

引文格式:郑张玉,程健飞,田水,等.轴压荷载作用下双面叠合混凝土剪力墙受力性能研究[J].建筑科学与工程学报,2025,42(4):43-53.
ZHENG Zhangyu, CHENG Jianfei, TIAN Shui, et al. Study on mechanical behavior of double-faced superposed concrete shear wall under axial compression[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2025, 42(4): 43-53.

DOI:10.19815/j.jace.2023.11003

轴压荷载作用下双面叠合混凝土剪力墙受力性能研究

郑张玉^{1,2},程健飞³,田水³,陈俊达³,谭园⁴,闫飞^{1,2}

(1. 长江勘测规划设计研究有限责任公司,湖北 武汉 430010; 2. 滨水空间规划设计湖北省工程研究中心,湖北 武汉 430010; 3. 武汉理工大学 土木工程与建筑学院,湖北 武汉 430070;
4. 美好建筑装配科技有限公司,湖北 武汉 430071)

摘要:为研究双面叠合混凝土剪力墙的轴心受压性能,对3个双面叠合混凝土剪力墙试件以及1个现浇对比试件进行轴压试验。基于ABAQUS有限元软件建立了精细化数值模型,通过与试验结果进行对比,验证数值模型的准确性,并基于已有的轴心受压承载力理论公式进行了理论计算。结果表明:轴压荷载作用下,现浇和叠合混凝土剪力墙试件均发生脆性破坏;对于叠合剪力墙试件,叠合面开裂显著影响了预制板和芯层混凝土的协同工作性能;相较于焊接连接,桁架筋与网片筋采用绑扎连接时试件的极限荷载更大;桁架筋采用交错摆放形式后,试件的极限荷载有较大提升;叠合剪力墙的极限承载力随着高厚比的增加而下降;桁架筋离墙侧面越远,叠合剪力墙的整体性越差,叠合面更容易开裂;由于叠合试件的整体性较差,导致理论结果偏于不安全。

关键词:双面叠合混凝土剪力墙;轴压性能;试验研究;数值模型

中图分类号:TU375

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2025)04-0043-11

Study on mechanical behavior of double-faced superposed concrete shear wall under axial compression

ZHENG Zhangyu^{1,2}, CHENG Jianfei³, TIAN Shui³, CHEN Junda³, TAN Yuan⁴, YAN Fei^{1,2}

(1. Changjiang Survey, Planning, Design and Research Co., Ltd., Wuhan 430010, Hubei, China;
2. Hubei Provincial Engineering Research Center for Waterfront Space Planning and Design, Wuhan 430010, Hubei, China; 3. School of Civil Engineering and Architecture, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, Hubei, China; 4. Myhome Prefabricated Building and Technology Co., Ltd., Wuhan 430071, Hubei, China)

Abstract: In order to study the axial compression performance of double-faced superposed concrete shear wall, three double-faced superposed concrete shear wall specimens and one cast-in-place contrast specimen were tested under axial compression. A refined numerical model was established based on ABAQUS finite element software. The accuracy of the numerical model was verified by comparing with the experimental results, and the theoretical calculation was carried out based on the existing theoretical formula of axial compression bearing capacity. The results show that brittle failure occurs in both cast-in-place and superposed concrete shear wall specimens

收稿日期:2023-11-01

投稿网址: <http://jace.chd.edu.cn>

基金项目:湖北省高校产学研合作后补助基金资助项目(2019280);长江勘测规划设计研究有限责任公司资助项目(20201h0362)

作者简介:郑张玉(1981-),男,高级工程师,E-mail:zhengzhangyu@cjwsjy.com.cn。

通信作者:程健飞(1996-),男,工学博士研究生,E-mail:chengjf@whut.edu.cn。

under axial compression load. For the superposed shear wall specimens, the cracking of superposed surface significantly affects the collaborative performance of the precast slab and the core concrete. Compared to welded connections, the ultimate load of specimen is greater when the truss bars and mesh bars are tied together. After adopting a staggered arrangement of truss bars, the ultimate load of specimen is significantly increased. The ultimate bearing capacity of superposed shear walls decreases with the increase of height to thickness ratio. The farther the truss bar is from the side of wall, the poorer the overall integrity of superposed shear wall, and the more likely the superposed surface is to crack. Due to the poor overall integrity of superposed specimens, the theoretical results tend to be unsafe.

Key words: double-faced superposed concrete shear wall; axial compression performance; experimental study; numerical model

Author resumes: ZHENG Zhangyu (1981-), male, senior engineer, E-mail: zhengzhangyu@cjwsjy.com.cn; CHENG Jianfei (1996-), male, doctoral student, E-mail: chengjf@whut.edu.cn.

0 引言

基于住宅产业化的需求,预制结构具有良好发展前景,而双面叠合剪力墙(PCDSSW)结构作为预制结构的一部分,在高层民用建筑上有广泛应用前景^[1-2]。典型的双面叠合剪力墙由内、外叶预制墙板和后浇芯层混凝土组成,两侧预制板通过三角钢筋桁架连接(图1)。相较于套筒灌浆连接^[3]和浆锚搭接连接^[4],双面叠合剪力墙施工作业难度更小,对施工的要求更低,有利于中国建筑工业化的推进。

