峰(1995—), 男, 博士研究生, 230199001@seu.edu.cn

通信作者: 陈力(1982—), 男, 博士, 教授, li.chen@seu.edu.cn

Keywords: polyurea; brick wall; blast-resistance test; system stiffness; resistance function

恐怖爆炸袭击的对象一般是办公楼、酒店、商场等人员相对密集集中的建筑, 这些建筑 70% 由砌体结构构成, 且多未考虑抗爆设计。当爆炸发生时, 往往会造成砌体构件破坏或结构倒塌, 并伴随大量高能碎片^[1-2], 从而对人员产生二次杀伤。因此, 如何提高砌体结构的抗爆性能一直是研究中的热点。

聚脲在低应变率下表现为高延性和超弹性, 在高应变率下具有率敏感性, 理论上具有较好的抗爆性能, 目前已在防护领域中得到应用^[3-5]。Davidion 等^[6]通过多组全尺寸爆炸试验, 发现聚脲加固可以显著提高混凝土砌块墙的抗爆能力, 同时延性较高的聚脲比其他高刚度复合材料可以更有效地阻止破片飞散和墙体倒塌。蔡桂杰^[7]通过砖墙抗爆试验发现, 背爆面喷涂聚脲的砖墙抗爆性能优于在迎爆面喷涂, 指出喷涂聚脲厚度在 3~9 mm 范围内时, 砖墙抗爆性能随喷涂厚度增加而增强。Lqbal 等^[8]发现聚脲喷涂厚度为 6 mm 可以发挥最大抗爆效果, 增加聚脲厚度可能导致聚脲与结构剥离失效, 但剥离后的聚脲涂层仍可限制高速碎片的产生^[9]。然而, 上述试验研究中多存在冲击波在墙体试件边缘发生绕射的干扰, 造成爆炸荷载作用机制不清。且已有研究主要通过定性的分析破坏形态, 总结强动载作用下加固结构的位移极限, 缺少针对砖墙抗爆加固设计的定量计算方法。

砖墙构件的抗爆设计计算一般是基于等效单自由度法 (equivalent single degree of freedom, ESDOF)。Biggs^[10]、UFC 3-340-2 中^[11]和 Urgessa 等^[12]分别对单向砌体墙和双向混凝土板的系统单自由度等效过程、转换系数和抗力函数给出了建议取值。基于上述方法计算的砖墙等构件的超压-冲量曲线 (pressure-impulse, P-I), 也常用于工程抗爆设计和评估^[13-15]。但是, 在基于 ESDOF 方法研究聚脲加固砖墙的抗爆性能时, 通常会将聚脲和砖墙两者耦合简化为单一均质材料, 并忽视了聚脲涂层面的内张力。Irshidat 等^[16]将聚脲与砖墙的抗力分别计算, 提出了聚脲加固单向砖墙的抗力函数, 但并不适用于双向砌体墙的抗爆加固计算。

本文基于一种经过防绕流改进的大型爆炸试验, 分别针对聚脲喷涂加固及未加固的原型黏土砖框架填充墙试件开展爆炸加载试验, 量测冲击波超压、冲量和砖墙挠度等时程数据, 分析不同当量 TNT 爆炸作用下两种墙体试件的变形响应特征, 归纳聚脲加固砖墙的爆炸失效模式和破坏特征; 分别考虑砖墙及聚脲对墙体抗力的贡献, 构建聚脲加固双向砌体墙的 ESDOF 模型和求解方法。

1 聚脲加固砖墙抗爆试验

1.1 试验装置及试件制作

爆炸试验过程中, 空气冲击波在墙体边缘形成的稀疏波以及墙后绕射会影响墙体的真实抗爆动力响应。为此, 本文专门改进设计了如图 1 所示的防绕流爆炸试验装置, 试验前在特制的钢筋混凝土 (reinforced concrete, RC) 框架中预制砖墙, 通过螺栓将养护后的砖墙框架固定在图 1 所示的爆炸试验装置上。爆炸试验装置通过 RC 腔室将边缘稀疏波以及墙后绕射波隔绝, 可以测得仅正面冲击波作用下墙体的真实响应。通过在填充墙体试件的背爆面喷射聚脲涂层进行抗爆加固, 喷涂完成后通过四周角钢把聚脲层边界固定在 RC 框架上, 以防出现边界剪切破坏, 加固后的砖墙如图 1 所示。

框架填充墙墙体试件选用黏土空心砖, 单个黏土空心砖的几何尺寸为 24 cm×10 cm×4.5 cm, 砖块间砌筑的砂浆厚度为 1 cm, 具体力学参数见表 1, 砌筑方式为全顺。试件墙面净跨为 2 m×3 m, 共制作了 4 面试验墙体, 其中 2 面墙为未加固墙体试件, 2 面墙为背爆面喷涂聚脲加固试件。试验加固用聚脲抗爆涂层材料的聚脲断裂应变为 2.5~3.4, 真实失效应变约为 1.2。加固施工过程中采用高压喷涂技术施工, 在砖墙背爆面一次喷涂成型, 不产生流挂现象, 涂层厚度为 0.6 cm。聚脲抗爆涂层材料的基本力学参数见表 2。

