

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20210811003

# HFMRPC 面层加固带窗洞口砌体墙抗震性能 试验研究\*

刘国安<sup>1</sup>, 王欣<sup>1,2</sup>, 杨哲<sup>1</sup>, 王磊玉<sup>3</sup>, 周蕴文<sup>1</sup>, 陈国斌<sup>3</sup>

(1. 山东建筑大学土木工程学院, 山东 济南 250101; 2. 山东建筑大学建筑结构加固改造与地下空间工程教育部重点实验室, 山东 济南 250101; 3. 山东建筑大学工程鉴定加固研究院, 山东 济南 250114)

**摘要:** 为了研究混杂纤维改良活性粉末混凝土(HFMRPC)不同方式加固构造柱约束带窗洞口砌体墙的抗震性能, 对1面作为对照组的未加固带窗洞口的砌体墙和3面分别通过单面加固、双面加固和双面窗间墙加固的砌体墙进行低周往复荷载试验。分析对比了构造柱约束带窗洞口砌体墙的破坏模式、承载能力和位移延性等抗震性能。试验结果表明: HFMRPC 面层与砌体墙有良好的粘结能力, 通过面层加固后能提升墙体的整体性并且形成有效约束; HFMRPC 面层加固后显著提升了砌体墙的承载能力、能量耗散, 延缓了墙体的开裂和刚度退化; 通过试验结果和理论分析提出了构造柱约束的带窗洞口砌体墙的抗剪承载力计算公式。

**关键词:** 构造柱约束带窗洞口砌体墙; 混杂纤维改良活性粉末混凝土; 抗震加固; 拟静力试验; 抗震性能

**中图分类号:** TU443 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2023)04-0752-11

## Experimental Study on Seismic Performance of Masonry Walls with Window Openings Strengthened with Hybrid Fibers Modified Reactive Powder Concrete Coating

LIU Guoan<sup>1</sup>, WANG Xin<sup>1,2</sup>, YANG Zhe<sup>1</sup>, WANG Leiyu<sup>3</sup>, ZHONG Yunwen<sup>1</sup>, CHEN Guobin<sup>3</sup>

(1. School of Civil Engineering, Shandong Jianzhu University, Jinan 250101, China;

2. Key Laboratory of Building Structural Retrofitting and Underground Space Engineering Ministry of Education, Shandong Jianzhu University, Jinan 250101, China;

3. Engineering Research Institute of Appraisal and Strengthening, Shandong Jianzhu University, Jinan 250014, China)

**Abstract:** In order to investigate the seismic performance of confined masonry walls with window openings strengthened by hybrid fibers modified reactive powder concrete (HFMRPC) in different ways, low-cycle repeated loading tests were conducted on a unreinforced masonry wall served as a control group and 3 masonry walls strengthened by single-sided full coverage reinforcement, double-sided full coverage reinforcement, and double-sided coverage in piers reinforcement, respectively. The seismic performance of the confined masonry walls with window openings was analyzed and com-

\* 收稿日期:2021-08-11;修回日期:2021-11-21

基金项目:国家自然科学基金项目(51878395)资助

作者简介:刘国安(1997—),男,硕士研究生。主要从事建筑结构与加固抗震研究。E-mail: guoanliu\_gxu@qq.com

通讯作者:王欣(1973—),男,教授,硕导,硕士。主要从事工程结构安全性诊断与加固改造方面的研究。

E-mail:wangxin@sdjzu.edu.cn

pared in failure mode, bearing capacity, and displacement ductility. The test results show that the HFMRPC coating has good bonding ability on the masonry wall, the integrity of masonry walls can be improved with coating application, which can form an effective restraint; after being strengthened by HFMRPC coating, the bearing capacity and energy dissipation of masonry walls were significantly enhanced, and the development of cracking and stiffness degradation was delayed; the formula for the shear bearing capacity of strengthened confined masonry walls with window openings was proposed based on theoretical analysis and test results.

**Keywords:** confined masonry wall with window opening; hybrid fibers modified reactive powder concrete; seismic strengthening; quasi-static test; seismic performance

## 0 引言

砌体结构在我国大陆应用广泛,历史悠久,是我国既有建筑的主要结构形式之一。近年来,在中国大陆发生了2008年汶川地震和2010年玉树地震,从震害经验表明,由于砖块的各向异性和脆性,现有砌体结构的建筑物在地震中具有较大的脆性,抗震性能差,在强烈地震作用下破坏严重<sup>[1]</sup>。同时,砌体墙上的窗洞不仅对抗剪承载力、延性以及初始刚度等有着极大的削弱,而且改变了砌体墙的破坏模式<sup>[2]</sup>,因此带窗洞口的砌体墙在地震中破坏尤为严重。为了提高砌体结构抗震性能,特别是对于带窗洞口的砌体结构,需要一种有效的加固技术和材料,以提高砌体结构的抗震性能。

为提升砌体结构的抗震性能,国内外许多学者提出了多种不同的加固方法:纤维增强复合材料(fibres reinforced polymer,简称FRP),加固、纤维编织网增强砂浆/混凝土,(textile reinforced mortar/concrete,简称TRM/TRC),加固和高延性水泥基复合材料(engineered cementitious composite,简称ECC)面层加固等。其中,采用FRP加固可以增强砌体墙的抗震性能,延缓墙的倒塌,提高砌体结构的延性和能量耗散<sup>[3-4]</sup>。但存在高温下耐久性差和使用环氧树脂等有机粘结剂加固时对环境带来损害等问题。采用TRM/TRC加固可以改善地震作用下砌体结构脆性破坏的特征,保证了破坏时的完整性,提高加固后砌体墙承载能力的同时克服了大部分FRP的局限性<sup>[5-7]</sup>,但施工过程繁琐,且在冻融循环、湿热环境和碱性环境下的长期耐久性仍有一些不确定性。采用ECC加固砌体结构对墙体形成有效约束,因此增加了砌体结构的侧向刚度和承载力,从而提高抗震性能<sup>[8-9]</sup>。但随着砌体墙的厚度增

加,ECC面层加固的抗震效果越来越不明显。

活性粉末混凝土(reactive powder concrete,简称RPC)最早是由法国Bouygues公司的P.Richard等<sup>[10]</sup>提出,是一种强度高、韧性强、耐久性高的水泥基复合材料。混杂纤维改良活性粉末混凝土(hybrid fibers modified reactive powder concrete,简称HFMRPC)是根据RPC的设计理论,在RPC中掺入混杂纤维并改善配合比配置而成。HFMRPC利用了两种纤维正混杂效应的优势,通过合理的改善颗粒级配来降低材料空隙率,从而达到更加均匀密实状态。HFMRPC与砌体墙表面有着良好的粘结性能,因此可以通过抹面的方式来对砌体墙进行加固。

