文章编号:1674-2974(2025)07-0010-14 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2025063

栓钉连接双钢板-再生混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究

韦芳芳[1†],陈卓然[1],华子伟[2],李丽萍[1]
[1. 河海大学 土木与交通学院,江苏 南京 210098;
2. 芜湖市轨道(隧道)交通工程质量安全监督站,安徽 芜湖 241000]

摘 要:为研究栓钉连接双钢板-再生混凝土组合剪力墙的抗震性能,设计并完成了3组不同剪跨比试件拟静力加载试验.基于此试验建立数值模型,研究再生骨料取代率、混凝土强度等对抗震性能的影响.试验结果表明:结构钢板鼓曲现象主要出现在试件底部;剪跨比是影响结构破坏的重要因素,随剪跨比增大,试件破坏形态由剪切破坏转变为压弯破坏,钢板表面观察到明显栓钉痕迹;剪跨比从1分别增大至1.5和2,极限荷载分别降低了25.9%、45.0%,位移延性系数分别增大了9.2%、29.7%,等效粘滞阻尼系数分别增大了26.0%、89.3%;各试件破坏位移角在1/63~1/45之间,能够满足抗震规范的要求,具有良好的变形性能.通过数值模拟发现,提高再生混凝土强度等级,能够有效提高试件的初始抗侧刚度和极限承载力,减小轴压比、增大外包钢板强度均能提高试件抗剪承载力和抗侧刚度.考虑再生混凝土和钢板的组合作用,结合已有规范提出的组合剪力墙计算公式具有8%~15%的冗余度,计算结果偏于安全,计算方法较为合理.

关键词:结构工程;结构设计;抗震性能;栓钉连接;混凝土掺料;数值分析
中图分类号:TU398.2 **文献标志码**:A

Seismic Performance Tests and Numerical Analysis of Recycled Aggregate Concrete-filled Double Steel Plate Composite Shear Walls with Studs

WEI Fangfang[1†], CHEN Zhuoran[1], HUA Ziwei[2], LI Liping[1]
[1. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;
2. Wuhu City Railway (Tunnel) Traffic Engineering Quality and Safety Supervision Station, Wuhu 241000, China]

Abstract: To study the seismic performance of double steel plates and recycled concrete composite shear walls, three groups of quasi-static loading tests with varying shear-to-span ratios were designed and completed. A numerical model was established based on these experiments to investigate the impact of recycled aggregate replacement rate and concrete strength on seismic performance. The test results indicated that the buckling phenomenon predominantly took place at the bottom of the specimens for the structural steel plates, and the shear-to-span ratio emerged as a critical factor influencing the structural failure. As the shear-to-span ratio increased, the

* **收稿日期**:2024-06-21
基金项目:国家自然科学基金资助项目(51608168),National Natural Science Foundation of China(51608168);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(B200202091),Fundamental Research Funds for the Central University(B200202091)
作者简介:韦芳芳(1978—),女,浙江东阳人,河海大学副教授,博士,硕士生导师
† 通信联系人,E-mail: ffwei@hhu.edu.cn

failure mode of the specimens transitioned from shear failure to flexural failure, accompanied by noticeable bolt traces on the surface of the steel plates. As the shear-to-span ratio was increased from 1 to 1.5 and 2, the ultimate load was decreased by 25.9% and 45.0%, respectively, while the displacement ductility coefficient was increased by 9.2% and 29.7%, and the equivalent viscous damping coefficient was increased by 26.0% and 89.3%. Each specimen exhibited a failure displacement angle ranging from 1/63 to 1/45, satisfying the seismic design code requirements and demonstrating excellent deformation performance. Numerical simulations demonstrated that enhancing the strength grade of recycled concrete can significantly enhance the initial lateral stiffness and ultimate bearing capacity of the specimens. Both reducing the axial compression ratio and augmenting the strength of the external steel plates can enhance the shear capacity and lateral stiffness of the specimens. By considering the synergistic effects of concrete and steel plates and aligning with the existing design codes, a composite shear wall calculation formula was proposed, incorporating an 8%~15% redundancy factor to ensure conservative and reasonable calculation outcomes.

Key words: structural engineering; structure design; seismic performance; studs connection; concrete aggregates; numerical analysis

再生骨料混凝土(再生混凝土)是由回收的废弃混凝土重新制备而成的节能环保材料[1],可用于主体承重结构构件,对推动建筑材料绿色减排进程有重要意义[2-3].

双钢板-混凝土组合(Concrete-filled Double Steel Plate Composite, CFDSPC)剪力墙作为高层建筑新型抗侧力构件,可通过减小构件截面尺寸,以较小墙厚满足高层及超高层建筑高轴压比、高承载力、高延性的需求[4-6],主要用于海洋工程和核电站工程[7].为探究CFDSPC剪力墙的性能和影响因素,许多学者从截面形式[8]、连接件类型[9]和内填混凝土[10-11]等方面展开研究,发现剪跨比[12]对试件耗能能力和破坏形态有较大影响,并通过加固试件底部提高延性[13].通过已有研究可知,墙体性能与钢板、混凝土之间的连接方式有关,可通过缀板连接[14]、栓钉连接等连接方式提高剪力墙延性[15].此外,内填再生混凝土对双钢板-再生混凝土组合剪力墙(Recycled Concrete-filled Double Steel Plate Composite Shear Wall, RCFDSPC剪力墙)性能具有一定影响[16],例如结合绿色建材铁尾矿再生混凝土[17],其强度随着再生粗骨料率提高而下降,朱有华[18]详细指出了粗骨料取代率范围对混凝土强度抗弯及抗剪承载力的影响.另外,还有学者研究钢板受力,通过双钢板带肋[19]和J型钩接头[20]方式提高结构延性和承载力,从而提升结构抗震性能.

本文开展了考虑不同剪跨比影响下再生混凝土双钢板-再生混凝土组合剪力墙的拟静力加载试验,并基于试验结果,采用ABAQUS建立数值模型,分析再生粗骨料取代率、再生混凝土强度等级、轴压比以及钢材强度对组合剪力墙抗震性能的影响.基于试验研究与数值分析结果,根据试件破坏形态得出栓钉连接RCFDSPC剪力墙水平承载力计算方法.

1　试验概况

1.1　试件设计

试验共设计制作1个CFDSPC和3个RCFDSPC剪力墙试件,试件编号分别为CW-1、RCW-1~RCW-3,设计参数包括剪跨比及内填混凝土种类.各试件栓钉间距均为100 mm,墙体外包钢板厚度为3 mm,端柱外包钢板厚度为3.5 mm,距厚比(连接件间距与钢板厚度之比)为33.墙体尺寸为600 mm×90 mm,端柱尺寸为120 mm×100 mm,钢筋混凝土加载梁和基础梁长度分别为250 mm和600 mm,剪力墙与端柱伸入加载梁、基础梁内,内填混凝土强度等级均为C40.各试件主要参数及墙体内填混凝土标准立方体抗压强度见表1.

墙体内部配置双层双向分布钢筋ϕ10@200,两侧端柱内设有一根直径为20 mm的纵向钢筋,试件截面含钢率为6.68%.试件具体几何尺寸、构造及配筋信息如图1所示.各试件试验轴压比为0.4,以定量研究墙体达到极限荷载后钢板参与工作程度.

表1 试件主要参数

Tab.1 Main parameters of specimen

试件编号	试件高度 H/mm	剪跨比λ	粗骨料取代率/%	混凝土立方体抗压强度f_{cu}/MPa
CW-1	1 050	1.5	0	45.0
RCW-1	1 050	1.5	100	35.6
RCW-2	650	1	100	37.0
RCW-3	1 450	2	100	38.6

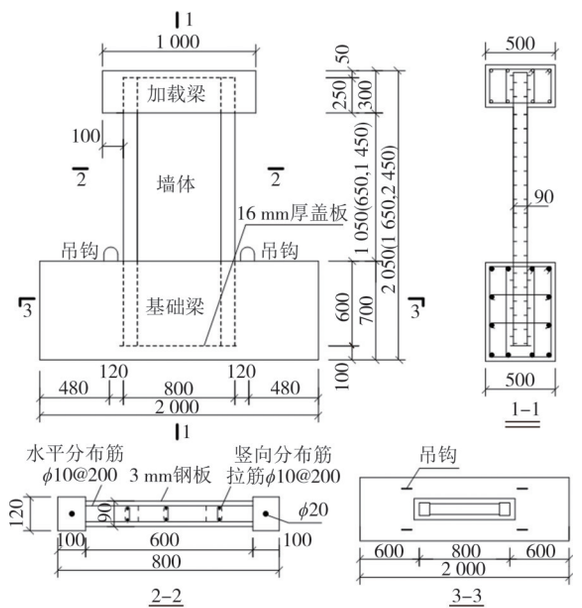


图1 试件基本信息(单位:mm)

Fig.1 Basic information of specimen (unit:mm)

1.2 材料力学性能

试验中为保证混凝土的流动性,在混凝土配比设计时添加了一定的减水剂,配合比见表2.