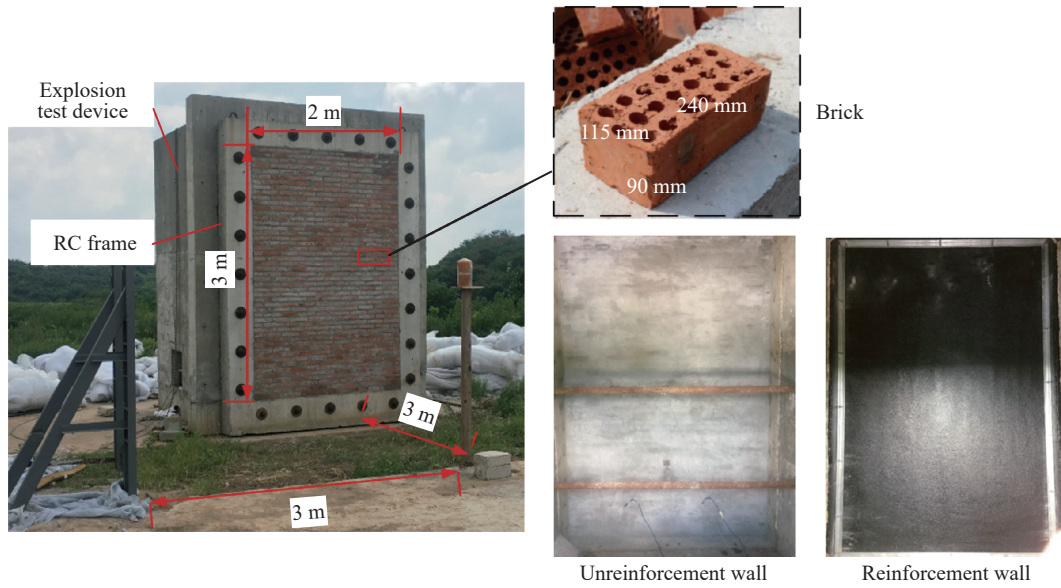


图 1 试验装置
Fig. 1 Test device

表 1 砖和砂浆的力学参数

Table 1 Material parameters of brick and mortar

材料	密度/(kg·m ⁻³)	杨氏模量/MPa	泊松比	抗拉强度/MPa	剪切强度/MPa	屈服强度/MPa
砖	1200	897	0.15	5.5	5.5	14.1
砂浆	2100	913	0.25	3.5	3.5	7.03

表 2 聚脲的力学参数

Table 2 Polyurea material parameters

密度/(kg·m ⁻³)	杨氏模量/MPa	泊松比	抗拉强度/MPa	屈服强度/MPa	切线模量/MPa	真实失效应变
1150	80	0.17	15	5.5	14.1	1.2

1.2 试验装置与量测

图 2 为试验装置及测量方案。试验前在 RC 框架中预制砖墙, 通过螺栓将养护后的砖墙框架固定在试验装置上。试验中主要量测墙体上的爆炸荷载超压和墙体位移时程数据, 超压和位移测点布置如图 2 所示。其中, 墙体迎爆面空气冲击波压力测点有 3 个, 为了防止墙体变形过程中传感器遭到破坏, 压力传感器(PCB 102B04)布置在与墙体试件相同距离、同一水平高度的特制钢板上, 测量范围为 0~6.8 MPa, 对应于墙体的超压测点(P_1 、 P_2 、 P_3)位置如图 2 所示。墙体构件位移测点有 3 个(D_1 、 D_2 、 D_3), 使用接触式 LVDT 位移传感器, 传感器垂直安装在防绕流爆炸试验装置内, 传感器端头用角钢固定在背爆面上, 位移传感器量程为 ± 200 mm, 位移传感器布置如图 2 所示; 试验数据采集由 DH8302N 高速数采完成, 采样频率为 0.5 MHz。

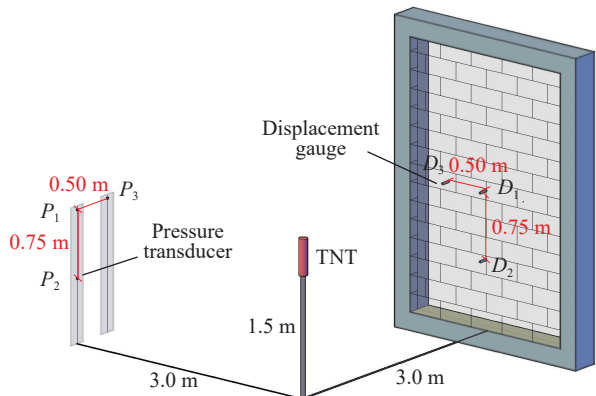


图 2 测试方案
Fig. 2 Test scheme

1.3 试验工况

为了保证爆炸超压测试数据与墙面实际超压一致,降低炸药形状的影响,试验采用铸药的方式制作了圆柱形 TNT 药柱,药柱轴线方向与墙面平行,通过空中爆炸对砖墙施加冲击波荷载。炸药中心距地面 1.5 m,距墙面 3.0 m,共计开展了 4 个炮次的爆炸试验,炸药当量和试验工况见表 3。

表 3 试验工况

Table 3 Test conditions

试验	聚脲厚度/mm	比例爆距/(m·kg ^{-1/3})	装药当量/kg
1	0	1.89	4
2	0	1.39	10
3	6	1.89	4
4	6	1.39	10

1.4 试验结果和分析

1.4.1 失效破坏特征

图 3 为不同爆炸工况下墙体试件的损伤破坏情况。其中,4 kg TNT 爆炸作用下试验 1 墙体中部出现轻微发育裂隙,墙体发生轻微的 X 状裂缝;相同荷载条件下,加固墙体(试验 3)并未产生裂隙。随着 TNT 装药增加达到 10 kg,砖墙受到的冲击波荷载明显增大,试验 2 墙体发生局部剪切破坏和坍塌,如图 3(b)所示,试件 2 中部出现了尺寸约为 1.0 m×1.5 m 的局部坍塌;10 kg TNT 爆炸荷载作用下加固砖墙破坏如图 3(d)所示,可以发现,虽然在墙体边界和中部均出现了多条较大的裂缝,但并未出现倒塌,墙体整体呈现典型的“X”状双向板弯曲破坏形态。分析结果表明,聚脲加固不但可以增加结构抗力,而且可以使砖墙的破坏形态由局部剪切的脆性破坏转变为延性弯曲破坏。

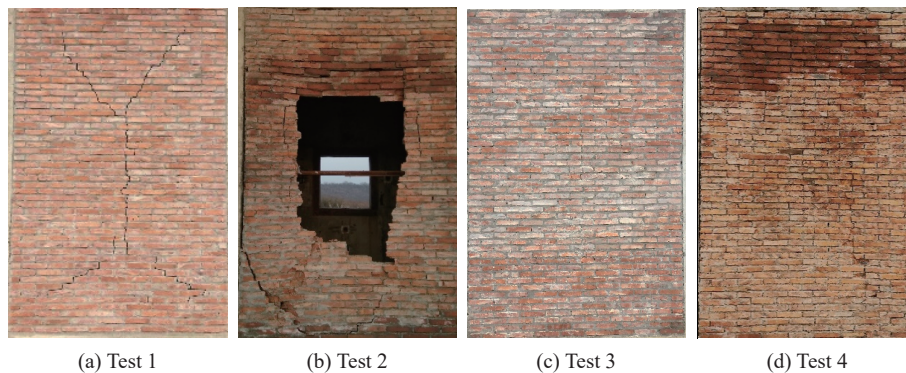


图 3 墙体试件破坏模式

Fig. 3 Failure modes of wall specimens

图 4 给出了爆炸后试验 3、4 中聚脲加固砖墙背爆面的聚脲变形情况。可以发现,试件 2 背爆面聚脲涂层光滑、平整、无裂缝,无明显变化。当荷载增加至 10 kg 时,背爆面聚脲虽未发生破坏,但是也出现了褶皱现象。对比图 3(d),发现图 4(b)的褶皱位置与正面裂缝对应,裂缝与褶皱分布位置与图 3(b)中为加固墙体剪切破洞位置接近,进一步说明了背爆面喷涂聚脲可以有效限制爆炸作用下砖墙的局部剪切脆性破坏,大幅降低砖墙的倒塌风险。