与其他加固方式相比,外加面层施工简便,能有效缩短工期,减小对外立面的破坏以及原始墙体的损伤,且在施工过程中对现有建筑功能的使用干扰最小。本课题组已经将RPC面层加固技术用于构造柱约束砌体墙的加固和震后的修复<sup>[11-12]</sup>,加固和修复后墙体的抗震性能有了明显提升。本文研究的重点是使用HFMRPC加固技术通过不同加固方式加固构造柱约束带窗洞口的砌体墙。从加固后砌体结构的抗震承载能力、破坏模式、裂缝开展等抗震性能参数来评估采用HFMRPC加固技术的有效性。在试验结果的基础上,对试件进行理论分析,提出了采用HFMRPC面层加固后砌体墙抗剪承载力的计算方法。

## 1 试验概况

### 1.1 试件设计与加固

本次试验设计了4面构造柱约束的带窗洞口缩尺砖砌体墙,砌体墙中设置圈梁及带马牙槎的构造柱,墙体中间开设窗洞口,窗洞口上方设置过梁。

地梁设置 200 mm 深的凹槽,以防止砌体墙与地梁之间产生剪切滑移。为了模拟我国现存的老旧房屋,所有砖墙均由 M2.0 低强度砂浆和 MU7.5 烧结普通砖砌筑而成。缩尺比例为 1:2,高宽比为 1:1。所有试件尺寸及配筋如图 1 所示。

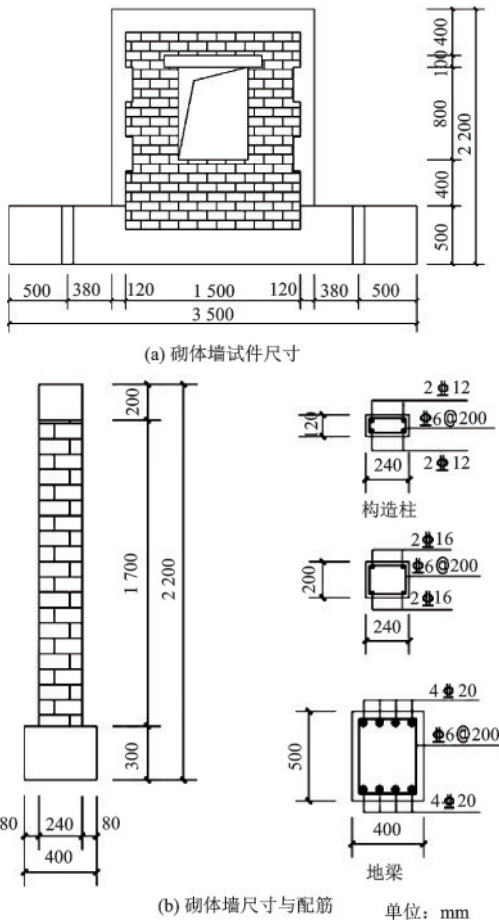


图 1 试件尺寸与构造

Fig.1 Design details of specimens

未加固试件 URMW-1 作为对照组,试件 SRMW-2 用 30 mm 厚的 HFMRPC 面层进行单面加固,试件 DRMW-3 用 20 mm 厚的 HFMRPC 面层进行双面加固,试件 DPRW-4 用 30 mm 厚的 HFMRPC 面层双面窗间墙加固。各个试件的加固参数如表 1 和图 2 所示。

表 1 加固方式设计

Table 1 Design of strengthening method for specimens

试件编号	加固形式	面层厚度/mm
URMW-1	未加固	0
SRMW-2	单面加固	30
DRMW-3	双面加固	20
DPRW-4	双面窗间墙加固	30

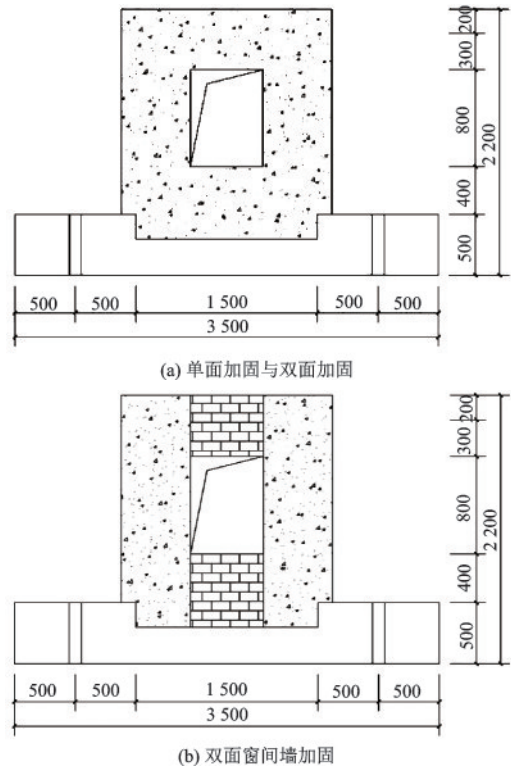


图 2 试件加固方式设计

Fig.2 Design of strengthening method for specimens

砌体墙的加固按照以下步骤进行:(1)等到砌筑墙体的砂浆强度达到使用标准后,清除加固墙面上所有松散的水泥砂浆和灰尘;(2)在清洁后的砌体墙上洒水,并将砌体墙置于通风处,直到砌体墙表面达到干燥的饱和状态;(3)在砌体表面用 HFMRPC 面层抹面,等到面层完全硬化后用空鼓锤检查,确保面层没有空鼓。

## 1.2 材料力学性能

4 面墙体均选用尺寸为 240 mm×115 mm×53 mm 的 MU7.5 烧结普通砖和 M2.0 低强度砂浆砌筑而成,其中砌墙时的砂浆灰缝的厚度为 10 mm。试件加固采用的 HFMRPC 面层的配合比为水泥:中沙:矿粉:粉煤灰:硅灰=1:2.08:0.4:0.3:0.3,水胶比为 0.29,PC-1701 型减水剂的体积掺量为 0.1%,钢纤维和聚丙烯纤维(PP 纤维)的体积掺量为 1.5% 和 0.5%,两种纤维的各项性能指标见表 2。选用截面尺寸为 100 mm×15 mm 的抗拉试件测量出 HFMRPC 的轴心抗拉强度为 3.1 MPa。

根据《砌墙砖试验方法》<sup>[13]</sup>的规定,制作了 10 个试样并测得砌块砖的抗压强度平均值为 7.42 MPa。根据《活性粉末混凝土》<sup>[14]</sup>的规定,在 HFMRPC 搅

表2 钢纤维和聚丙烯纤维的各项性能指标

Table 2 Performance indicator of steel fiber and pp fiber

纤维名称	长度/mm	直径/ $\mu\text{m}$	抗拉强度/ MPa	密度/( $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ )
钢纤维	13	200	2 895	7.85
聚丙烯纤维	18~20	48	>400	0.9

