

DOI:10.11918/202207038

套筒灌浆搭接连接的 L 型预制剪力墙抗震试验

余琼¹, 唐子鸣¹, 张星魁², 范宝秀², 张志³, 陈振海³

(1. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092; 2. 山西建筑工程集团有限公司, 太原 030006; 3. 山西二建集团有限公司, 太原 030013)

摘要: 为研究套筒灌浆搭接连接的 L 型预制剪力墙的抗震性能, 进行了 1 片现浇墙和 2 片竖向钢筋采用 I 型、II 型套筒灌浆搭接接头 (简称 APC 接头) 连接的预制墙拟静力试验, 研究了试件的破坏形式、滞回性能、特征荷载、变形、钢筋和套筒应变等。结果表明: 预制墙裂缝开展情况与现浇墙基本一致, 破坏形式为弯剪破坏; 现浇墙破坏出现在边缘墙脚处, 而预制墙底部由于套筒约束, 薄弱截面上移, 破坏时套筒上方混凝土压碎, 钢筋压屈; 当现浇和预制试件墙体底部箍筋、水平分布钢筋加密时, 采用 I 型接头连接的预制墙的开裂、屈服、峰值荷载, 刚度、延性和耗能能力与现浇墙相当, 采用 II 型接头连接的预制墙的各项指标均优于现浇墙; 两种接头在预制墙中均能有效传递钢筋应力, 套筒在加载过程中基本处于弹性状态; 由于 APC 接头刚度大, 预制墙最大平面外位移绝对值小于现浇墙, 但预制试件由于水平接缝影响, 平面外扭转出现损伤变形累积。

关键词: L 型预制剪力墙; 套筒灌浆连接; 钢筋搭接; 抗震性能; 拟静力试验

中图分类号: TU375

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2023)09-0072-12

Test on seismic behavior of L-shaped precast shear wall with grouted sleeve lapping connector

YU Qiong¹, TANG Ziming¹, ZHANG Xingkui², FAN Baoxiu², ZHANG Zhi³, CHEN Zhenhai³

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Shanxi Construction Engineering Group Co. Ltd., Taiyuan 030006, China; 3. Shanxi Erjian Group Co. Ltd., Taiyuan 030013, China)

Abstract: To study the seismic performance of L-shaped precast shear walls with grouted sleeve lapping connection, we carried out quasi-static test on a cast-in-place shear wall and two different precast shear walls in which vertical reinforcements were spliced by type I and type II grouted sleeve lapping connectors named APC connectors (all vertical members precasted in concrete structures). The failure modes, hysteretic properties, characteristic loads, deformations, reinforcement strains, and sleeve strains of the specimens were investigated. Results showed that the crack development of the precast wall was basically the same as that of the cast-in-place wall, and the failure mode was bending shear failure. The failure of the cast-in-place wall occurred at the root of the wall, while the weak section of the precast wall moved upwards due to the restraint of the sleeve. The concrete above the sleeve of the precast wall was crushed and the rebars were buckled at the ultimate failure state. The cracking load, yield load, peak load, stiffness, ductility, and energy dissipation capacity of the precast wall connected by type I connectors were comparable to those of the cast-in-place wall when the bottom stirrups and horizontally distributed reinforcements of cast-in-place wall and precast walls were densified, while the above indicators of the precast wall connected by type II connectors were superior to the cast-in-place wall. The two types of connectors could effectively transmit the stress of reinforcements in the precast wall, and the sleeves were basically in an elastic state during the loading process. Due to the high stiffness of the APC connectors, the absolute value of the maximum out-of-plane displacement of the precast wall was less than that of the cast-in-place wall. However, accumulated damage deformation in out-of-plane torsion appeared in the precast specimens due to the influence of horizontal grouting joint.

Keywords: L-shaped precast shear wall; grouted sleeve connection; lapped rebars; seismic performance; quasi-static test

钢筋连接是预制混凝土结构施工的关键环节, 套筒灌浆对接连接是目前运用较多的钢筋连接方式。该连接中两钢筋以对接形式放置于套筒, 通过

注入灌浆料实现钢筋间连接, 见图 1(a)。针对该类接头国内外学者研究较多^[1-3], 钱稼茹等^[4-5]对该方式连接的预制剪力墙的抗震性能进行了系统分

收稿日期: 2022-07-09; 录用日期: 2022-08-16; 网络首发日期: 2022-08-25

网络首发地址: <https://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1235.T.20220825.1305.002.html>

基金项目: 上海市科技计划项目(21ZR1468300)

作者简介: 余琼(1968—), 女, 副教授, 硕士生导师

通信作者: 余琼, yiongyu2005@163.com

析,拟静力试验表明该连接方式能够有效传递竖向钢筋的应力,预制墙的破坏形态与现浇墙基本相同,两者刚度和耗能能力相当;拟动力试验表明该连接方式的预制墙在地震作用下能够实现“强墙肢弱连梁”及连梁“强剪弱弯”的抗震设计目标。Wu 等^[6]对半灌浆套筒连接的短肢剪力墙抗震性能研究表明,预制墙的承载能力与现浇墙相近,其延性和耗能性能略低。马军卫等^[7]进行了一榀 1/2 比例两层两跨灌浆套筒连接框剪结构模型的低周反复加载试验,试件表现出较好的耗能能力和刚度特性,抗震性能良好。以上研究表明,采用传统套筒灌浆连接的预制构件较为安全可靠。但对接灌浆套筒内径小,施工难度大,灌浆不易密实,套筒材性和铸造工艺要求较高,制作成本较高。

基于此种情况,2015 年余琼^[8]提出了一种新型套筒灌浆搭接接头,简称 APC (all vertical members precasted in concrete structures) 接头。该接头在两根搭接钢筋外部放置套筒(称为 I 型套筒灌浆连接,见图 1(b))或在四根搭接钢筋外部放置套筒(称为 II 型套筒灌浆连接,见图 1(c)),并注入灌浆料,实现钢筋的连接。

该接头中两搭接钢筋受力方向相反,钢筋对套筒(灌浆料)作用力方向也相反,作用力相互抵消,具有自锁现象,接头承载力得到有效提高。钢筋搭接对套筒及灌浆料要求较低,因此灌浆料可采用 C60、套筒内壁无需处理,在一定程度上降低了应用成本。与传统套筒灌浆接头相比,该接头具有容错率大、施工方便、成本低、预制率高等优势。

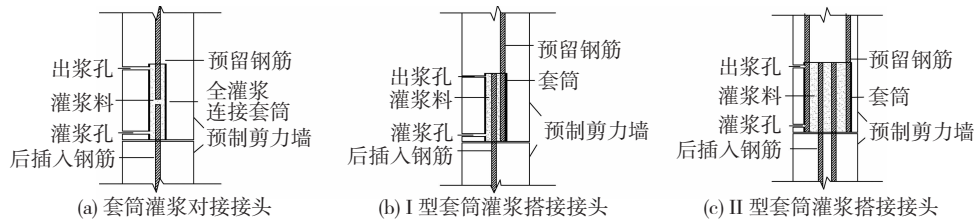


图 1 套筒灌浆接头示意

Fig. 1 Schematic of grouted sleeve connectors

为研究 APC 接头工作性能,余琼等^[9-11]进行了 I 型和 II 型 APC 接头的单拉试验,研究了试件的破坏形态、极限承载力、力-位移曲线和套筒应变等,建议取 I 型接头的搭接长度为 $12.5d$ 、钢筋直径小于 25 mm 的 II 型接头的搭接长度为 $18d$ 。研究^[12-13]表明,该连接方式的一字型剪力墙和框架柱的极限承载力、延性和耗能与其对应的现浇试件相当,接头可以有效传递钢筋应力。

在实际工程中,L 型剪力墙运用较多,墙身易受到偏心侧向力作用,套筒及其外侧混凝土的工作状况会受偏心力的不利影响,采用 APC 接头连接的 L 型预制剪力墙的可靠性亟待研究。

本文进行了 1 片 L 型现浇墙和 2 片竖向钢筋采用 I 型、II 型 APC 接头连接的 L 型预制墙拟静力试验,对比研究了该种剪力墙的破坏形态、特征荷载、刚度、延性和耗能等性能,分析了套筒上下端钢筋应变、套筒中部截面应变和试件平面外位移等。

1 试验概况

1.1 试件设计及制作

1.1.1 剪力墙设计

试件外观尺寸及位移计布置见图 2。设计 3 片 L 型剪力墙,其中 LSW-1 为现浇墙,LAPC-1(I 型套筒)和 LAPC-2(II 型套筒)为预制墙。试件均由底座、墙身和加载梁组成,外形尺寸均相同。

