

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.202004042



南京长江大桥桥头堡填充墙 加固方法比较

华一唯, 淳庆

(东南大学 建筑学院, 江苏 南京 210096)

摘要: 为研究南京长江大桥桥头堡填充墙特殊加固方法的加固效果,首先,选取桥头堡典型尺寸的非整墙加固进行有限元分析,并与整墙加固进行比较;然后,针对不同加固区高度进行参数分析,研究加固区高度对填充墙的抗震性能的影响;最后,给出不同加固区高度的非整墙加固的抗震承载力及刚度增强系数的计算公式.研究表明:南京长江大桥桥头堡非整墙加固相比于整墙加固虽效果有所下降,但依然有效;加固区高度基本为整墙高度的 74%,其抗震承载力提高 293%~335%,刚度增强系数为 1.891~1.935,均大于规范值;加固墙的高宽比对加固效果也有影响,但是对刚度增强系数影响略小,而且不同高宽比加固填充墙在地震时中部裂缝的方向存在明显差异;随着加固区高度减小,填充墙面层加固效果明显降低,而且可能导致未加固区域墙首开裂,故建议非整墙加固区域高度要超过整墙高度的 74%.

关键词: 南京长江大桥; 桥头堡; 填充墙; 抗震加固

中图分类号: TU 375 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2020)06-0727-10

Comparison of Strengthened Methods for Bridgehead of Nanjing Yangtze River Bridge Infilled Walls

HUA Yiwei, CHUN Qing

(School of Architecture, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: In order to study the effect of special reinforcement method used in the infilled walls of the bridgehead of Nanjing Yangtze River Bridge, non-whole wall reinforcement method of typical bridgehead size was analyzed by finite element method, comparing with whole wall reinforcement method. Based on the parameter analysis of different reinforcement heights, the influence of reinforcement heights on the seismic performance of infilled wall were studied. The formulas to compute the shear capacity and the stiffness enhancement factor of the infilled walls with different reinforcement heights were presented. The results show: although the effect of non-whole wall method is not as good as the effect of whole wall method, it's still effective generally. When height of reinforcement is 74% of whole wall height, the shear capacity is improved by 293%-335%, and the stiffness enhancement factor (SEF) is 1.891-1.935, which both exceed the value suggested by the code. The reinforcement effect is also influenced by the height to width ratios of the infilled walls, but the stiffness enhancement factor is less influenced, and crack direction of reinforcement infilled wall in the earthquake is influenced significantly by the height to width ratio. The reinforcement effect of infilled walls reduces dramatically

as reinforcement height decreases, and the wall without reinforcement may cracks firstly. Therefore, it is suggested that the reinforcement height should exceed 74% height of the whole wall.

Keywords: Nanjing Yangtze River Bridge; bridgehead; infilled wall; seismic reinforcement

南京长江大桥建成于 1968 年,是长江上第一座由我国自行设计和建造的双层式铁路、公路两用桥梁。南京长江大桥桥头堡是位于大桥正桥两端的桥头建筑,将正桥与引桥融合成一体,雄伟壮丽,风格新颖。桥头建筑为复式桥台,两岸各有一座大、小堡,均为钢筋混凝土框架结构,2016 年 9 月入选首批中国 20 世纪建筑遗产名录。南京长江大桥桥头堡作为我国丰碑式的建筑遗产,具有重要的历史价值、艺术价值和科学价值,对其结构性能及保护技术的研究变得尤为重要。2016—2018 年,对南京长江大桥桥头堡的填充墙进行了单面钢筋网-聚合物砂浆面加固。由于原桥头堡的填充墙底部大多有一定高度的水磨石墙裙,整体美观,保存较好,出于对文物保护的考虑,无法加固整面墙,只能加固至水磨石的墙裙顶部。这样的加固方法在一般工程中较为少见,但是在文物保护修缮中往往由于原真性和最小干预性的要求,需要采用这样的非整墙加固方式。

文献[1-3]对钢筋网-水泥砂浆面层加固不同种类砌体墙的抗震能力进行试验研究。文献[4-6]提出加固后承载力的计算评估方法,均针对砌体承重墙。文献[7-9]研究不同填充墙加固方式的力学性能,但涉及的加固方式较少。文献[10-12]主要研究改善填充墙的延性及耗能性能。Akin 等^[13]研究加固后填充墙-框架整体的抗侧性能。

综上所述,针对砌体承重墙整墙加固的试验及理论研究较为全面,针对填充墙的研究较少。而且,针对桥头堡的文物保护需求所提出的非整墙加固方式更是鲜有研究,所以亟待对这种特殊加固方法的受力性能进行分析。本文选取桥头堡典型尺寸的非整墙加固进行有限元分析,给出不同加固高度墙的抗剪承载力及刚度增强系数建议公式。

1 桥头堡填充墙及其加固

南京长江大桥桥头堡塔楼高约 70 m,钢筋混凝土框架结构,顶层的红旗层为钢桁架结构,共 11 层。7 层以下每层高约 6.9 m,7 层以上层高减少。4 层与铁路面相平,7 层与公路面相平,8 层为休息室,9 层为水箱及电机房,11 层为瞭望层,屋顶为红旗平台。为了了解桥头堡砌体填充墙情况,结合大堡的旧图纸与大堡尺寸的现场考察,对桥头堡填充墙加固方式、高宽比分布情况及墙材料强度进行研究。

由于桥头堡的抗震性能存在一定不足,为了提高桥头堡的抗震性能,对填充墙的内侧采用单面钢筋网-聚合物砂浆面进行加固,对所有外墙内侧及电梯井道墙入口侧的水磨石墙裙以上粉刷面层部分全部进行铲除,采用钢筋网-聚合物砂浆面层加固,形成闭合,以提升桥头堡的抗震性能。桥头堡填充墙加固区域及加固示意图,如图 1 所示。图 1 中:水磨石墙裙高约 1.4 m;聚合物砂浆厚度为 40 mm;钢丝网为 6@200 单层双向;聚合物砂浆强度为一级。

