

DOI:10.11918/202305030

不同剪跨比下低矮开洞剪力墙抗震性能试验

王冬梅¹, 郑力畅², 王少杰¹, 周 威², 翟长海², 高晓彤², 黄安楠²

(1. 中国核电工程有限公司, 北京 100840; 2. 哈尔滨工业大学 土木工程学院, 哈尔滨 150090)

摘要: 核电厂房的剪力墙具有剪跨比低和配筋率高的特点, 为满足人员通行以及设备管道的布置, 需要在剪力墙中开设洞口, 然而, 关于低矮开洞剪力墙抗震性能的研究比较有限。为此, 设计3个1:2.7的大比例尺低矮钢筋混凝土剪力墙试件, 通过拟静力试验研究剪跨比对此类剪力墙抗震性能的影响。研究内容包括试件的破坏模式、滞回曲线、延性系数、刚度退化、耗能能力和变形能力等方面的分析和讨论。结果表明: 低矮开洞剪力墙的破坏主要是由墙肢的斜向主裂缝宽度明显增大引起, 导致承载力快速下降; 剪跨比的减少使得低矮剪力墙的承载力、刚度和单圈耗能效果增加, 但变形能力和极限位移显著降低, 从而导致累计耗能较小; 剪跨比较小的试件容易在洞口上方产生塑性铰, 随后连梁的转动会导致洞口附近的混凝土压碎, 且剪切效应较显著。此外, 小洞口的存在会产生严重的不对称性, 影响其抗震性能。

关键词: 低矮剪力墙; 开洞; 剪跨比; 拟静力试验; 抗震性能

中图分类号: TU375

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2024)06-0052-09

Seismic behavior of low-rise shear walls with different shear span ratios

WANG Dongmei¹, ZHENG Lichang², WANG Shaojie¹, ZHOU Wei², ZHAI Changhai²,
GAO Xiaotong², HUANG Annan²

(1. China Nuclear Power Engineering Co., Ltd., Beijing 100840, China;

2. School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150090, China)

Abstract: The reinforced concrete shear walls of nuclear power plants have a low shear span ratio and high reinforcement ratio. Multiple openings are required to allow for the introduction of doors and pipelines into the building. However, research on the seismic performance of low-rise shear walls with openings is relatively limited. Therefore, three 1:2.7 squat reinforced concrete shear walls were experimentally investigated through quasi-static testing to analyze the impact of shear span ratio on seismic performance. The study included analysis and discussion of the failure mode, hysteresis curves, ductility coefficients, stiffness degradation, energy dissipation capacity, and deformation capacity of the specimens. The results indicated that the failure in low-rise shear walls was primarily caused by the significant increase in the width of diagonal principal cracks in the wall legs, leading to a rapid decrease in bearing capacity. Furthermore, reducing the shear span ratio increased the bearing capacity, stiffness, and energy dissipation of low-rise shear walls, but significantly reduced their deformation capacity and ultimate displacement, resulting in lower cumulative energy dissipation. Specimens with smaller shear span ratios were prone to develop plastic hinges above the openings, and subsequent beam rotation caused concrete crushing near the openings, with significant shear effects. Moreover, the presence of small openings resulted in severe asymmetry, affecting the seismic performance of the shear walls.

Keywords: squat shear wall; open hole; shear span ratio; quasi static test; seismic performance

钢筋混凝土剪力墙是核电厂房应用最广泛的结构形式之一, 具有承载力高和抗侧移刚度大的特点^[1-3]。由于核电厂房的跨度较大, 所使用的剪力墙一般为剪跨比小于1的低矮剪力墙, 这与常规建筑结构使用的剪力墙有一定的区别。并且由于满足人员通行以及设备管道的布置, 需要在剪力墙上进

行一定数量的开洞, 这难免会影响结构的抗震性能^[4-5]。因此, 深入探索低矮开洞剪力墙的影响参数, 评估其抗震性能并为核电厂房的抗震设计提供参考成为关注的热点^[6-7]。

近年来, 学者们针对低矮剪力墙展开了许多研究。陈默然等^[8]对3片剪跨比为1.0的钢筋混凝土

收稿日期: 2023-05-10; 录用日期: 2023-05-29; 网络首发日期: 2023-10-18

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20231017.1132.002>

基金项目: 国家自然科学基金(52178126)

作者简介: 王冬梅(1978—), 女, 博士; 周 威(1977—), 男, 教授, 博士生导师; 翟长海(1976—), 男, 教授, 博士生导师

通信作者: 周 威, zhouwei-hit@163.com; 翟长海, zch-hit@hit.edu.cn

低矮剪力墙进行低周往复试验,其中,两片为一字型内置竖向型钢混凝土剪力墙。结果表明,加强钢板带可以显著提高剪力墙的水平承载力及耗能能力。韦锋等^[9]为研究轴压比对低矮剪力墙抗震性能的影响,对 6 片不同轴力水平的低矮剪力墙试件进行低周反复试验。结果表明,轴压比越大,试件的承载力及耗能能力越好。Zhang 等^[10]为研究单层钢筋及斜钢筋低矮剪力墙的恢复力模型,进行了一批低周往复试验及双层低矮剪力墙振动台试验,并通过理论分析及试验数据拟合建立了恢复力模型。Hou 等^[11]为研究钢管混凝土剪力墙的抗震性能,进行了 2 个不同尺寸及剪跨比的钢管混凝土剪力墙及 1 个普通钢筋混凝土剪力墙的加载试验。结果表明,相比普通剪力墙,钢管混凝土剪力墙结构承载力、耗能能力、延性均得到提高。

虽然目前对低矮钢筋混凝土剪力墙已有不少研究^[12-17],但是大部分是针对普通建筑结构中的剪力墙,针对核电厂房剪力墙的研究成果很少,并且缺乏考虑洞口对剪力墙性能影响的分析。本文设计了不同剪跨比的大比例尺低矮钢筋混凝土剪力墙试件,通过拟静力试验研究了低矮剪力墙的破坏模式以及承载力等抗震性能指标。