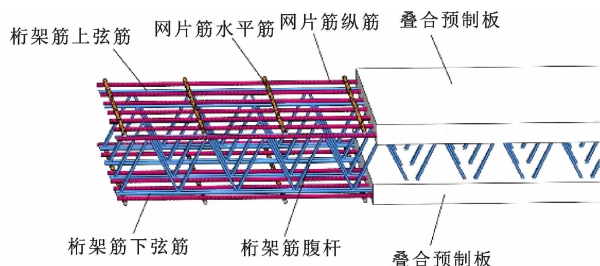


图1 双面叠合剪力墙示意图

Fig. 1 Schematic diagram of PCDSSW

随着双面叠合剪力墙在现代建筑中的使用日益普及,深入研究其不同荷载条件下的受力性能具有重要意义。由于双面叠合剪力墙被广泛应用在中国的抗震设防地区,因此相关学者对双面叠合剪力墙的抗震性能进行了大量研究^[5-9]。薛伟辰等^[6]对2个双面叠合剪力墙和2个现浇对比试件开展试验研究,考察了双面叠合剪力墙的平面内和平面外抗震性能,结果表明叠合剪力墙与现浇剪力墙均发生受弯破坏,且叠合剪力墙的抗震性能优于现浇剪力墙。赵作周等^[7]对低轴压比下预制边缘构件双面叠合剪力墙进行试验,研究发现增加插筋面积及采用

约束边缘构件可以进一步提高墙体的变形能力。Gu等^[8-9]研究了L型和T型双面叠合混凝土剪力墙的抗震性能,分析了竖向接缝不同连接方式、边缘构件以及轴压比的影响。此外,研究人员还探究了双面叠合剪力墙在其他工况下的受力性能,例如平面外力学性能^[10]、平面内受剪性能^[11]、抗爆性能^[12]以及受火后力学性能^[13]等。

作为竖向受力构件,双面叠合剪力墙需要承受结构自重以及楼面活载,因此研究其轴向受力性能十分必要。Benayoune等^[14]开展了预制混凝土夹芯板轴压试验,结果发现,试件在破坏前表现出很好的复合受力性能。侯和涛等^[15]开展了7个叠合整体式混凝土剪力墙和1个现浇对比试件轴压试验,分析了高厚比、预制率等因素的影响,结果表明叠合试件的破坏模式可以分为叠合面开裂破坏和轴心受压破坏两种。此外,叠合面处新老混凝土黏结性能是影响其破坏模态和承载力的关键因素。

通过上述分析可以发现,现有研究较少关注桁架筋连接的叠合剪力墙轴心受压性能,其受力性能还有待进一步研究。此外,《装配式混凝土建筑技术标准》(GB/T 51231—2016)^[16]并未对钢筋桁架和分布筋的连接形式做出具体说明。在竖向荷载作用下,桁架筋与网片分布筋采用不同的连接形式时,结构是否具有良好的整体工作性能,有待进一步的探索。在工程应用中,桁架筋摆放方式均为同侧摆放,而桁架筋交错摆放可以使叠合面两侧的钢筋配置更均匀,桁架筋不同摆放方式对叠合剪力墙轴压性能的影响尚不明确。因此,本文设计了3个双面叠合混凝土剪力墙和1个现浇对比试件并开展轴心受压试验研究,分析其破坏形态、承载能力、侧向变形等

受力特性。随后,基于 ABAQUS 有限元软件建立数值模型,通过与试验结果进行比对验证模型的准确性,并开展参数分析。最后,对双面叠合剪力墙的承载能力进行评估。

1 试验概况

1.1 试件设计

设计制作 3 个双面叠合混凝土剪力墙试件以及 1 个现浇对比试件,并对其进行 Pushdown 加载,研究其轴心受压性能。试件主要设计参数见表 1,研究变量为试件类型、桁架筋与网片筋连接形式以及桁架筋摆放方式。

由于试验场地以及试验设备高度限制,在进行试件设计时,试件高度取实际层高的一半。试件尺寸和配筋如图 2 所示,剪力墙试件的墙体尺寸为 1 350 mm×1 100 mm×200 mm,试件预制板厚度均为 50 mm,后浇混凝土芯层厚度为 100 mm,混凝土保护层厚度为 15 mm。现浇试件和叠合试件的竖向分布筋和水平分布筋直径分别为 10 mm 和 8 mm。钢筋桁架的腹杆直径为 6 mm,此外由于上弦筋和下弦筋分别为 1 根和 2 根,为保证两者用量接近,上、下弦杆直径分别取 8 mm 和 6 mm。

表 1 试件参数

Table 1 Parameters of specimens

试件编号	试件类型	桁架筋与网片筋 连接形式	桁架筋 摆放方式
RCW	现浇试件		
PCW-1	叠合试件	绑扎连接	同侧摆放
PCW-2	叠合试件	焊接连接	同侧摆放
PCW-3	叠合试件	焊接连接	交错摆放

注:RCW 为现浇试件;PCW 为叠合试件。

1.2 试件制作

现浇和双面叠合剪力墙试件均在标准化的预制工厂内制作完成。对于现浇试件,钢筋笼制作完成后,混凝土可一次浇筑成型,随后进行拆模养护。对于叠合剪力墙试件,需要分批浇筑混凝土,制作流程如图 3 所示。

1.3 材料性能

试件的混凝土强度等级均为 C40,浇筑时预留边长为 150 mm 的标准立方体试块,放入养护室养护,达到 28 d 龄期后,实测混凝土主要力学性能(表 2)。钢筋类别分为 HPB300 和 HRB400E 两种,实测钢筋主要力学性能见表 3。