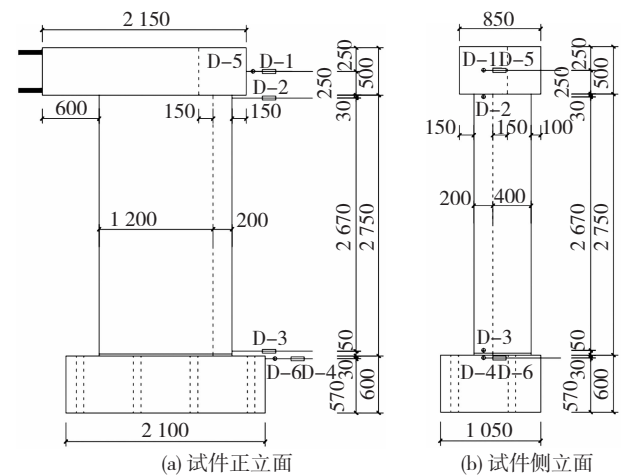


图 2 试件尺寸及位移计布置(mm)

Fig. 2 Dimensions of specimens and arrangement of displacement gauges (mm)

各试件截面尺寸及配筋见图 3。一字型边缘构件内配置 $6 \Phi 14$ 竖向钢筋和 $\Phi 8@100$ 箍筋,L 字型边缘构件内配置 $12 \Phi 14$ 竖向钢筋和 $\Phi 8@100$ 箍筋,墙身竖向分布钢筋为 $6 \Phi 8$,水平分布钢筋为 $\Phi 8@200$ 。预制墙箍筋外混凝土保护层厚度最薄处为 15 mm,略薄于现浇墙。

各试件区别主要在连接部位。预制墙在套筒底部至套筒顶部并向上延伸 300 mm 范围内,将水平分布钢筋加密(套筒高度范围内 $\Phi 8@50$ 、套筒上方 $\Phi 8@100$),且套筒上端第一道水平分布钢筋距离套筒顶部取 25 mm^[14],边缘构件套筒高度范围内箍筋加密

($\Phi 8@50$)。为与预制墙对比,现浇墙在距墙底 420 mm 高度范围内自下而上设置三道 $\Phi 8@50$ 、三道 $\Phi 8@100$ 水平分布钢筋,边缘构件底部设置三道 $\Phi 8@50$ 箍筋。

LAPC-1 一字型边缘构件内预埋 6 个 I 型套筒 (高 175 mm),套筒内预留 1 $\Phi 14$ 钢筋与基础梁中预埋 1 $\Phi 14$ 钢筋搭接连接。采用 2 $\Phi 14$ 钢筋替代

墙身 6 $\Phi 8$ 竖向分布钢筋,墙身 6 $\Phi 8$ 竖向分布钢筋与 2 $\Phi 14$ 钢筋间接搭接,搭接长度 775 mm。L 字型边缘构件内预埋 8 个 I 型套筒,拐角处预埋 2 个 II 型套筒(高 280 mm),实现构件钢筋与基础梁预埋钢筋的搭接连接。而 LAPC-2 边缘构件均采用 II 型套筒。

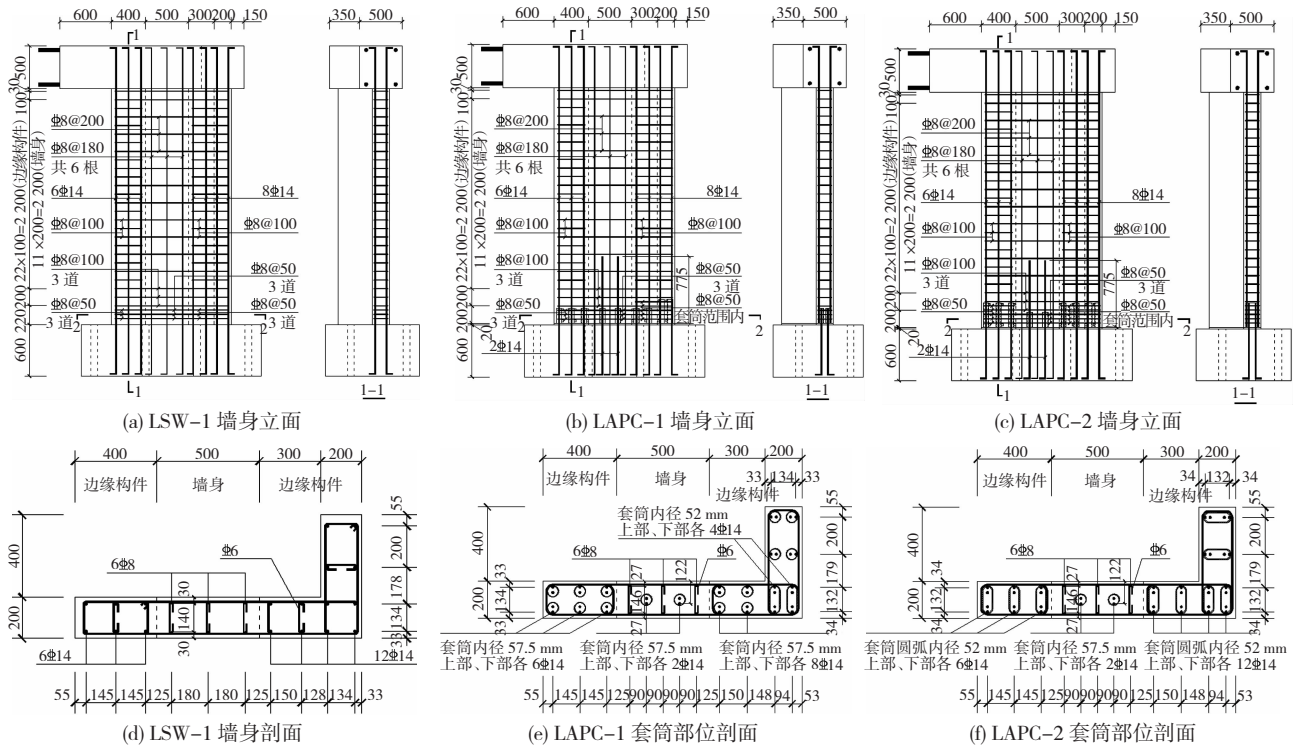


图 3 试件截面尺寸及配筋 (mm)

Fig. 3 Dimensions and reinforcement of specimens (mm)

1.1.2 套筒设计

APC 套筒由套筒、灌浆孔、出浆孔组成,分为 I 型(Q235B 无缝钢管加工而成)、II 型(切割的 Q235B 无缝钢管与钢板焊接),I、II 型套筒均连接 $\Phi 14$ 钢筋。为避免构件浇筑时混凝土进入套筒,在

套筒顶部附加 2 mm 厚盖板,在盖板边缘钻比钢筋直径大 4 mm 圆孔,便于预留钢筋插入套筒。考虑到施工时孔道灌浆与封堵的可行性,设计中将所有套筒的灌浆孔、出浆孔置于 L 型剪力墙的阴角侧。I、II 型套筒及盖板尺寸见图 4。

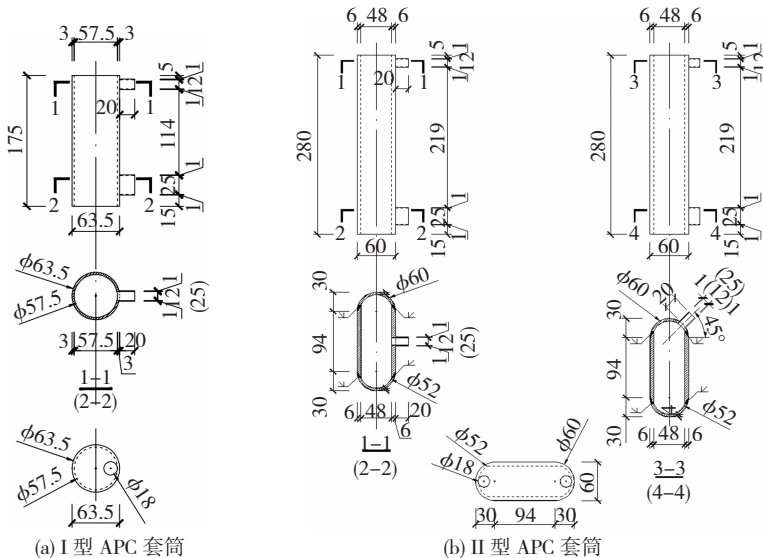


图 4 套筒详图 (mm)

Fig. 4 Details of sleeves (mm)

1.1.3 墙体制作与安装

预制试件墙身与加载梁共同现浇而成,灌浆接缝采用 H40 高强无收缩灌浆料。预制墙施工流程见图 5。首先定位放置底座;将底座表面凿毛(为研

究预制墙连接的可靠性,墙身底部未进行凿毛);将墙身定位、吊装至对应基础上,用塑料垫块调直墙身,并搭支架固定;使用木模封堵墙身底部灌浆层(20 mm 厚)并进行压力灌浆,完成墙身与底座连接。