1 试 验

1.1 试件设计

本次拟静力试验共设计制作了 3 片不同剪跨比的低矮开洞剪力墙,以研究剪跨比对其抗震性能的影响。根据前期 ABAQUS 对各个比例模型的数值模拟,同时考虑试验设备的加载能力,选择缩尺比例为 1:2.7,确定基本试件剪跨比为 0.5,轴压比为 0.1,几何参数为高度 1 500 mm、长度 3 000 mm、墙厚 185 mm。为满足核电厂房的安全性要求,墙体根据 GB 50010—2010《混凝土结构设计规范》^[18]采用双层配筋布置,水平与竖直方向配筋率均为 1.6%。为了满足人员通行以及设备管道的布置需要,在墙体布置两个洞口,面积率分别为 20% 和 0.89%。另

外设置两组剪跨比分别为 0.4 和 0.3 的试件作为对比分析,所有试件的具体参数见表 1。在试件上端设置顶梁方便加载,顶梁尺寸为 3 200 mm×300 mm×300 mm,水平荷载作用点距离顶面 150 mm。顶梁配筋布置 10 Φ 25,箍筋采用 Φ 10@100,以此作为加载单元。下端设置底梁与螺栓孔,方便与地面进行锚固,底梁尺寸为 4 000 mm×1 300 mm×600 mm。底梁配筋配置 32 Φ 25,腰筋为 6 Φ 10,箍筋采用 Φ 10@55/100,以此作为嵌固端。剪力墙试件垂直方向均采用 Φ 20@220,而水平方向为保证固定的配筋率,随着剪跨比的变化改变了钢筋间距。其中,试件 SW1 采用 Φ 18@180,试件 SW2 采用 Φ 20@240,试件 SW3 采用 Φ 18@210,在洞口旁边布置洞口加强筋。试件示意图见图 1。

1.2 材料性能

所有剪力墙试件均采用 C40 混凝土,选用普通硅酸盐水泥,骨料最大粒径为 25 mm,采用 5~25 mm 粒径的连续级配,根据 JGJ 55—2011《普通混凝土配合比设计规程》^[19]进行配合比设计。在试件浇筑混凝土的同时,均制作一组边长为 150 mm 的标准混凝土立方体试块并与试件一同养护,以获取该批次混凝土养护 28 d 的抗压强度,轴心抗压强度为 0.76 倍立方体抗压强度值,混凝土的立方体抗压强度 f_{cu} 为 47.42 MPa,轴心抗压强度 f_c 为 36.04 MPa,弹性模量 E_c 为 28.7 GPa。试验水平钢筋与竖向钢筋均采用 HRB400 级钢筋,箍筋采用 HPB300 级钢筋。试验开始之前对试件所用的钢筋取样进行标准拉伸试验,每种直径的钢筋取 3 根测屈服强度和极限强度。所测强度值均应满足 GB/T 28900—2012《钢筋混凝土用钢材试验方法》^[20]的规定,测试结果见表 2。

1.3 拟静力加载及量测方案

试验在哈尔滨工业大学结构与抗震实验中心完成,采用 30 MN 多功能加载系统,如图 2(a)所示。该设备具有大加载推力,可实现竖向加载 30 MN,水平向加载 5 MN,具备完成大比例尺剪力墙试验的要求,试验加载与测量方案布置示意图 2(b)。

表 1 试件参数
Tab. 1 Properties of shear walls

试件编号	高度/mm	长度/mm	厚度/mm	剪跨比	面积率/%	洞口面积/(mm×mm)
SW1	1 500	3 000	185	0.5	20, 0.89	950×950, 200×200
SW2	1 200	3 000	185	0.4	20, 0.89	850×850, 180×180
SW3	900	3 000	185	0.3	20, 0.89	750×750, 160×160