拌均匀后,每批次采用 $100\text{ mm}\times 100\text{ mm}\times 100\text{ mm}$ 的模具浇筑3个立方体试块,在模具中自然固化24 h后取出;采用 $70.7\text{ mm}\times 70.7\text{ mm}\times 70.7\text{ mm}$ 立方体试块来测试水泥砂浆的抗压强度;采用 $150\text{ mm}\times 150\text{ mm}\times 150\text{ mm}$ 的立方体试块来测试构造柱混凝土的抗压强度。最后,将所有试块和试件一起放在室外同条件养护28 d后并分别测量其立方体抗压强度。各个试块的抗压强度测试值见表3。

表3 试块测试抗压强度

Table 3 The compressive strength of the tested cubes

试块编号	水泥砂浆	构造柱混凝土	HFMRPC 面层
1	1.8	35.6	44.2
2	1.8	35.1	46.4
3	2.1	35.7	45.1
抗压强度平均值	1.9	35.5	45.2

### 1.3 加载方案与测试内容

试验的加载装置由水平荷载和竖向荷载两部分组成。采用MTS液压伺服加载系统提供逐级水平位移加载。试件安装后,在试件顶部放置分配钢梁,使用100 t液压伺服千斤顶在分配钢梁顶部中心施加大小为200 kN的竖向荷载,模拟重力荷载传递下来的0.5 MPa恒定的均匀竖向压应力。在试验正式开始前,先施加预加开裂荷载的20%并反复推拉2次,检查仪器的采集是否正常,并上紧所有锚杆。

如图3所示,试验采用位移加载,共分为4个阶段,每级位移循环两次,正向和负向位移分别为推向和拉向。第一阶段为弹性阶段,为了便于观察裂缝开展,位移加载选择从0.2 mm开始,直至试件开裂。第二阶段为开裂后至试件屈服的弹塑性阶段,位移加载增量变为0.4 mm。第三阶段为试件屈服后至峰值荷载前的塑性阶段,位移加载增量变为0.8 mm。第四阶段为破坏阶段,位移加载增量在达到峰值荷载后变为1.6 mm。根据《建筑抗震试验规

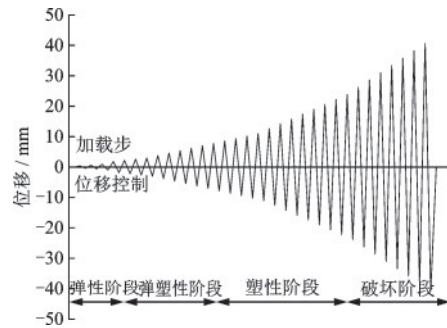


图3 水平加载制度

Fig.3 Horizontal load pattern

程》<sup>[15]</sup>,当试件的承载力下降到峰值荷载的85%或破坏严重不能继续加载时,停止加载。

试验一共设置2个测压传感器用于测量施加的水平荷载和竖向荷载,并且设置4个位移计用于测量试件关键位置的位移。其中水平荷载通过安装在MTS作动器中的测压传感器进行校准。为了保证恒定的竖向荷载,另一个测压传感器被连接到竖向液压千斤顶。位移计W1用于校准MTS作动器施加的水平位移;W2测量了砌体墙底部的水平位移;W3用于测量地梁产生的位移,以防止相对于实验室地板产生滑移;W4用来测量平面外位移。通过位移计W4进行实时监控,试验中发现平面外的位移值较小,因此平面外弯曲对试件的影响可以忽略不计。试验加载装置和位移测点布置示意图如图4所示。

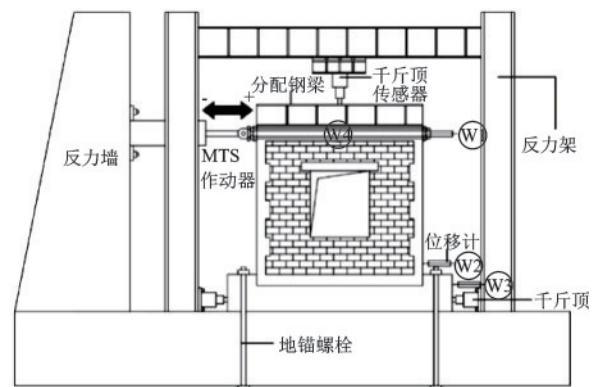


图4 加载装置及位移测点布置

Fig.4 Test setup and displacement measurement point layout

## 2 试验结果与分析

### 2.1 试验现象与破坏特征

#### 2.1.1 未加固带窗洞口砌体墙

当位移加载至0.6 mm时,由于窗角处的应力集

中,未加固试件 URMW-1 在窗户上角的砂浆处出现了第一道裂缝。随着位移的增加,裂缝沿砂浆灰缝呈阶梯状向对角线方向逐渐延伸。当位移加载至 5.4 mm 时,构造柱底部出现水平裂缝,并且在窗间墙上出现了多道剪切裂缝,并沿对角线向墙角延伸。当位移加载至 15.7 mm 时,试件到达峰值荷载,进入破坏阶段。砂浆裂缝宽度加大,砂浆开始从砖块上脱落,窗间墙处的砖块被压碎。当位移加载至 20.5 mm 时,主要剪切裂缝穿透构造柱边缘,导致窗间墙和构造柱底部受压破坏,同时,窗洞口产生变形并且发生向内倾现象。试件的破坏形态如图 5 所示。



图 5 试件 URMW-1 破坏时的裂缝开展和破坏形态

Fig.5 Crack pattern and failure mode for URMW-1 at ultimate displacement

未加固试件 URMW-1 的破坏形式是典型的斜压破坏,表现出了脆性破坏的特征。试件在开裂前经历了较短的弹性阶段,试件在开裂后进入弹塑性阶段,此阶段试件的破坏形式为剪切破坏和弯曲破坏的混合破坏。随着窗角和窗间墙阶梯状裂缝的开展,试件的受力发生改变,导致窗间墙中间出现了竖向裂缝,同时砖被压碎。随着位移的增加,试件的窗间墙竖向裂缝和构造柱底部裂缝逐渐发展为主裂缝,其中窗间墙上产生的竖向裂缝将其分成了 4 部分,类似于 4 个砖柱的存在。在构造柱的约束下,竖向荷载仍能得到有效传递,承载力在试验过程中没有明显下降,但是试件破坏严重。因此,砖的物理特性和砖与砂浆之间的粘结能力对未加固试件的抗震承载力有重要影响。