1.4.2 爆炸荷载

图 5(a)为试验测得的爆炸工况 3、4 下墙面各测点的典型反射冲击波超压时程曲线,由此可计算出图 5(b)所示的冲量曲线。对比 4 kg TNT 爆炸作用下测点 P_1 的反射超压峰值为 1.01 MPa,较测点 P_2 的反射超压峰值增加了 10%。10 kg TNT 爆炸作用下 P_1 测得的反射超压峰值为 4.61 MPa,较测点 P_2 的

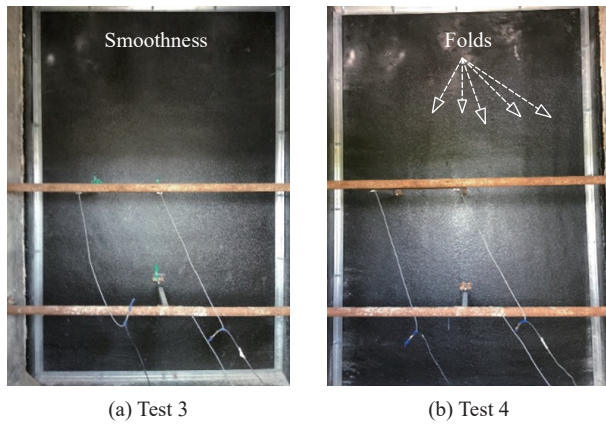
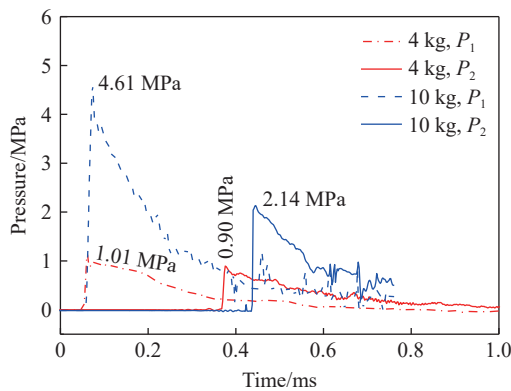
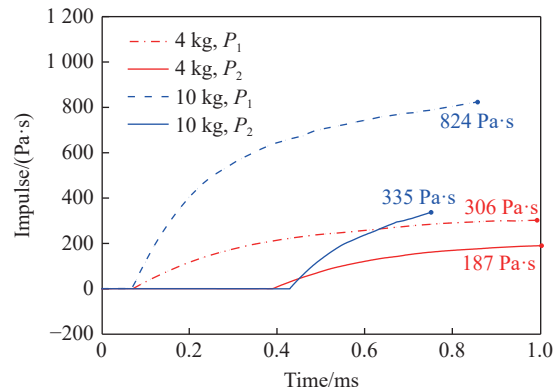


图 4 加固砖墙爆炸后背爆面涂层情况

Fig. 4 Coatings of reinforcement brick wall after blasting



(a) Overpressure histories of points P_1 and P_2



(b) Impulse histories of points P_1 and P_2

图 5 试验荷载时程曲线

Fig. 5 Curves of test load

1.4.3 位移响应

根据规范 UFC-3-340-02^[11] 中砌体墙破坏准则, 支座转角被用来作为分类损伤等级的指标, 如表 5 所示。对于双向墙而言, 爆炸作用下砖墙支座转角的可修复限值为 0.5° , 不可修复限值为 2° , 经过反算, 两种限值对应试验中墙体试件的跨中点挠度分别为 8.72 和 34.9 mm。

图 6 为试验中测得的不同装药设计条件下聚脲加固 (polyurea reinforcement, PR) 和未加固墙体 D_1 测点的位移时程曲线。如图 6(a) 所示, 试验 1 中未加固砖墙 D_1 测点的最大正向位移达到 21 mm, 反向位移为 12.5 mm, 损伤等级为可修复损伤; 而砖墙加固后, 在试验 3 中 D_1 测点的最大位移仅为 16 mm, 反向位移为 18.5 mm。两者损伤等级虽同样为可修复损伤, 但聚脲加固后试件在相同荷载作用下最大位移降低了 23.8%, 砖墙抗爆性能显然得到了大幅提升。

射超压峰值 2.14 MPa 增加约 35%。与 4 kg TNT 爆炸试验相比, 10 kg TNT 爆炸试验中测点 P_1 的超压峰值提升了 356%, 测点 P_2 的超压峰值提升了 137%。由于 T4 试验药柱长度更长, 造成试验 4 中测点 P_1 、 P_2 的压力差值较大。整体来看, P_1 点的冲量计算结果与相同比例距离下依据 TM-5-855-1 规范^[17] 得到的计算结果对比吻合度较高, 如表 4 所示。10 kg TNT 爆炸作用下测点 P_1 冲量为 824 Pa·s, 相比 4 kg TNT 作用下 P_1 受到的冲量提升了 269%; 测点 P_2 冲量为 335 Pa·s, 相比 4 kg TNT 作用下 P_2 受到的冲量提升了 123%。可以发现, 随着装药增加砖墙受到爆炸超压和冲量都显著增大, 试件更易发生剪切破坏。

表 4 爆炸荷载验证

Table 4 Explosion load verification

装药/kg	冲量/(Pa·s)		误差/%
	测点 P_1	文献[17]方法	
4	306	400	23.5
10	824	790	4.3

表 5 砌体墙的破坏准则^[11]