桥头堡 9 层及以上的墙由于没有水磨石墙裙,故进行了单侧整面墙的聚合物砂浆加固。分布于迎江面电梯井及设备间的部分墙,由于施工条件受限故未加固。桥头堡填充墙加固前、后照片对比,如图 2 所示。

填充墙高宽比分布,如图 3 所示。图 3 中: h/b 为高宽比; n 为数量。由图 3 可知:非整墙加固墙最多,占 52%,整墙加固较少,占 7%,其余均是未加固;桥头堡的填充墙高宽比大多在 0.4~2.6,其中,高宽比为 2.1~2.2 的墙数量最多,0.9~1.1 的墙次之;整墙加固的墙大多是矮墙,高宽比均较小,而非整墙加固墙的高宽比从小至大均有分布。

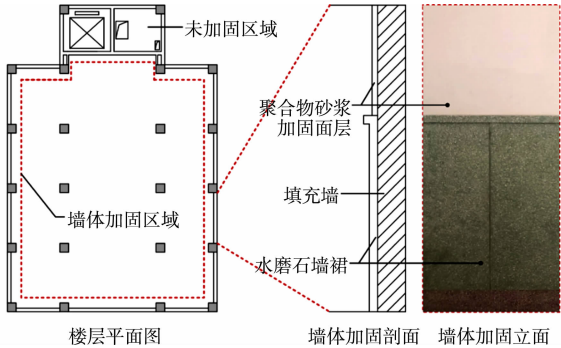


图 1 桥头堡填充墙加固墙及加固示意图
Fig. 1 Reinforcement wall of infilled wall in bridgehead and reinforcement scheme



图 2 桥头堡填充墙加固前、后照片对比

Fig. 2 Comparative photos of infilled wall in bridgehead before and after reinforcement

为了获得较为准确的材料强度，对桥头堡建筑进行材料强度的现场无损检测，通过回弹法测得桥头堡的混凝土强度等级为 C15~C25；填充墙的多孔砖强度为 MU7.5；砂浆强度为 M7.5；多孔砖墙第 1 层厚度为 240 mm，其余层的厚度为 200 mm。

2 非整墙加固填充墙有限元模拟

利用 Abaqus 有限元软件对非整墙加固方式进行抗震性能分析，并与不加固的墙及传统的整墙加固墙进行对比分析。由于文献[14-16]均使用整体式的建模方式模拟砌体，与试验数据吻合度较高，故亦采用整体式的建模方式以减小计算量。另外，由于被加固的墙高宽比各不相同，而 El-Dakhkhni 等^[10]提到墙的高宽比是影响墙在侧向荷载作用下破坏模式的重要因素，故选取两种典型高宽比的墙进行对比。

2.1 材料参数取值

由于加固的均为多孔砖墙，依据相关砌体结构设计规范，可以得到砌体抗压强度 $(f_{cm})^{[17]}$ 和抗拉强度 $(f_{tm})^{[18]}$ 的计算公式。砌体、聚合物砂浆的峰值应变和泊松比分别依照文献[19-20]取值。采用的应力-应变关系式^[21]为

$$y_c = \frac{\eta x_c}{1 + (\eta - 1)x_c^{\eta/(\eta - 1)}} \tag{1}$$

式(1)中： $\eta = E_0/E_s$ ， E_0 为初始弹性模量， E_s 为峰值割线模量， η 取 1.633^[21]； $x_c = \epsilon/\epsilon_{cm}$ ， ϵ_{cm} 为对应受压峰值应变。综合文献[22-23]的试验拟合的结果，砂浆相关比值为

$$y_c = \begin{cases} -0.93x_c^2 + 1.91x_c, & x_c < 1, \\ 1.1 - 0.1x_c, & x_c \geq 1. \end{cases} \tag{2}$$

式(2)中： $y_c = \sigma/\sigma_{cm}$ ， σ_{cm} 为对应受压峰值应力，当砌体应力超过 0.43 f_{cm} 时，进入塑性^[20]，砂浆应力超过 0.4 f_{cm} 时，进入塑性^[22]。据此，可以计算两种材料的弹性模量。

关于砌体、聚合物砂浆受拉的试验研究较少，采用的混凝土受拉的应力-应变关系^[24]为

$$y_t = \begin{cases} 1.2x_t - 0.2x_t^6, & x_t < 1, \\ \frac{x_t}{\alpha_t(x_t - 1)^{1.7} + x_t}, & x_t \geq 1. \end{cases} \tag{3}$$

式(3)中： α_t 为受拉时下降段参数，对于砌体取 $\alpha_t = 2$ ^[25]，对于砂浆取 $\alpha_t = 3$ ^[26]。砌体和砂浆受拉应力达到峰值应力时，材料进入塑性。

使用混凝土塑性损伤(CPD)模型模拟损伤引起的砌体和砂浆刚度退化，损伤演化参数 d 表征初始

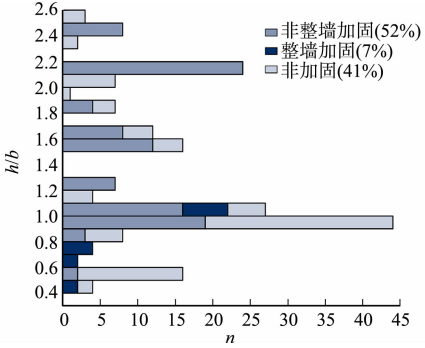


图 3 填充墙高宽比分布

Fig. 3 Distribution of height to width ratios of infilled walls

弹性模量的折减,修正后的应力-应变关系为

$$\sigma=(1-d)E\epsilon.$$

(4)

砌体及聚合物砂浆材料及其参数取值^[27-28],如表 1 所示.