表2 再生混凝土配合比

Tab.2 Mix proportion of recycled concrete kg·m^{-3}

水	C32.5硅酸盐水泥	粉煤灰	中砂	4~16 mm粒径再生粗骨料	聚羧酸减水剂
188	379	95	679	1 060	3.85

剪力墙外包钢材采用Q235,端柱钢材采用Q355,墙内钢筋采用HRB335,端柱纵向钢筋采用HRB400,墙体所用钢材的力学性能如表3所示.

表3 钢材力学性能

Tab. 3 Mechanical properties of steel

材料类型	直径、厚度/mm	屈服强度f_y/MPa	极限强度f_{cu}/MPa
钢筋	10	527.2	637.3
	20	508.3	625.1
栓钉	6.0	400.0	500.0
钢板	3.0	238.1	385.2
钢管	3.5	353.2	466.9

1.3 试验装置

试验加载装置如图2和图3所示,通过200 t水平作动器施加水平低周反复荷载,通过穿心式千斤顶、液压油泵施加恒定竖向荷载,通过基础梁上部和端部固定装置限制试件在水平荷载下水平位移.

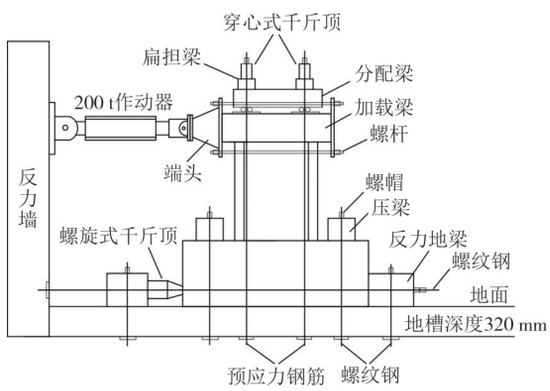


图2 试验加载装置

Fig.2 Test set-up

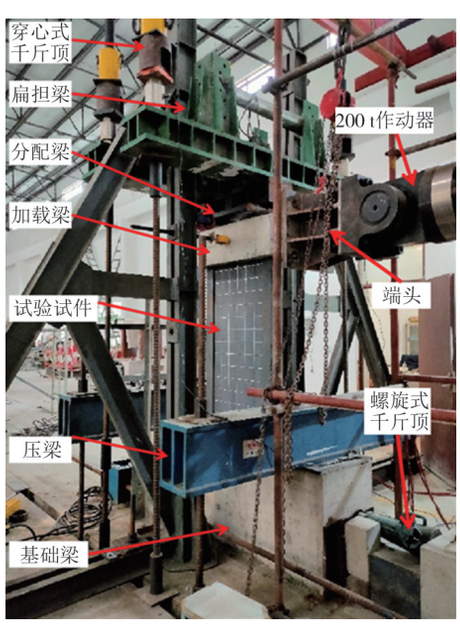


图3 试验全局照片

Fig.3 Global photo of the test

1.4 加载方案与测量内容

试验采用力-位移混合控制加载制度.首先进行预加载,以1.0 kN/s的速率加载至50 kN,重复3次,以消除虚位移.正式加载阶段,试件屈服前采用力控制,以100 kN为级差进行单次循环加载;试件屈服后控制位移循环加载3次,将屈服位移作为级差.当试件无法继续承受竖向荷载或水平荷载下降至水平极限荷载的85%以下时,停止试验.

图4为试验位移计和应变片布置图.试件水平加载点荷载由MTS加载系统自动采集,顶杆式位移

计 D2、D1 和 D3、D4、L1~L3 分别测量加载点水平位移、加载梁平面内转角、基础梁水平位移、采集墙体水平位移,外包钢板关键点应变通过应变片测量.

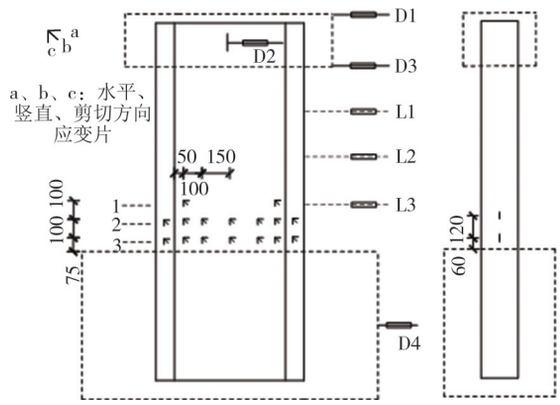
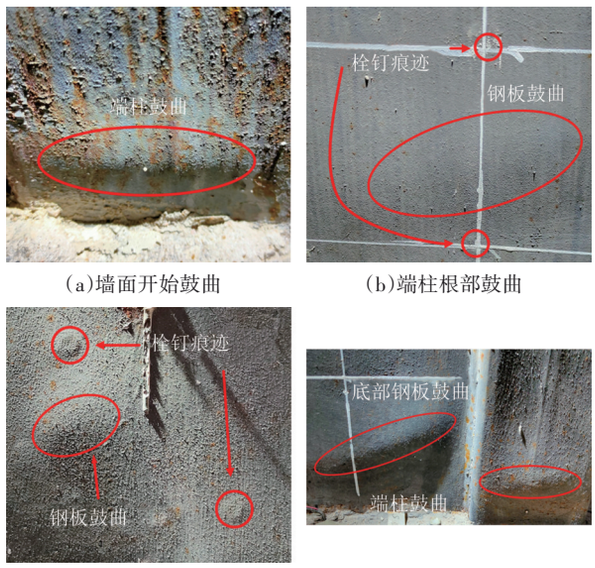


图 4　测点布置(单位:mm)

Fig.4　Layout of measuring points(unit:mm)



(a)墙面开始鼓曲　(b)端柱根部鼓曲

(c)墙体中下部鼓曲　(d)柱及附近墙体屈曲

图 5　试件 CW-1、RCW-1 破坏过程

Fig.5　Damage process of specimens CW-1, RCW-1

2　试验结果与分析

为准确描述试验现象,规定当作动器向外伸长时,剪力墙受到的推力为正向荷载,受压侧端柱为正向端柱,受拉侧端柱为负向端柱;反之则为负向荷载.

2.1　试验现象

2.1.1　普通混凝土与再生混凝土试件

试件 CW-1、RCW-1 的剪跨比均为 1.5,其中 CW-1 为内填普通混凝土,RCW-1 为 100% 取代率的内填再生混凝土.

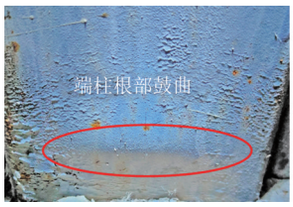
加载过程中两个试件试验现象基本一致.试验开始前,施加恒定竖向荷载,墙体表面无明显变化;在水平荷载加载初期,试件处于弹性状态,荷载-位移曲线近似呈线性变化;随着加载方式转为位移控制,试件滞回曲线面积开始增大,试件开始发出“啪啪”声,表明外包钢板与内填混凝土界面开始发生局部粘结破坏,如图 5(a)所示;随着位移不断加大,正向端柱和负向端柱根部明显鼓曲,栓钉部位轻微凸起,如图 5(b)所示,墙体内部混凝土与钢板界面不断分离,墙体侧边中下部开始出现微小鼓曲,如图 5(c)所示,栓钉根部痕迹愈加明显;临近破坏时,连接件约束效果减弱,两个试件正、负向端柱以及墙体底部钢板呈现明显屈曲变形,如图 5(d)所示,栓钉可以有效限制墙体外包钢板的变形.

最终的破坏特征为:在基础梁与第一排栓钉之间,外包钢板出现水平方向贯通的大范围波纹状屈曲变形,破坏程度由中间向两侧逐渐加重,两侧端柱在基础梁交界处屈曲严重.普通混凝土试件 CW-1 变形集中在墙体底部约 100 mm 范围内,再生混凝土试件 RCW-1 变形集中在墙体底部 150 mm 范围内,并且钢板表面有明显栓钉痕迹,栓钉间钢板鼓曲,说明相比于普通混凝土,内填再生混凝土与墙体外包钢板的粘结、锚固效果减弱,对钢板屈曲形态和位置有所影响.