### 2.1.2 HFMRPC 单面加固带窗洞口砌体墙

当位移加载至 1.0 mm 时,试件 SRMW-2 的第一条裂缝从未加固一侧的窗角砂浆处产生。位移加载至 1.8 mm 时, HFMRPC 面层在窗下角出现第

一条裂缝。随着位移的增加,窗洞口四角先后发生开裂,两侧墙体形成了阶梯状裂缝并向墙角延伸。位移加载至 7.0 mm 时,构造柱底部产生水平裂缝,伴随着钢纤维的拉拔发出的“噼啪”声。位移加载至 23.8 mm 时,试件到达峰值荷载,此时窗角裂缝形成对角裂缝。位移加载至 30.2 mm 时,试件到达破坏位移,面层与构造柱边缘局部脱开,构造柱底部混凝土被压碎,试件发生破坏。试件的破坏形态如图 6 所示。



图 6 试件 SRMW-2 破坏时的裂缝开展和破坏形态

Fig.6 Crack pattern and failure mode for SRMW-2 at ultimate displacement

试件 SRMW-2 的破坏形式是典型的剪切滑移破坏,与未加固试件相比,脆性破坏有了明显的改善。面层的破坏方向与未加固一侧趋同,在靠近窗角的 HFMRPC 面层及砖墙中形成的对角裂缝而破坏。在水平循环荷载作用下,面层与砖墙之间的粘结性能良好,两者协同变形,共同承受剪切力。此外, HFMRPC 面层可以增强砖与砂浆之间的粘结力并对砖墙形成约束和保护,因此试件 SRMW-2 未加固一侧的砂浆较未加固试件 URMW-1 破坏轻微。

### 2.1.3 HFMRPC 双面加固带窗洞口砌体墙

试件 DRMW-3 试验现象与试件 SRMW-2 相似,当位移加载至 1.4 mm 时, HFMRPC 面层在窗角处出现第一条裂缝。位移加载至 3.0 mm 时,构造柱中下部出现多道水平裂缝并且延伸至面层。位移加载至 7.8 mm 时,构造柱底部出现水平裂缝。伴随

着钢纤维的拔出声,窗间墙上出现多道细微剪切裂缝,窗角裂缝沿45°斜向持续发展。位移加载至11.0 mm时,试件达到峰值荷载,由于剪切作用,窗下第一皮砖与砂浆发生脱开,同时窗间墙出现了多道剪切裂缝,并沿对角线斜向发展。位移加载至23.0 mm时,试件到达破坏位移,两侧面层均沿着窗角形成了最大裂缝宽度为15 mm的对角裂缝,裂缝处钢纤维被拔出,聚丙烯纤维被拉断,同时构造柱底部混凝土被压碎。在构造柱的侧面的边缘,面层与构造柱之间仅出现了细微裂缝。试件的破坏形态如图7所示。

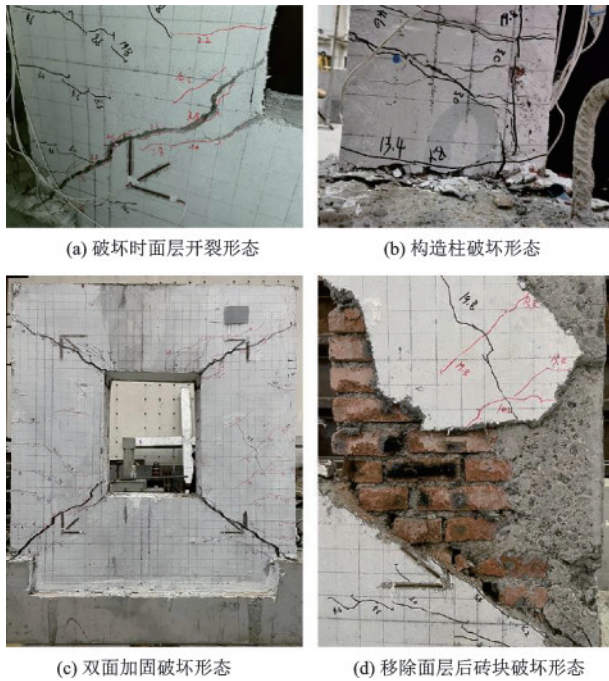


图7 试件DRMW-3破坏时的裂缝开展和破坏形态

Fig.7 Crack pattern and failure mode for DRMW-3 at ultimate displacement

试件DRMW-3的破坏形式是典型的剪切滑移破坏,脆性破坏的特征没有明显改善,由于内部砂浆被压坏,形成了四角斜裂缝,从而竖向力无法传递,导致承载力突然下降。与未加固试件相比,由于采用双面加固的方式以及面层中的混杂纤维发挥作用,所以试件DRMW-3裂缝出现较晚,且具有明显的弹性阶段。在剔除HFMRPC面层后发现,墙角裂缝附近的砖块损坏严重,剔除下来的面层中粘结有与墙体脱开的砖屑,这说明面层与砌块砖之间粘接性良好。由于HFMRPC面层双面加固的限制,均匀的增加了试件的整体性和刚度,使剪应力分布更加均匀,因此两侧墙体均呈现斜向对角破坏的破坏形态。

#### 2.1.4 HFMRPC 双面窗间墙加固带窗洞口砌体墙

当位移加载至1.0 mm时,试件DPRW-4的第一条裂缝在面层与窗下墙交接处出现。位移加载至7.0 mm时,构造柱底部出现裂缝,并且延伸至面层。位移加载至15.8 mm时,试件到达峰值荷载,窗下墙灰缝破坏严重并开始剥落,此后试件经历了较长的弹塑性阶段。随着继续加载,窗下墙的剪切裂缝沿着灰缝的对角线方向发展,同时窗洞口上部混凝土过梁开裂。随着位移的继续增加,更多砖块被压碎,窗下墙的第一皮砖开始上鼓,窗洞口产生变形。位移加载至40.6 mm时,试件到达破坏位移,此时在窗上墙和窗下墙形成典型的“X”型阶梯状斜裂缝。窗上墙面层边缘与墙体脱开严重,两侧窗间墙在面层的保护下相对比较完整。试件的破坏形态如图8所示。