表 1 砌体及聚合物砂浆材料及其参数取值

Tab. 1 Parameter values of masonry and polymer mortar

材料	应力-应变方程	损伤演化模型	$f_{cm}/$ MPa	$\epsilon_{cm}/$ 10^{-3}	$E/$ GPa
砌体	受压 $y_c=\frac{1.633x_c}{1+0.633x_c2.580}$	$d_c=1-\frac{1}{1+0.633x_c2.580}$	1.487	2.000	1.19
	受拉 $y_t=\begin{cases} 1.2x_t-0.2x_t^6, & x_t<1, \\ \frac{x_t}{2(x_t-1)^{1.7}+x_t}, & x_t\geq 1. \end{cases}$	$d_t=\begin{cases} -0.2+0.2x_t^5, & x_t<1, \\ 1-\frac{1}{2(x_t-1)^{1.7}+x_t}, & x_t\geq 1. \end{cases}$	0.386	0.325	
聚合物 砂浆	受压 $y_c=\begin{cases} -0.93x_c^2+1.91x_c, & x_c<1, \\ 1.1-0.1x_c, & x_c\geq 1. \end{cases}$	$d_c=\begin{cases} 0.6417x_c-0.3179, & x_c<1, \\ 1.069-\frac{0.759}{x_c}, & x_c\geq 1. \end{cases}$	26.300	2.000	22.22
	受拉 $y_t=\begin{cases} 1.2x_t-0.2x_t^6, & x_t<1, \\ \frac{x_t}{3(x_t-1)^{1.7}+x_t}, & x_t\geq 1. \end{cases}$	$d_t=\begin{cases} -0.2+0.2x_t^5, & x_t<1, \\ 1-\frac{1}{3(x_t-1)^{1.7}+x_t}, & x_t\geq 1. \end{cases}$	7.000	0.315	

砌体及聚合物砂浆 CPD 模型参数取值,如表 2 所示.
表 2 中: ω 为膨胀角; η 为偏移率; f_{b0} 为双轴抗压屈服应力;
 f_{c0} 单轴抗压屈服应力; K 为受拉子午线与受压子午线常应
力的比值.

2.2 有限元模型的建立及结果分析

为了研究单面非整墙加固填充墙(A2,仅在距离底部
1.4 m 以上才有聚合物砂浆加固面层)的加固效果,选择不
加固的填充墙(A0)及单面整墙加固的填充墙(A1)进行对比分析,A2 的高宽比可大体按 1.5 为界限分
为两类.依照高宽比分布、墙面积(选取 2.9 m×6.1 m(W1),5.0 m×6.1 m(W2)两种典型尺寸)进行有
限元分析,以考察墙高宽比对加固效果的影响,墙厚度为 200 mm.选择墙在标准层中的位置,如图 4 所
示.通过不同尺寸和加固方式进行组合,最终共有 W1A0~W2A2 共 6 面墙作为对象进行有限元分析.

用 Abaqus 软件中的 CPD 模型模拟砌体及聚合物砂浆的非线性行为,聚合物砂浆加固面层与砌体
填充墙均采用 3D8DR 单元模拟,两者之间采用 Tie 约束连接,钢丝网使用 3T2D 杆单元模拟,并使用
Embedded 约束嵌入聚合物砂浆面层.依据图纸实际尺寸建立上、下混凝土梁及两侧混凝土柱模型,以
考虑框架结构对填充墙的约束作用.其中,混凝土按 C15 取值,弹性模量取 22 GPa.墙与混凝土梁柱之
间均使用 General Contact 模拟接触,接触模式为“Hard Contact”.边界条件约束底部梁及混凝土柱底
部,约束整个结构在面外的位移.由于涉及损伤、接触等强非线性,采用 Abaqus 软件中 Explicit 求解模
块进行准静态分析;加载时,采用单向位移加载,加载点位于顶部梁一侧;当荷载突然卸载时,认为填充
墙开裂,加载结束.建立的 W1A2 填充墙有限元(FEM)模型,如图 5 所示.

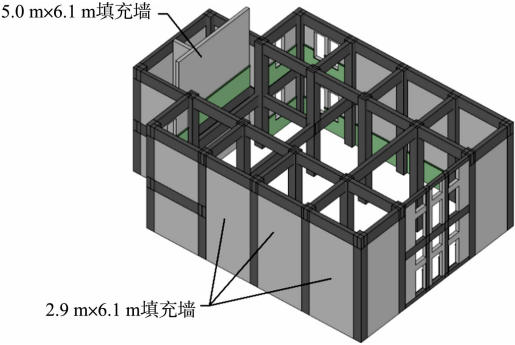


图 4 选择墙在标准层中的位置

Fig. 4 Position of chosen infilled walls in standard floor

表 2 砌体及聚合物砂浆 CPD 模型参数取值

Tab. 2 Parameter value of masonry and
polymer mortar in CPD model

材料	$\omega/(^{\circ})$	η	f_{b0}/f_{c0}	K	粘滞系数
砌体	30	0.1	1.50	2/3	0.005
聚合物 砂浆	30	0.1	1.16	2/3	0.005

(a) 几何模型及边界条件 (b) 有限元模型

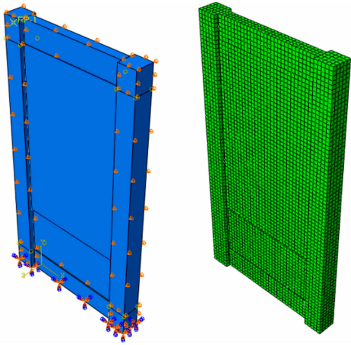


图 5 W1A2 填充墙有限元模型

Fig. 5 FEM model of W1A2 infilled wall

为确保准静态分析的准确性,需验证模型的动能是否较小. 文中每个模型的动能(ALLKE)与势能(ALLIE)之比均在 5% 以内,故准静态加载与静力加载接近,结果较为可信.