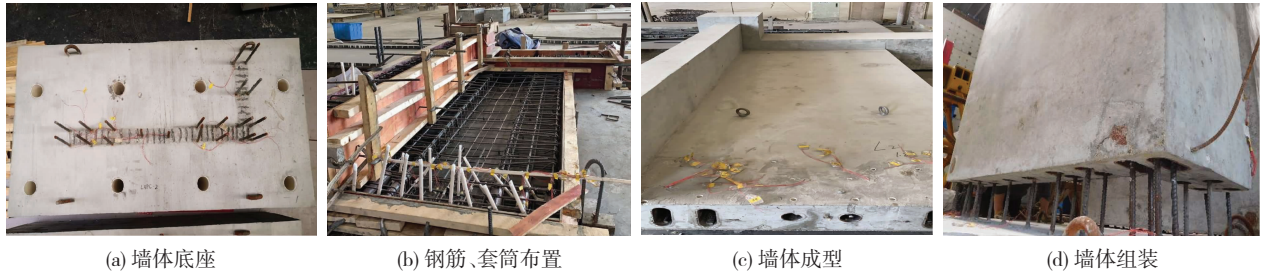


图5 预制剪力墙施工流程

Fig.5 Construction process of precast shear wall

1.2 试验材料

HRB400 级钢筋强度实测值见表 1。

表1 钢筋材性数据

Tab.1 Mechanical parameters of rebars

钢筋直径/mm	屈服强度/MPa	极限强度/MPa
8	370	633
14	540	636

试件底座为 C50 混凝土,墙身及加载梁均为 C40 混凝土。试验时测得 C40 和 C50 混凝土 150 mm × 150 mm × 150 mm 试件的抗压强度均值分别为 48.1 MPa、60.8 MPa。由规范^[15]计算得到 C40 混凝土轴心抗压强度 $f_c = 32.2$ MPa,轴心抗拉强度 $f_t = 2.89$ MPa。

灌浆料采用某公司生产的 H40 高强无收缩灌浆料。试验时测得 40 mm × 40 mm × 160 mm 试件的抗折、抗压强度(抗压试验在半截棱柱体侧面进行)分别为 8.7 MPa、51.3 MPa。测得 150 mm × 150 mm × 150 mm 试件的劈裂抗拉强度为 4.3 MPa。

套筒由 Q235B 无缝钢管及钢板制作而成,其力学指标见表 2。

表2 套筒材性数据

Tab.2 Mechanical parameters of sleeves

钢材厚度/mm	屈服强度/MPa	极限强度/MPa	断后伸长率/%
3	309	426	22.09
4	326	467	13.51
6	315	449	28.69

1.3 加载制度及量测内容

试验加载装置见图 6。采用 1 000 kN 作动器(2 个)和 400 t 油压千斤顶施加水平和竖向荷载,试验设计轴压比为 0.5,施加轴向力 2 865 kN,试验过程中保持不变。试件加载为全位移控制,往复加载

时,先施加推力(正向),后施加拉力(负向)。第一级位移为 2 mm,在位移 < 20 mm 时每级位移增量为 2 mm、循环 1 圈;位移 ≥ 20 mm 且 < 36 mm 时每级位移增量为 4 mm、循环 3 圈;位移 ≥ 36 mm 时每级位移增量为 6 mm、循环 3 圈。当墙体承载力首次下降至峰值荷载的 85% 时停止加载^[16]。

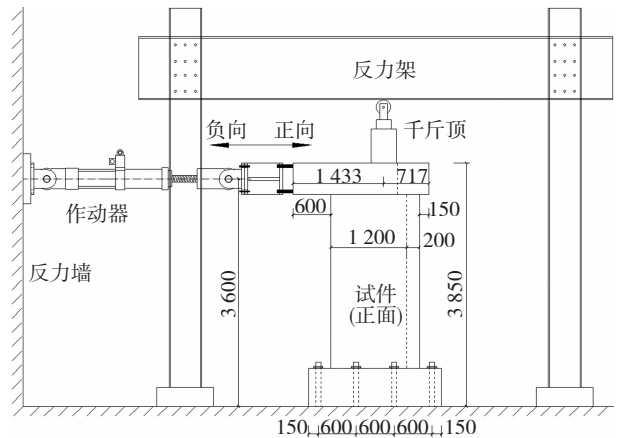


图6 试验加载装置(mm)

Fig.6 Setup of the test (mm)

各试件分别布置 6 个位移测点 D-1 ~ D-6,见图 2。其中 D-1 ~ D-4 测量试件加载时水平位移, D-5 ~ D-6 测量试件平面外位移。

钢筋和套筒应变测点布置见图 7。在 LAPC-1 和 LAPC-2 边缘构件竖向钢筋 $\Phi 14$ 、墙身分布钢筋 $\Phi 8$ 、间接搭接钢筋 $\Phi 14$ 上距套筒上表面 10 mm 处粘贴应变片 S-1 ~ S-18,在基础预留纵筋 $\Phi 14$ 距基础梁的上表面 10 mm 处粘贴应变片 X-1 ~ X-12,以测量钢筋应变。

在 LAPC-1 边缘构件套筒中部截面贴放应变片 T-1 ~ T-32,在 LAPC-2 边缘构件套筒中部截面贴放应变片 T-1 ~ T-20,其中奇数测点测量套筒中部截面纵向应变,偶数测点测量横向应变。

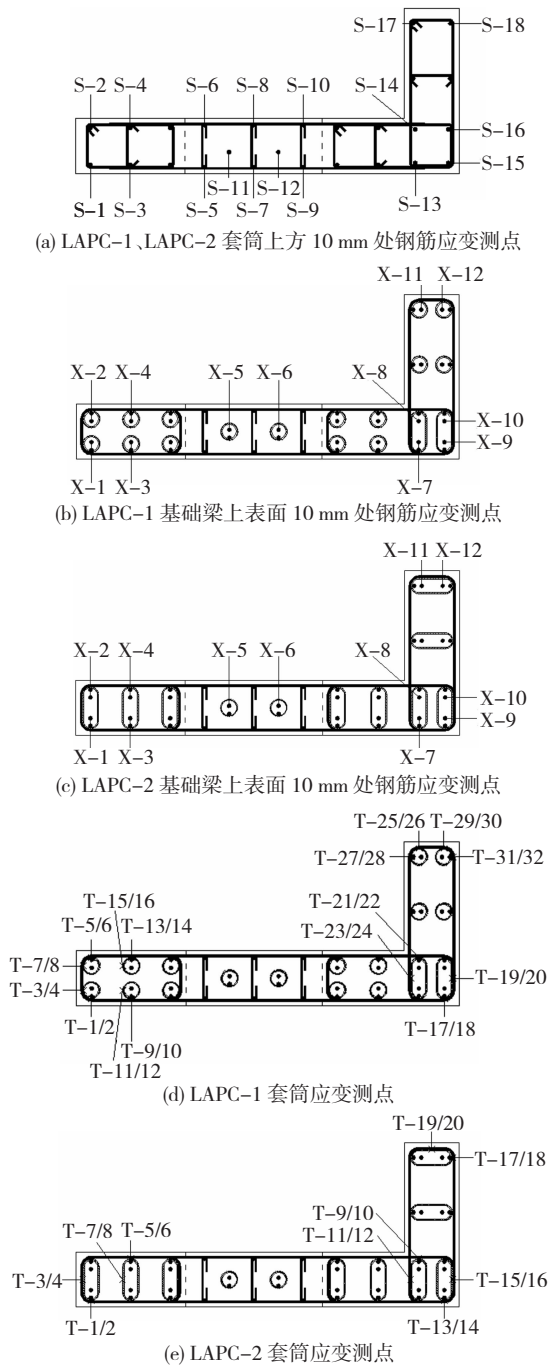


图7 钢筋和套筒应变测点布置

Fig. 7 Arrangement of measuring points of strain gauges on rebars and sleeves

2 试验结果与分析

2.1 破坏过程与破坏形态

2.1.1 LSW-1 试件

6 mm 加载级时, LSW-1 墙体左侧(一字型边缘构件)距墙底约 350 mm 处出现第一条水平裂缝; 8 mm 加载级时, 墙体右侧(L 字型边缘构件)底部出现水平裂缝; 10 mm 加载级时, 墙体左侧原有裂缝沿 45° 斜向开展延伸至基础顶面; 随位移增加, 墙体自下而上出现多条水平裂缝; 16 mm 加载级时, 墙体一字型边缘构件外侧纵筋受拉屈服; 18 mm 加载级时,