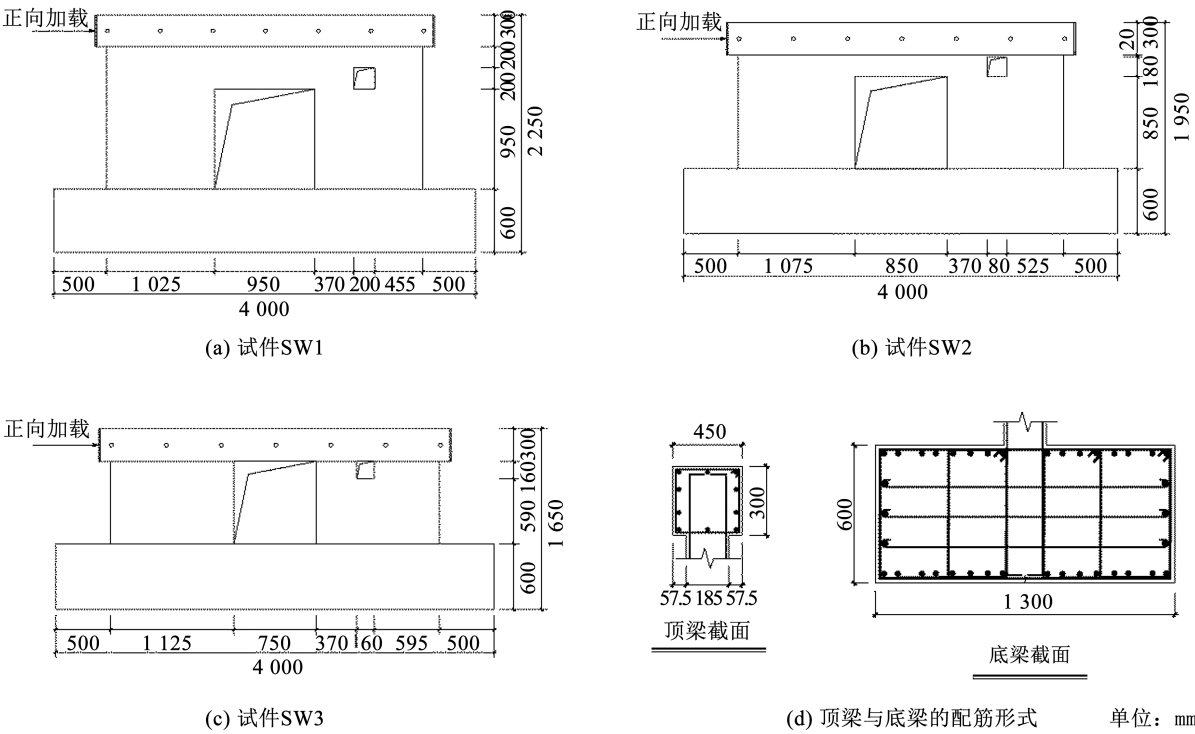


图 1 试件示意

Fig. 1 Specimen diagram

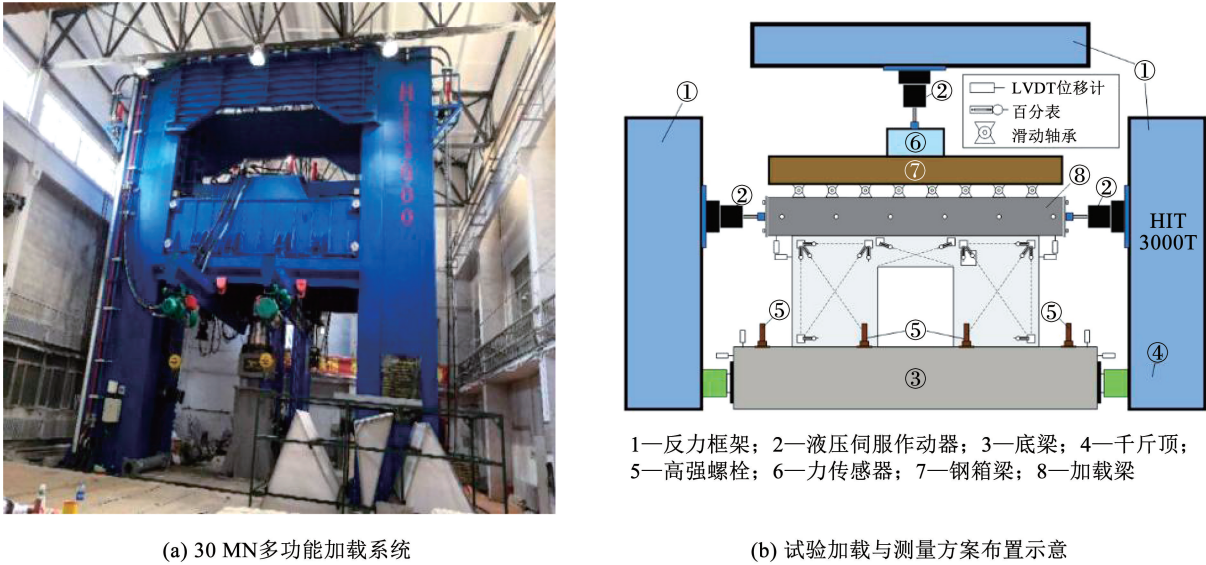


图 2 试验装置

Fig. 2 Test setup diagram

表 2 钢筋抗拉强度实测值

Tab. 2 Measured tensile strength of steel bar

直径/mm	屈服强度 f_y /MPa	极限强度 f_u /MPa
10	472	677
12	463	661
18	447	630
20	425	602
25	411	548

试件底部依靠高强螺栓与地面固定,两侧通过液压千斤顶与反力框架顶紧,以防止水平加载时试件在水平向产生滑动。竖向作动器与试件之间放置滑动轴承,使得竖向荷载可以始终保持垂直方向。在底梁两端各设置两个竖直和水平的 LVDT 位移计,其中,竖直位移计用以监测底梁在荷载作用下发生转动引起的竖向位移,防止试件发生倾覆事故;水平位移计用以测量底梁在荷载作用下发生的位移,在测量试件位移时需消除底梁滑移的影响。墙体顶

部两端同样设置两个位移计,水平位移计用以测量试件的顶部位移。为了测量墙体的剪切变形,在墙体的两侧与连梁上均布置了一个四边形测量框架,通过墙上的预留孔将百分表固定在墙上,每一级加载结束对其进行读数并记录。

试件加载方法按照 JGJ/T 101—2015《建筑抗震试验方法规程》^[21]中规定的荷载位移混合控制的加载方法进行,加载方式如下:试验前,先预加竖向荷载,按照竖向轴力的 40% 进行竖向荷载的加、卸载

各一次,以消除试件内部组织不均匀性,然后再加载至全部荷载并一直保持到试验结束。试验开始后,加载程序采用荷载和位移两种方法控制加载。试件开裂前采用荷载控制,每一级循环一次,在接近预估开裂荷载时减小级差,试件开裂后采用位移控制加载,每一级循环两次。直到试件破坏至无法继续加载或荷载下降至最大荷载的 85% 左右为止,加载规则如图 3 所示。