2.1.2　不同剪跨比再生混凝土试件

试件 RCW-1、RCW-2 和 RCW-3 的剪跨比分别为 1.5、1 和 2,内填 100% 取代率的再生混凝土.试验现象如下:在初始加载阶段,三种剪跨比试件墙体表面无明显现象;RCW-1 在正向水平荷载达到 700 kN、RCW-2 与 RCW-3 在正向水平荷载达到 500 kN 时,负向端柱与基础梁之间开始产生微裂缝;加载方式转为位移控制后,三个试件滞回曲线面积开始增大,当 RCW-2 试件正向位移达到 11 mm 左右、RCW-1 和 RCW-3 试件正向位移达到 20 mm 左右时,正向端柱正面及附近剪力墙底部呈现出明显鼓曲变形,如图 6 所示;随着位移进一步增大,三个试件负向端柱正面及其附近剪力墙底部同样产生明显屈曲变形,并且墙体的屈曲变形主要分布于墙体底部、栓钉之间,说明此阶段栓钉对墙体钢板具有良好的约束作用.

后续加载过程中,三个试件墙体内部混凝土逐



(a)RCW-2端柱鼓曲



(b)RCW-2墙体鼓曲

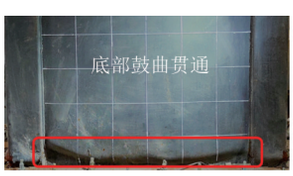


(c)RCW-1、RCW-3端柱及墙体鼓曲变形

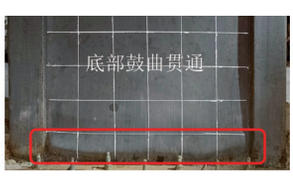
图6 端柱与墙体鼓曲变形

Fig.6 Deformation of end columns and walls

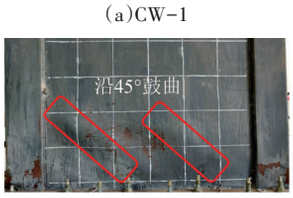
渐被压碎,栓钉约束效果不断减弱,钢板的屈曲变形逐渐由两侧向中间发展,最终试件底部外包钢板屈曲贯通,无法继续承受竖向荷载.RCW-2试件墙体钢板中部产生沿45°方向的严重鼓曲变形,屈曲变形角度明显大于试件RCW-1、RCW-3,说明剪跨比对墙体的屈曲形态有着明显影响,试件整体破坏形态如图7所示.



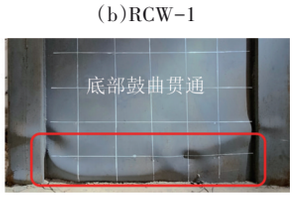
(a)CW-1



(b)RCW-1



(c)RCW-2



(d)RCW-3

图7 四个试件最终破坏形态

Fig.7 Final failure modes of four specimens

2.2 破坏形态分析

剪跨比为1的低剪跨比试件破坏特征为剪切破坏.试件墙体底部和端柱根部在达到极限荷载时受压屈曲,内填混凝土在轴压和剪力作用下逐渐被压溃,栓钉的连接作用逐渐减弱,墙体钢板中部沿45°方向出现严重的鼓曲变形,试件承载力快速下降并发生破坏.剪跨比为1.5和2的中高剪跨比试件的破坏模式为压弯破坏.随剪跨比的增大,外包钢板屈曲角度由45°转变为水平贯通.试件墙体底部和端柱根部在达到极限荷载时受压屈曲,栓钉的连接作用逐渐减弱,内填混凝土和外包钢板协同工作性能不断降低,试件的承载力逐渐下降并发生破坏.在相同剪跨比下,再生混凝土试件屈曲范围相较于普通混凝土试件更大.以上现象表明内填再生混凝土和剪跨比均能影响外包钢板的屈曲位置和形态,采用栓钉连接能够较好地发挥内填混凝土与外包钢板各自的优势.

2.3 骨架曲线

四个试件的骨架曲线如图8所示,各试件的受力过程可以分为弹性、屈服和破坏三个阶段,曲线形状均呈现倒S形.弹性阶段和屈服阶段时,试件CW-1和RCW-1骨架曲线基本重合,RCW-1正负向的极限荷载和极限位移与CW-1相比分别平均降低了5.1%、12.9%,说明内填再生混凝土对试件的初始抗侧刚度几乎无影响,但会在一定程度上降低试件的极限承载力和变形能力.剪跨比不同的再生混凝土试件骨架曲线相差较大,与RCW-2相比,试件RCW-1、RCW-3极限荷载分别降低了25.9%、45.0%,所对应的水平位移分别增大了79.6%、86.1%,说明增大剪跨比会降低试件的抗侧刚度和极限承载力,同时能够显著提高试件变形能力.

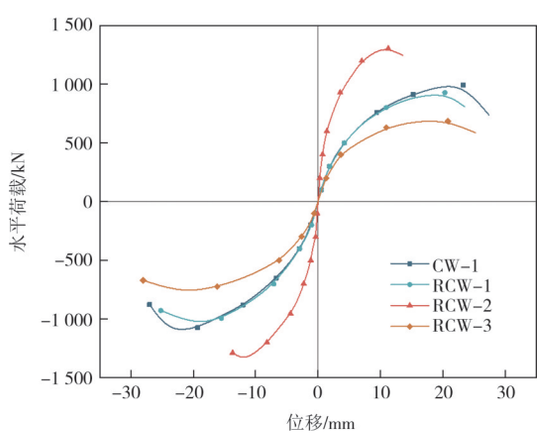


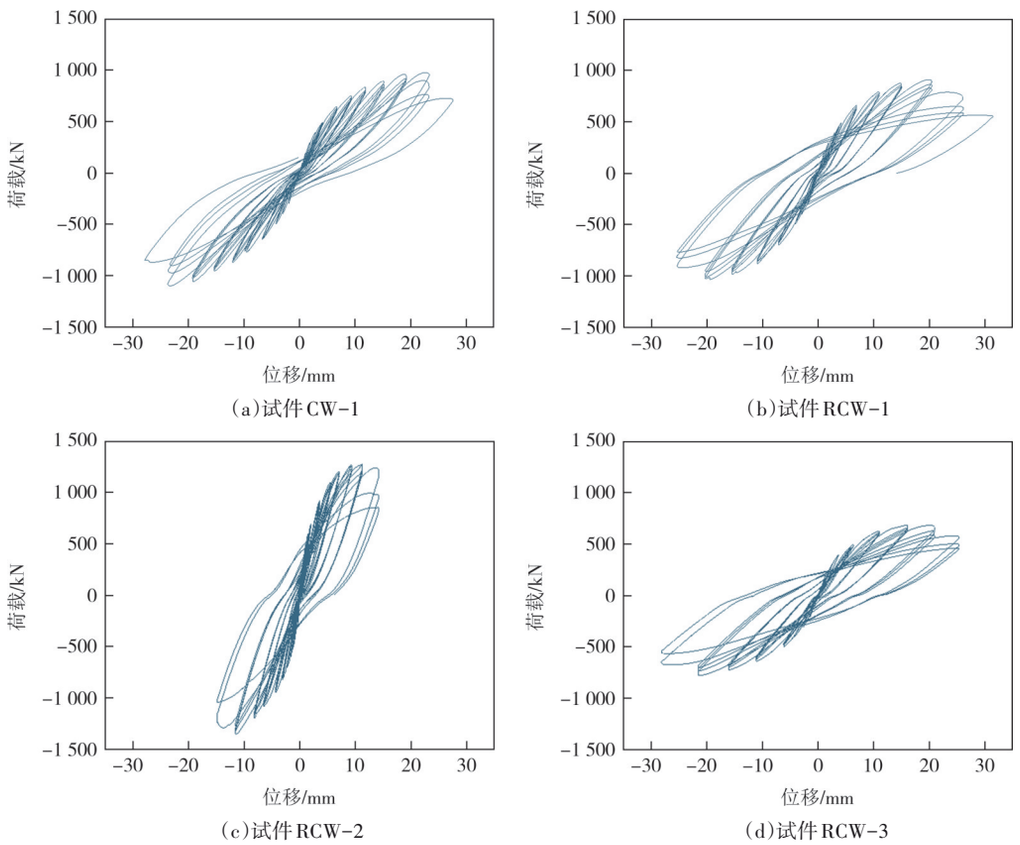
图8 骨架曲线

Fig.8 Skeleton curves

2.4 滞回曲线

各试件的荷载-水平位移曲线通过拟静力加载试验得到,如图9所示.加载初期,试件滞回曲线无滞回环,几乎无残余变形;随着水平荷载增大,骨架曲线斜率逐渐减小,滞回环面积增大,未见明显承载力衰减和刚度退化,试件表现出一定耗能能力,残余变形逐渐增大;加载后期,内填混凝土压碎,墙体和端柱外包钢板屈曲,试件刚度显著退化,残余变形和承载力持续降低.各试件滞回曲线形状均较为饱满、

呈弓形,带有轻微的“捏拢”现象,各试件具有良好的承载力和耗能能力.对比试件CW-1和试件RCW-1,后者滞回曲线更加饱满,说明内填混凝土对试件后期的滞回性能影响不大,试件后期的滞回性能主要由外包钢板决定;对于内填再生混凝土的组合剪力墙,剪跨比越大,试件滞回曲线越为饱满,承载力下降较为缓慢,此现象说明剪跨比较高的试件后期耗能能力更优.