墙体右侧水平裂缝沿 45° 斜向基础顶面开展; 24 mm 加载级时, 墙身右侧及左侧墙脚处均出现混凝土受压竖向裂缝, 墙体左、右侧自同一高度开展的斜裂缝在距墙体左侧约 800 mm 位置处相交; 32 mm 加载级时, 受压区混凝土开始小块剥落; 48 mm 加载级时, 在第二圈负向加载过程中, 墙体左侧混凝土大面积压碎、脱落, 钢筋压屈, 墙体达到极限状态。

2.1.2 LAPC-1 试件

6 mm 加载级时, LAPC-1 墙体左侧距墙底约 480 mm 处出现第一道水平裂缝; 8 mm 加载级时, 墙体右侧翼缘距墙底 200 mm 和 350 mm 处出现两条水平裂缝; 10 mm 加载级时, 墙体背面一字型边缘构件水平裂缝呈 45° 斜向开展至套筒顶部, 左、右侧灌浆浆层与墙体的结合面均出现水平裂缝; 16 mm 加载级时, 墙体一字型边缘构件纵筋屈服; 18 mm 加载级时, 墙体右侧墙身水平裂缝沿 45° 斜向发展; 24 mm 加载级时, 墙体右侧出现混凝土受压竖向裂缝, 灌浆层发生小片剥落, 墙体左、右侧自同一高度开展的斜裂缝在距墙体左侧约 850 mm 位置处相交; 32 mm 加载级时, 受压区混凝土小块压碎、脱落; 36 mm 加载级时, 墙体与灌浆层明显拉开; 42 mm 加载级时, 墙体中部出现呈 65° 开展的斜裂缝; 48 mm 加载级时, 墙体左侧受压区混凝土大面积压溃并伴有“咔嚓”声、钢筋压屈, 墙体达到极限状态。

2.1.3 LAPC-2 试件

6 mm 加载级时, LAPC-2 墙体左侧距墙底约 500 mm 处出现第一道水平裂缝, 墙体右侧翼缘在负向加载时出现多条水平裂缝; 8 mm 加载级时, 墙体左侧裂缝沿 20° 斜向开展; 10 mm 加载级时, 墙体左侧斜裂缝呈 45° 斜向发展至套筒顶部; 16 mm 加载级时, 墙体左侧纵筋受拉屈服; 18 mm 加载级时, 墙体右侧裂缝沿 45° 斜向开展; 20 mm 加载级时, 墙体右侧拐角处及左侧墙脚处出现混凝土受压区竖向裂缝, 灌浆料与墙体结合面出现裂缝; 24 mm 加载级时, 墙体右侧混凝土开始小块剥落, 距墙体左侧约 850 mm 位置处出现交叉斜裂缝; 36 mm 加载级时, 墙体左侧有混凝土压碎的“咔嚓”声、混凝土剥落, 套筒外露, 墙体中部出现呈 75° 开展的斜裂缝, 墙体与灌浆层明显拉开; 54 mm 加载级时, 墙体左侧套筒顶部混凝土压碎、脱落, 钢筋外露并被压屈, 墙体达到极限状态。

图 8 为 LSW-1、LAPC-1 和 LAPC-2 极限状态时破坏情况。可见, 预制墙裂缝发展规律与现浇墙基本一致, 水平裂缝首先出现在墙体两侧边缘, 并逐渐沿斜向朝墙身中部发展, 最终均在墙体中部出现倾角较大的扭转斜裂缝, 试件发生弯剪破坏。

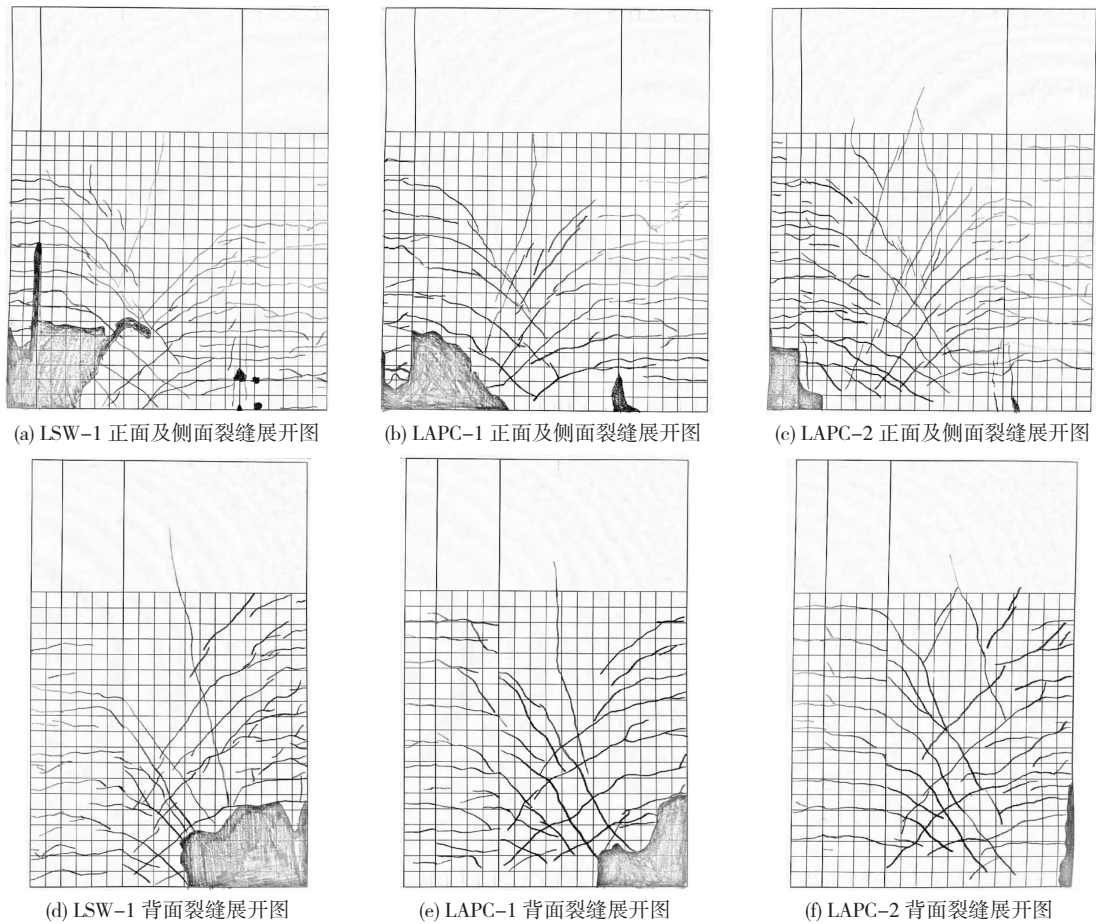


图8 试件极限状态破坏情况示意

Fig. 8 Schematic of failure of specimens at ultimate state

极限荷载时 L 型剪力墙根部及灌浆接缝破坏情况见图9。预制墙和现浇墙一字型边缘构件底部均出现混凝土压碎、钢筋压屈。现浇墙的破坏出现在墙体根部,表现为混凝土压碎剥落、箍筋加密区上方(距

墙底 220 mm ~ 320 mm) 钢筋压屈;预制墙则是套筒上方混凝土被压碎,而后套筒外侧混凝土剥落,最终套筒上方钢筋压屈,套筒未发生损坏。原因是 APC 套筒约束了钢筋和灌浆料变形,使薄弱截面上移。



图9 极限荷载时 L 型剪力墙根部及灌浆接缝破坏情况

Fig. 9 Failure of root and grouting joint of L-shaped shear walls under ultimate load

极限状态时,墙体左、右侧接缝灌浆料压碎、剥落,而墙身中部接缝灌浆料未发生明显破坏。预制墙灌浆层上结合面(未凿毛处理)与墙体形成水平通缝,墙体未发生明显剪切滑移。由于套筒内灌浆料与接缝灌浆料同时浇筑形成整体,起到类似咬合齿的作用,故提高了接缝的抗剪承载力。现浇墙底部和接缝下部结合面(均凿毛处理)未明显开裂,故凿毛可有效提高结合面黏结强度。

2.2 滞回曲线与骨架曲线

试件顶点水平力-位移曲线和骨架曲线见图 10。可见,现浇墙与预制墙滞回曲线形状基本一致,加载后期滞回曲线均存在一定程度的捏拢,主要

是由于混凝土斜裂缝的开展和局部压碎;随加载位移增大,滞回曲线逐渐饱满,试件正向滞回曲线面积比负向大,正向耗能更多;LSW-1、LAPC-1 均在后期负向加载时出现承载力大幅下降的情况,造成滞回环包围面积偏大。对比 LAPC-1、LAPC-2 一字型边缘构件破坏现象,发现 LAPC-1 因制作误差其套筒上方 50 mm 范围内实际并未设置箍筋,造成 LAPC-1 在负向加载中钢筋压屈后迅速失效,承载力迅速下降。由于箍筋的约束,LSW-1 破坏时箍筋压屈截面上移,且 LAPC-2 在破坏时承载力仍有一定安全储备,故建议边缘构件套筒上方第一道箍筋距套筒顶面不宜大于 50 mm。