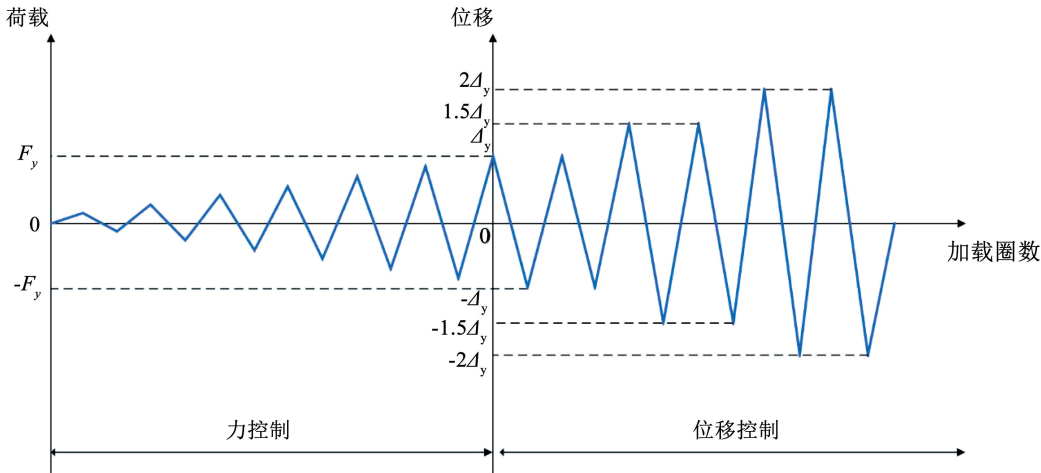


图 3 加载规则

Fig. 3 Schematic diagram of loading process

2 试验现象描述

2.1 试件 SW1

当水平荷载加载至负向 300 kN,水平位移为 0.3 mm时,剪力墙左侧墙肢的 2/3 高度处出现了一条长度为 150 mm 的水平裂缝,然后转为位移控制加载。当水平位移为 1 mm 时,剪力墙两侧出现大量水平裂缝,长度在 200 ~ 500 mm。当水平位移为 3 mm 时,两个洞口之间的 3 个裂缝贯穿整个区域。此外,两侧墙体四肢中部出现许多斜向裂缝簇。水平位移为 9 mm 时,水平荷载达到峰值,在主裂缝附近形成了许多的小裂缝簇,洞口右上角有轻微压碎。水平位移加载至 12 mm 时,正负向荷载均低于峰值荷载的 85%,此时试件破坏,停止加载。墙体的主裂缝表面混凝土剥落,两个洞口之间产生的裂缝最宽,且剥落现象最为明显,破坏模式为剪切破坏。

2.2 试件 SW2

当水平荷载加载至负向 300 kN 时,大洞口左上角开裂,形成了一条 80 mm 的斜裂缝,转为位移控制加载。当位移加载至 3 mm 时,墙肢中部出现了大量的斜裂缝,其中包含许多墙侧至洞口的贯穿裂

缝。当位移加载至 5 mm 时,基本上无新裂缝产生,已有裂缝进一步开展,连梁处也出现了贯穿裂缝。当位移加载至 8 mm 时,试件水平承载力达到最大值,墙体根部裂缝较宽且有少量的混凝土剥落。当位移加载至 11 mm 时,左侧墙肢根部混凝土被压碎,大块的混凝土掉落,钢筋被压曲,主裂缝附近以及洞口角部混凝土也出现剥落现象。右侧墙肢破坏不明显,仅出现一条宽度较大的主裂缝,破坏模式为左侧墙肢斜压破坏。

2.3 试件 SW3

当水平荷载加载至 800 kN 时,小洞口南侧递交开裂,形成一条 70 mm 的斜裂缝,转为位移控制加载。当位移加载至 3 mm 时,交叉的对角裂缝在两片墙肢中不断产生,其中,两个洞口之间区域的裂缝最为密集。当位移加载至 6 mm 时,水平荷载达到了峰值,此时大多数裂缝已经形成贯穿,两个洞口之间的区域裂缝较宽且伴有少量的混凝土剥落。当位移加载至 8 mm 时,正负向荷载分别降至 70% 以下,试验停止。左侧墙肢根部被压碎,其形成的主裂缝由左侧墙根至大洞口顶角,且宽度较大。右侧墙肢的主裂缝出现大量的混凝土剥落,两个洞口之间的区域出现保护层掉落现象,钢筋裸露在外。大洞口