2.2.1 Mises 应力分布 为了比较 3 种不同加固方式墙的应力水平,选取相同外力作用下的墙,比较其应力分布情况,以及最大应力的差异.

W1,W2 尺寸墙在 3 种不同加固方式及相同外力作用下 Mises 应力分布,如图 6,7 所示. 图 6,7 中: u 为 4 个时间点的墙的顶部位移; F 为荷载. 由图 6,7 可知:Mises 应力均为对角线分布,且上、下与梁柱接触部位有较大的应力;加固后聚合物砂浆面层和钢丝网均产生较大的应力,分担了一部分荷载,故加固区域的墙应力均有明显下降;非整墙加固的墙部分应力在加固砂浆底部分界线处有一定的突变,下部未加固的墙应力较整墙加固的墙大. 不同加固方式对填充墙应力水平的降低程度,如表 3 所示.

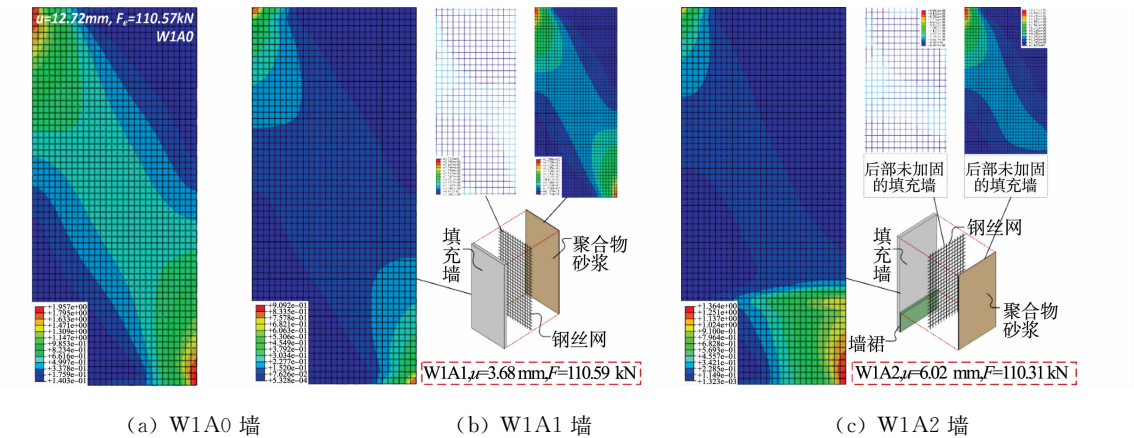


图 6 W1 尺寸墙在 3 种不同加固方式及相同外力作用下 Mises 应力分布
Fig. 6 Mises stress distribution of W1 walls under same external force with three reinforcement methods

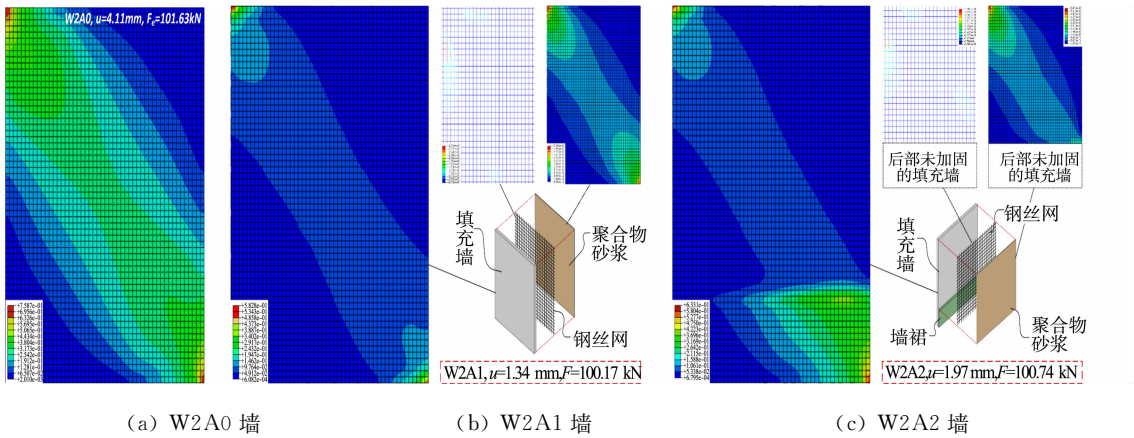


图 7 W2 尺寸墙 3 种不同加固方式及相同外力作用下 Mises 应力分布
Fig. 7 Mises stress distribution of W2 walls under same external force with three reinforcement methods

表 3 不同加固方式对填充墙应力水平的降低程度

墙尺寸	A0	A1		A2	
	$\epsilon_{\max}/\text{MPa}$	$\epsilon_{\max}/\text{MPa}$	$\delta/\%$	$\epsilon_{\max}/\text{MPa}$	$\delta/\%$
W1	1.957	0.909	53.6	1.364	30.3
W2	0.759	0.583	23.2	0.633	16.6

2.2.2 塑性应变分布 虽然没有考虑失效的分析,但是观察塑性应变(PEEQ)的分布与发展可以定性考察荷载作用下墙的受损位置. 为此,选取位移(u)-荷载(F)曲线峰值附近的点,两种尺寸的不加固墙 PEEQ 的分布与发展,如图 8 所示.