Table 5 Failure criteria of masonry walls^[11]

破坏等级	边界条件	支座转角/ $^\circ$	跨中允许挠度/mm
可修复	单向	0.5	8.72
	双向	0.5	8.72
不可修复	单向	1	17.45
	双向	2	34.90

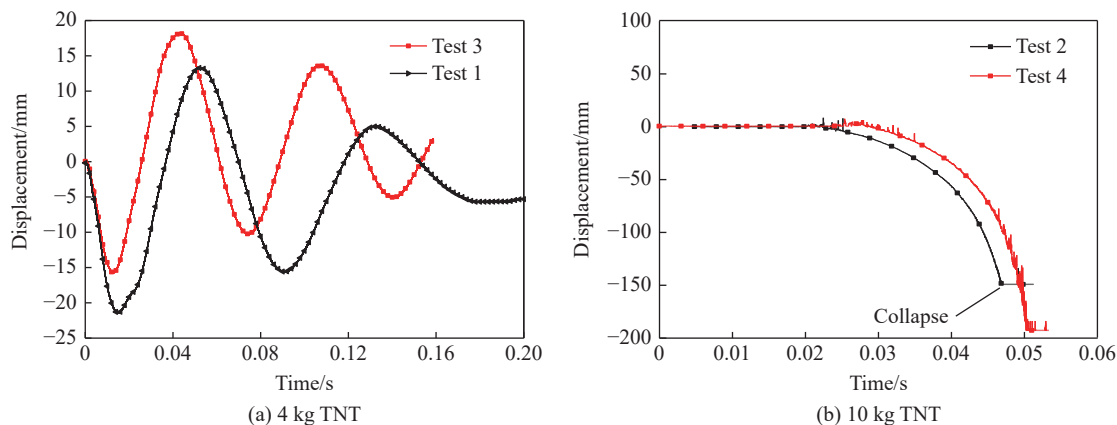


图 6 不同荷载作用下两种墙体的位移响应

Fig. 6 Displacement responses of two walls under different loads

图 6(b) 为 10 kg TNT 爆炸荷载作用下加固和未加固墙体的最大位移均明显超过规范的允许值。其中, 试验 2 中, 未加固墙体试件的跨中点 D_1 位移达到 150 mm 后, 墙体中心部位发生局部剪切破坏而倒塌。而试验 4 中, 加固后墙体试件 D_1 测点最大位移达到了 193 mm, 填充墙体与框架边界及墙面均出现较大裂缝, 但墙体并未发生倒塌破坏。聚脲加固后墙体最大延性至少可提升 28.7%。对比可以发现, 喷涂聚脲可显著增加砖墙加固墙体抗爆能力, 大幅增大构件延性, 并阻止墙体出现剪切局部破坏。

1.4.4 单面聚脲加固作用机理

图 6(a) 中 4 kg TNT 爆炸作用下未加固框架填充墙的跨中点最大正向位移比反向最大位移大 68%, 而加固砖墙的正向最大位移反而比反向最大位移小 15.6%。图 7(a) 给出了进一步提取的 4 kg TNT 爆炸作用下加固砖墙 D_1 测点的位移时程曲线。抓取测点的平衡位置到振动峰值位置的运动时间, 得到 4 个时间段内砖墙的平均自振频率(ω)。计算发现加固砖墙在 4 个时间段的平均振动频率并非定值, 在一个振动周期内平均振动频率逐渐下降, 并呈周期性变化, 如图 7(b) 所示。假定构件质量不发生变化, 由 $\omega = \sqrt{K/M}$ 可以反推得到加固砖墙刚度 $K^{[18]}$ 也呈周期性变化, 加固砖墙正向振动过程中加固砖墙刚度较反向振动增加了 133%。说明加固墙体的振动过程中, 背爆面喷涂的聚脲涂层对加固墙体正反向振动变形刚度的贡献不一样, 对于正向变形的刚度增加贡献较大, 而对于反向反弹变形的刚度贡献较小。

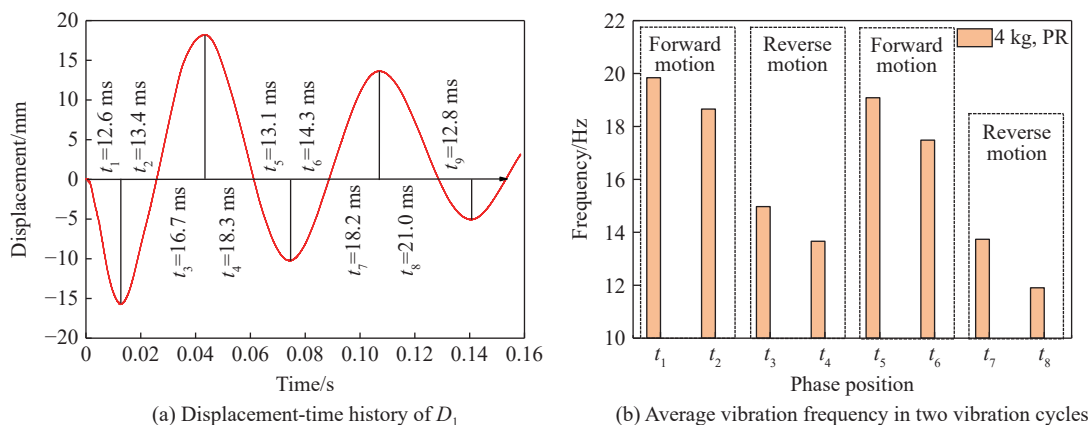


图 7 背爆面加固作用机理

Fig. 7 Mechanism of back burst surface strengthening

图 8 给出了墙体受荷振动变形过程中, 跨中点 D_1 附近局部砖砌体的受力情况。墙体正向运动过程中墙体发生弯曲变形, 背爆面局部砖块间出现如图 8(b) 所示的拉伸变形, 此时聚脲涂层则在砖块间拉伸