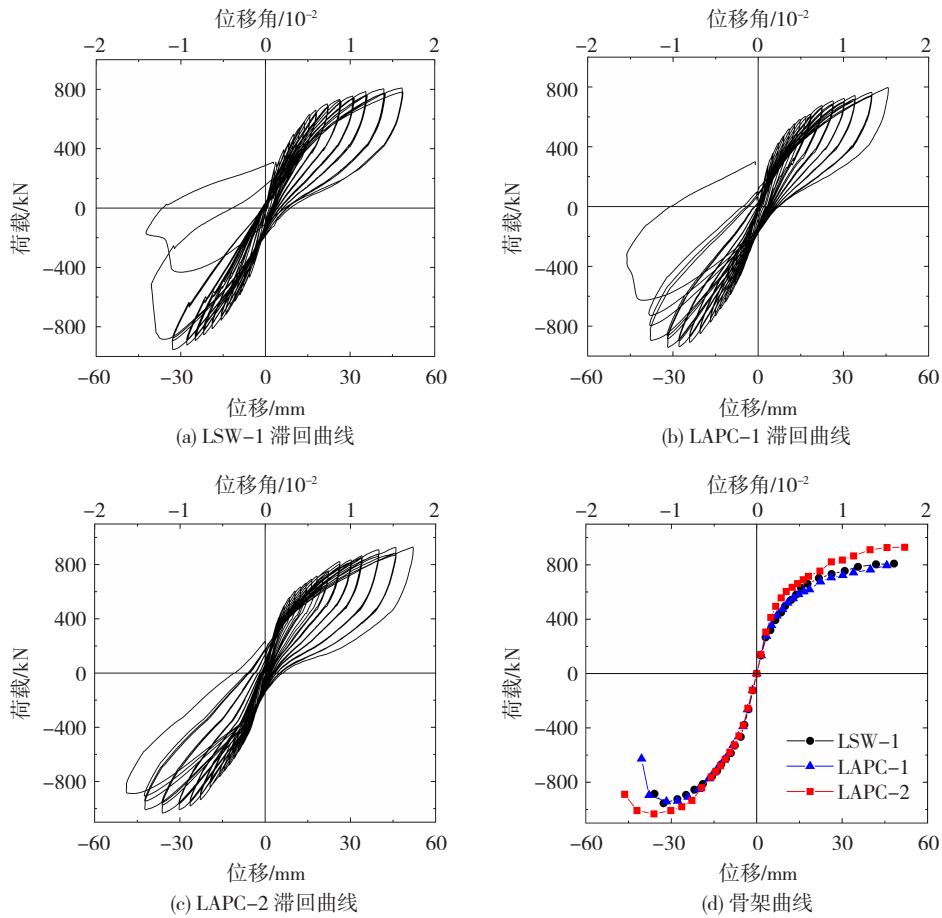


图 10 各试件滞回曲线与骨架曲线对比

Fig. 10 Comparison of hysteresis curves and skeleton curves of specimens

由图 10(d)可知,开裂前各试件骨架曲线基本呈直线,LSW-1 和 LAPC-1 骨架曲线基本吻合。随位移增加,LAPC-2 正向骨架曲线的荷载和刚度值均大于另外两试件,负向骨架曲线在屈服位移前与另外两试件基本吻合,而极限承载力及极限荷载位移比 LSW-1 和 LAPC-1 大。

2.3 承载力

试件不同阶段的水平力 F 及其峰值荷载时的强度退化系数 λ ^[16] 见表 3。其中强度退化系数为试件在同一加载级时相邻加载循环荷载峰值之比。

由表 3 可知,预制墙发生开裂时的荷载高于现浇墙,主要是由于套筒和灌浆料约束了混凝土的纵向变形。由于 LAPC-2 试件 L 字型边缘构件混凝土保护层厚度较小及加载偏心影响,其负向开裂荷载低于其他两试件。

各试件正向屈服荷载均小于负向屈服荷载,且正向加载时均未达到峰值荷载。这是由于 L 字型边缘构件混凝土截面较大且钢筋较多,承载力较高。LSW-1 和 LAPC-1 屈服、峰值荷载基本相同,LAPC-2 最高。对于预制构件,套筒和灌浆料的存

在提高了墙体底部的压区承载力,由于 LAPC - 2 中 II 型 APC 套筒及灌浆料截面积较大,对压区混凝土的约束更强,故屈服荷载高于 LAPC - 1,且 II 型 APC 套筒较长,破坏时薄弱截面上移更多,故峰值荷载也更高。由于各试件墙体底部箍筋和水平分布

钢筋均进行了加密,钢筋加密对现浇墙的承载力有提高作用,而预制墙由于套筒作用,钢筋加密对承载力影响小,由于 LSW - 1 钢筋加密和 LAPC - 1 压区套筒、灌浆料对试件强度提高作用相近,故 LSW - 1、LAPC - 1 屈服、峰值荷载基本相同。

表 3 试件不同状态下的水平力及强度退化系数

Tab. 3 Horizontal force and strength degradation coefficient of specimens under different conditions

试件	开裂荷载		屈服荷载		峰值荷载	规范[17]	F_{me}/F_m	峰值第二次循环/ λ_{me2}		峰值第三次循环/ λ_{me3}	
	F_{ce}/kN		F_{ye}/kN		F_{me}/kN	F_m/kN					
	正向	负向	正向	负向	负向	负向		正向	负向	正向	负向
LSW - 1	319.21	465.86	548.15	798.13	954.70	745.31	1.28	0.958	0.935	1.007	0.979
LAPC - 1	355.15	463.60	560.97	789.71	941.76	745.31	1.26	0.966	0.940	0.988	0.976
LAPC - 2	412.71	380.58	662.16	825.24	1 032.96	745.31	1.39	0.963	0.943	0.982	0.983

由试验结果可知,破坏时试件 L 字型边缘构件纵筋受拉屈服,一字型边缘构件混凝土压碎、钢筋压屈,属于大偏心受压破坏,故利用规范^[17]大偏心受压公式计算各试件的压弯承载力,其中钢筋和混凝土强度均取实测值。根据 $F_m = M/H$ 求得试件顶点水平力,其中 M 为试件偏心受压承载力对应的弯矩, H 为墙底至加载梁中心的高度,即 3 000 mm。试件峰值荷载计算值及其与试验值对比见表 3。可见,LSW - 1、LAPC - 1 和 LAPC - 2 试件的峰值荷载试验值分别为计算值的 1.28、1.26 和 1.39 倍,说明现行规范用于计算 L 型预制墙的大偏心压弯承载力是可行的。

各试件强度退化系数基本一致。L 型剪力墙在峰值循环时,负向强度退化情况较正向退化严重,说明试件一字型边缘构件混凝土损伤比 L 字型边缘构件更为严重。

2.4 刚度

由于 L 型剪力墙一字型与 L 字型边缘构件为非对称结构,最终破坏时为一字型边缘构件一侧混凝土压碎、钢筋压屈,故取一字型边缘构件特征点对应的循环分析,即取正向加载时的开裂、屈服荷载,负向加载时峰值、破坏荷载。L 型剪力墙开裂、屈服、峰值和破坏荷载时的割线刚度 $K^{[16]}$ 见表 4。割线刚度为试件正向、负向峰值点荷载绝对值之和与位移绝对值之和的比值。

表 4 试件在不同特征点的割线刚度

Tab. 4 Secant stiffness of specimens at different

试件	characteristic points				$kN \cdot mm^{-1}$
	开裂点 刚度 K_{ce}	屈服点 刚度 K_{ye}	峰值点 刚度 K_{me}	破坏点 刚度 K_{ue}	
LSW - 1	70.72	47.52	23.57	20.14	
LAPC - 1	74.26	45.15	25.66	16.52	
LAPC - 2	82.08	49.55	25.62	18.48	

由表 4 可知,预制墙在开裂点、屈服点和峰值点的刚度偏大,这主要是套筒增加了试件刚度;预制墙在破坏点时的刚度偏低,主要是由于预制墙的破坏位移较大。剪力墙的刚度退化曲线见图 11。可知,各试件的刚度退化曲线形状基本一致。在开裂前刚度退化较慢;随混凝土裂缝不断开展,试件刚度下降较快;试件达到屈服位移后,裂缝开展趋于稳定,刚度下降趋缓。LSW - 1 与 LAPC - 1 的刚度退化曲线基本吻合,LAPC - 2 刚度略大于其他试件。由于 II 型套筒截面尺寸及长度较 I 型套筒大,试件刚度更大。