的右上角形成塑性铰,连梁的转动导致小洞口附近的混凝土被压碎,可以看到附近的钢筋出现屈曲,破

坏模式为弯剪破坏。3 个试件的最终破坏形态见图 4。

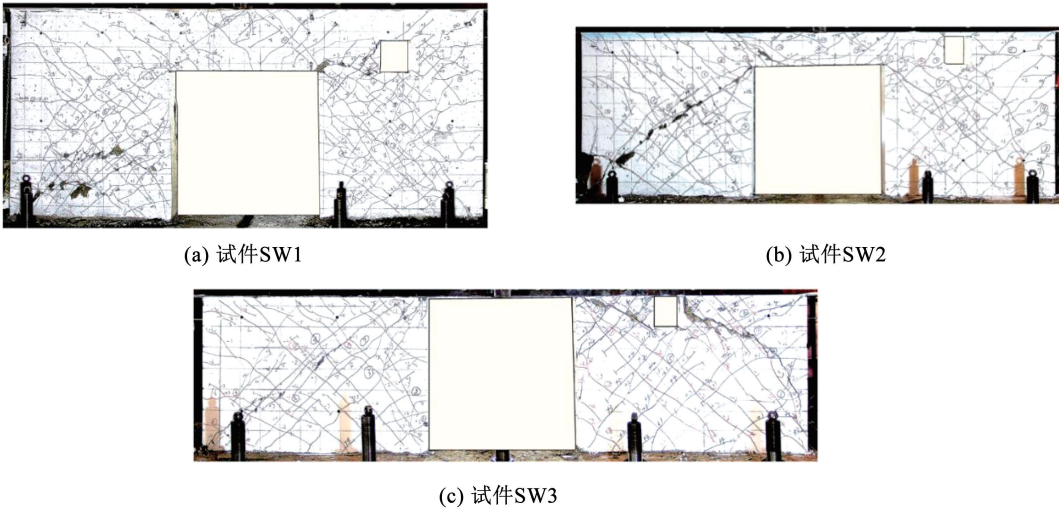


图 4 试件的破坏形态

Fig. 4 Failure mode of specimens

3 试验结果分析

3.1 滞回曲线与骨架曲线

试验获得的 3 片剪力墙试件的荷载 - 位移滞回

曲线如图 5(a) ~ (c) 所示。将试件滞回曲线的各级加载第一次循环的峰值点连成的包络线称为骨架曲线,如图 5(d) 所示。试件的承载力特征见表 3。

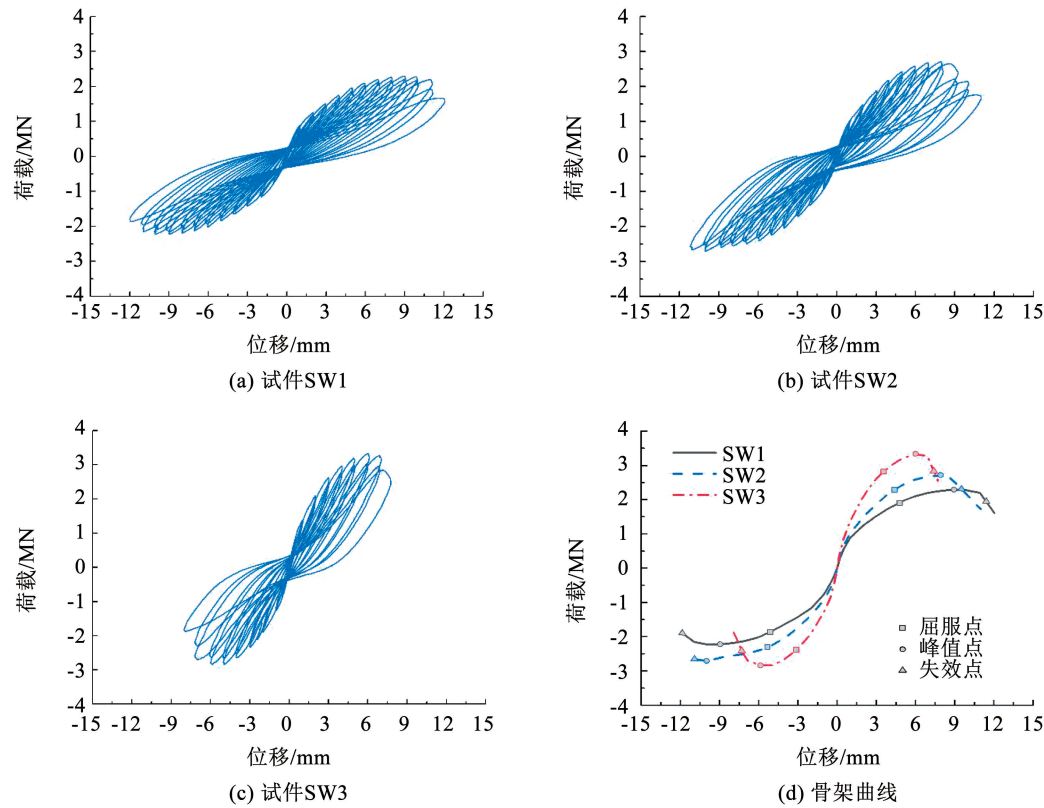


图 5 滞回曲线与骨架曲线

Fig. 5 Hysteretic loops and skeleton curves

表 3 试件的承载力特征

Tab. 3 Bearing capacity characteristics of specimens

kN

试件	F_{cr}	F_y		F_p		F_u	
		正向	负向	正向	负向	正向	负向
SW1	-300	1 912. 87	-1 859. 70	2 293. 03	-2 224. 37	1 949. 08	-1 890. 71
SW2	-300	2 287. 21	-2 302. 31	2 713. 07	-2 702. 64	2 306. 11	-2 652. 10
SW3	800	2 818. 88	-2 387. 69	3 335. 08	-2 837. 40	2 834. 82	-2 411. 79

注: F_{cr} 为开裂荷载, F_y 为屈服荷载, F_p 为峰值荷载, F_u 为极限荷载。

由图 5(a)~(c)可以看出,在试件开裂的力控制加载阶段,剪力墙处于弹性变形阶段,荷载-位移滞回曲线呈线性,加载后残余变形较小。随着位移的增大,墙体的裂缝充分发展,试件的刚度不断退化,导致卸载后残余变形增加,滞回曲线有轻微的捏缩现象,但是依旧处于相对饱满的状态,表明高配筋率的剪力墙耗能能力良好。由于小洞口的存在,滞回曲线正负向并不完全对称。随着剪跨比的减小,试件的峰值荷载增大,但是极限位移减小。相比之下,试件 SW1 的滞回曲线更加饱满,且加载级数更多,耗能能力更好。剪跨比较小的试件,例如 SW3,其变形能力更差,捏缩效应更加明显。

由图 5(d)可以看出,试件 SW3 的初始斜率最大,比其余两个试件更快达到各个特征点,其峰值荷载比试件 SW1 在正向高 45.44%,负向高 27.56%;比试件 SW2 在正向高 22.93%,负向高 4.99%,说明剪跨比的减小可以大大提高试件的抗剪承载力。

表 4 试件的位移特征及延性系数

Tab. 4 Displacement characteristics and ductility coefficient of specimen

试件	方向	$\Delta_y/\text{mm}(\theta_y/10^{-3}\text{rad})$	$\Delta_p/\text{mm}(\theta_p/10^{-3}\text{rad})$	$\Delta_u/\text{mm}(\theta_u/10^{-3}\text{rad})$	μ
SW1	正向	4.77(3.18)	8.94(5.96)	11.41(7.61)	2.39
	负向	-5.14(-3.43)	-8.95(-5.97)	-11.87(-7.91)	2.31
SW2	正向	4.40(3.67)	7.93(6.61)	9.52(7.93)	2.17
	负向	-5.33(-4.44)	-10.00(-8.33)	-10.92(-9.10)	2.05
SW3	正向	3.57(3.97)	6.01(6.68)	7.40(8.22)	2.07
	负向	-3.14(-3.49)	-5.87(-6.52)	-7.29(-8.10)	2.32

注: Δ_y 为屈服位移; Δ_p 为峰值位移; Δ_u 为极限位移; θ 为各自特征点的层间位移角;延性系数 $\mu=\Delta_y/\Delta_u$,表征结构的变形能力。

3.3 刚度退化

通常用割线刚度 K_i 研究试件的刚度退化情况,采用试件在每级荷载两个循环的第一个循环作用下的滞回曲线环进行计算,即

$$K_i = \frac{|+F_i| + |-F_i|}{|+\Delta_i| + |-\Delta_i|}$$

(1)