变形方向上提供反向拉力 T , 且作用力位置与砖块间拉伸变形位置重合。此时, 聚脲拉力 T 和砂浆与砖块之间粘接力 f_m 可共同为加固砖墙提供抗力。墙体反向运动时, 墙体迎爆面局部砖块间出现如图 8(a) 的拉伸变形, 此时背爆面聚脲变形较小, 因而提供的拉力 T 较小, 且拉力作用点位置相对于砖块间拉伸变形位置偏移了一个墙厚的距离, 对加固砖墙抵抗变形的抗力贡献较小, 因此, 相同变形情况下, 背爆面聚脲加固砖墙正向弯曲抗力较负向弯曲抗力更大。如图 3(a) 所示, 4 kg TNT 爆炸作用下未加固砖墙出现明显裂缝, 这是因为墙体构件材料局部损伤导致砖墙变形过程中能量耗散, 从而造成反向位移峰值的下降。相同荷载作用下加固砖墙并未出现明显裂缝, 正向最大位移未达到损伤标准, 能量耗散较少, 且墙体反向变形的抗力较正向变形抗力低, 导致墙体试件反向最大位移增加。此时若聚脲与墙体表面的黏结力不足, 有可能导致墙体发生反向反弹破坏。

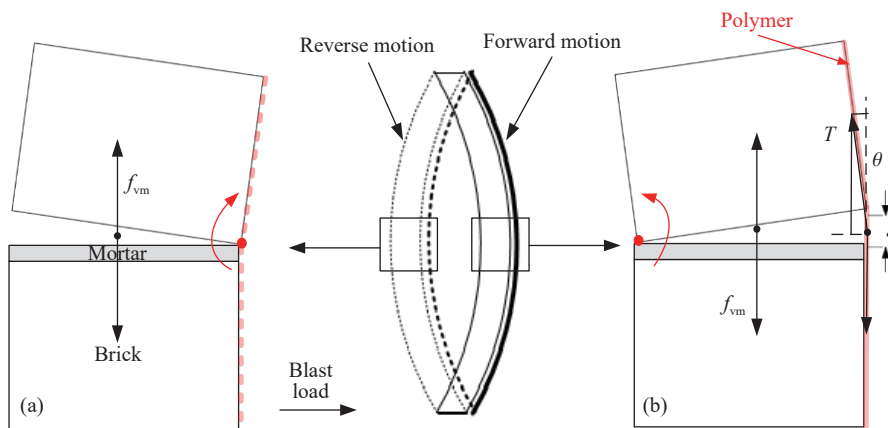


图 8 不同振动位置砌块间受力

Fig. 8 Force between blocks at different vibration positions

1.5 聚脲加固砖墙的失效破坏机理

出于安全考虑, 试验中各工况设计的爆炸比例爆距较为适中, 试验工况中聚脲涂层并未出现明显的失效破坏。为进一步研究聚脲加固砖墙的失效破坏机理, 选择文献 [19] 的相关数据进行了比较分析, 该文献报告了近距离爆炸作用下聚脲加固砖墙的一系列试验结果, 其试验设计如表 6 所示。

结合文献 [19] 中报告的爆炸试验结果和本文爆炸试验结果可以发现, 随着试验比例爆距和

喷涂聚脲厚度 d 不断降低, 砖墙背爆面聚脲涂层出现撕裂、鼓包和剥离。当比例爆距达到 $0.584 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时背爆面出现裂缝; 比例爆距为 $0.35 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 背爆面出现局部震塌破坏, 该位置附近的聚脲涂层出现明显鼓包和剥离, 而聚脲涂层有效的限制了背爆面砖墙碎片的飞散, 如图 9 所示(图中 Z 为比例爆距)。

可以认为, 砖墙背爆面聚脲涂层的失效破坏特征主要与聚脲厚度及比例爆距相关, 爆炸作用下聚脲涂层失效主要为局部撕裂或鼓包。因此, 如图 10 所示, 可根据比例爆距 Z 和涂层厚度 d 将聚脲加固砖墙的失效模式划分为以下 3 种:

(1) 当 $Z \geq 1.89 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 墙体呈现典型的双向板弯曲破坏形态; 如图 10(b) 所示, 聚脲涂层会随着局部砖块与砖块间的弯曲开裂而发生拉伸变形, 通常极限拉伸应变会超过砖块高度的 1.5 倍^[6];

(2) 当 $Z \leq 0.584 \text{ m/kg}^{1/3}$ 且 $d \leq 3 \text{ mm}$ 时, 砖块间的剪切变形超过了聚脲的极限剪切失效应变, 聚脲材料本身发生断裂, 此时结构会出现局部剪切破坏, 如图 10(c) 所示;

表 6 本文与文献试验工况对比

Table 6 Comparison of test conditions between this paper and the literature

工况	聚脲厚度/mm	装药/kg	比例爆距/($\text{m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$)
1 ^[19]	0.3	5	0.584
2 ^[19]	6.6	5	0.35
本文试验3	0.6	4	1.89
本文试验4	0.6	10	1.39

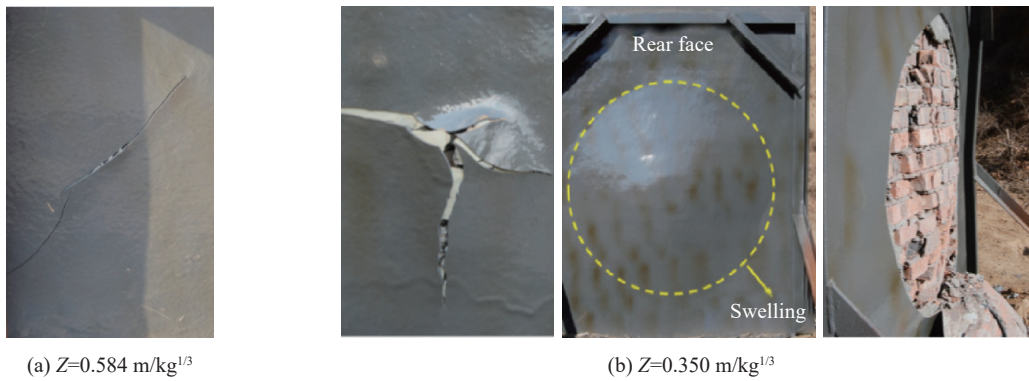


图 9 试验现象^[19]

Fig. 9 Test phenomena^[19]