1.4 加载装置和加载制度

加载装置如图 4 所示。试验使用最大量程为

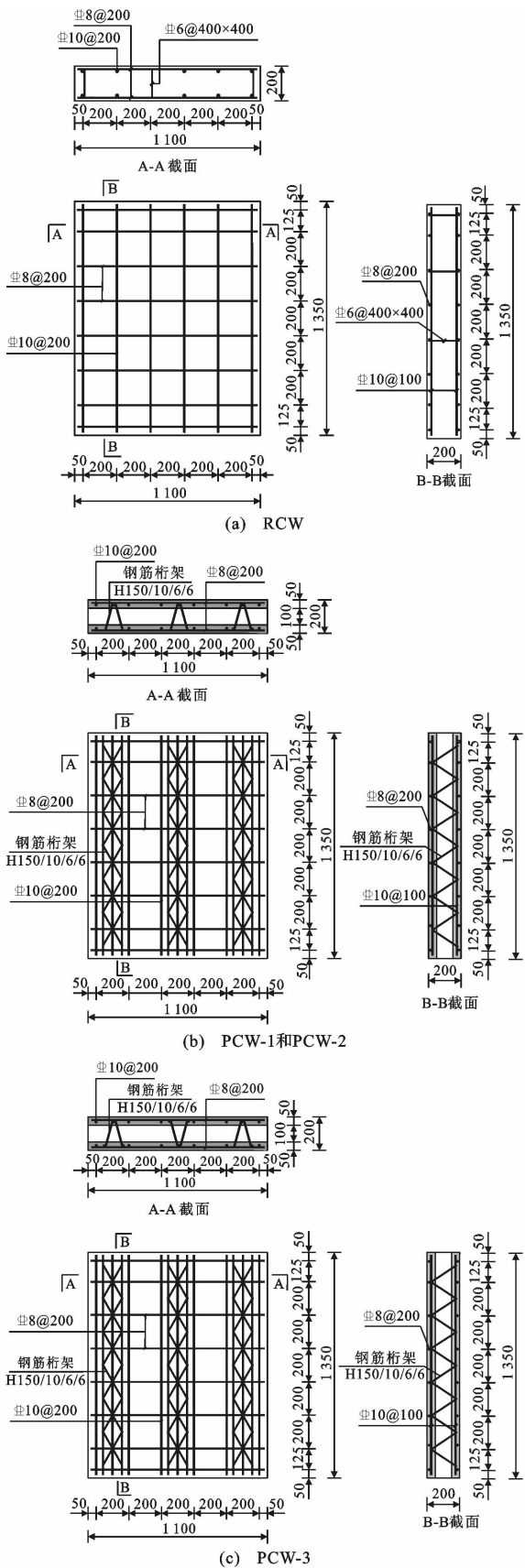


图 2 试件尺寸及配筋(单位:mm)

Fig. 2 Specimen dimensions and reinforcement (unit: mm)

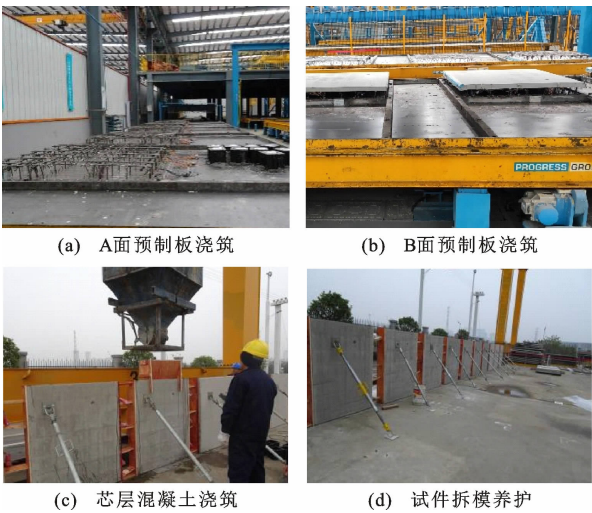


图 3 叠合剪力墙试件制作流程

Fig. 3 Manufacturing process of PCDSSW specimens

表 2 混凝土材料属性

Table 2 Material properties of concrete				
试件类型	浇筑区域	f_{cu}/MPa	f_c/MPa	$E_c/10^4 \text{ MPa}$
现浇试件		45.7	30.5	3.41
叠合试件	A 面板	45.5	30.4	3.37
	B 面板	44.3	29.6	3.44
	后浇层	44.5	29.7	3.36

注： f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度； f_c 为混凝土轴心抗压强度； E_c 为混凝土弹性模量。

表 3 钢筋力学性能

Table 3 Mechanical performance of rebar				
钢筋等级	d/mm	f_y/MPa	f_u/MPa	$E_s/10^5 \text{ MPa}$
HPB300	6	407	602	2.02
HRB400E	8	436	614	2.03
	10	453	635	2.01

注： d 为钢筋直径； f_y 和 f_u 分别为钢筋屈服强度和极限强度； E_s 为钢筋弹性模量。

10 000 kN 的多功能结构试验机施加竖向荷载，为防止加载时试件发生局部破坏，在试件和加载头之间设置了可以实现均匀加载的钢梁。在正式加载前先进行预加载，根据《混凝土结构试验方法标准》(GB/T 50152—2012)^[17] 的规定，正式加载采用力控制单调荷载，每级荷载增加 300 kN，当荷载达到设计荷载的 70% 时，荷载增量减为 150 kN，直至试件发生破坏。

1.5 测点布置

试件两侧沿高度方向布置了 10 个位移计(LD-1~LD-10)，用来监测试件的侧向变形(图 5)。试件顶部布置了 2 个位移计(VD-1 和 VD-2)，用来监测试件的竖向变形。图 5(b)为钢筋应变片布置，对于