(a)试件CW-1　(b)试件RCW-1

(c)试件RCW-2　(d)试件RCW-3

图9　试件滞回曲线

Fig.9　Hysteretic loops of specimen

2.5　延性

屈服位移Δ_y根据能量等值法确定,取峰值荷载的85%为破坏荷载,位移角为侧向位移与加载梁中心至基础梁上表面距离的比值.

各试件的试验荷载和位移数据见表4,由表可知:各试件破坏位移角和位移延性系数分别处于1/63~1/45、2.1~3.1区间内,均能满足《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)[21]对框架-核心筒结构的破坏位移角不应小于1/100的要求,说明CFDSPC剪力墙具有较好的变形能力.相比于CW-1,试件RCW-1正

表4　试验荷载和位移

Tab. 4　Test load and displacement

试件编号	加载方向	屈服位移Δ_y/mm	极限状态		破坏状态			位移延性系数$\mu=\Delta_u/\Delta_y$
			Δ_{max}/mm	P_{max}/kN	Δ_u/mm	P_u/kN	θ_u/mm	
CW-1	+	11.72	23.28	992.5	25.54	843.6	1/47	2.18
	−	12.11	23.70	1 085.4	26.41	922.6	1/45	2.18
RCW-1	+	10.39	20.33	927.1	23.49	788.0	1/51	2.26
	−	10.73	20.60	1 045.3	25.19	888.3	1/48	2.35
RCW-2	+	5.32	11.26	1 303.6	13.60	1 108.1	1/59	2.56
	−	5.54	11.53	1 357.6	13.68	1 154.0	1/58	2.47
RCW-3	+	8.77	20.82	684.1	25.22	581.5	1/63	2.88
	−	9.05	21.59	778.4	28.02	661.6	1/57	3.10

注:Δ_{max}、P_{max}、Δ_u、P_u、θ_u分别为极限位移、极限荷载、破坏位移、破坏荷载以及破坏时的转角(位移角).

负向屈服位移平均减小了约11.4%,水平极限荷载平均下降了约5.1%,但最后的位移延性系数相差较小,说明内填再生混凝土会在一定程度上降低试件的屈服位移和极限荷载,但对试件的位移延性影响不大.试件RCW-2的屈服位移比RCW-1降低约48.7%,比RCW-3降低约15.6%.剪跨比增大或减小0.5都会降低屈服位移,且减小剪跨比时屈服位移下降更快.与试件RCW-2相比,试件RCW-1、RCW-3的位移延性系数分别增大了9.2%、29.7%,说明增大剪跨比更有利于提高再生混凝土试件的位移延性.

2.6 耗能能力

通过等效粘滞阻尼系数能够定量研究试件耗能能力,各试件的等效粘滞阻尼系数-位移曲线如图10所示.等效粘滞阻尼系数-位移曲线整体呈现上升变化,耗能能力逐渐增强,且在加载中后期,各试件的等效粘滞阻尼系数呈现指数增长,未出现明显的平台段或下降段,表明试件破坏后仍有较强的耗能能力.

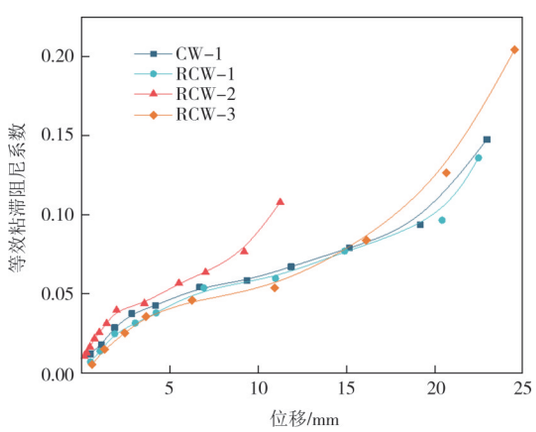


图10 等效粘滞阻尼系数-位移曲线

Fig.10 Equivalent viscous damping coefficient-displacement curves

试件CW-1和RCW-1的等效粘滞阻尼系数-位移曲线变化基本一致,再生混凝土试件曲线略低于普通混凝土试件,表明剪跨比相同的情况下,再生混凝土对试件耗能能力影响较小.试件RCW-1和RCW-3的最终等效粘滞阻尼系数比试件RCW-2分别增大26.0%和89.3%,表明剪跨比越大,再生混凝土试件的后期耗能能力越强.

2.7 墙体钢板应变

为了分析试件墙体钢板应变在加载过程中的变化情况,以试件RCW-1为例,取墙体钢板上距基础梁顶面50 mm位置处的5组应变片为研究对象.应变片对称分布,具体位置见图4.墙体底部竖向应变的变化情况如图11所示,纵坐标竖向应变为正向加载时对应的实测值,横坐标为各应变片对应的水平位置.

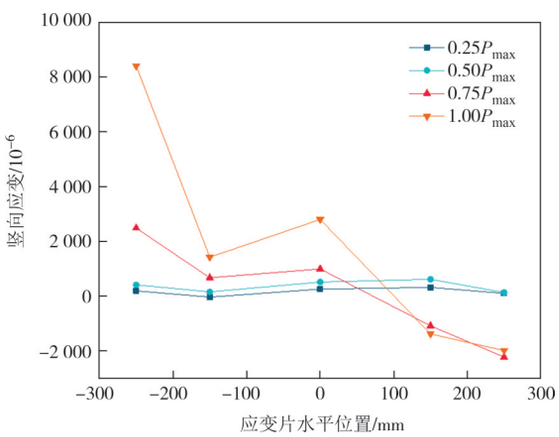


图11 墙体底部竖向应变的变化情况

Fig.11 Variation in vertical strains at the bottom of the wall

在加载初期,试件所受水平荷载较小,各应变片的竖向应变变化幅度较小;随着荷载的增大,试件加载梁存在较大的位移角,导致加载梁施加的荷载不均匀,如图12所示,左侧荷载要明显大于右侧荷载,混凝土不能参与受拉,但可以参与受压,左侧刚度小,因此左侧应变更大.

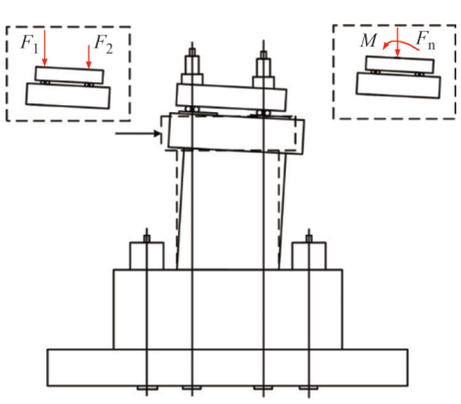


图12 试件轴压力分布

Fig.12 Distribution of axial pressure on the specimen

3 数值分析

3.1 模型建立

在拟静力试验基础上,通过ABAQUS建立试验同尺寸的RCFDSPC剪力墙有限元模型,如图13所示.混凝土本构采用塑性损伤模型(CDP模型)[22-23],构件两侧端柱混凝土本构模型采用有约束再生混凝

土本构,构件受压本构采取肖建庄[24]提出的再生混凝土受压本构,以此考虑取代率影响;加载梁、基础梁以及墙体内填混凝土采用无约束普通混凝土本构[25].考虑钢材在循环荷载作用下存在损伤积累和混合强化的特点,钢材采用两段式循环本构模型[26-27].

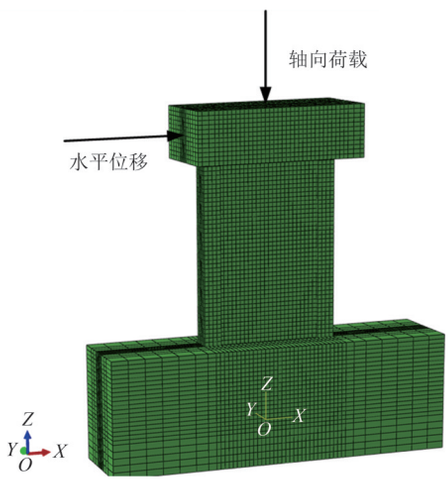


图 13　RCFDSPC 剪力墙数值模型

Fig.13　Numerical model of RCFDSPC shear wall

模型中单元与接触定义参考已有研究[28],钢板与混凝土采用面面接触,法向采用“硬”接触,切向采用“罚”接触,允许外包钢板与混凝土界面在切向发生粘结滑移,摩擦系数取μ=0.3.混凝土采用C3D8R实体单元,钢管与钢板采用S4R曲壳单元,钢筋和栓钉采用适用于剪切变形的B31梁单元.钢筋、栓钉与内填混凝土之间均采用内置区域约束,其余部分均采用共节点连接.