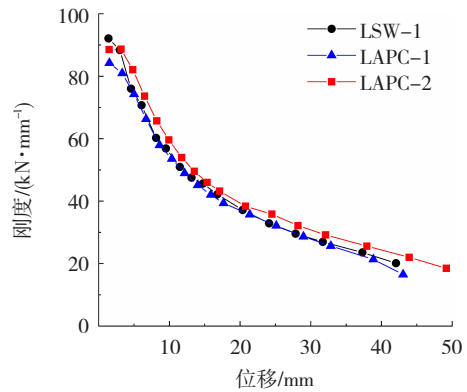


图 11 试件刚度退化曲线对比

Fig. 11 Comparison of stiffness degradation curves of specimens

2.5 变形能力

定义顶点位移角 $\theta = \Delta/H$, 式中 Δ 为加载梁水平位移, H 为加载梁中心至基础上表面的高度。以延性系数 $\mu = \Delta_u/\Delta_y$ 衡量试件塑性变形能力,其中 Δ_u 为试件承载力下降至 85% 峰值荷载所对应的水平位移, Δ_y 为试件屈服荷载所对应的水平位移。各试件特征点(特征荷载)对应的加载梁位移 Δ 、顶点位移角 θ ,延性系数 μ 见表 5。

由表 5 可知,预制墙在开裂时的正向、负向位移及位移角一般大于现浇墙(LAPC - 2 负向加载除外),主要是由于套筒约束了混凝土的纵向变形。各试件在开裂点处的位移角均大于小震作用下剪力

墙(框剪)结构的弹性层间位移角限值 $1/1\ 000$ ($1/800$)^[18],说明在满足刚性楼板假定的前提下,当

试件的位移角达到弹性层间位移角限值时,结构仍处于弹性阶段,满足“小震不坏”的设防要求。

表 5 试件延性系数

Tab.5 Ductility coefficient of specimens

试件	加载方向	开裂点		屈服点		峰值点		破坏点		μ
		Δ_{ce}/mm	θ_{ce}	Δ_{ye}/mm	θ_{ye}	Δ_{me}/mm	θ_{me}	Δ_{ue}/mm	θ_{ue}	
LSW-1	正向	4.82	1/622	12.48	1/240	—	—	—	—	—
	负向	5.59	1/537	18.12	1/166	32.72	1/92	38.90	1/77	2.15
LAPC-1	正向	5.23	1/574	13.52	1/222	—	—	—	—	—
	负向	6.35	1/472	17.90	1/168	31.70	1/95	40.45	1/74	2.26
LAPC-2	正向	4.96	1/605	14.36	1/209	—	—	—	—	—
	负向	4.71	1/637	18.78	1/160	36.07	1/83	46.36	1/65	2.47

LAPC-1 和 LSW-1 屈服位移和峰值点位移差异不大,均小于 LAPC-2。破坏时预制墙的顶点位移角大于现浇墙,说明预制墙的变形能力优于现浇墙。各试件在破坏时的位移角均大于罕遇地震作用下的剪力墙(框剪)结构的弹塑性层间位移角限值 $1/120$ ($1/100$)^[18],即在实际应用中,当结构的弹塑性层间位移角达到限值时,结构尚未达到极限承载力,满足“大震不倒”设防要求。

尺寸及长度大,承载能力较高,故其破坏较其他两试件更晚,累积耗能最大。

各试件的延性系数均大于 2,且预制墙的延性系数高于现浇墙。总体来说,预制墙的变形能力优于现浇墙,且采用 II 型套筒连接的剪力墙变形性能更好。其原因是 APC 套筒对预制试件墙身底部混凝土约束增强,且套筒长度越长,其约束作用越强,极限荷载时承载力下降更为缓慢,极限位移较大。

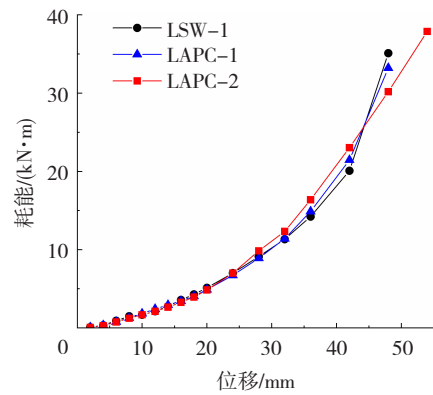


图 12 试件能量耗散能力

Fig.12 Energy dissipation capacity of specimens

2.6 耗能能力

以各加载级滞回环包围面积(即耗能)评价试件耗能能力。试件耗能与水平位移关系见图 12。3 个加载循环的加载级中,试件在第 2、3 圈加载中存在损伤累积,故计算仅取第一个加载循环。

3 钢筋与套筒应变

由图 12 可知,试件耗能随水平位移的增大而增加,且增长速度不断变快,LAPC-1 的耗能-水平位移曲线与 LSW-1 相近。LAPC-2 由于套筒截面

3.1 LAPC-1 和 LAPC-2 钢筋应变

LAPC-1 墙身一字型边缘构件及 L 字型边缘构件拐角处最外侧纵筋位于基础和套筒上方 10 mm 处的荷载-应变曲线见图 13。其中钢筋拉应变为正,压应变为负。由于钢筋屈服后应变规律性差,故分析时取钢筋应变小于 3×10^{-3} 时的数据。

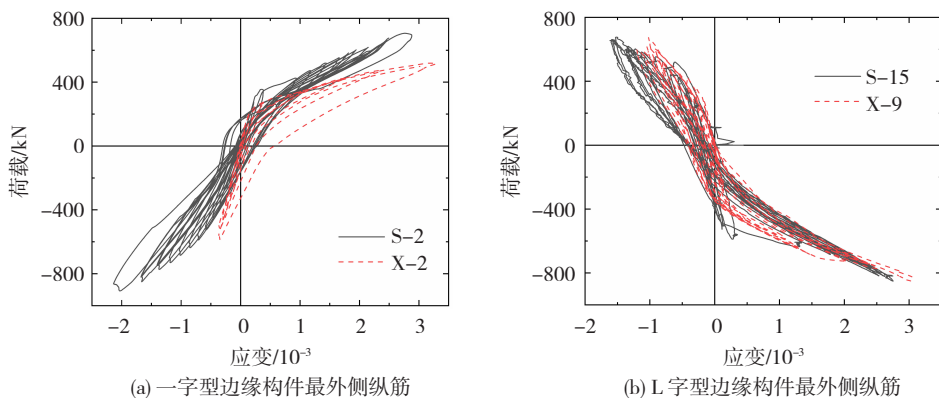


图 13 LAPC-1 基础和套筒上方 10 mm 处钢筋荷载-应变曲线

Fig.13 Load-strain curves of rebars at 10 mm above the foundation and sleeve of LAPC-1

由图 13 可知,I 型 APC 套筒上方与基础上方钢筋的荷载 - 应变曲线形状基本一致,表明 I 型 APC 套筒能够在 L 型剪力墙中有效地传递钢筋应力。

LAPC - 2 墙身一字型边缘构件最外侧纵筋位于基础和套筒上方 10 mm 处的荷载 - 应变曲线见图 14。由于数据采集系统及试件制作原因,未能绘出 LAPC - 2 的 L 字型边缘构件拐角处最外侧纵筋荷载 - 应变曲线。由图 14 可知,II 型 APC 套筒连接的套筒上方与基础上方钢筋的荷载 - 应变曲线形状相近,说明 II 型 APC 套筒能够在 L 型剪力墙中有效传递钢筋应力。

3.2 套筒应变

预制墙边缘构件套筒中部截面的荷载 - 应变曲线见图 15。一字型边缘构件的套筒应变(LAPC - 1 的 T - 11 和 T - 12、LAPC - 2 的 T - 5 和 T - 6)与 L 字型边缘构件中的套筒应变(LAPC - 1 的 T - 31 和 T - 32、LAPC - 2 的 T - 13 和 T - 14)呈相反变化趋势, I 型套筒的荷载 - 应变曲线呈“K”型,而 II 型套