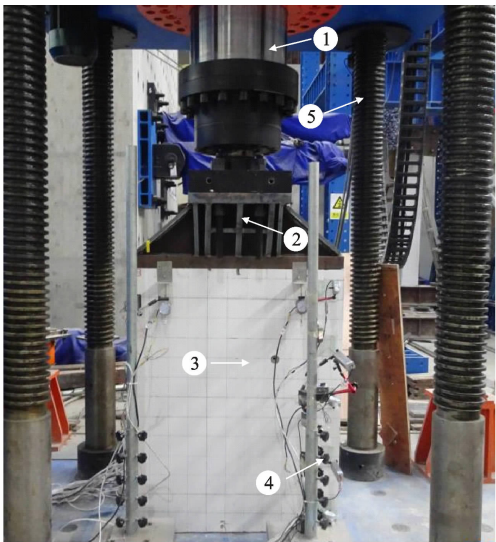
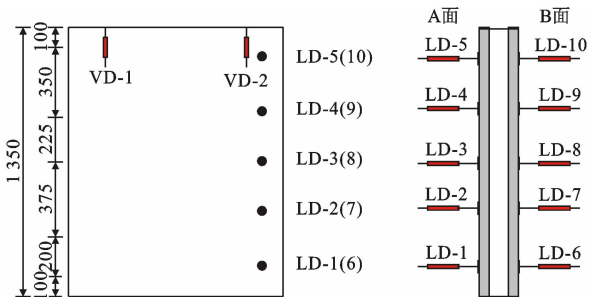
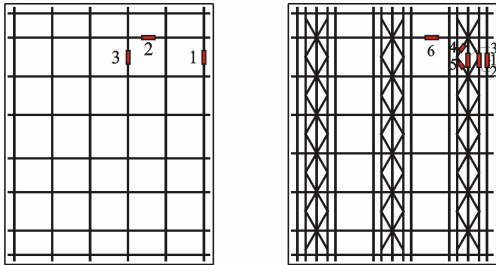


图 4 加载装置

Fig. 4 Loading setup



(a) 位移计布置



(b) 钢筋应变片布置

图 5 测点布置(单位: mm)

Fig. 5 Measuring point layout (unit: mm)

现浇试件，测点 1、3 监测纵向筋应变，测点 2 监测水平筋应变。对于叠合试件，测点 1 监测纵向筋应变，测点 2、3 分别监测桁架下弦筋和上弦筋应变。测点 4、5 监测腹筋应变，测点 6 监测水平筋应变。

2 试验结果分析

2.1 试验现象及破坏模式

图 6 为各试件的最终破坏模式。对于现浇试件 RCW，加载前期试件处于弹性变形阶段。当荷载达到 1 750 kN 时，试件侧面底部出现竖向裂缝；当荷

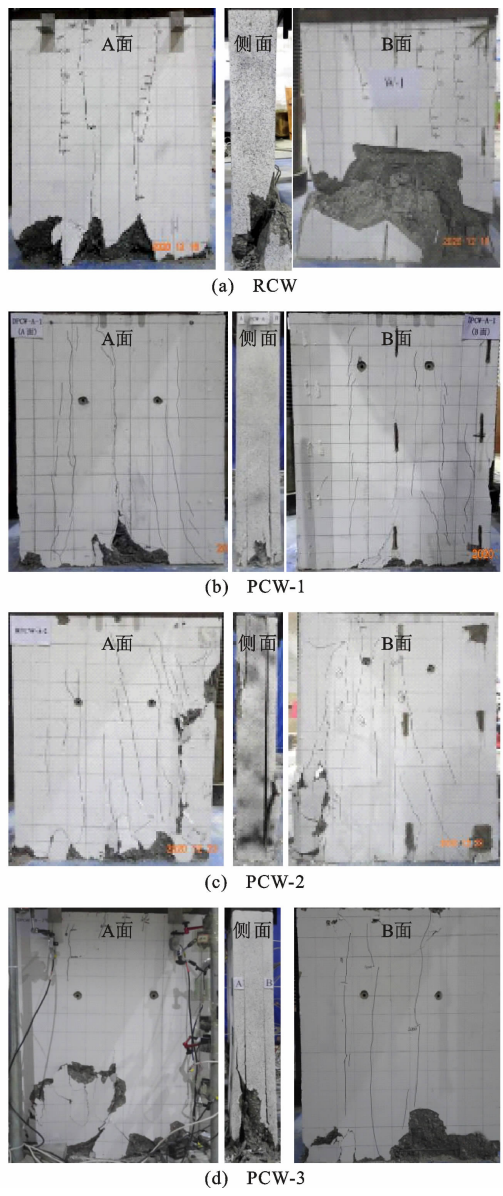


图 6 试件破坏模式

Fig. 6 Specimen failure modes

载达到 6 300 kN 时,试件底部混凝土局部被压碎。随着荷载增加,竖向裂缝不断延伸;持续加载至 6 994 kN 时,混凝土被压碎并发生剥落,钢筋压弯变形明显,试件发生脆性破坏。

对于叠合试件 PCW-1,当荷载为 300 kN 时,B 面预制板新老混凝土叠合面顶部开裂,持荷期间 A 面预制板叠合面底部开裂;随着荷载增加,叠合面竖向裂缝不断延伸;加载至 2 500 kN 时,A、B 面预制板表面出现竖向裂缝;当加载至 5 205 kN 时,叠合面裂缝完全贯通,底部芯层混凝土压碎,试件发生脆性破坏。

对于叠合试件 PCW-2,当荷载为 500 kN 时,A、B 面预制板新老混凝土叠合面底部开裂;加载至

2 000 kN 时,B 面预制板表面出现竖向裂缝;加载至 4 223 kN 时,两侧叠合面裂缝完全贯通,B 面预制板压碎,试件底部混凝土压碎,试件发生脆性破坏。

对于叠合试件 PCW-3,当荷载为 500 kN 时,B 面预制板叠合面顶部开裂;加载至 3 500 kN 时,A 面预制板表面出现竖向裂缝;加载至 5 600 kN 时,两侧叠合面裂缝贯通,墙面竖向裂缝急增,试件底部芯层混凝土压碎,试件发生脆性破坏。