3.2　模型验证与改进

对试件CW-1和RCW-1拟静力加载过程进行数值分析,得到的骨架曲线与试验对比情况如图14所示.在初始加载阶段,数值模拟和试验结果较为吻合;位移继续增大,试验荷载值开始高于有限元计算结果;当达到极限荷载时,试验荷载值与有限元计算结果;的差值达到最大.这是因为试件在加载过程中加载梁水平位移较大,试件顶部分配梁出现倾斜,四个千斤顶传递给分配梁的荷载不对称,在加载梁顶部产生一定的附加弯矩,导致试验荷载增大.

调整加载梁平面内转角,考虑附加弯矩对有限元结果的影响,以试件CW-1为例进行调整,如图15所示.调整后的骨架曲线与试验结果更为吻合,峰值荷载相差较小,调整后的模型能够适用于RCFDSPC剪力墙分析.

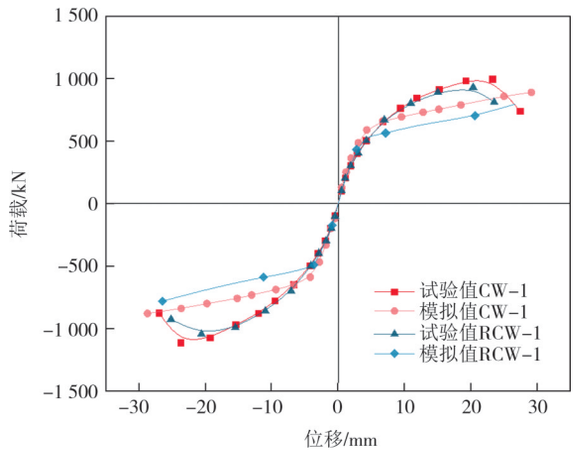


图 14　位移调整前的试件骨架曲线

Fig.14　Skeleton curves before displacement adjustment

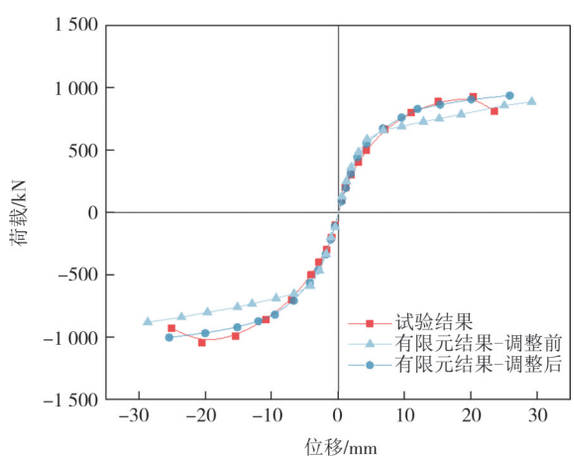


图 15　CW-1骨架曲线对比

Fig.15　Comparison of skeleton curve of CW-1

3.3　参数分析

基于上述有限元模型,分析单参数变化对RCFDSPC剪力墙抗震性能的影响,包括粗骨料取代率和混凝土强度等级,有限元模型工况见表5.

为考虑加载制度对试件抗震性能影响,首先对RCFDSPC-1试件分别进行循环往复加载和单调推

表 5　有限元模型工况

Tab.5　Finite element model condition

试件编号	轴压比	粗骨料取代率/%	墙体钢材强度	混凝土强度等级
RCFDSPC-1	0.4	100	Q235	C40
RCFDSPC-2	0.4	0	Q235	C40
RCFDSPC-3	0.4	25	Q235	C40
RCFDSPC-4	0.4	50	Q235	C40
RCFDSPC-5	0.4	75	Q235	C40
RCFDSPC-6	0.4	100	Q235	C30
RCFDSPC-7	0.4	100	Q235	C50
RCFDSPC-8	0.4	100	Q235	C60

覆加载模拟,骨架曲线如图16所示.由于循环往复加载对墙体内填混凝土产生塑性损伤积累,试件提前屈服,且屈服荷载小于单调推覆加载.

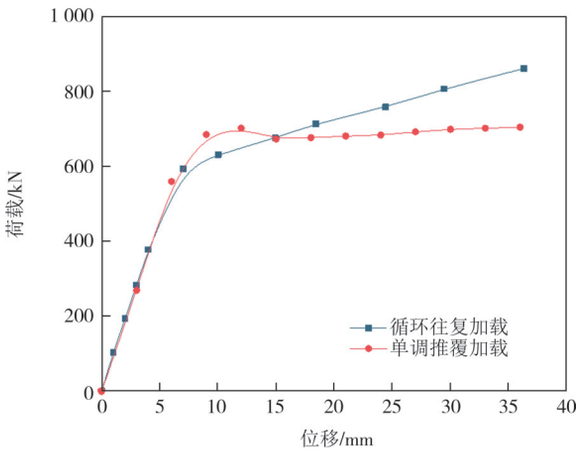
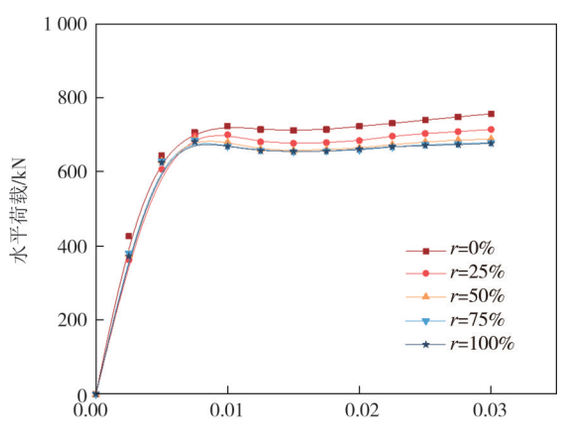


图16 不同加载制度下的骨架曲线

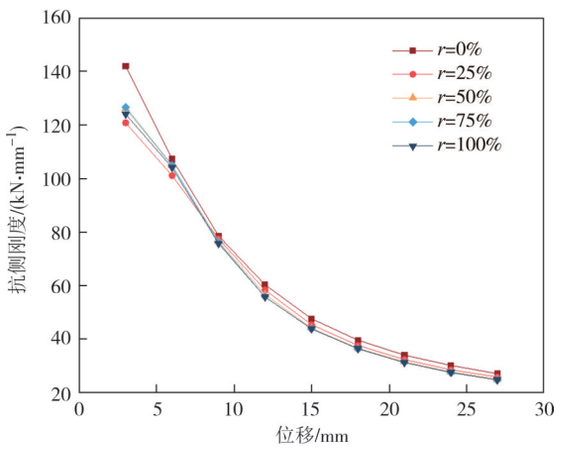
Fig.16 Skeleton curves under different loading regimes

3.3.1 粗骨料取代率

粗骨料取代率r分别为0%、25%、50%、75%以及100%,五种工况下的抗剪性能如图17所示,普通混凝土试件抗剪承载力和刚度高于其他试件.再生粗骨料取代率分别为50%、100%时,试件的承载力分别降低了9.0%、10.6%,刚度分别降低了11.2%、12.7%,因此粗骨料取代率超过50%后,对试件抗剪性能的影响程度逐渐减弱,并且较大的再生粗骨料取代率会使试件提前进入屈服状态.再生粗骨料混凝土仅影响试件的初始抗侧刚度,这是因为试件的初始抗侧刚度主要由内填混凝土提供,随着荷载位移的增大,混凝土对抗侧刚度的贡献逐渐减小,对试件后期刚度影响较弱.