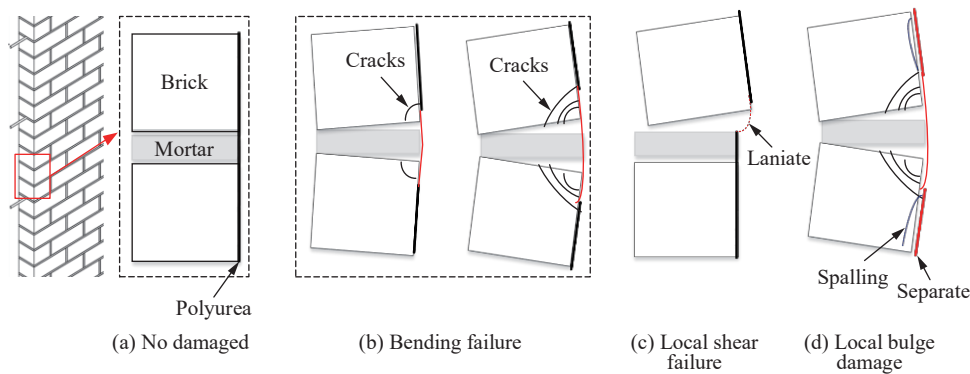


图 10 动载响应下聚脲涂层失效机理

Fig. 10 Failure mechanism of polyurea coating under dynamic load response

(3) 当 $Z \leq 0.35 \text{ m/kg}^{1/3}$ 且 $d \geq 6 \text{ mm}$ 时, 爆炸冲击波的波动效应导致砖墙背爆面震塌, 震塌位置的聚脲与墙体发生剥离, 出现局部鼓包破坏, 如图 10(d) 所示。

2 聚脲加固砖墙抗爆的简化计算方法

2.1 ESDOF 分析方法

由于试验中聚脲加固砖墙在爆炸荷载作用下主要呈弯曲破坏, 因此可以采用等效单自由度模型 (ESDOF) 来进行简化计算。由达朗贝尔原理建立聚脲加固砖墙体系的等效动力微分方程为:

$$K_{ML}m\ddot{z}(t) + R(z) = F(t) \quad (1)$$

式中: $K_{ML} = K_M/K_L$ 为弹性阶段等效质量荷载系数, K_M 为质量系数, K_L 为荷载系数, z 为垂直于墙面方向的动位移, 本文中即为挠度; $R(z)$ 为构件抗力函数; $F(t)$ 为瞬时动态作用力函数。根据运动方程和能量方程, 可以得到等效体系的抗力系数 K_R 、荷载系数 K_L 和质量系数 K_M 为

$$K_R = K_L = \frac{1}{A} \iint_A \psi(x, y) dx dy \quad (2)$$

$$K_M = \frac{1}{A} \iint_A \psi^2(x, y) dx dy \quad (3)$$

式中: $\psi(x, y)$ 为双向墙体的振形函数, A 为墙体面积; 根据 Biggs 的建议^[10], 弹性阶段 $K_L=0.64$, $K_M=0.5$; 塑性阶段构件 $K_L=0.5$, $K_M=0.33$ 。

2.2 聚脲加固双向填充墙抗力模型

图 11 为在爆炸荷载作用下双向墙体结构弯曲变形示意图, 图中, a 、 b 分别为结构长短边长度, S_1 、 S_2 为挠曲线长度, θ_a 、 θ_b 为支座转角, z 为挠度, 假定加固材料形成的膜与结构之间无粘结^[8]。

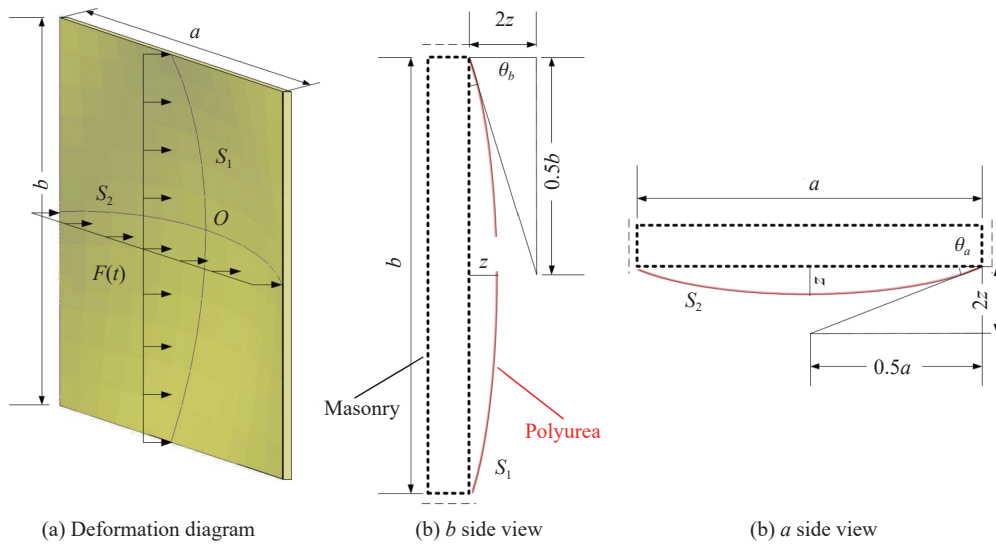


图 11 墙体结构弯曲变形示意
Fig. 11 Deformation schematic of wall structure

此时砖墙结构抗力函数可以表示为:

$$R_1(z) = \begin{cases} K_c z & z < z_e \\ R_u & z_e < z < z_m \end{cases} \quad (4)$$

式中: $R_1(z)$ 为未加固砖墙的抗力函数; K_c 为初始刚度^[10], 由 UFC-3-340-02 规范^[17] 计算得到 1.77×10^7 N/m; z_e 、 z_m 分别为弹、塑性极限挠度, 支座的允许转角 θ_a 、 θ_b 为 2° , R_u 为塑性阶段的抗力限值, 可由公式 $R_u = 5(M_{fa} + M_{sa})ab/z^2$ 计算得到, 其中, M_{fa} 和 M_{sa} 为固定边界及跨中处单位长度弯矩抗力。

对于聚脲涂层, 其抗弯刚度很小, 聚脲涂层可简化与墙体平行的为面力, 其应力-应变关系满足胡克定律, 砖墙弯曲时聚脲沿长边和短边方向的应力为:

$$\sigma_1 = \frac{E(S_1 - b)}{b} \quad (5)$$

$$\sigma_2 = \frac{E(S_2 - a)}{a} \quad (6)$$

式中: σ_1 和 σ_2 为长边和短边方向的应力; E 为聚脲材料的弹性模量; S_1 和 S_2 为挠曲线长度, a 、 b 为长短边长度。得到聚脲的抗力函数 R_v 为:

$$R_v = T_a \sin\theta_1 + T_b \sin\theta_2 = n_a \sigma_a \sin\theta_a + n_b \sigma_b \sin\theta_b \quad (7)$$