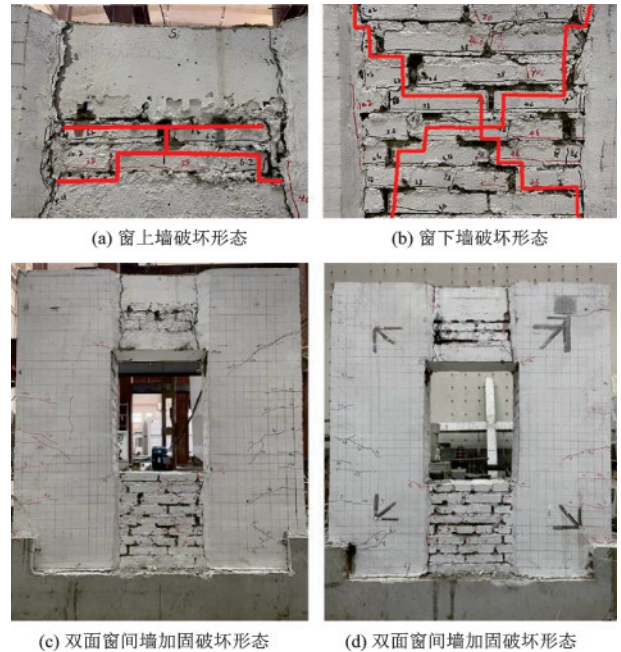


图8 试件DPRW-4破坏时的裂缝开展和破坏形态

Fig.8 Crack pattern and failure mode for DPRW-4 at ultimate displacement

试件DRMW-4的破坏形式是窗下墙的剪切破坏和窗间墙的弯曲破坏所形成的混合破坏,试件在破坏时展现出了延性破坏的特性,表现出与其它试件不同的破坏形式。用HFMRPC面层对窗间墙进行双面加固,使窗间墙的刚度增加,显著增加了窗间墙与窗下墙之间刚度差。因此可以近似认为加固后的窗间墙类似于两个柱,圈梁类似于剪力墙中的连梁,通过圈梁将窗间墙连接起来。这种加固方式改变了试件的破坏顺序,减小了窗间墙的损坏,但窗下墙的砂浆灰缝破坏严重。墙体的破坏是由于圈梁的边缘形成了塑性铰,最终形成了摇摆墙。这种破坏

形式能够提前消耗部分地震能量,最大限度地发挥了窗下墙的抗震能力,有效增加了结构的延性。

## 2.2 滞回曲线与特性

各试件的滞回曲线如图9所示。各个试件开裂前,荷载—位移曲线基本呈直线,试件开裂以后,滞

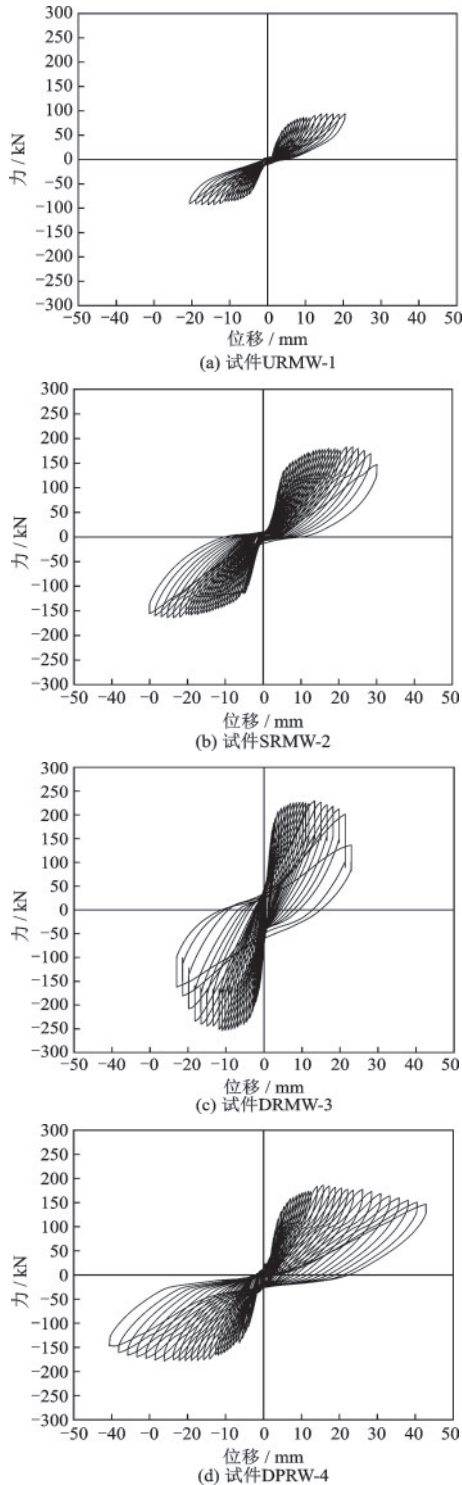


图9 荷载—位移滞回曲线

Fig.9 Hysteretic curves of load-displacement

回曲线的形状发生了明显的弯曲,在经历了平稳的上升段后试件达到了峰值荷载。由于剪切裂缝在加载过程中不断发展,试件的滞回曲线在破坏时呈反“S”形。

由于砌体结构本身的脆性和墙体中存在的窗洞,未加固试件 URMW-1 的弹性变形能力最小,在整个试验过程中,滞回曲线出现了明显的“捏缩”效应。试件 URMW-1 达到峰值荷载以后,破坏现象较为严重,并且产生较大的残余变形,滞回环总圈数较少并且有明显的“滑移”现象。与未加固试件相比,所有加固后试件的滞回曲线的“捏缩”效应均有所改善。尽管试件 SRMW-2 仅通过 HFMRPC 面层单面加固,但破坏后试件的整体依然保持完整。双面面层的加固方式显著增加了结构的刚度和整体性,因此试件 DRMW-3 滞回曲线的“捏缩”效应改善最明显,与其他试件相比拥有最高的承载力,但到达峰值荷载后承载力下降较快。由于试件 DPRW-4 增加了窗间墙与窗下墙之间的刚度差,充分发挥了结构的抗震能力,这种加固方式使承载力下降速度平缓,显著提升了延性。

## 2.3 骨架曲线

各个试件的骨架曲线对比如图10所示。在加载初期,所有的试件均处于弹性阶段,由于 HFMRPC 面层对砌体墙的加固方式不同,并且线弹性阶段持续的时间与试件的刚度有关,所以试件的刚度提升和弹性阶段持续的时间也有所不同。在相同的水平位移下,加固后的试件比未加固试件能承受更高的水平荷载。

随后,试件进入弹塑性阶段,骨架曲线的斜率逐渐降低的同时刚度也逐渐降低,同时承载力继续提高,直至试件达到峰值荷载。达到峰值荷载后,试件的承载力开始下降,其中未加固试件 URMW-1 的承载力持续下降,且试件破坏严重。试件 SRMW-2 和试件 DRMW-3 的面层沿窗角对角线方向开裂严重,并且面层局部与墙体脱开,构造柱底部出现通长剪切裂缝,导致了承载力突然下降。相对于其他试件,试件 DPRW-4 的承载力基本与单面加固相同,但是承载力下降缓慢,这是因为窗间墙被加固后与窗下墙之间产生较大的刚度差,使窗下墙能充分发挥作用,提高了结构的变形能力,从而使承载力缓慢下降,直至发生延性破坏。