(a)抗剪承载力



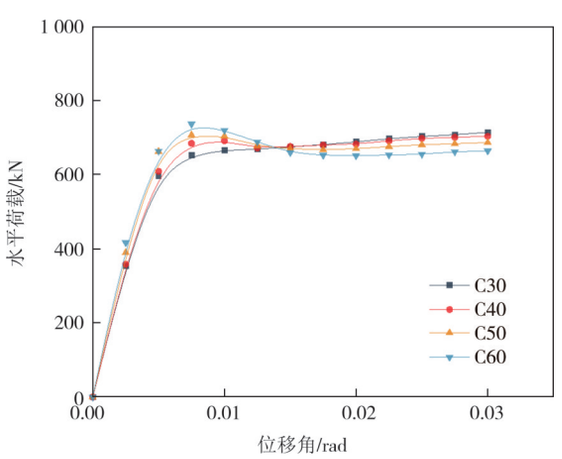
(b)抗侧刚度

图17 粗骨料取代率的影响

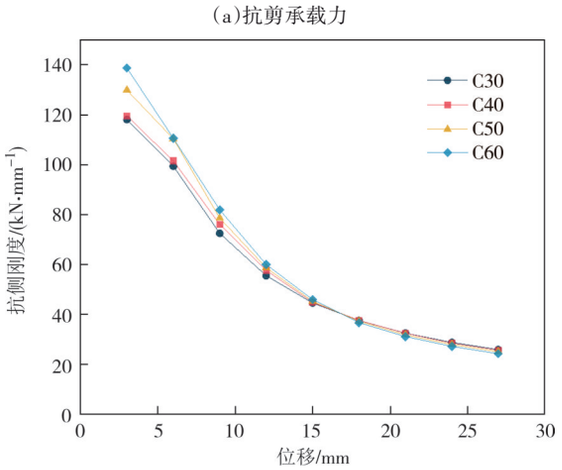
Fig.17 Effects of coarse aggregate replacement rates

3.3.2 混凝土强度等级

不同混凝土强度等级的再生混凝土对试件抗剪性能影响如图18所示.随着再生混凝土强度提高,试件峰值荷载逐渐增大,提前进入屈服状态,承载力下降现象出现较早,后期极限承载力随再生混凝土



(a)抗剪承载力



(b)抗侧刚度

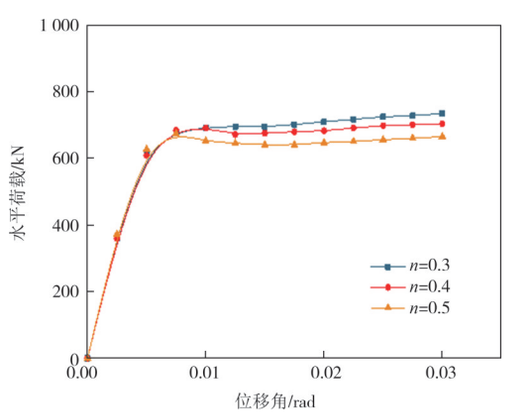
图18 混凝土强度对抗剪性能的影响

Fig.18 Effects of concrete strength on shear resistance

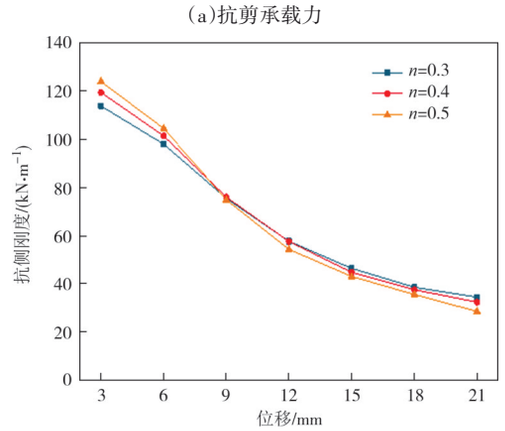
强度提高而减小.混凝土强度越高,试件初始抗侧刚度越大,但后期抗侧刚度基本一致,与 C30 试件相比,C40、C50 和 C60 分别提高了 1.3%、10% 和 17.5%.因此,提高内填再生混凝土强度等级能够有效增大试件的初始抗侧刚度和极限承载力,但对试件后期抗剪性能影响较小.

3.3.3　轴压比

不同轴压比 n 下 RCFDSPC 剪力墙抗剪性能如图 19 所示.在初始加载阶段,各试件的水平荷载-位移角曲线基本重合,随着加载位移角增大,轴压比越大,试件抗剪承载力下降越明显,这与循环往复加载下的变化趋势一致.与轴压比为 0.3 的试件相比,轴压比为 0.4、0.5 的试件初始抗侧刚度分别高出 4.9%、8.9%,抗剪承载力分别降低了 4.2%、9.5%.各试件抗剪承载力在加载后期基本保持稳定,同时较大的轴压比会使试件提前进入屈服阶段,降低抗剪承载力.轴压比越大,试件初始刚度越大,试件抗侧刚度下降得越快,试件最终的抗侧刚度则越小.



(a)抗剪承载力



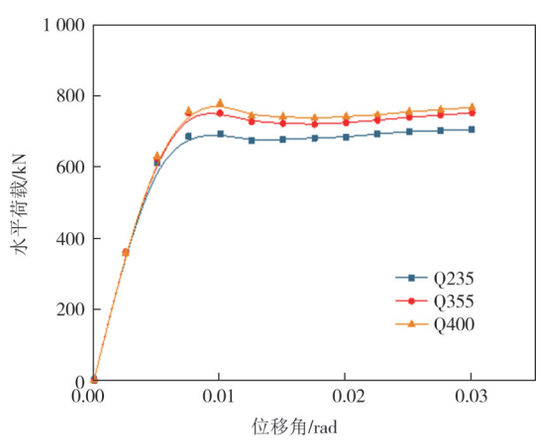
(b)抗侧刚度

图 19　轴压比对抗剪性能的影响

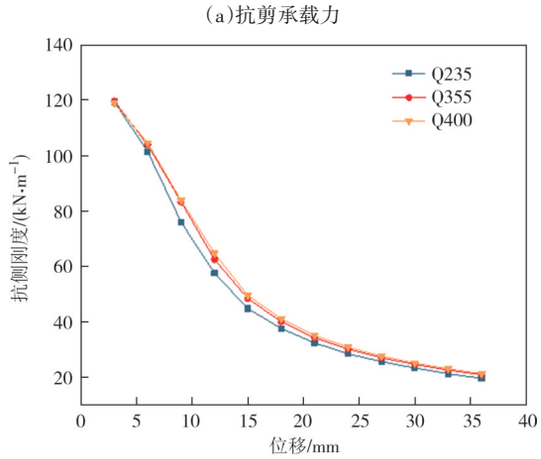
Fig.19　Effects of axial pressure ratio on shear resistance

3.3.4　钢材强度

不同外包钢材强度等级对试件的抗剪性能影响如图 20 所示.Q355 和 Q400 试件最终抗剪承载力较 Q235 试件分别提高了 6.6%、8.8%,最终的抗侧刚度分别提高了 6.7%、8.9%.采用 Q355 和 Q400 的试件抗侧刚度-位移曲线基本重合,说明墙体外包钢板强度等级超过 Q355 时,对试件的承载力和抗侧刚度提升不明显.提高墙体外包钢板的强度能够有效增大试件的极限承载力,这是由于提高外包钢板强度能够增强钢板对内填混凝土约束作用.初始加载时三个试件的抗侧刚度基本相同,随着荷载位移的增大,抗侧刚度从主要由混凝土提供转向由外包钢板提供,由于 Q235 钢材的屈服强度较小,试件首先进入弹塑性阶段,抗侧刚度下降较快,后期抗侧刚度小于其他两个试件.



(a)抗剪承载力



(b)抗侧刚度

图 20　钢材强度对抗剪性能的影响

Fig.20　Effects of steel strength on shear resistance

4　试件的水平承载力计算对比

试验结果表明中高剪跨比试件发生压弯破坏,

低剪跨比试件发生剪切破坏,因此需要根据破坏形态分别计算剪力墙的水平极限承载力,并与试验值对比.

4.1 压弯承载力计算

在计算栓钉连接的RCFDSPC剪力墙的压弯承载力时,不考虑墙体和端柱内填混凝土受拉作用对承载力的贡献,采用等效矩形应力图形来简化计算受压区混凝土的承载力.对剪力墙底部截面进行受力分析,墙体截面参数如图21所示,其中:W_c和B_c分别为剪力墙端柱(边界柱)的截面厚度和截面宽度,W_w为剪力墙整体宽度.

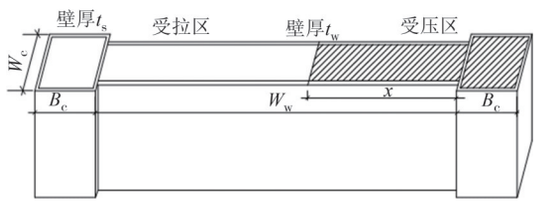


图21 墙体截面参数

Fig.21 Wall cross-section parameters

根据竖向轴力平衡,试件轴压力N为:

$$N = N_{wc} + N_{sc} + f_{wy}(A_{wsc} - A_{wst}) \tag{1}$$

式中:N_{wc}为墙体受压区混凝土所受压力;N_{sc}为钢管混凝土端柱的轴心受压承载力设计值;f_{wy}为墙体钢板抗压强度设计值;A_{wsc}为墙体受压区钢板面积;A_{wst}为墙体受拉区钢板面积.其中,$A_{wsc}=2xt_w$,$A_{wst}=2t_w(W_w-x)$,t_w为墙体钢板的厚度.