式中: T_a 、 T_b 为聚脲涂层短边和长边方向拉应力; n 为应变强化指数, n 取 4^[4]。

加固砌体墙结构的抗力函数为:

$$R(z) = \begin{cases} R_1(z) + R_v & z < z_m \\ R_v & z_m \leq z \end{cases} \quad (8)$$

需要注意的是, 基于 1.3 节的研究可以发现, 爆炸作用下加固砖墙振动过程中等效刚度是变化的, 因此抗力模型仅适用于正向弯曲条件下加固砖墙体系变形求解。

3 求解方法和模型验证

3.1 求解方法

将迎爆面的爆炸荷载等效为均布载荷^[21]:

$$F = -\frac{1}{2}F_1 + F_2 + \frac{7}{6}F_3 - \frac{2}{3}F_4 \quad (9)$$

式中: F 为等效均布荷载峰值, F_1 为结构表面中心处反射超压峰值, F_2 、 F_3 为长边、短边中点反射超压峰值, F_4 为边角处反射超压峰值。试验中测得的 4 kg TNT 等效均布荷载峰值为 477 kPa。

荷载作用时间 Δt 为:

$$\Delta t = \frac{2I_1}{F} \quad (10)$$

式中: I_1 为墙中心爆炸波正反射冲量。振型函数为:

$$\psi(x, y) = \sin \frac{\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (11)$$

将爆炸空气冲击波荷载简化为突加线性衰减的冲击波, 将此种形式的荷载作为动载代入式 (1), 本文采用预估-校正形式的显式 Newmark 方法^[22], 求解得到等效单自由度体系的位移时程解。

3.2 模型验证

以试验中聚脲加固砖墙为计算对象, 采用数值模拟的方法对 ESDOF 计算结果进行对比验证。有限元计算模型中, 砌块与砂浆接触方式采用共节点, 砌体墙与框架、聚脲的接触为固连失效接触。砖和砂浆的压缩和拉伸动力放大因子为 1.2^[23-24], 砌块的失效应变为 0.02。文献 [25] 已经验证了上述数值计算模型的可靠性。

图 12 为 ESDOF 计算结果与数值模拟和试验结果对比。其中, 4 kg TNT 爆炸作用下加固墙体位移响应的三种计算结果如图 12(a) 所示, ESDOF 模型计算得到的 D_1 正向最大位移为 16.7 mm, 数值模拟中 D_1 最大位移为 13.2 mm, 与试验相比两者分别增加 5% 和 -17.5%。说明, 有限元分析结果与试验结果相比, 其接触算法高估了砌块与砂浆的接触力, 体系具有更大的抗力; ESDOF 方法基于实际工况分别考虑了砖墙及聚脲对墙体抗力的贡献, 其计算结果与试验结果相比具有更好的一致性。

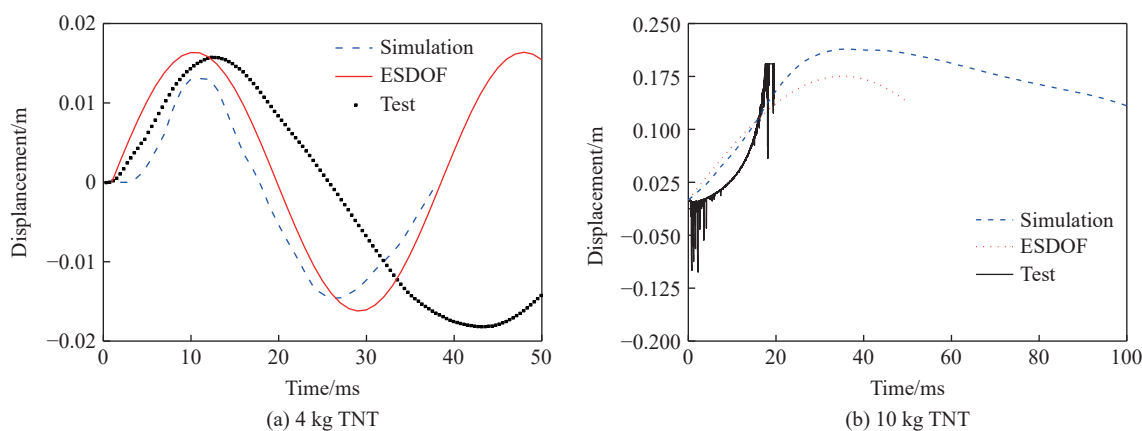


图 12 计算结果对比

Fig. 12 Comparison of calculation results

10 kg TNT 爆炸作用计算过程中发现, 砖墙边界出现及墙面出现如图 7(d) 的剪切滑移。ESDOF 模型则是采用固定边界的假定, 故 ESDOF 模型在 D_1 位置理论解比试验低了 10.5%。而数值模拟采用了删除单元算法, 所以构件质量下降刚度降低, 导致模拟中 D_1 位置的最大位移比试验大 12.6%。总体而言, ESDOF 模型与数值模拟相比可以更加准确地计算出砖墙的正向位移响应过程。

4 结 论

基于一种改进的大型爆炸试验装置, 开展了聚脲加固框架砖填充墙的原型爆炸试验, 分析了爆炸荷载作用下加固砖墙的动力响应特征和破坏过程及模式, 揭示了其失效破坏机理, 建立了聚脲加固双向墙抗爆性能的理论计算模型, 得到以下主要结论:

(1) 喷涂聚脲抗爆涂层可以显著增加框架填充墙的抗爆性能, 增加墙体的延性, 且可将墙体的局部剪切脆性破坏转变为典型的弯曲延性破坏;

(2) 墙体受爆炸荷载作用来回振动过程中, 背爆面喷涂加固产生的聚脲拉力对砖块间的拉伸变形与墙体振动变形抗力的贡献机制不同, 导致墙体抵抗正向变形抗力高, 抵抗负向变形抗力低, 不同时段墙体的最大平均变形刚度较最小平均变形刚度增加了 133%;