由图 8 可知:随着加载的进行,墙的中部逐渐出现大面积的塑性区域,并逐渐变窄,形成条状分布,

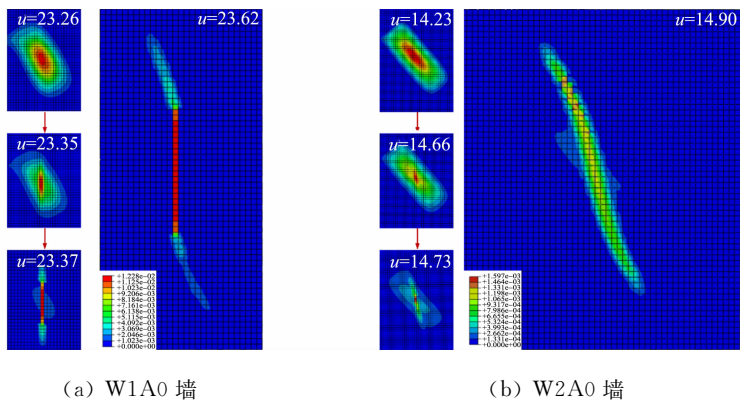


图 8 两种尺寸的不加固墙 PEEQ 的分布与发展

Fig. 8 Distribution and development of PEEQ of non-reinforcement infilled walls with two different dimensions
这与文献[3]中部出现裂缝的试验现象较为吻合;塑性应变区域的收缩及其应变量的增加均是十分突然的,故其破坏是较为脆性的;W1A0 墙,W2A0 墙塑性应变分布及其发展具有较好的一致性,但是高宽比较大的墙最终阶段产生的塑性应变带主要沿竖直方向,末端往角部延伸,而高宽比较小的墙最终的塑性应变带主要沿对角线方向。

两种尺寸的整墙加固墙 PEEQ 的分布与发展,如图 9 所示.由图 9 可知:加固墙部分的塑性应变发展及其分布的最终形态与未加固的墙较为一致,均是由大面积的塑性区域突然收缩,最终形成条状的分布;砂浆部分也较为类似,但是在加载过程中,角部始终产生一定范围的塑性区域,这是由于混凝土梁柱在角部与砂浆面层局部挤压所造成的。

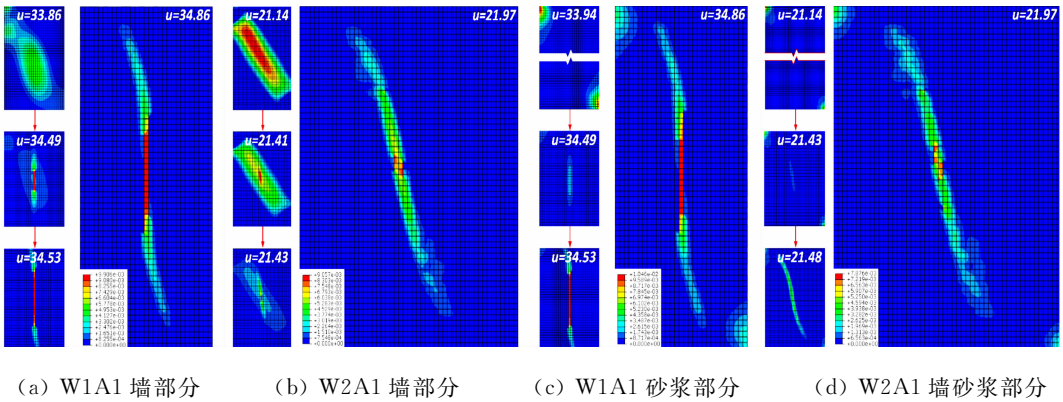


图 9 两种尺寸的整墙加固墙 PEEQ 的分布与发展

Fig. 9 Distribution and development of PEEQ of whole reinforcement infilled walls with two different dimensions

两种尺寸的非整墙加固墙 PEEQ 的分布与发展,如图 10 所示。

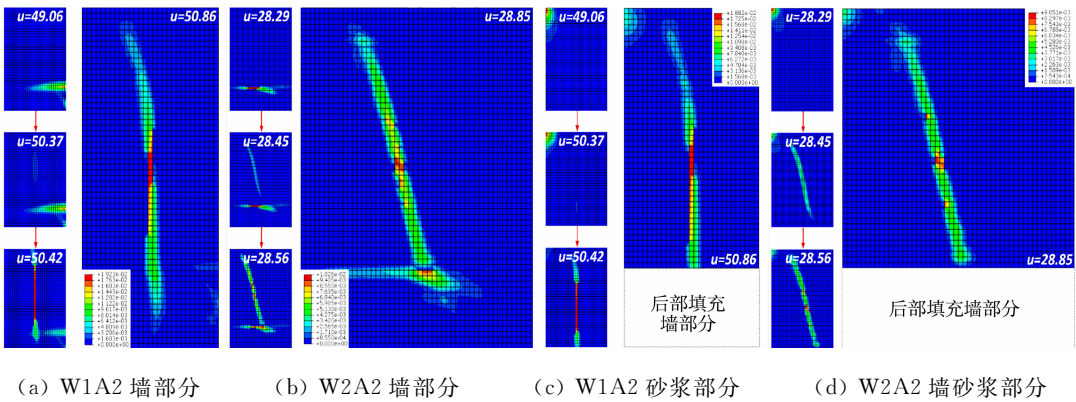


图 10 两种尺寸的非整墙加固墙 PEEQ 的分布与发展

Fig. 10 Distribution and development of PEEQ of non-whole reinforcement infilled walls with different dimensions

由图 10 可知:非整墙加固墙部分的塑性应变分布的最终形态与前文类似;在砂浆加固区域下沿的墙在加载过程中会产生塑性区;由于混凝土梁柱在角部与砂浆面层局部挤压,砂浆部分的左上角也始终产生一定范围的塑性区域。

3 非整墙加固填充墙的抗剪承载力及刚度增强系数

考察桥头堡非整墙加固的填充墙及整墙加固填充墙的抗剪承载力及刚度增强系数,并与规范^[29]进行对比.两种尺寸、3 种加固方式填充墙的位移-荷载曲线,如图 11 所示.由图 11 可知:两种尺寸的墙在开裂前,位移-荷载曲线呈现出十分微弱的非线性,这是由于刚度较大的混凝土框架对墙进行约束。