可以发现,轴向荷载作用下,现浇剪力墙与叠合剪力墙均表现出典型的脆性破坏特征。对于叠合剪力墙试件,在荷载达到 $0.1F_u$ (F_u 为极限荷载) 左右时,叠合面开始出现裂缝。随着荷载的增加,裂缝不断扩展并最终贯通。叠合面开裂显著影响了预制板和芯层混凝土的协同工作性能,导致两者受力不均,最终造成芯层或预制板发生局部压溃破坏。

2.2 承载能力

图 7 为试件的荷载-竖向位移曲线。可以看出:在加载初期,由于试件处于弹性变形阶段,其荷载-位移曲线呈线性变化;对于试件 RCW,其荷载-竖向位移曲线在整个加载过程中基本呈线性增长,表现出较好的整体性;对于叠合试件,随着叠合面裂缝的开展,试件的轴向刚度持续退化,表现出更强的变形能力。

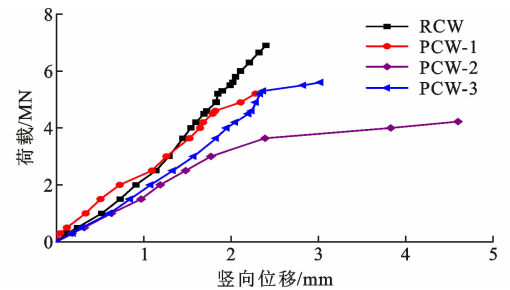


图 7 试件荷载-竖向位移曲线

Fig. 7 Load-vertical displacement curves of specimens

各试件的特征值见表 4。由表 4 可知,叠合试件 PCW-1、PCW-2、PCW-3 的极限荷载分别为现浇试件的 74.4%、60.4% 和 80.1%。这是因为叠合试件在叠合面处首先出现破坏,导致试件的整体性更差。此外,相较于绑扎连接(试件 PCW-1),采用焊接连接(试件 PCW-2)时,试件的极限荷载降低了 18.9%,极限位移增加了 102.6%。这可能是因为焊接连接使得预制板中的竖向分布钢筋在焊点位置高度承受较大的横向拉力,导致竖向受力钢筋无法充分参与受力。相较于桁架筋同侧摆放(试件 PCW-2),采用交错摆放的方式(试件 PCW-3)后,试件的极限荷载提高了 32.6%,表明桁架筋交错摆放

表 4 试件特征值

Table 4 Specimen characteristic values

试件 编号	F_{cr}/kN		F_u/kN	Δ_u/mm	$F_u(\text{叠合})/$ $F_u(\text{现浇})$
	叠合面	板面			
RCW		1 750	6 994	2.40	
PCW-1	300	2 500	5 205	2.28	0.74
PCW-2	500	2 000	4 223	4.62	0.60
PCW-3	500	3 500	5 600	3.11	0.80

注： F_{cr} 为开裂荷载； Δ_u 为极限竖向位移。

后,叠合剪力墙受力更均匀,进而提高了极限承载能力。限制叠合剪力墙墙肢的最大轴压比是保证延性设计的有效措施,《高层建筑混凝土结构技术规程》(JGJ 3—2010)^[18]规定当抗震等级为二、三级时,剪力墙墙肢轴压比限值为 0.6。本试验各试件的极限荷载均远大于轴压设计值,最大约为设计值的 2.2 倍,满足规定的设计要求。

2.3 侧向变形

图 8 为各试件墙身中部荷载-侧向位移曲线。可以看到,在加载后期,叠合试件测点位移朝着反方向变化。观察发现,侧向位移反方向时对应的荷载与叠合面裂缝完全贯通对应的荷载较为接近。这主要是因为当叠合面开裂后,预制板与芯层开始分离,试件截面中心背离开裂侧偏移,由初始轴心受压状态转变为偏心受压状态,导致测点位移朝着反方向变化。此外,由于试件 PCW-1 叠合面开裂现象不如 PCW-2 和 PCW-3 显著,因此试件测点位移并未出现明显的反方向变化趋势。

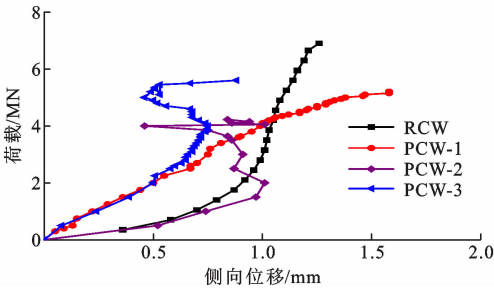


图 8 试件中部荷载-侧向位移曲线

Fig. 8 Load-lateral displacement curves at midpoint of specimen

图 9 为 PCW-1 和 PCW-3 不同荷载等级下试件的侧向变形。可以看到,在加载初期,由于叠合面并未开裂,A、B 面测点位移较为对称。随着荷载的增大,试件的侧向位移逐渐增大。当接近极限荷载时,侧向位移显著增大。由于 PCW-3 叠合面开裂现象更为严重,因此相较于 PCW-1、PCW-3 的侧向变形更明显,且 A、B 面位移差异更显著。

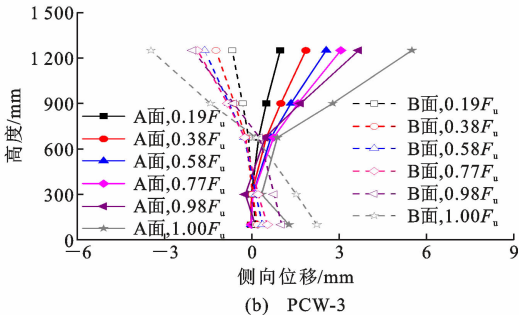
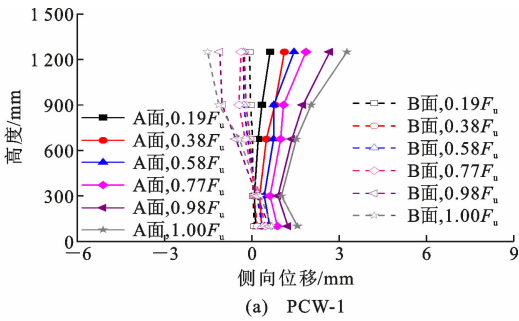