(3) 根据比例爆距不同确定了聚脲加固砖墙的三种不同失效破坏模式; 当爆炸比例爆距大于等于 $1.89 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 墙体呈现典型的双向板弯曲破坏形态; 当爆炸比例爆距不超过 $0.584 \text{ m/kg}^{1/3}$ 且聚脲厚度不超过 3 mm 时, 墙体呈现局部剪切破坏; 当比例爆距不超过 $0.35 \text{ m/kg}^{1/3}$ 且聚脲厚度大于等于 6 mm 时, 聚脲与墙体发生剥离, 出现局部鼓包破坏;

(4) 提出的改进 ESDOF 方法可以较为准确地预测爆炸作用下背爆面加固双向砖墙的正向位移响应过程, 为相似工程设计提供理论计算参考和依据。

参考文献:

- [1] 范俊余, 方秦, 陈力, 等. 砌体填充墙的抗爆性能 [J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(1): 59–66. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)01-0059-08.
FAN J Y, FANG Q, CHEN L, et al. Anti-blast properties of masonry infill walls [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(1): 59–66. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)01-0059-08.
- [2] SHI Y C, XIONG W, LI Z X, et al. Experimental studies on the local damage and fragments of unreinforced masonry walls under close-in explosions [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 90: 122–131. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.12.002.
- [3] SARVA S S, DESCHANEL S, BOYCE M C, et al. Stress-strain behavior of a polyurea and a polyurethane from low to high strain rates [J]. *Polymer*, 2007, 48(8): 2208–2213. DOI: 10.1016/j.polymer.2007.02.058.
- [4] RAMAN S N, NGO T, LU J, et al. Experimental investigation on the tensile behavior of polyurea at high strain rates [J]. *Materials & Design*, 2013, 50: 124–129. DOI: 10.1016/j.matdes.2013.02.063.
- [5] CHEN Y S, WANG B, ZHANG B, et al. Polyurea coating for foamed concrete panel: an efficient way to resist explosion [J]. *Defence Technology*, 2020, 16(1): 136–149. DOI: 10.1016/j.dt.2019.06.010.
- [6] DAVIDSON J S, FISHER J W, HAMMONS M I, et al. Failure mechanisms of polymer-reinforced concrete masonry walls subjected to blast [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2005, 131(8): 1194–1205. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2005)131:8(1194).
- [7] 蔡桂杰. 弹性体涂覆钢筋混凝土板抗爆作用设计方法研究 [D]. 太原: 中北大学, 2015.
CAI G J. The design method of the reinforced concrete plate coated polyurea under the action of explosion [D]. Taiyuan: North University of China, 2015.
- [8] IQBAL N, SHARMA P K, KUMAR D, et al. Protective polyurea coatings for enhanced blast survivability of concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 175: 682–690. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.04.204.
- [9] 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 J G. 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.
- [10] BIGGS J M. Introduction to structural dynamics [M]. New York: McGraw-Hill Companies, 1964.
- [11] US Department of Defence. Structures to resist the effects of accidental explosions: UFC 3-340-02 [S]. Washington DC: US Department of Defence, 2008.
- [12] URGESSA G S, MAJI A K. Dynamic response of retrofitted masonry walls for blast loading [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2010, 136(7): 858–864. DOI: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000128.
- [13] ABOU-ZEID B M, EL-DAKHAKHNI W W, RAZAQPUR A G, et al. Response of arching unreinforced concrete masonry walls to blast loading [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2011, 137(10): 1205–1214. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000344.
- [14] ABOU-ZEID B M, EL-DAKHAKHNI W W, RAZAQPUR A G, et al. Time-response analysis of arching unreinforced

- concrete block walls subjected to blast loads [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2014, 140(4): 04013099. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000893.
- [15] MORISON C M. Dynamic response of walls and slabs by single-degree-of-freedom analysis: a critical review and revision [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(8): 1214–1247. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.11.008.
- [16] IRSHIDAT M, AL-OSTAZ A, CHENG A H D, et al. Nanoparticle reinforced polymer for blast protection of unreinforced masonry wall: laboratory blast load simulation and design models [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2011, 137(10): 1193–1204. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000361.
- [17] US Department of the Army. Fundamentals of protective design for conventional weapons: TM 5-855-1 [S]. Washington DC: Department of the Army, 1986.
- [18] 方秦. 地下防护结构 [M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010.
- [19] WU G, JI C, WANG X, et al. Blast response of clay brick masonry unit walls unreinforced and reinforced with polyurea elastomer [J]. *Defence Technology*, 2022, 18(4): 20. DOI: 10.1016/j.dt.2021.03.004.
- [20] DENG Z, WANG X J. Analysis of sheet metal stress-strain relations in uniaxial and biaxial tension [J]. *Journal of University of Science and Technology Beijing (English Edition)*, 1994, 1(1/2): 70–75.
- [21] 汪维. 钢筋混凝土构件在爆炸荷载作用下的毁伤效应及评估方法研究 [D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2012.
WANG W. Study on damage effects and assessments method of reinforced concrete structural members under blast loading [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2012.
- [22] 陈力, 方秦, 还毅, 等. 爆炸荷载作用下钢筋混凝土梁板结构的面力效应 [J]. *工程力学*, 2010, 27(8): 156–163.
CHEN L, FANG Q, HUAN Y, et al. Membrane action on reinforced concrete beam-slab structures subjected to blast loads [J]. *Engineering Mechanics*, 2010, 27(8): 156–163.
- [23] 彭培, 李展, 张亚栋, 等. 燃气爆炸作用下蒸压加气混凝土砌体墙的加固性能 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(3): 035101. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0252.
PENG P, LI Z, ZHANG Y D, et al. Performance of retrofitted autoclaved aerated concrete masonry walls subjected to gas explosions [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(3): 035101. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0252.
- [24] LI Z, CHEN L, FANG Q, et al. Experimental and numerical study of basalt fiber reinforced polymer strip strengthened autoclaved aerated concrete masonry walls under vented gas explosions [J]. *Engineering Structures*, 2017, 152: 901–919. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.09.055.
- [25] LI Z, CHEN L, FANG Q, et al. Study of autoclaved aerated concrete masonry walls under vented gas explosions [J]. *Engineering Structures*, 2017, 141: 444–460. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.03.033.

(责任编辑 王小飞)