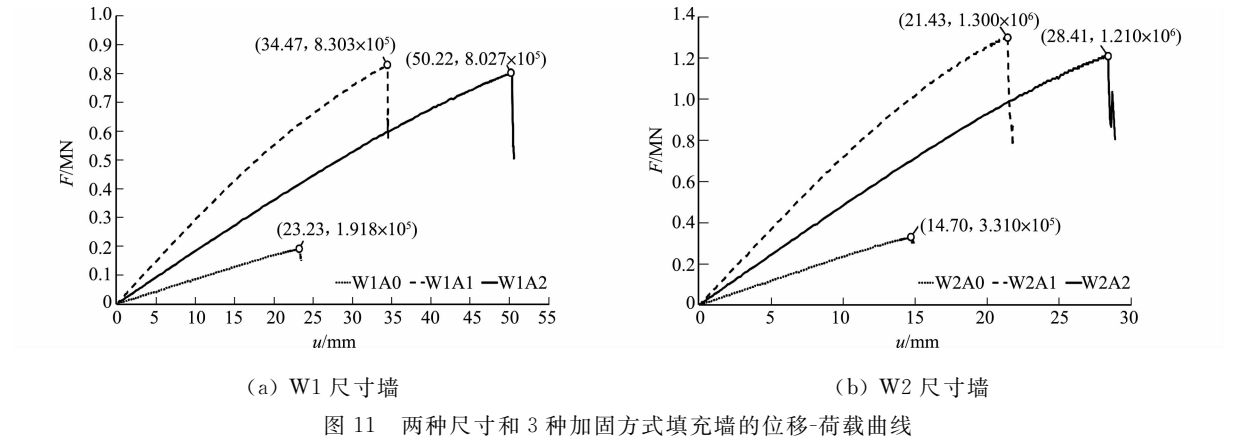


图 11 两种尺寸和 3 种加固方式填充墙的位移-荷载曲线

Fig. 11 Load-displacement curve of infilled walls with two dimensions and three reinforcement methods

将填充墙的开裂荷载作为其抗剪承载力,两种尺寸和 3 种加固方式的填充墙刚度增强系数,如表 4 所示.表 4 中: u_f 为开裂位移; V_f 为 W1A0~W2A2 的抗剪承载力; V_{f0} 为无竖向压力墙抗剪承载力^[9]; ζ_1 为抗剪承载力与规范值的差异; k_i 为割线刚度; η_k 为刚度增强系数; ζ_2 为刚度增强系数与规范值(η_{k0})的差异。

由表 4 可知:有限元计算所得的抗剪承载力比规范值大约 83%~390%,刚度增强系数比规范值大约 60%~150%,这是由于规范给出的增强系数对应的加固面层厚度较小;非整墙加固后墙抗剪承载力约提升 293%~335%,刚度增强系数为 1.891~1.935,与整墙加固的墙相比,刚度增强系数有一定程度下降,下降约 30%~34%,但是抗剪承载力差异较小,仅下降约 3%~7%;高宽比较大的墙刚度增强效果略优,约是高宽比较小的墙的 102%~108%。

表 4 两种尺寸和 3 种加固方式的填充墙刚度增强系数

Tab. 4 SEF of infilled walls with two dimensions and three reinforcement methods

墙尺寸	加固方式	u_f /mm	V_f /kN	V_{f0} /kN	ζ_1 /%	k_i /kN·mm ⁻¹	η_k	ζ_2 /%
W1	A0	23.23	191.8	104.4	83.7	8.26	—	—
	A1	34.37	830.3	192.9	330.4	24.09	2.916	149.2
	A2	50.22	802.7	—	—	15.98	1.935	65.4
W2	A0	14.70	331.0	180.0	83.9	22.51	—	—
	A1	21.43	1 300.0	332.6	390.6	60.65	2.694	130.3
	A2	28.42	1 210.0	—	—	42.58	1.891	61.6

虽然非整墙加固墙的抗剪承载力及刚度增强系数均有一定的下降,但该加固方式依然十分有效.考虑到现行规范中给出的计算方法均针对整墙加固,若引入抗剪承载力折减系数 γ_v 及刚度增强系数折减系数 γ_a ,非整墙加固后墙的抗震承载力及刚度增强系数为

$$\left. \begin{aligned} V_f &= \gamma_v V_{f0}, \\ \eta_k &= \gamma_a \eta_{k0}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

为了更好地指导类似工程中非整墙加固设计和计算,将比较不同加固区高度填充墙的开裂模式、抗剪承载力及刚度增强系数的差异,拟合不同加固区高度填充墙的 γ_v 和 γ_a 表达式.选取不同加固高度的两种尺寸填充墙进行有限元分析,研究介于 0~6.1 m 的 12 种不同加固高度填充墙的开裂情况、抗剪承

载力及刚度增强系数.

两种尺寸墙不同加固区高度的破坏模式及相应折减系数曲线,如图 12 所示. 图 12 中: x 为加固区域占总墙面积比例. 由图 12 可知:不同加固高度的墙开裂模式有所不同,在加固区域高度超过总墙高度 74%时,加固都是较有效的,开裂模式与整墙加固类似,仅加固区域底部小部分墙受到影响;当加固区域高度逐渐减小,未加固区域墙所受的不利影响变得明显,下部墙首先出现对角线方向的塑性应变带,这说明未加固区域墙可能先开裂;当加固区域很小时,未加固区域墙将首先出现类似填充墙的开裂模式,砂浆面层几乎没有加固效果.