各个试件的开裂荷载 ( $P_{cr}$ ) 和峰值荷载 ( $P_u$ ) 见

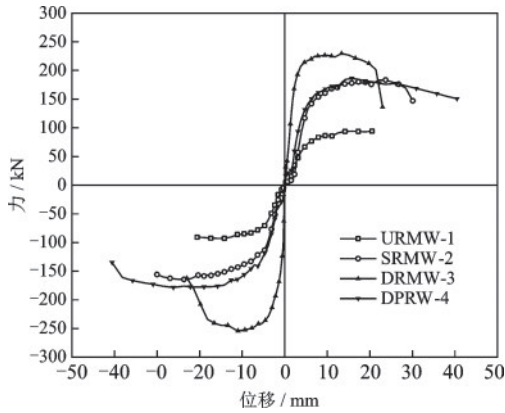


图 10 骨架曲线

Fig.10 Skeleton curves

表 4 试件开裂荷载与极限荷载

Table 4 Cracking load and ultimate load of specimens

试件编号	开裂荷载 $P_{cr}/kN$	提升幅度/%	峰值荷载 $P_u/kN$	提升幅度/%	$P_{cr}/P_u$
URMW-1	7.0	—	93.5	—	0.07
SRMW-2	10.5	49.6	173.4	85.5	0.06
DRMW-3	137.5	1 855.9	241.8	158.8	0.57
DPRW-4	29.2	315.6	182.0	94.7	0.16

## 2.4 位移延性

位移延性是反映试件在地震力的作用下屈服后变形能力大小的重要参数,延性系数( $\mu_{0.85}$ )反映了试件塑性变形的能力和破坏形式,由极限位移除以屈服位移计算。较大的延性系数表明试件的塑性变形能力较强,其破坏形式表现为延性破坏,在地震作用下拥有较好的变形能力并且能更多的耗散地震产生的能量。

为了准确对比试件的抗震性能,4个试件关键阶段的位移数值、延性系数和极限位移角见表5。取试件出现第一条明显的可见裂缝时所对应的荷

表4。试件用HFMRPC面层加固后,开裂荷载和峰值荷载都有了不同程度的增加。试件SRMW-2的开裂荷载较试件URMW-1提升了49.6%,而试件DRMW-3和DPRW-4的开裂荷载较未加固墙体URMW-1分别提升了1 855.9%和315.6%。就峰值荷载而言,加固后的试件SRMW-2、DRMW-3和PRMW-4极限承载力分别提升了85.5%、158.8%和94.7%。这充分说明了采用HFMRPC面层对砌体墙有较强的复合约束作用,从而能够提升砌体墙的抗震承载能力,其中双面加固的方式复合约束能力最强,对承载力提升的效果最为显著。

载和位移确定其开裂荷载和开裂位移;采用“Park法”确定墙体的屈服荷载与屈服位移;以骨架曲线上最大荷载点对应的荷载和位移确定峰值荷载及峰值位移;荷载下降至峰值荷载的85%时所对应的位移定义为极限位移。

峰值荷载下的延性系数为2.97~7.72,显然未加固墙体URMW-1的延性系数最低,而双面加固试件DRMW-3的延性系数最大,比试件URMW-1高了151.5%。与URMW-1相比,试件SRMW-2和DPRW-4的最大延性系数分别提高了30.6%和81.5%。由此可见,每种加固方式均能提升试件的延性系数。试件DRMW-3延性系数最大的原因是

表 5 试件的特征点和延性系数

Table 5 Characteristic points and ductility factors of specimens

试件编号	加载方向	开裂位移 $\Delta_{cr}/mm$	屈服位移 $\Delta_y/mm$	峰值位移 $\Delta_p/mm$	极限位移 $\Delta_u/mm$	延性系数 $\mu_{0.85}$	极限位移角 $\theta=\Delta_p/H$
URMW-1	推(+)	0.46	6.91	20.5	20.5	2.97	1/83
	拉(-)	-0.53	-6.21	-15.7	-20.6	3.32	1/83
SRMW-2	推(+)	1.06	7.76	23.7	30.1	3.88	1/56
	拉(-)	-1.16	-8.74	-23.7	-30.0	3.43	1/57
DRMW-3	推(+)	1.33	3.08	13.3	23.0	7.47	1/74
	拉(-)	-1.34	-2.77	-11.0	-21.4	7.72	1/79
DPRW-4	推(+)	1.06	7.07	15.8	38.1	5.39	1/45
	拉(-)	-1.16	-7.67	-20.6	-40.6	5.29	1/42

双面加固方式大幅度增加了刚度,虽提高了开裂位移,但导致试件的峰值位移和屈服位移提前。在峰值位移后,面层剪切裂缝发展较快,剪力从面层转移至砖墙及构造柱,从而使承载力下降较快,因此试件破坏较早。虽然比试件 URMW-1 的极限位移提升不大,但由于屈服位移小,因此显著提升了延性系数。由于试件 SRMW-2 屈服位移最大,因此试件的延性系数比其他加固后的试件小了许多,推向方向仅比试件 URMW-1 提升 3.3%。结果表明:采用双面加固方式能有效提升试件的延性,采用单面加固方式对试件延性的提升效果有限。

### 2.5 能量耗散

能量耗散由每个循环的荷载—位移滞回曲线的面积来定义,反应了试件在弹塑性状态下的抗震性能。为了评估试件在不同阶段的耗能能力,基于试件的滞回曲线计算了屈服位移耗能( $E_y$ )、峰值位移耗能( $E_p$ )、破坏位移耗能( $E_t$ )、单周期耗能( $E_s$ )和累积耗能( $E_c$ )五个耗能参数。如图 11 所示,每个水平位移加载步第一个循环的滞回曲线围成的面积为单循环耗能,单循环位移耗能之和为累积耗能。

各阶段累积耗能见表 6。采用 HFMPRC 面层加固砌体墙后,各阶段的耗能能力均得到显著提升。随着加固方式的不同,能量耗散较未加固试件有着不同程度的增加:URMW-1<SRMW-2<DPRW-4<DRMW-3。由于未加固的试件需要更大的位移和加载周期才能承担相同的能量,因此试件破坏的最严重。虽然试件 DRMW-3 单周期耗能大,但由于试件屈服较早,所以屈服位移时的累积耗能与试件 SRMW-2 和试件 DPRW-4 的累积耗能