图 9 试件侧向位移

Fig. 9 Lateral displacements of specimens

2.4 应变分析

图 10 为各试件的钢筋应变分布情况。对于现浇试件 RCW,在整个加载过程中纵筋(测点 1、3)始终受压。此外,由于需要约束试件在水平方向上的变形,水平筋(测点 2)受到较小的拉力作用。对于叠合试件,在加载前期,纵筋(测点 1)及上、下弦筋(测点 2、3)均受压,桁架筋腹筋(测点 4、5)受拉,与试件 RCW 类似,水平筋(测点 6)的应变几乎为 0。随着荷载的增加,钢筋进入塑性变形阶段,各测点的应变增长加快。桁架腹筋应变增长最为明显,表明腹筋可以通过拉结作用约束叠合试件在轴压荷载作用下的水平向变形。

3 数值分析

本研究运用 ABAQUS 有限元软件^[19]对双面叠合剪力墙试件 PCW-1 进行精细化建模,其中混凝土和钢筋采用分离式建模,所建立的数值模型如图 11 所示。

3.1 单元类型及材料本构

混凝土采用 C3D8R 实体单元,钢筋选用 T3D2 桁架单元。选用混凝土塑性损伤(CDP)模型^[20]作为混凝土的材料模型,该模型可以很好地表征混凝土材料的力学性能,包括刚度退化以及残余变形,因此被广泛用于模拟混凝土的静力及动力行为^[21-22]。混凝土单轴压缩及拉伸本构如图 12(a)、(b)所示,其中, d_t 和 d_c 分别为拉、压损伤因子, E_0 为初始弹

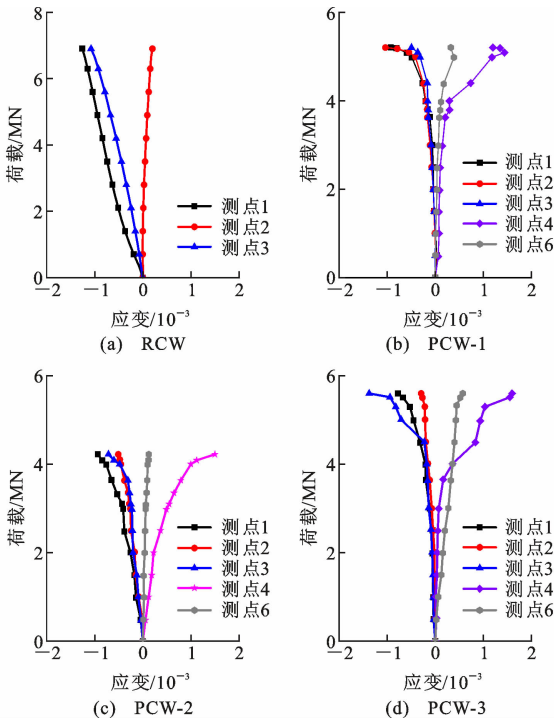


图 10 钢筋应变分布

Fig. 10 Strain distribution of rebar

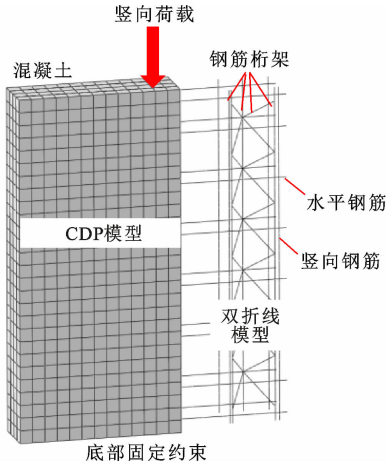


图 11 数值模型

Fig. 11 Numerical model

性模量, ϵ_c^p 和 ϵ_c^e 分别为压缩和拉伸等效塑性应变, ϵ_c^e 和 ϵ_c^p 分别为压缩和拉伸弹性应变, σ_c^0 和 ϵ_c^0 分别为受压弹性极限应力和应变^[23], 该模型各参数物理意义详见文献[23]。钢筋采用双折线弹塑性模型, 其强化阶段刚度取 $0.01E_s$, 材料本构如图 12(c)所示, 其中 ϵ_y 和 ϵ_u 分别为屈服应变和极限应变; 力学性能采用实测值, 泊松比取 0.3。

3.2 接触关系及网格划分

叠合面新旧混凝土接触面采用 Surface-to-surface 接触进行模拟, 切向采用库伦摩擦模型, 法向设置为硬接触, 摩擦因数取 0.5^[24]。研究表明, 该方法

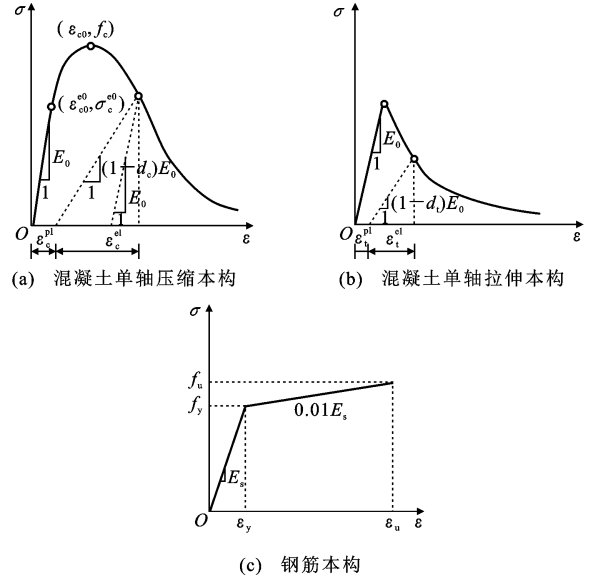


图 12 材料本构模型

Fig. 12 Constitutive models of materials

能很好地模拟新旧混凝土的接触行为^[25]。不考虑钢筋与混凝土的黏结滑移, 钢筋采用 Embedded 约束模拟嵌入混凝土中。经过试算, 当混凝土和钢筋的单元网格划分尺寸分别为 50 mm 和 25 mm 时可以兼顾结果准确性与计算成本。