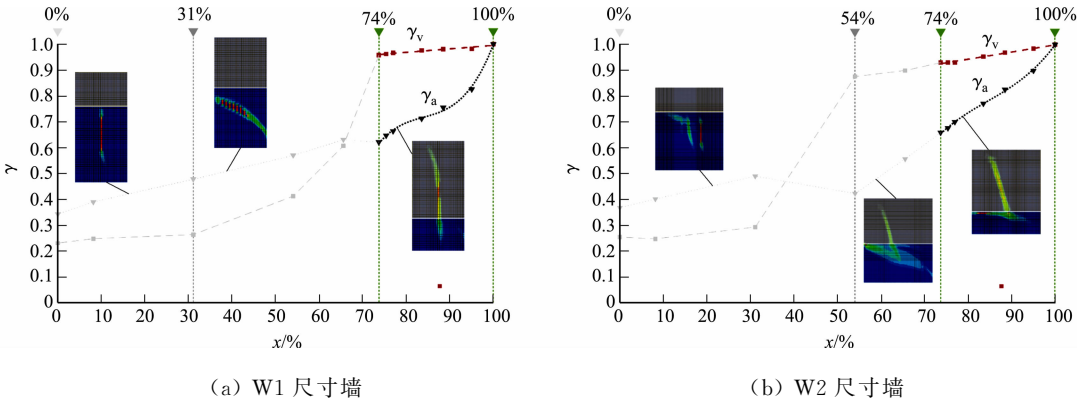


图 12 两种尺寸墙不同加固区高度的破坏模式及相应折减系数曲线

Fig. 12 Failure mode of infilled walls with two different reinforced heights and curves of reduction factors

两种尺寸填充墙不同加固区高度的相应折减系数计算结果,如表 5 所示. 由表 5,图 12 可知:当 x 超过 74%时,随着 x 下降,W1,W2 尺寸墙 γ_v 下降不明显,基本为 10%以内的线性下降,而 γ_a 则呈现出明显的非线性下降,其中,W1 尺寸墙 γ_a 下降及非线性程度更为明显;当 x 小于 74%时,随着 x 下降,W1,W2 尺寸墙的 γ_v 和 γ_a 均有明显的下降,W1 尺寸墙的下降程度更大. 因此,为保证加固的有效性,建议非整墙加固区域高度超过整墙高度的 74%.

表 5 两种尺寸填充墙不同加固区高度的相应折减系数计算结果

Tab. 5 Reduction factors of infilled walls with two dimensions and different reinforced heights

参数	$x/\%$											
	0	8.2	31.1	54.1	65.6	73.8	75.4	77.0	83.6	88.5	95.1	100.0
γ_v (W1)	0.231	0.248	0.264	0.413	0.607	0.958	0.962	0.967	0.977	0.981	0.982	1.000
γ_a (W2)	0.343	0.390	0.478	0.570	0.631	0.621	0.646	0.664	0.713	0.755	0.826	1.000
γ_v (W1)	0.255	0.248	0.294	0.877	0.900	0.931	0.931	0.931	0.954	0.969	0.985	1.000
γ_a (W2)	0.369	0.402	0.491	0.424	0.558	0.659	0.676	0.701	0.772	0.826	0.900	1.000

当 x 大于 74%时, γ_v 及 γ_a 的计算公式可以利用表 5 的数据进行多项式拟合得到. γ_v 采用线性拟合,而 γ_a 则采用 3 次多项式拟合. 非整墙加固填充墙抗剪承载力 V_f 及刚度增强系数 η_k 计算公式为

$$\left. \begin{aligned} V_f &= (0.135x + 0.861)V_{f0}, & h/b > 1.5, \\ V_f &= (0.278x + 0.722)V_{f0}, & h/b \leq 1.5. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$\left. \begin{aligned} \eta_k &= (49.9x^3 - 125.7x^2 + 106.1x - 29.2)\eta_{k0}, & h/b > 1.5, \\ \eta_k &= (17.7x^3 - 44.8x^2 + 38.8x - 10.7)\eta_{k0}, & h/b \leq 1.5. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式(6),(7)中: η_{k0} 为整墙加固墙的刚度增强系数.

4 结论

为了研究南京大桥桥头堡填充墙加固中特殊的非整墙加固方式的效果. 首先,通过调查桥头堡填充墙尺寸及加固方式,得到了桥头堡填充墙不同加固方式的比例,以及高宽比的分布情况;然后,选择两种典型墙尺寸,对桥头堡非整墙加固填充墙进行有限元分析,并与其他两种不同加固方式进行了对比. 最后,研究比较不同加固区高度填充墙的力学性能,给出相应加固高度墙抗剪承载力及刚度增强系数的计算公式,以指导类似工程设计. 主要得到以下 6 点主要结论.

1) 非整墙加固依然可以有效提升原墙抗剪承载力与刚度增强系数,同时,降低原墙的最大应力。非整墙加固后,墙抗剪承载力提升约 293%~335%,刚度增强系数在 1.891~1.935。与整墙加固的墙相比,刚度增强系数有一定程度降低,下降约 30%~34%,但是承载力差异较小,仅下降约 3%~7%;与规范的建议值相比,两种加固方式的抗剪承载力比规范值大约 83%~390%,刚度增强系数比规范值大约 60%~150%,故规范给出的值较为保守。这说明虽然非整墙加固比传统整墙加固效果有所降低,但依然十分有效。

2) 对于非整墙加固的墙,应力在砂浆加固区域底边界处存在突变,未加固部分的墙应力明显上升。而且加固区域底边界下沿的墙在加载过程中首先产生塑性区域。这说明这种加固方式有可能导致该区域的墙压裂,是较为薄弱的区域,工程加固修缮中需要额外注意。

3) 不同高宽比墙的结果也略有不同。对于刚度增强系数,高宽比较大的墙约是高宽比较小墙的 102%~108%,稍有增加。因此,墙的高宽比对加固效果有一定的影响,但是对刚度增强系数影响略小。

4) 加固前、后墙的 PEEQ 的分布与发展有较强的一致性,几乎先在墙中部出现较大区域的塑性并慢慢收缩;但是,对于高宽比较大的墙,最终收缩为竖向塑性应变带,高宽比较小的墙则在对角线方向形成。这暗示不同高宽比墙的开裂裂缝方向是不一致的,在工程加固修缮中可以针对性地预防。

5) 不同加固高度的墙开裂模式有所不同,在加固区域高度超过总墙高度 74%时,仅加固区域底部小部分墙受到影响。但是当加固区高度逐渐减小,面层加固效果明显减弱,且可能导致未加固区域墙首先开裂。故建议非整墙加固区域高度要超过整墙高度的 74%。