筒呈倾斜的“L”型,两者滞回曲线较为饱满,耗能能力较好。

加载过程中,套筒中部截面横向应变以拉应变为主,APC 套筒纵向、横向应变始终小于 2×10^{-3} ,未达到屈服应变,说明 APC 套筒有一定的安全储备。

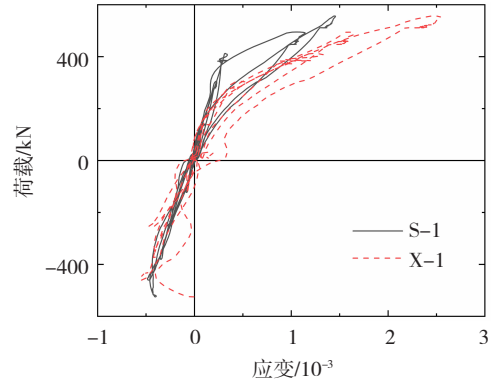


图 14 LAPC - 2 一字型边缘构件最外侧纵筋荷载 - 应变曲线

Fig. 14 Load-strain curves of outermost longitudinal rebars of line-shaped edge member of LAPC - 2

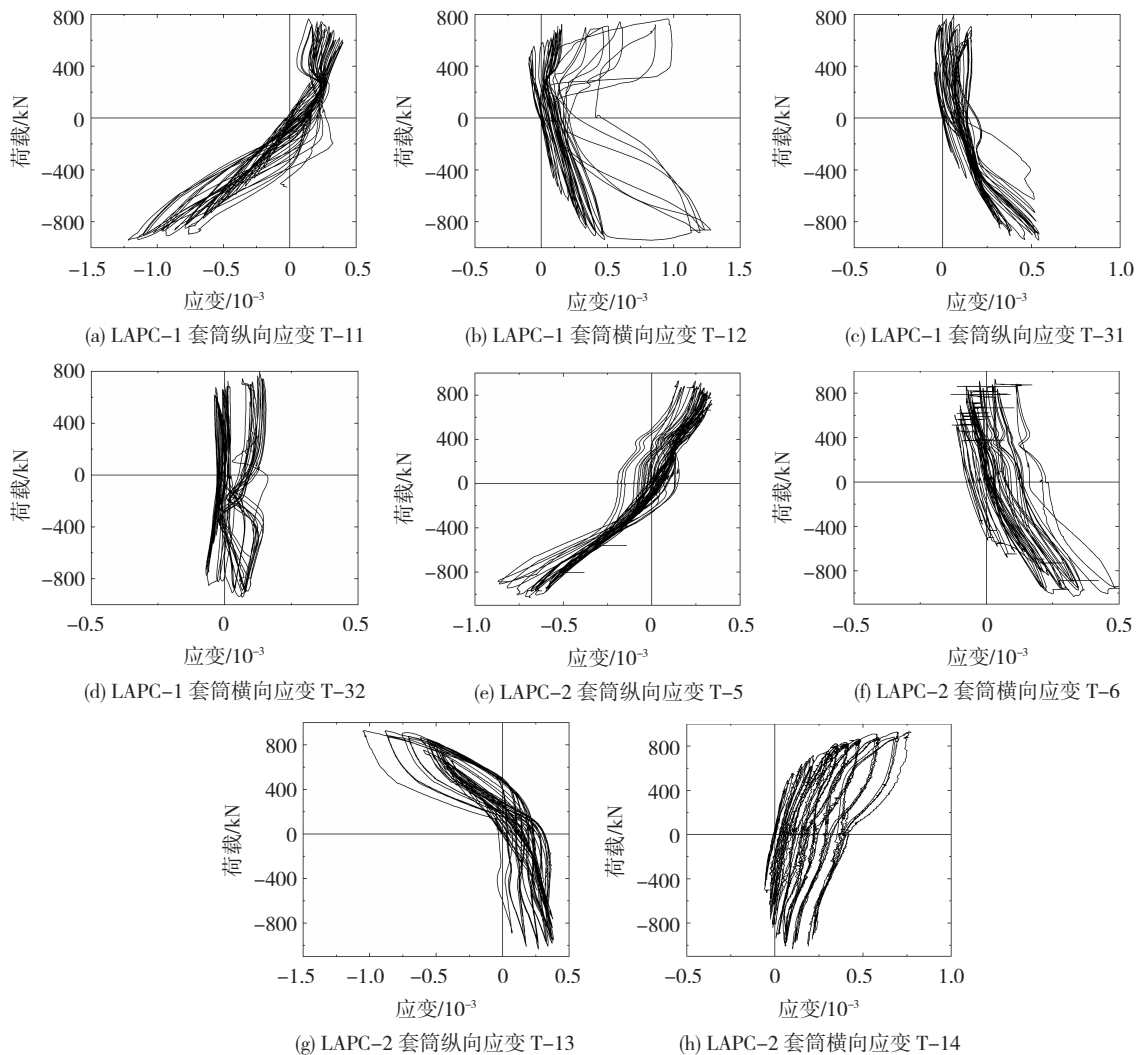


图 15 LAPC - 1 和 LAPC - 2 边缘构件套筒荷载 - 应变曲线

Fig. 15 Load-strain curves of sleeves of edge member of LAPC - 1 and LAPC - 2

4 墙体平面外位移

试件加载前后的扭转情况见图 16。以加载梁相对底座的平面外位移 t (由 D-5 和 D-6 差值得出) 衡量试件的扭转情况, 规定试件顺时针转动产生的面外位移为正。各试件平面外位移 t 与荷载关系曲线见图 17。可见, L 型剪力墙荷载 - 平面外位移曲线大致呈斜线。

由图 17(a) 知, LSW-1 在正向加载时试件平面外发生逆时针转动, 负向加载时发生顺时针转动。荷载较小时, 正向、负向加载时最大面外位移相差不大; 荷载较大时, 负向加载时的面外位移明显大于正向加载时的面外位移, 这主要是因为此时一字型边缘构件根部混凝土受压破坏更为严重。

由图 17(b)、(c) 知, 预制试件平面外位移在加载过程中逐渐出现逆时针转动累积。主要是由于预制试件墙身底部存在灌浆接缝, 本试验上部预制墙底部未凿毛, 结合面易产生损伤积累。试件正向加载时已经出现逆时针扭转的损伤及积累, 负向加载

使逆时针扭转的面外位移变小, 但仍为逆时针, 故预制墙正向加载时逆时针转动产生的面外位移不断叠加。预制试件最大平面外位移绝对值小于现浇墙, 主要是因为预制试件底部的套筒、灌浆料区域刚度较大, 抑制了墙体的扭转。可见, 预制墙与现浇墙的差异主要体现在接缝处的损伤, 因此应加强接缝处的构造处理, 如凿毛、设置抗剪键等^[19]。

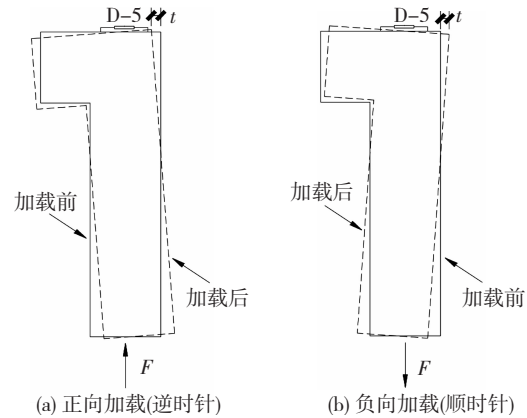


图 16 试件加载前后扭转情况示意

Fig. 16 Schematic of torsion of specimen before and after loading

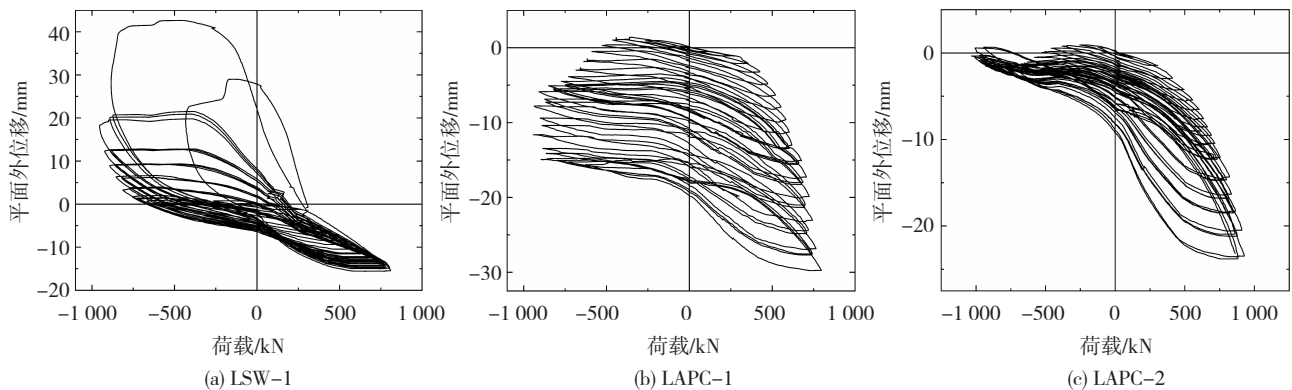


图 17 试件荷载 - 平面外位移曲线

Fig. 17 Load-out-of-plane displacement curves of specimens

5 结论

通过一片现浇和两片边缘构件采用 I 型和 II 型 APC 接头连接的预制 L 型剪力墙拟静力试验, 得到主要结论如下, 可对按照本文构造措施设计的预制剪力墙提供工程应用参考。