3.3 边界条件及加载方式

模拟边界条件和加载方式均与试验保持一致。试件底部施加固端约束, 在加载顶端设置参考点, 并在试件顶部与参考点之间设置耦合约束, 通过对参考点施加竖向位移实现加载。

3.4 模型验证

图 13 对比了试件 PCW-1 试验与模型的荷载-竖向位移曲线。由于模型处于理想轴压荷载下, 因此初始阶段的荷载-位移曲线呈线性关系, 但实际上由于试件会存在初始缺陷以及由于浇筑质量而产生的初始偏心, 使得试验结果的初始刚度小于模拟结果。试验和模型的极限荷载分别为 5 205 kN 和 5 535 kN, 极限竖向位移分别为 2.28 mm 和 3.24 mm, 相对误差保持在可接受的范围内, 表明数值模型可以较好地体现荷载-位移曲线的整体趋势和极限特征值。

图 14 为 PCW-1 模型破坏模式云图。该云图通过标量损伤变量 SDEG 直观反映了混凝土在受拉和受压状态下的刚度退化过程, 能够综合表征材料从初始损伤到最终破坏的演化规律, SDEG 的取值范围为 0(无损伤)~1(完全失效)。可以看到, 角部区域出现了较大的塑性损伤, 对应试验中的角部混凝土被压碎。此外, 通过侧视图可以发现, 预制板与

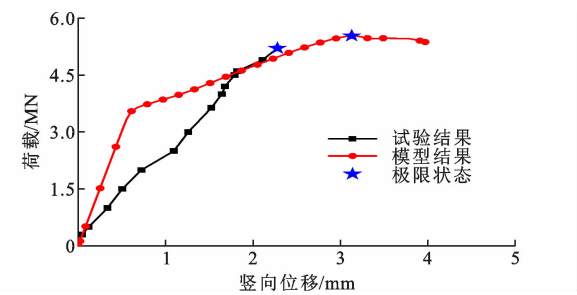


图 13 荷载-位移曲线对比

Fig. 13 Comparison of load-displacement curve

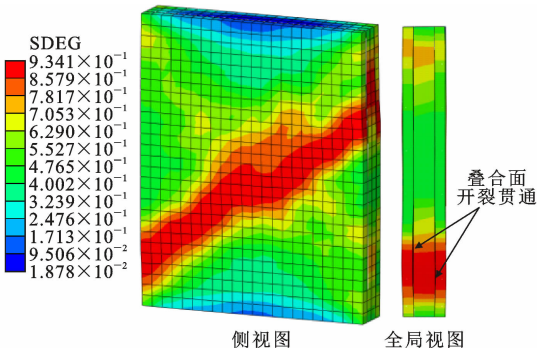


图 14 PCW-1 模型破坏模式

Fig. 14 PCW-1 model failure mode

芯层之间的叠合面出现开裂并贯通,模型破坏模式与试验现象吻合较好。综上,该有限元数值模型对双面叠合剪力墙受力性能的预测精度良好,验证后的模型可用于参数拓展分析。

3.5 参数分析

为了全面评估双面叠合剪力墙轴心受压性能,本节基于验证后的数值模型进行参数分析,研究高厚比和桁架筋间距的影响。

3.5.1 高厚比的影响

为研究高厚比的影响,建立了高度分别为 1 350、2 025、2 700 mm 的 3 个剪力墙模型,对应的高厚比分别为 6.75、10.13 和 13.5。图 15 为不同高厚比下结构的荷载-竖向位移曲线,三者的极限荷载分别为 5 535、4 773、3 522 kN,随着高厚比的增加,结构的极限荷载显著下降。相较于高厚比为 6.75 的工况,当高厚比增加到 13.5 时,极限荷载下降了 36.4%。

3.5.2 桁架筋间距的影响

图 16 为桁架筋间距 S 对荷载-竖向位移曲线的影响。由于并未改变桁架筋配筋率,因此在加载前期,3 种工况的曲线发展几乎一致。结构的极限荷载随着桁架筋间距的增加而减小,当桁架筋间距从 400 mm 减小到 300 mm 时,极限荷载降低 7.9%。

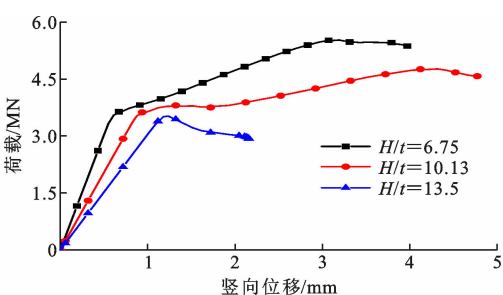


图 15 高厚比的影响

Fig. 15 Impact of height-to-thickness ratio

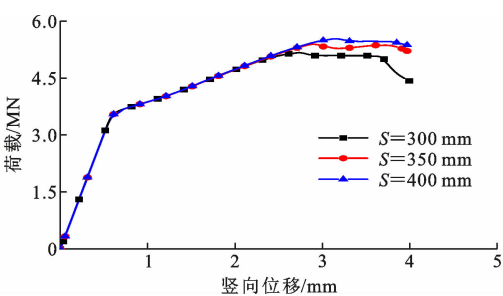


图 16 桁架筋间距的影响

Fig. 16 Impact of truss bar spacing

这是因为当桁架筋配筋率不变时,若减小桁架筋间的距离,会使得两侧的桁架筋离墙的端部更远,这会削弱桁架筋对叠合面的约束效果,使得叠合面更容易出现裂缝,最终导致整体承载能力的下降。