6) 当加固区域高度超过 74%时,随着加固面积的下降,墙抗剪承载力下降不明显,基本在 10%以内,刚度增强系数则呈现出明显的非线性下降。给出的不同加固高度非整墙加固墙的抗剪承载力及刚度增强系数计算公式可用于类似钢筋混凝土文物建筑保护工程设计。

由于文中仅采用理论方法进行研究,后续工作将通过更多现场监测数据和结构试验以佐证文中的理论分析结果。

参考文献:

- [1] 黄忠邦. 水泥砂浆及钢筋网水泥砂浆面层加固砖砌体试验[J]. 天津大学学报, 1994(6): 764-770.
- [2] 李明, 王志浩. 钢筋网水泥砂浆加固低强度砂浆砖砌体的试验研究[J]. 建筑结构, 2003, 33(10): 34-36. DOI: 10.19701/j.jzjg. 2003. 10. 009.
- [3] 郭猛, 张瀛, 徐福泉, 等. 钢筋网-水泥砂浆面层加固中高砖砌体墙抗震性能试验[J]. 建筑科学与工程学报, 2014(2): 71-77.
- [4] 周强, 杨凌宇, 赵文洋. 基于 Pushover 方法的打包带加固砌体结构抗震性能评估[J]. 自然灾害学报, 2020, 29(2): 35-43. DOI: 10.13577/j.jnd. 2020. 0204.
- [5] 褚少辉, 赵士永, 梁耀哲, 等. 玄武岩纤维布加固砌体墙抗震性能试验研究与数值分析[J]. 建筑结构, 2020, 50(9): 85, 133-136. DOI: 10.19701/j.jzjg. 2020. 09. 023.
- [6] 王英, 闫凯, 徐国洲, 等. 钢筋网水泥砂浆面层加固砖墙受剪承载力分析[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2013, 41(1): 122-127. DOI: 10.13245/j.hust. 2013. 01. 025.
- [7] 吴建良, 戴雅萍, 董军, 等. 斜钢板带加固单跨 RC 框架-内填充墙结构的滞回性能试验研究[J]. 四川建筑科学研究, 2012(4): 82-86.
- [8] 邓宗才, 程传超, 朱晓楠, 等. 碳纤维网格加固砌体墙抗震性能试验[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2019, 52(10): 1090-1098.
- [9] 朱明吉. 预应力钢板带加固框架填充墙的抗震性能研究[D]. 南京: 东南大学, 2019. DOI: 10.27014/d.cnki.gdnau. 2019. 001151.
- [10] EL-DAKHAKHNI W W, HAMID A A, ELGAALY M. Seismic retrofit of concrete-masonry-infilled steel frames with glass fiber-reinforced polymer laminates[J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(9): 1343-1352. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2004)130:9(1343).
- [11] KYRIAKIDES M A, BILLINGTON S L. Cyclic response of nonductile reinforced concrete frames with unreinforced masonry infills retrofitted with engineered cementitious composites[J]. Journal of Structural Engineering, 2014, 140(2): 04013046. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000833.

[12] BATIKHA M,ALKAM F. The effect of mechanical properties of masonry on the behavior of FRP-strengthened masonry-infilled RC frame under cyclic load[J]. Composite Structures,2015,134:513-522. DOI:10. 1016/j. compstruct. 2015. 08. 105.

[13] AKIN E,CANBAY E,BINICI B,*et al.* Testing and analysis of infilled reinforced concrete frames strengthened with CFRP reinforcement[J]. Journal of Reinforced Plastics and Composites,2011,30(19):1605-1620. DOI:10. 1177/0731684411424631.

[14] 徐国洲. 钢筋网水泥砂浆面层加固砖墙受剪承载力计算方法[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2011.

[15] 罗瑞. 单面水泥砂浆面层加固低强度砖墙的抗震性能试验研究[D]. 北京:中国建筑科学研究院,2016.

[16] 刘玉璠,赵均,丁志娟,等. 聚合物砂浆面层加固砖墙的有限元模拟与分析[J]. 土木工程与管理学报,2011(3):169-171.

[17] 中华人民共和国原城乡建设环境保护部. 砌体结构设计规范: GB J3—1988[S]. 北京:中国建筑工业出版社,1988.

[18] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 砌体结构设计规范: GB 50003—2011 [S]. 北京:中国建筑工业出版社,2011.

[19] 刘桂秋. 砌体结构基本受力性能的研究[D]. 长沙:湖南大学,2005.

[20] 施楚贤. 砌体结构理论与设计[M]. 3 版. 北京:中国建筑工业出版社,2014.

[21] 杨卫忠. 砌体受压本构关系模型[J]. 建筑结构,2008,38(10):80-82. DOI:10. 19701/j. jzjg. 2008. 10. 027.

[22] 梁建国,洪丽,肖逸夫,等. 砖和砂浆的本构关系试验研究[C]//2012 年全国砌体结构领域基本理论与工程应用学术会议论文集. 宁波:[s. n.],2012:155-164.

[23] 朱伯龙. 砌体结构设计原理[M]. 上海:同济大学出版社,1991.

[24] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2010.

[25] 刘杰. 基于 ABAQUS 整体式模型下砌体结构抗震性能影响因素研究[D]. 长沙:湖南大学,2014.

[26] 杜修力,王阳,路德春. 水泥砂浆材料的静动态应力应变关系研究[J]. 土木工程学报,2010(增刊 2):119-126. DOI:10. 15951/j. tmgcxb. 2010. s2. 033.

[27] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢绞线网片聚合物砂浆加固技术规程: JGJ 337—2015[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2015.

[28] 四川省住房和城乡建设厅. 工程结构加固材料安全性鉴定技术规范: GB 50728—2011 [S]. 北京:中国建筑工业出版社,2011.

[29] 中国建筑科学研究院. 建筑抗震加固技术规程: JGJ 116—2009 [S]. 北京:中国建筑工业出版社,2009.

(责任编辑: 陈志贤 英文审校: 方德平)