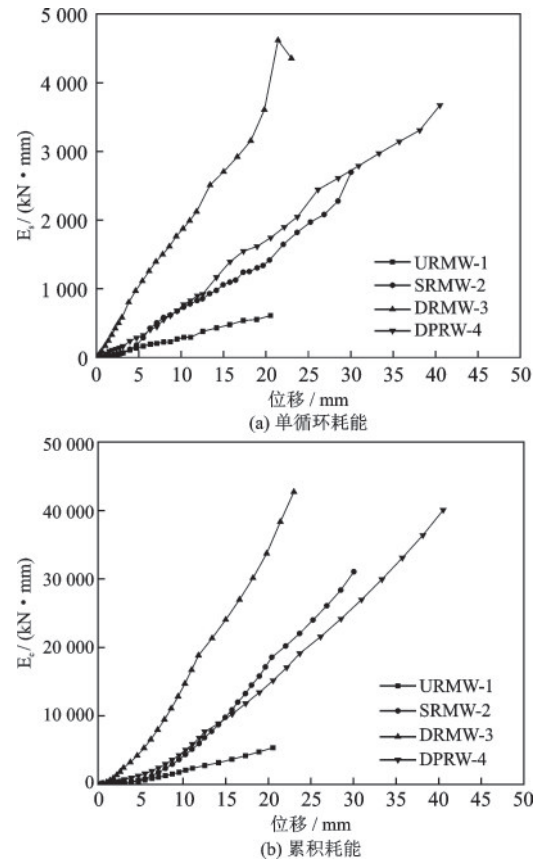


图 11 单循环耗能和累积耗能

Fig.11 Single-cycle and cumulative energy dissipation

接近。双面加固的方式显著提升了试件的刚度和强度,增加了滞回环的面积,因此试件 DRMW-3 破坏位移下的累积耗能最大。随着水平位移增加,采用双面窗间墙加固方式的试件 DPRW-4 体现出了高延性的优势,弹塑性变形较大,因此在加载后期的耗能明显高于试件 SRMW-2 但略低于试件 DRMW-3。

表 6 试件各阶段累积耗能

Table 6 The cumulative energy dissipation in each stage of specimens

试件编号	累积耗能/(kN·mm)			提升幅度/%		
	屈服位移	峰值位移	破坏位移	屈服位移	峰值位移	破坏位移
URMW-1	863.1	4 200.1	5 362.9	—	—	—
SRMW-2	2 345.9	22 036.0	31 059.6	171.8	424.7	479.2
DRMW-3	2 435.5	18 841.7	42 708.5	182.2	348.6	696.4
DPRW-4	2 442.1	11 821.3	40 067.3	182.9	181.5	647.1

### 3 砌体墙抗剪承载力计算

水平力在构造柱约束砌体墙间的传递导致砌

体墙内的应力分布不均匀。随着水平力的增加,应力分布发生变化,当砖块或砂浆达到其剪切或抗压强度时,砌体墙开始破坏。在本研究中,用等效斜压杆理论简化分析了构造柱约束带窗洞口砌体墙,

用两个起压缩作用的对角撑杆代替砌体墙,考虑了砌体墙对砌体结构整体动力响应的影响,以拉压杆模型为基础预测了构造柱约束带窗洞口砌体墙的最大抗剪承载力。

### 3.1 构造柱约束带窗洞口砌体墙抗剪承载力计算

砌体结构一般承受由重力荷载产生的竖向压力和平面内水平地震作用产生的剪力的共同作用。砖砌体与砂浆之间的粘结剪切强度和摩擦力为砌体墙提供抗剪承载力。因为阶梯形裂缝的垂直分量处于拉伸状态,所以典型的阶梯形剪切裂缝可以近似简化为穿过底部的单个剪切裂缝,因此其对抗剪承载力的贡献应被忽略。参考《砌体结构设计规范》<sup>[16]</sup>中相应的计算公式,构造柱约束带窗洞口砌体墙的抗剪承载力可以由下式计算:

$$V_{\text{man}} = R_D (F_{\text{mv}} + \alpha_{\text{man}} \mu \sigma_{\text{man}}) A_{\text{man}} \quad (1)$$

$$\mu = 0.26 - 0.082 \sigma_{\text{man}} / f \quad (2)$$

$$\mu = 0.23 - 0.065 \sigma_{\text{man}} / f \quad (3)$$

式中,  $\alpha_{\text{man}}$  为不同种类砌体的修正系数,砖砌体的取值为 0.64;  $\mu$  为剪-压复合影响系数,是根据永久荷载分项  $\gamma_G$  的取值决定。公式(2)和(3)分别用来计算  $\gamma_G$  被取值为 1.2 和 1.35 时的  $\mu$  值;  $f$  和  $F_{\text{mv}}$  分别为砖砌体的抗压强度设计值和抗剪强度设计值;  $\sigma_{\text{man}}$  为砌体墙水平截面平均压应力;  $A_{\text{man}}$  为砌体墙的水平截面面积;  $R_D$  为窗洞口的折减系数。

在砌体墙上开洞口的情况下,直接降低了砌体墙整体的抗剪承载力。同时,窗洞口的存在也削弱了墙体内不同部件间的协同工作性能,从而间接降低砌体墙的抗剪承载力<sup>[17]</sup>。因此需要通过使用承载力折减系数来考虑开窗洞口对砌体结构的抗剪承载力所造成的损失:

$$R_D = 0.6 \left( \frac{A_{\text{oa}}}{A_{\text{pa}}} \right)^2 + 1.6 \left( \frac{A_{\text{oa}}}{A_{\text{pa}}} \right) + 1 \quad (4)$$

式中,  $A_{\text{oa}}$  是砌体墙的窗洞口面积;  $A_{\text{pa}}$  是砌体墙的面积。

值得注意的是,折减系数仅考虑了窗洞口引起的砌体墙刚度和强度的降低,并不代表可能出现的应力分布。因此,只建议采用折减系数来评估整体结构的承载能力。

在构造柱间距小于 3 m 的情况下,应考虑构造柱对砌体结构的有利作用<sup>[18]</sup>,可利用如下公式对构造柱提供的剪力( $V_c$ )进行计算:

$$V_{\text{con}} = \lambda_{\text{con}} (0.7 f_1 b h + f_{\text{yv}} \frac{A_{\text{sv}}}{s} h_{\text{con}}) \quad (5)$$

式中,  $f_1$  为混凝土的立方体抗拉强度;  $b$  和  $h$  分别为构造柱截面的长和宽;  $f_{\text{yv}}$  为箍筋抗拉的强度;  $A_{\text{sv}}$  和  $s$  分别为箍筋的截面面积和间距;  $h_{\text{con}}$  为计算单元内构造柱截面的有效高度;考虑到构造柱的极限承载力,构造柱抗剪承载力的折减系数  $\lambda_{\text{con}}$  取值为 0.28。

### 3.2 HFMRPC 面层抗剪承载力计算

HFMRPC 面层对抗剪承载力的贡献可以用对角机制来模拟计算,对于试件 SRMW-2 和 DRMW-3 来说,完整的 HFMRPC 面层可以提供拉力来防止对角开裂,因此面层提供的沿对角线方向的拉应力为砌体墙的抗剪承载力做出贡献。而对于试件 DPRW-4 来说,面层提供垂直于截面开裂方向的拉应力来增强试件的抗剪承载力。因此, HFMRPC 面层提供的抗剪承载力由公式(6)计算<sup>[19]</sup>:

$$V_{\text{coa}} = \alpha f_{\text{coa}} A_c \sin \theta \quad (6)$$

式中,  $\alpha$  为面层拉应力分布系数,对于所有试件的取值均为 0.7;  $\sin \theta$  为面层开裂方向面层拉应力的水平分量,试件 SRMW-2 和试件 DRMW-3 的  $\theta$  取值为  $45^\circ$ ,试件 DPRW-4 的  $\theta$  取值为  $70^\circ$ ;  $f_{\text{coa}}$  和  $A_c$  分别为 HFMRPC 材料的抗拉承载力和沿裂缝方向开展的截面面积。