式中: $+F_i$ 、 $-F_i$ 为第 i 次加载循环中正、反方向的峰值点荷载值, $+\Delta_i$ 、 $-\Delta_i$ 为第 i 次加载循环中正、反方向的峰值点位移值。试件的刚度退化曲线如图 6 所示。

但是试件 SW3 的承载力达到峰值点后下降较快,在较小的位移下发生了破坏。值得注意的是,小洞口的存在导致在相同位移下,正向加载的承载力普遍高于负向加载的情况。

3.2 延性系数

表 4 为试件的位移特征及延性系数。可以看出,当剪跨比从 0.3 增加到 0.5 时,试件的双向平均屈服位移由 3.36 mm 增加至 4.96 mm,增加率为 47.69%;其双向平均延性系数由 4.39 增加至 4.70,增加率为 7.06%,表明剪跨比越高的试件屈服位移更大,延性更好,变形能力更强。小洞的存在对剪跨比较低的试件造成了严重的不对称性,如试件 SW3 正负向延性系数相差 12.08%。而正是由于这种不对称性导致试件 SW2 在试验加载结束时,正向荷载下降至峰值荷载的 85%,而负向荷载是峰值荷载的 98.13%。由此可知,对于剪跨比较低的试件,布置小洞时需要注意这种不对称性对使用安全造成的影响。

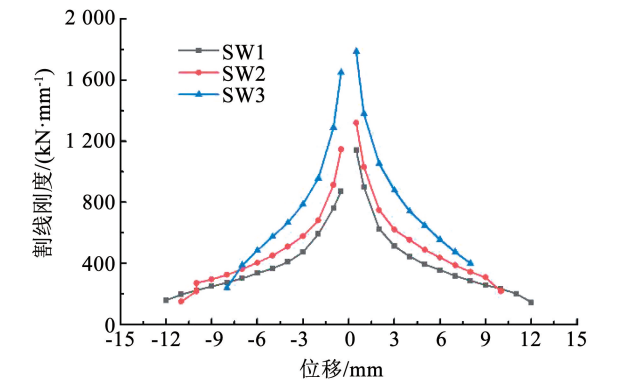


图 6 刚度退化曲线

Fig. 6 Stiffness degradation

试验早期,试件从弹性阶段向屈服状态变化时,刚度快速衰减;当到达屈服点附近时,试件的耗能增加,裂缝开展变缓,刚度衰减速度降低。对比 3 个剪跨比不同的试件可以看出,剪跨比越小的试件初始刚度越大。对比正向刚度,试件 SW3 比试件 SW2 高 35.58%,比试件 SW1 高 56.67%。小洞口的布置使得正向刚度普遍高于负向刚度,增加比率在 10% 左右,最高可达 67.86%。

3.4 耗能能力

本试验的耗能能力计算采用 GB 28900—2012《建筑抗震试验方法规程》^[20]中的计算方法,通常用累计耗能、耗能系数 E 与等效阻尼比 ζ_{eq} 来评价试件的耗能能力,分别按下式计算:

$$E = \frac{S_{ABC} + S_{ADC}}{S_{OBE} + S_{ODF}} \quad (2)$$

$$\zeta_{eq} = \frac{E}{2\pi} \quad (3)$$

式中: $S_{ABC} + S_{ADC}$ 为图 7 中滞回曲线所包围的面积, $S_{OBE} + S_{ODF}$ 为中三角形 OBE 与 ODF 的面积之和。

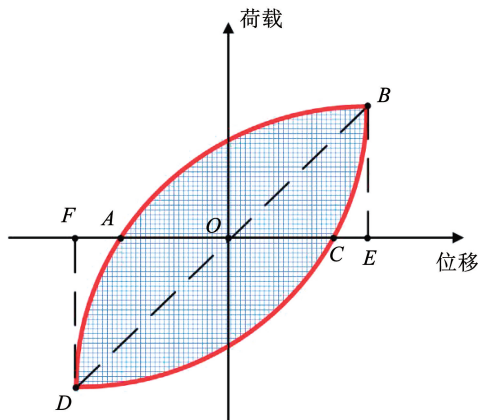


图 7 等效阻尼比计算示意

Fig. 7 Schematic diagram of equivalent damping ratio calculation

试件的累计耗能、耗能系数和等效阻尼比见图 8。由图 8 (a) 可知,各试件在加载过程中,随着加载位移的增加,塑性变形不断发展,试件的耗能能力不断提高。剪跨比越低的试件单圈耗能越多,然而,由于其加载级数较少,累计耗能最少。试件 SW1 累计耗能比 SW2 提高了 20.95%,比 SW3 提高了 52.38%。

由图 8 (b) 可知,低矮开洞剪力墙的耗能系数基本呈上升趋势,特别是达到屈服点之后,耗能系数显著增加,且达到极限时的耗能系数是达到屈服时的 1.6~2.2 倍。剪跨比最低的试件 SW3,其极限耗能系数最高,达 0.85,耗能效果最理想。试件 SW3 的单圈耗能最多,也验证了这一说法。

3.5 变形分量分析

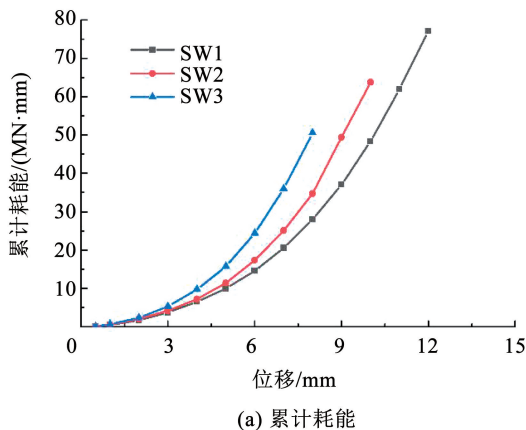
剪力墙的变形 Δ_t 通常由弯曲变形 Δ_f 和剪切变形 Δ_s 两部分组成,两者的占比分别称为弯曲占比和剪切占比。在墙体各个墙肢上布置的剪切变形测量框架,采用百分表作为测量装置记录每一级加载的位移变化。剪切变形的计算公式^[22]如下:

$$\gamma = \frac{\sqrt{(a^2 + b^2)}}{2ab} (|c_1 - c_2| + |d_1 - d_2|) \quad (4)$$