1) L 型预制墙裂缝开展情况与现浇墙基本一致。水平裂缝首先出现在一字型边缘构件, 未出现在底部结合面, 破坏时墙身出现多条交叉斜裂缝且试件中部偏上位置出现斜率较大的扭转斜裂缝, 试件发生弯剪破坏。

2) 极限状态时现浇墙表现为墙体底部混凝土压碎剥落、箍筋加密区上方纵筋压屈; 而预制墙由于套筒约束, 破坏时套筒上方混凝土先被压碎, 而后套筒外侧混凝土剥落, 最终套筒上方纵筋压屈。

3) 极限状态时预制墙灌浆层上结合面与墙体

形成水平通缝, 墙体未发生明显剪切滑移, 接缝上部剪力墙底部未凿毛, 由于接缝处咬合齿作用, 水平接缝连接尚可靠, 但累积损伤出现, 实际设计中结合面应加强构造处理。

4) 预制墙套筒顶面为薄弱截面, 为防止破坏时套筒上方箍筋压屈使试件承载力大幅下降, 建议套筒上方第一道箍筋距套筒顶面不大于 50 mm。

5) 当预制和现浇试件墙底暗柱箍筋和水平分布钢筋均加密时, 采用 I 型套筒连接预制墙的开裂、屈服、峰值荷载, 刚度, 延性和耗能能力与现浇墙相当, 而采用 II 型套筒连接预制墙的承载力、刚度、延性和耗能能力均优于现浇墙。

6) 预制墙的压弯承载力不小于现行规范计算值的 1.2 倍, 可按规范中现浇剪力墙的相关公式计算其偏心受压承载力。

7) 预制墙在开裂点处的位移角均大于 1/800,

破坏时的位移角均大于1/100,变形性能良好,满足“小震不坏、大震不倒”抗震设防要求。

8) I、II型APC套筒在L型剪力墙中能够有效传递钢筋应力,套筒中部截面的纵、横向应变在加载过程中基本处于弹性阶段。

9) 现浇和预制墙均发生平面外扭转,但预制墙的最大面外位移较小。预制墙由于存在灌浆层薄弱面,在加载过程中产生逆时针转动累积损伤。

参考文献

- [1] LIN Feng, WU Xiaobao. Mechanical performance and stress-strain relationships for grouted splices under tensile and cyclic loadings [J]. International Journal of Concrete Structures and Materials, 2016, 10:435. DOI:10.1007/s40069-016-0156-5
- [2] 徐文靖,马焜,黄虹,等.套筒连接的预制拼装桥墩抗震性能研究[J].工程力学,2020,37(10):93
XU Wenjing, MA Biao, HUANG Hong, et al. The seismic performance of precast bridge piers with grouted sleeves [J]. Engineering Mechanics, 2020,37(10):93. DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2019.11.0667
- [3] ALIAS A, ZUBIR M A, SHAHID K A, et al. Structural performance of grouted sleeve connectors with and without transverse reinforcement for precast concrete structure [J]. Procedia Engineering, 2013, 53:116. DOI:10.1016/j.proeng.2013.02.017
- [4] 钱稼茹,彭媛媛,张景明,等.竖向钢筋套筒浆锚连接的预制剪力墙抗震性能试验[J].建筑结构,2011,41(2):1
QIAN Jiaru, PENG Yuanyuan, ZHANG Jingming, et al. Tests on seismic behavior of pre-cast shear walls with vertical reinforcements spliced by grout sleeves [J]. Building Structure, 2011,41(2):1. DOI:10.19701/j.zjzg.2011.02.001
- [5] 钱稼茹,韩文龙,赵作周,等.钢筋套筒灌浆连接装配式剪力墙结构三层足尺模型子结构拟动力试验[J].建筑结构学报,2017,38(3):26
QIAN Jiaru, HAN Wenlong, ZHAO Zuozhou, et al. Pseudodynamic substructure test on a 3-story full-scale model of prefabricated concrete shear wall structure with rebars splicing by grout sleeves [J]. Journal of Building Structures, 2017,38(3):26. DOI:10.14006/j.zjgxb.2017.03.003
- [6] WU Min, LIU Xiang, LIU Hongtao, et al. Seismic performance of precast short-leg shear wall using a grouting sleeve connection [J]. Engineering Structures, 2020, 208:110338. DOI:10.1016/j.engstruct.2020.110338
- [7] 马军卫,潘金龙,尹万云,等.灌浆套筒连接全装配式框架-剪力墙结构抗震性能试验研究[J].工程力学,2017,34(10):178
MA Junwei, PAN Jinlong, YIN Wanyun, et al. Experimental study on seismic performance of full precast shear wall-frame structures with reinforcement spliced by grout-filled sleeves [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(10):178. DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2016.06.0475
- [8] 余琼.一种新型的约束搭接套筒:ZL 2014 2 0656653.0[P]. 2015-04-01
YU Qiong. A new confined lapping sleeve: ZL 2014 2 0656653.0[P]. 2015-04-01
- [9] 余琼,许志远,袁炜航,等.两种因素影响下套筒约束浆锚搭接接头拉伸试验[J].哈尔滨工业大学学报,2016,48(12):34
YU Qiong, XU Zhiyuan, YUAN Weihang, et al. Experimental study of grouted sleeve lapping connectors varied in two factors under tensile load [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2016,48(12):34. DOI:10.11918/j.issn.0367-6234.2016.12.004
- [10] 余琼,魏晋文,魏雨桐,等.套筒约束两根钢筋浆锚搭接拉伸试验研究[J].湖南大学学报(自然科学版),2019,46(11):20
YU Qiong, WEI Jinwen, WEI Yutong, et al. Experimental study of grouted sleeve lapping connectors of two bars under tensile load [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2019,46(11):20. DOI:10.16339/j.cnki.hdxzbk.2019.11.003
- [11] 余琼,王子沁,白少华,等.套筒灌浆搭接接头拉伸试验及受力机理分析[J].哈尔滨工业大学学报,2021,53(4):96
YU Qiong, WANG Ziqin, BAI Shaohua, et al. Tensile test and stress mechanism analysis of grouted sleeve lapping connectors for rebars [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2021, 53(4):96. DOI:10.11918/202006123
- [12] 余琼,孙佳秋,许雪静,等.钢筋套筒灌浆搭接连接的预制剪力墙抗震试验[J].同济大学学报(自然科学版),2018,46(10):1348
YU Qiong, SUN Jiaqiu, XU Xuejing, et al. Experimental study on seismic behavior of precast shear walls with reinforcement spliced by grouted sleeve lapping connector [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2018, 46(10):1348. DOI:10.11908/j.issn.0253-374x.2018.10.005
- [13] 余琼,匡轩,方永青.钢筋套筒灌浆搭接连接的预制框架柱抗震试验[J].同济大学学报(自然科学版),2019,47(1):18
YU Qiong, KUANG Xuan, FANG Yongqing. Experimental study on seismic behavior of precast frame column with vertical reinforcement spliced by grouted sleeve lapping connector [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2019,47(1):18. DOI:10.11908/j.issn.0253-374x.2019.01.003
- [14] 装配式混凝土建筑技术标准:GB/T 51231—2016 [S].北京:中国建筑工业出版社,2017
Technical standard for assembled buildings with concrete structure: GB/T 51231—2016 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017
- [15] 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
Code for design of concrete structures: GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010
- [16] 建筑抗震试验规程:JGJ/T 101—2015 [S].北京:中国建筑工业出版社,2015
Specification for seismic test of buildings: JGJ/T 101—2015 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015
- [17] 高层建筑混凝土结构技术规程:JGJ 3—2010 [S].北京:中国建筑工业出版社,2010
Technical specification for concrete structures of tall building: JGJ 3—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010
- [18] 建筑抗震设计规范:GB 50011—2010 [S].北京:中国建筑工业出版社,2010
Code for seismic design of buildings: GB 50011—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010
- [19] 张锡治,李军委,李福林,等.接缝处理方式对复合齿槽连接预制剪力墙抗震性能的影响[J].天津大学学报(自然科学与工程技术版),2021,54(6):575
ZHANG Xizhi, LI Junwei, LI Fulin, et al. Effect of joint treatment on the seismic performance of prefabricated shear wall with composite alveolar [J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2021,54(6):575. DOI:10.11784/tdxbz202005010