考虑到钢板和混凝土的组合效应,栓钉连接的RCFDSPC剪力墙墙体受压区混凝土承受的压力:

$$N_{wc} = \varphi\alpha f_{wc} B_{wc}\beta x \tag{2}$$

式中:φ为墙体钢板与混凝土间的约束影响系数;α和β为等效矩形应力图系数,根据规范[25],α=1.0、β=0.8;f_{wc}为墙体混凝土轴心抗压强度,取实测值;B_{wc}为内填混凝土厚度;x为受压区混凝土高度.

参照规范[29],钢管混凝土端柱的轴心受压承载力设计值应按下列公式计算:

$$N_{sc} = A_{sc} f_{sc} \tag{3}$$

$$f_{sc} = f_c(1.212 + m\delta + n\delta^2) \tag{4}$$

$$m = \frac{0.131}{213} f_{cy} + 0.723 \tag{5}$$

$$n = -\frac{0.07}{14.4} f_c + 0.026 \tag{6}$$

$$\delta = \alpha_{sc}\frac{f_{cy}}{f_c} \tag{7}$$

$$\alpha_{sc} = \frac{A_s}{A_c} \tag{8}$$

式中:A_{sc}为实心钢管混凝土构件的截面面积,等于钢管和管内混凝土面积之和;f_{sc}为实心钢管混凝土抗压强度设计值;f_c为混凝土抗压强度设计值;δ为套箍系数;m、n为截面形状对套箍效应的影响系数;f_{cy}为端柱钢板的屈服强度,采用实测值;α_{sc}为钢管混凝土构件含钢率;A_s为端柱钢管面积;A_c为端柱内管内混凝土面积.

计算可得组合剪力墙试件的中和轴位置x:

$$x = \frac{N - N_{sc} + 2t_w W_w f_{wy}}{0.8\varphi f_{wc} B_{wc} + 4f_{wy} t_w} \tag{9}$$

式中,φ取1.8.

对墙体底部截面中和轴取力矩平衡:

$$M = M_{wc} + M_{ws} + M_{sc} + M_{ss} \tag{10}$$

$$M_{wc} = \alpha f_{wc} B_{wc}\beta x(x - 0.5\beta x) \tag{11}$$

$$M_{ws} = f_{wy} t_w x^2 + f_{wy} t_w (W_w - x)^2 \tag{12}$$

$$M_{sc} = A_s f_{cy}(W_w + B_c) + N_{sc}(x + 0.5B_c) \tag{13}$$

$$M_{ss} = A_{wsy} f_{wsy}(W_w + B_c) \tag{14}$$

式(10)~(14)中:M_{wc}、M_{ws}、M_{sc}、M_{ss}分别为受压区混凝土、墙体钢板、两侧端柱、端柱竖向钢筋对中和轴的弯矩;f_{wsy}为端柱内竖向钢筋的屈服强度;A_{wsy}为端柱内竖向钢筋的截面面积.

考虑在大位移下试件产生的P-Δ效应,剪力墙水平抗剪承载力根据式(15)计算:

$$V = (M - N\Delta x)/H \tag{15}$$

在拟静力加载过程中,由于本文试件加载梁会受到竖向千斤顶约束作用,从而产生了较大附加弯矩,对竖向轴压力的P-Δ效应有较为明显削弱作用,故本文在计算试验试件的名义抗剪承载力时,不考虑P-Δ效应的影响.按照以上公式可以求得压弯破坏的三个试件CW-1、RCW-1和RCW-3名义抗剪承载力,计算结果见表6.

表6 试件承载力计算结果与试验结果对比

Tab. 6 Comparison of calculation results and test results of specimen bearing capacity

试件编号	抗剪承载力计算值/kN	试验结果实测值/kN	计算值/试验值
CW-1	886.3	1 038.9	0.853
RCW-1	881.3	986.2	0.894
RCW-2	1 177.9	1 330.6	0.885
RCW-3	669.7	731.25	0.916

4.2 抗剪承载力计算

当前,我国规范对CFDSPC剪力墙的抗剪承载力计算多采用叠加法,本文基于《组合结构设计规范》(JGJ 138—2016)[30]相关规定和研究,将RCFDSPC剪力墙的抗剪性能分为墙体和端柱两个部分计算,将计算结果叠加可得到组合剪力墙的实际抗剪承载力.

栓钉连接的RCFDSPC剪力墙的抗剪承载力计算表达式见式(16):

$$V = V_{\mathrm{w}} + V_{\mathrm{c}} \tag{16}$$

式中:V_{w}和V_{c}分别为墙体和两侧端柱所承担的剪力.

考虑钢板和混凝土组合效应,墙体抗剪承载力由外包钢板和内填混凝土两部分组成,计算公式见式(17):

$$V_{\mathrm{w}} = \frac{0.6}{\lambda_{\mathrm{w}} - 0.5}\varphi f_{\mathrm{wy}} A_{\mathrm{p}} + \frac{1}{\lambda_{\mathrm{w}} - 0.5}(0.5\varphi f_{\mathrm{wc}} B_{\mathrm{wc}} W_{\mathrm{w}} + 0.13NA_{\mathrm{c}}/A) \tag{17}$$

式中:λ_{w}为计算剪跨比,$\lambda_{\mathrm{w}}<1.5$时,取$\lambda_{\mathrm{w}}=1.5$,$\lambda_{\mathrm{w}}>2.2$时,取$\lambda_{\mathrm{w}}=2.2$;A_{p}、A_{c}、A分别为墙体钢板面积、墙体混凝土面积以及墙体的总面积;N为试件的设计轴压力,当$N>0.2f_{\mathrm{c}}b_{\mathrm{c}}h_{\mathrm{c}}$时,取$N=0.2f_{\mathrm{c}}b_{\mathrm{c}}h_{\mathrm{c}}$.

两侧端柱的抗剪承载力计算需考虑端柱内钢筋的影响,为充分保证结构安全性,端柱内钢筋的抗剪承载力根据型钢受剪承载力进行计算,取$0.2f_{\mathrm{wsy}}A_{\mathrm{wsy}}/\lambda_{\mathrm{t}}$.此外由于剪力墙试件达到极限荷载时,需要根据端柱的破坏情况对端柱抗剪承载力进行折减,其抗剪承载力计算式见式(18):

$$V_{\mathrm{c}} = 2\alpha\left(\frac{1.75}{1+\lambda_{\mathrm{t}}} f_{\mathrm{ct}} b_{\mathrm{h}} h_{\mathrm{c}} + \frac{1.16}{\lambda_{\mathrm{t}}} f_{\mathrm{cy}} t_{\mathrm{s}} h + 0.07N + \frac{0.2}{\lambda_{\mathrm{t}}} f_{\mathrm{wsy}} A_{\mathrm{wsy}}\right) \tag{18}$$

式中:α为端柱极限抗剪承载力折减系数,试件RCW-2在极限状态下,端柱破坏程度较低,折减系数取$\alpha=0.75$;λ_{t}为截面计算剪跨比,$\lambda_{\mathrm{t}}<1$时,取$\lambda_{\mathrm{t}}=1$,$\lambda_{\mathrm{t}}>3$时,取$\lambda_{\mathrm{t}}=3$;f_{ct}为端柱内填混凝土的抗拉强度;h为沿剪切方向钢管柱的外壁长度;N为试件的设计轴压力,当$N>0.3f_{\mathrm{c}}b_{\mathrm{c}}h_{\mathrm{c}}$时,取$N=0.3f_{\mathrm{c}}b_{\mathrm{c}}h_{\mathrm{c}}$.

受剪破坏试件RCW-2的水平承载力按照式(17)、(18)计算求得,计算结果见表6.4个试件的水平承载力结果对比如表6所示,取材料强度实测值计算,其中试验结果取正负向极限荷载的平均值.可以看出,公式计算结果偏小,留有8%~15%的冗余度,偏于安全,说明RCFDSPC剪力墙水平承载力的计算方法较为合理.

5 结 论

通过4组RCFDSPC剪力墙拟静力试验和8组有限元模型,得出主要结论如下:

1)剪跨比能够影响RCFDSPC剪力墙的破坏模式、变形性能和耗能能力.增大试件剪跨比,试件由剪切破坏向压弯破坏发展,试件延性和耗能能力得到提高,但抗侧刚度和承载力有所降低.剪跨比从1分别增大至1.5和2时,极限荷载分别降低了25.9%、45.0%,位移延性系数分别增大了9.2%、29.7%,等效粘滞阻尼系数分别增大了26.0%、89.3%.各试件破坏位移角在1/63~1/45之间,能够满足抗震规范的要求,具有良好的变形性能.