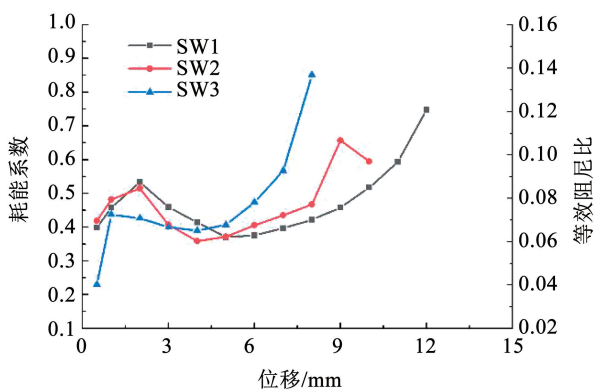
$$\Delta_s = \gamma a \quad (5)$$

$$\Delta_f = \Delta_t - \Delta_s \quad (6)$$

式中: γ 为剪力墙剪切角, a 、 b 为剪力墙高度和宽度, c_1 、 d_1 为变形前剪力墙对角线长度, c_2 、 d_2 为变形后剪力墙对角线长度。由于部分仪器在试验过程中有损坏,有些试件的少量结果并没有完全显示,其余结果如图 9 所示。



(a) 累计耗能



(b) 耗能系数与等效阻尼比

图 8 耗能能力

Fig. 8 Energy dissipation capacity

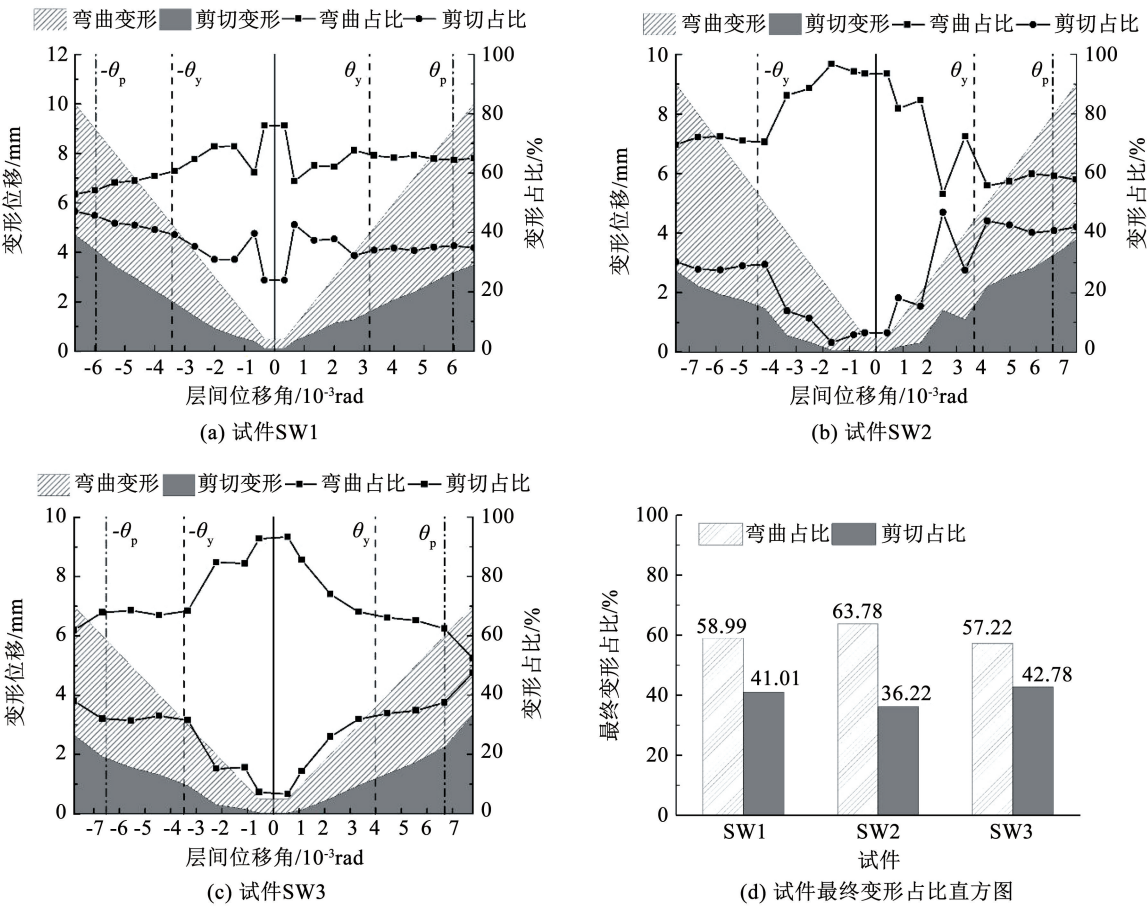


图9 变形分量

Fig.9 Deformation component

由图9可以看出,在低矮开洞剪力墙中,其弯曲变形占主导地位。但是,随着位移的增加,弯曲占比越来越小,剪切占比越来越大,两者逐渐趋于平衡。试件的剪跨比越小,其最终的剪切破坏效应越大,破坏状态受剪切行为影响较大。值得注意的是,在达到屈服位移时,弯曲变形占比显著下降。

4 结 论

- 1)低矮开洞剪力墙的破坏主要是由墙肢的斜向主裂缝宽度明显增大导致的承载力快速下降。较小剪跨比的试件洞上连梁产生塑性铰,塑性铰转动直至近洞口区域的混凝土压碎。
- 2)墙的承载力和刚度随着剪跨比的减少显著增加,但是其变形能力变差,极限位移显著降低,且试件最终剪切变形占比增加。
- 3)邻近中置洞口侧的小洞口改变了滞回曲线的对称性,正向加载的承载力普遍高于负向加载的承载力。