HFMRPC 面层同时也为构造柱提供约束力,这个约束力为砌体结构提供的剪力由公式(7)计算:

$$V'_{\text{coa}} = 0.5 n f_{\text{coa}} t_{\text{coa}} h'_{\text{con}} \quad (7)$$

式中,  $n$  为加固的面数;  $t_{\text{coa}}$  为 HFMRPC 面层的厚度;  $h'_{\text{con}}$  为构造柱高度的三分之一。

### 3.3 试件抗剪承载力的计算与比较

构造柱约束带窗洞口砌体墙在采用 HFMRPC 面层加固后总共的抗剪力承载力( $V_{\text{max}}$ )按照式(8)计算:

$$V_{\text{max}} = V_{\text{man}} + V_{\text{coa}} + V'_{\text{coa}} + V_{\text{con}} \quad (8)$$

式中,  $V_{\text{man}}$  为带窗洞口的砌体墙的抗剪承载力;  $V_{\text{coa}}$  为面层对砌体墙提供的约束力;  $V'_{\text{coa}}$  为面层对提供构造柱提供的约束力;  $V_{\text{con}}$  为构造柱提供的抗剪承载力。

所有试件的抗剪承载力用上述公式计算,试验结果和计算结果见表 7。试件的试验承载力和计算承载力基本吻合,承载力的计算值/测试值的平均值是 0.92。因此可以应用于 HFMRPC 加固构造柱约束砌体墙的抗剪承载力计算。

表7 试验值与计算值比较

Table 7 Comparison of test value and calculated value

试件编号	试验值/kN	计算值/kN	计算值/试验值
URMW-1	93.5	84.5	0.90
SRMW-2	173.4	159.4	0.92
DRMW-3	241.8	196.8	0.81
DPRW-4	182.0	189.6	1.04

## 4 结 论

对1面未加固带窗洞口砌体墙和3面采用HFMRPC面层通过不同加固方式加固带窗洞口砌体墙分别进行低周往复荷载试验,根据试验结果进行有限元模拟分析和理论分析,得出结论如下:

(1)未加固试件的破坏形式为斜压破坏,窗间墙砖块被压碎,试件破坏严重。试件DPRW-4破坏模式是在窗下墙形成了“X”型裂缝,从而产生剪切破坏和弯曲破坏所形成的混合破坏,而其他加固后试件的破坏形式是由于沿着对角线裂缝产生的滑动所造成的剪切滑移破坏。所有加固后试件砖块的破坏程度减小并且展现出更加均匀的破坏形态。

(2)采用HFMRPC面层通过不同加固方式加固构造柱约束的带窗洞口的砌体墙,可以显著提升墙体的开裂荷载、峰值荷载和能量耗散,其中双面加固的加固方式形成了完整的复合体系,对试件的提升效果最为显著。

(3)加固后的试件提升了试件的延性系数,双面窗间墙加固增加了窗间墙与窗下墙的刚度差,改变了破坏顺序,提供了多道抗震防线,显著增加试件的延性。双面加固方式对延性系数的提升最大,这是因为双面加固的加固方式减小了结构的屈服位移,增大了试件的延性系数。

(4)通过试验研究提出了构造柱约束的带窗洞口砌体墙的抗剪承载力的计算公式,并且简化了理论分析,给出了公式的适用条件。通过计算值与试验值对比,具有良好的精度,为实际工程提供理论依据。

### 参考文献:

[1] Tai J J, Deng J H, Chen F, et al. Characterization of surface rupture and structural damage in Hongkou town during Wenchuan earthquake[J]. Journal of Earthquake and Tsunami, 2011, 5(4): 363-387.

[2] Shariq M, Abbas H, Irtaza H, et al. Influence of openings on seismic performance of masonry building walls[J]. Building and Environment, 2008, 43 (7): 1232-1240.

[3] El-Diasity M, Okail H, Kamal O, et al. Structural performance of confined masonry walls retrofitted using ferrocement and GFRP under in-plane cyclic loading[J]. Engineering Structures, 2015, 94 (1): 54-69.

[4] Leal-Graciano J M, Quiñónez B, Héctor E. et al. Use of GFRP as retrofit alternative for confined masonry walls with window opening subjected to in-plane lateral load[J]. Engineering Structures, 2020, 223: 111148.

[5] Garcia-Ramonda L, Pelá L, Roca P, et al. In-plane shear behaviour by diagonal compression testing of brick masonry walls strengthened with basalt and steel textile reinforced mortars[J]. Construction and Building Materials, 2020, 240: 117905.

[6] Papanicolaou C G, Triantafillou T C, Karlos K, et al. Textile reinforced mortar (TRM) versus FRP as strengthening material of URM walls: in-plane cyclic loading[J]. Materials and Structures, 2007, 40(10): 1081-1097.

[7] 尹世平,成帅安,荆磊. FRP和TRC加固砌体墙受剪性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2020, 41(增1): 315-322. Yin S P, Cheng S A, Jin L. Experimental research on shear performance of masonry wall strengthened with FRP and TRC[J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(Sup1): 315-322. (in Chinese)

[8] 邓明科,杨铄,梁兴文. 高延性混凝土单面加固构造柱约束砖砌体墙抗震性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2018, 51(4): 10-19. Deng M K, Yang S, Liang X W. Experimental studies on seismic behavior of confined masonry walls strengthened with single HDC layer[J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(4): 10-19. (in Chinese)

[9] 邓明科,高晓军,梁兴文. ECC面层加固砖墙抗震性能试验研究[J]. 工程力学, 2013, 30(6): 168-174. Deng M K, Gao X J, Liang X W. Experimental investigation on aseismic behavior of brick wall strengthened with ECC splint[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30 (6): 168-174. (in Chinese)

[10] Richard P, Cheyrezy M. Composition of reactive powder concretes[J]. Cement and Concrete Research, 1995, 25(7): 1501-1511.

[11] 王欣,卜凡洋,陈海强,等. 改性活性粉末混凝土面层加固砌体墙抗震性能试验研究[J]. 工业建筑, 2019, 49(6): 32-38. Wang X, Bu F Y, Cheng H Q, et al. Experimental research on seismic behavior of masonry wall reinforced by MRPC surface layer[J]. Industrial Construction, 2019, 49(6): 32-38. (in Chinese)

(本文编辑:池营营)

(下转第 777 页)