2)采用栓钉连接件试件屈服后变形明显,栓钉根部未出现断裂现象,混凝土与钢板协同工作,试件屈服后破坏明显,在实际运用中能提前预警.

3)提高再生混凝土强度等级、减小轴压比、增大外包钢板强度均能提高试件抗剪承载力和抗侧刚度.再生粗骨料取代率分别为50%、100%时,试件的承载力分别降低了9.0%、10.6%,刚度分别降低了11.2%、12.7%,因此粗骨料取代率超过50%后,对试件抗剪性能的影响程度逐渐减弱.与轴压比为0.3的试件相比,轴压比为0.4、0.5的试件初始抗侧刚度高出4.9%、8.9%,抗剪承载力分别降低了4.2%、9.5%.Q355和Q400试件最终抗剪承载力较Q235试件分别提高了6.6%、8.8%.

4)内填再生混凝土RCFDSPC剪力墙具有良好的延性、耗能能力、抗侧刚度和承载力.再生混凝土削弱了混凝土与钢板的粘结性能,影响试件的屈曲位置和承载力,但对抗侧刚度和延性影响不大.考虑再生混凝土和钢板的组合作用,结合已有规范提出的组合剪力墙计算公式具有8%~15%的冗余度,计算结果偏于安全,计算方法较为合理.采用该结构,合理设计后可满足工程需求,且符合绿色建筑与低碳经济理念.

参考文献

[1] SHI C J, LI Y K, ZHANG J K, et al. Performance enhancement of recycled concrete aggregate: a review[J]. Journal of Cleaner

Production, 2016, 112: 466-472.

[2] QIAO Q Y, CAO W L, QIAN Z W, et al. Cyclic behavior of low rise concrete shear walls containing recycled coarse and fine aggregates[J]. Materials, 2017, 10(12): 1400.

[3] LIU B, FENG C, DENG Z H. Shear behavior of three types of recycled aggregate concrete [J]. Construction and Building Materials, 2019, 217: 557-572.

[4] ETXEBERRIA M, VÁZQUEZ E, MARÍ A, et al. Influence of amount of recycled coarse aggregates and production process on properties of recycled aggregate concrete [J]. Cement and Concrete Research, 2007, 37(5): 735-742.

[5] LI W, CHEN H, LI F. Performance of concrete-filled double-skin shallow-corrugated steel plate composite walls under compression-bending load [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 201: 107701.

[6] LUO Y F, GUO X N, LI J, et al. Experimental research on seismic behaviour of the concrete-filled double-steel-plate composite wall[J]. Advances in Structural Engineering, 2015, 18(11): 1845-1858.

[7] LINK R A, ELWI A E. Composite concrete-steel plate walls: analysis and behavior[J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(2): 260-271.

[8] ZHANG X M, QIN Y, CHEN Z H, et al. Experimental behavior of innovative T-shaped composite shear walls under in-plane cyclic loading[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 120: 143-159.

[9] 陈丽华, 夏登荣, 刘文武, 等. 双钢板-混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2017, 50(8): 10-19.
CHEN L H, XIA D R, LIU W W, et al. Experimental study on seismic behavior of double steel plates and concrete composite shear wall[J]. China Civil Engineering Journal, 2017, 50(8): 10-19.(in Chinese)

[10] 马恺泽, 刘伯权, 鄢红良, 等. 高轴压比双层钢板-高强混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J]. 工程力学, 2014, 31(5): 218-224.
MA K Z, LIU B Q, YAN H L, et al. Experimental investigation on aseismic behavior of dual steel high strength concrete shear walls with high axial load ratio [J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(5): 218-224.(in Chinese)

[11] 陈道申, 韦芳芳, 朱有华, 等. 双钢板-再生混凝土组合剪力墙抗震性能有限元分析[J]. 河北工程大学学报(自然科学版), 2022, 39(1): 15-22.
CHEN D S, WEI F F, ZHU Y H, et al. Finite element analysis of the seismic performance of recycled aggregate concrete-filled double steel plate composite shear walls [J]. Journal of Hebei University of Engineering (Natural Science Edition), 2022, 39(1): 15-22.(in Chinese)

[12] 程春兰, 周德源, 叶珊, 等. 低剪跨比带约束拉杆双钢板-混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2016, 46(1): 126-132.
CHENG C L, ZHOU D Y, YE S, et al. Experimental research on seismic behaviors of low shear-span ratio composite concrete and double steel plate shear walls with binding bars [J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2016, 46(1): 126-132.(in Chinese)

[13] 聂建国, 卜凡民, 樊健生. 高轴压比、低剪跨比双钢板-混凝土组合剪力墙拟静力试验研究[J]. 工程力学, 2013, 30(6): 60-66.
NIE J G, BU F M, FAN J S. Quasi-static test on low shear-span ratio composite shear wall with double steel plates and infill concrete under high axial compression ratio [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(6): 60-66.(in Chinese)

[14] EOM T S, PARK H G, LEE C H, et al. Behavior of double skin composite wall subjected to in-plane cyclic loading[J]. Journal of Structural Engineering, 2009, 135(10): 1239-1249.

[15] WEI F F, ZHU Y H, YU J. Numerical analysis of shear resistance of concrete filled double-steel-plate composite walls with shear stud connectors [J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2021, 43(1): 96-106.

[16] 杨梦. 双层钢板-内填再生混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[D]. 天津: 天津大学, 2018.
YANG M. Cyclic test on double-skin recycled concrete filled composite shear walls[D]. Tianjin: Tianjin University, 2018.(in Chinese)

[17] 张宇桐. 装配式双钢板-铁尾矿再生混凝土组合剪力墙抗震性能研究[D]. 天津: 天津大学, 2022.
ZHANG Y T. Research on seismic performance of tailing recycled aggregate concrete filled double steel plate composite shear wall[D]. Tianjin: Tianjin University, 2022.(in Chinese)

[18] 朱有华. 双钢板-再生混凝土组合剪力墙抗震性能研究[D]. 南京: 河海大学, 2020.
ZHU Y H. Study of the seismic performance of recycled aggregate concrete-filled double steel plate composite shear walls [D]. Nanjing: Hohai University, 2020.(in Chinese)

[19] 刘浜葭, 朱立敏, 吕学涛. 带肋双钢板开洞再生混凝土剪力墙力学性能分析[J]. 铁道科学与工程学报, 2018, 15(7): 1810-1818.
LIU B J, ZHU L M, LÜ X T. Analysis of the mechanical behavior of the recycled concrete-filled double skin shear walls with ribbed stiffener and opening [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2018, 15(7): 1810-1818.(in Chinese)

[20] RICHARD LIEW J Y, YAN J B, HUANG Z Y. Steel-concrete-

steel sandwich composite structures-recent innovations [J]. Journal of Constructional Steel Research,2017, 130: 202-221.

[21] 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. (in Chinese)

[22] LUBLINER J, OLIVER J, OLLER S, et al. A plastic-damage model for iconcrete [J]. International Journal of Solids and Structures, 1989, 25(3): 299-326.

[23] LEE J, FENVES G L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1998, 124(8): 892-900.

[24] 肖建庄. 再生混凝土单轴受压应力-应变全曲线试验研究[J]. 同济大学学报(自然科学版),2007,35(11):1445-1449.
XIAO J Z. Experimental investigation on complete stress-strain curve of recycled concrete under uniaxial loading[J]. Journal of Tongji University (Natural Science),2007, 35(11):1445-1449. (in Chinese)

[25] 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. (in Chinese)

[26] 王萌, 杨维国. 薄钢板剪力墙结构滞回行为研究[J].建筑结构学报, 2015, 36(1): 68-77.
WANG M, YANG W G. Hysteretic behaviors study of thin steel plate shear wall structures [J]. Journal of Building Structures, 2015,36(1):68-77.(in Chinese)

[27] 王萌. 强烈地震作用下钢框架的损伤退化行为[D].北京: 清华大学, 2013.
WANG M. Damage and degradation behaviors of steel frames under severe earthquake[D]. Beijing:Tsinghua University, 2013. (in Chinese)

[28] 刘程炜,曹万林,董宏英,等. 低轴压比半装配式单排配筋再生混凝土剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(6):23-33.
LIU C W, CAO W L, DONG H Y, et al. Experimental study on seismic performance of semi-assembled recycled concrete shear wall with single row of steel bars under low axial compression ratio[J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(6): 23-33. (in Chinese)

[29] 钢管混凝土结构技术规范:GB 50936—2014[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2014.
Technical code for concrete filled steel tubular structures: GB 50936—2014[S]. Beijing :China Architecture & Building Press, 2014.(in Chinese)

[30] 组合结构设计规范:JGJ 138—2016[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2016.
Code for design of composite structures: JGJ 138—2016 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press,2016.(in Chinese)