参考文献

[1]李宏男,李兵. 钢筋混凝土剪力墙抗震恢复力模型及试验研究[J]. 建筑结构学报, 2004, 25(5): 35

[2]吕西林,周颖,陈聪. 可恢复功能抗震结构新体系研究进展[J]. 地震工程与工程振动, 2014, 34(4): 130

[3]熊二刚,郭帆,张萌,等. 新型装配式剪力墙水平连接装置的力学性能[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2022, 54(11): 112

[4]KHAN N A, SRIVASTAVA G. Models for strength and stiffness of steel plate shear walls with openings[J]. Structures, 2020, 27: 2096. DOI: 10.1016/j.istruc.2020.07.037

[5]郭小农,邱丽秋,罗永峰,等. 开洞双钢板组合剪力墙抗震性能试验[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2015, 47(6): 69

[6]MASSONE L M, WALLACE J W. Load-deformation responses of slender reinforced concrete walls[J]. Structural Journal, 2004,

- 101(1): 103. DOI: 10.14359/13003
- [7] ZHOU Y, ZHENG S, CHEN L, et al. Experimental investigation into the seismic behavior of squat reinforced concrete walls subjected to acid rain erosion[J]. Journal of Building Engineering, 2021, 44: 102899. DOI: 10.1016/J. JOBE. 2021. 102899
- [8] 陈默然, 高永, 周珉, 等. 钢板带加强型钢混凝土低矮剪力墙抗震性能试验研究[J]. 土木建筑与环境工程, 2017, 39(6): 30
- CHEN Moran, GAO Yong, ZHOU Min, et al. Experimental analysis of seismic behavior of steel reinforced concrete squat shear walls with steel plates[J]. Journal of Civil, Architectural and Environmental Engineering, 2017, 39(6): 30. DOI: 10.11835/j. issn. 1674 - 4764. 2017. 06. 004
- [9] 韦锋, 孙运轮, 谢岳峻, 等. 核岛厂房低剪跨比混凝土剪力墙拟静力试验[J]. 建筑结构, 2018, 48(16): 78
- WEI Feng, SUN Yunlun, XIE Yuejun, et al. Quasi-static tests on small shear span ratio reinforced concrete shear walls in nuclear island buildings[J]. Building Structure, 2018, 48(16): 78. DOI: 10.19701/j. jzjg. 2018. 16. 011
- [10] ZHANG Jianwei, ZHENG Winbin, CAO Wanlin, et al. Seismic behavior of low-rise concrete shear wall with single layer of web reinforcement and inclined rebars: restoring force model[J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2019, 23: 1302. DOI: 10.1007/s12205 - 019 - 1264 - y
- [11] HOU Hetao, FU Weiqi, QIU Canxing, et al. Effect of axial compression ratio on concrete-filled steel tube composite shear wall[J]. Advances in Structural Engineering, 2019, 22(3): 656. DOI: 10.1177/136943321879640
- [12] VALIZADEH H, SHEIDAI M, SHOWKATI H. Experimental investigation on cyclic behavior of perforated steel plate shear walls[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012, 70: 308. DOI: 10.1016/j. jcsr. 2011. 09. 016
- [13] 李一松, 李国强, 崔大光. 型钢混凝土低矮剪力墙抗震性能试验研究[J]. 地震工程与工程振动, 2009, 29(4): 92
- LI Yisong, LI Guoqiang, CUI Daguang. Experimental study on seismic behavior of steel reinforced concrete low-rise shear wall[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2009, 29(4): 92. DOI: 10.13197/j. eeev. 2009. 04. 023
- [14] BAEK J W, PARK H G, LEE B S, et al. Shear-friction strength of low-rise walls with 550 MPa (80 ksi) reinforcing bars under cyclic loading[J]. ACI Structural Journal, 2018, 115(1): 65. DOI: 10.14359/51700915
- [15] 邓明科, 刘俊超, 张阳玺, 等. 钢板 - 高延性混凝土组合低矮剪力墙抗震性能试验研究[J]. 工程力学, 2021, 38(3): 40
- DENG Mingke, LIU Junchao, ZHANG Yangxi, et al. Investigation on the seismic behavior of steel-plate and high ductile concrete composite low-rise shear walls[J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(3): 40. DOI: 10.6052/j. issn. 1000 - 4750. 2019. 07. 0414
- [16] HOSSEINI S A, KHEYRODDIN A, MASTALI M. An experimental investigation into the impacts of eccentric openings on the in-plane behavior of squat RC shear walls[J]. Engineering Structures, 2019, 197: 109410. DOI: 10.1016/j. engstruct. 2019. 109410
- [17] LIU Meng, YUAN Guanglin, SHU Q, et al. Experimental and numerical investigation on the seismic behaviors of RC shear walls with multiple post-openings before and after strengthening by steel plates[J]. Engineering Structures, 2023, 279: 115552. DOI: 10.1016/j. engstruct. 2022. 115552
- [18] 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, 2011
- Ministry of Housing and Urban Rural Development of the People's Republic of China. Code for design of concrete structures: GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011
- [19] 中国建筑科学研究院. 普通混凝土配合比设计规程: JGJ 55—2011[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011
- China Academy of Building Research. Specification for mix proportion design of ordinary concrete: JGJ 55—2011[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011
- [20] 首钢总公司. 钢筋混凝土用钢材试验方法: GB 28900—2012[S]. 北京: 中国标准出版社, 2013
- Shougang Corporation. Test methods of steel for reinforcement of concrete: GB 28900—2012 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2013
- [21] 中国建筑科学研究院. 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
- China Academy of Building Research. Specification for seismic test of building: JGJ/T 101—2015[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015
- [22] HIRAISHI H. Evaluation of shear and flexural deformations of flexural type shear walls[J]. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 1984, 17(2): 135. DOI: 10.5459/bnzsee. 17. 2. 135 - 144

(编辑 刘 彤)