4 理论分析

由于较少有学者提出双面叠合剪力墙试件在轴心受压工况下的承载力计算模型,因此本节主要采用已有的基于现浇混凝土轴心受压构件的承载力计算模型,对本文试验结果进行分析,验证并对比各公式的适用性。

4.1 轴心受压理论公式

中国规范《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)^[26]中规定,钢筋混凝土轴心受压构件承载力公式为

$$N \leq 0.9\varphi(f_c A + f_y' A_s') \quad (1)$$

式中: N 为轴向压力设计值; φ 为钢筋混凝土构件的稳定系数; f_c 为混凝土轴心抗压强度设计值; A 为构件截面面积; A_s' 纵向钢筋截面总面积; f_y' 为钢筋强度设计值。

美国规范 ACI 318-14^[27] 给出矩形实心截面墙按经验条款得到的轴心受压承载力计算公式,即

$$P_n = 0.55\varphi f_c A_g [1 - (\frac{kl_c}{32h})^2] \quad (2)$$

式中: P_n 为轴心受压承载力; φ 为强度折减系数,取

0.75; A_g 为混凝土截面总面积; k 为受压构件的有效长度系数; l_e 为锚具承受剪切荷载的长度; h 为墙体总高度。

Oberlender 等^[28] 给出了实心混凝土墙在轴心荷载作用下的承载力公式,即

$$P=0.6f_cA[1-(\frac{kH}{30T})^2]$$
 (3)

式中: P 为轴心受压承载力; f_c 为混凝土圆柱体抗压强度标准值; A 为全截面面积; k 为系数,当两端固接时取 0.8,铰接时取 1.0; H 、 T 分别为墙体高度和厚度。

Benayoune 等^[14] 提出了高厚比小于 25 时的受压构件的承载力公式为

$$P=0.4f_cA[1-(\frac{kH}{40T})^2]+0.67f_yA_{st}$$
 (4)

式中: f_y 为钢筋强度设计值; A_{st} 为钢筋截面面积。

侯和涛等^[15] 提出叠合整体式混凝土剪力墙轴心受压承载力计算公式为

$$N_u=\frac{1}{1-0.8\alpha_1}0.9\varphi[(1-\eta)A f_c+A_s' f_y']$$
 (5)

表 5 承载力试验值与计算值比较

Table 5 Comparison of test results and calculation results of bearing capacity

试件编号	F_u /MN	中国规范 ^[26]		ACI 318-05 ^[27]		Oberlender 等 ^[28]		Benayoune 等 ^[14]		侯和涛等 ^[15]	
		N /MN	N/F_u	P /MN	P/F_u	P /MN	P/F_u	P /MN	P/F_u	N_u /MN	N_u/F_u
RCW	7.0	6.42	0.91	6.10	0.87	7.12	1.01	5.85	0.76	5.63	0.80
PCW-1	5.2	6.25	1.20	5.92	1.14	6.94	1.33	5.69	1.09	5.44	1.05
PCW-2	4.2	6.25	1.49	5.92	1.41	6.94	1.64	5.69	1.35	5.44	1.29
PCW-3	5.6	6.25	1.12	5.92	1.06	6.94	1.23	5.69	1.02	5.44	0.97

5 结 语

(1)轴压荷载作用下,现浇和叠合混凝土剪力墙试件均发生脆性破坏。叠合面开裂显著削弱了预制板和芯层之间的协同工作性能。

(2)相较于焊接连接,桁架筋与网片筋采用绑扎连接的试件,极限承载能力更高;桁架筋采用交错摆放形式后,试件的极限荷载提高了 32.6%。

(3)本文建立的精细化数值模型预测精度良好,随着高厚比的增加,结构的极限荷载显著下降。桁架筋远离墙侧面时,叠合剪力墙整体性更差。

(4)对于现浇试件,现有公式的理论值比较接近且相对保守;叠合试件由于叠合面出现破坏,导致其理论结果偏于不安全。

参考文献:

References:

[1] O'HEGARTY R, KINNANE O. Review of precast

式中: N_u 为轴心受压承载力设计值; α_1 为刚度分配影响系数; η 为预制率; f_c 为混凝土立方体抗压强度标准值; A_s' 为钢筋截面面积。

4.2 轴心受压承载力计算

基于以上理论公式,对本研究的 1 个现浇试件和 3 个叠合试件的承载力试验值与计算值进行对比,结果见表 5。可以发现,现浇试件 RCW 由于整体性较好,表现出轴心受压破坏的特点,因此各公式预测值比较接近且相对保守。中国规范^[26]、ACI 318-05^[27]、Oberlender 等^[28]、Benayoune 等^[14] 以及侯和涛等^[15] 给出的公式计算得到的轴心受压承载力与试验值之比介于 0.76~1.01 之间。然而,对于叠合试件,由于叠合面出现破坏,试件的整体性相较现浇试件更差,因此理论值几乎均大于试验值,不同理论模型得出的叠合试件计算值与试验值之比平均值分别为 1.27、1.20、1.40、1.15 和 1.10。因此,采用已有的基于现浇混凝土构件的承载力计算模型偏于不安全。

concrete sandwich panels and their innovations[J]. Construction and Building Materials, 2020, 233: 117145.

[2] GU Q, WU R D, REN J, et al. Effect of position of non-contact lap splices on in-plane force transmission performance of horizontal joints in precast concrete double-face superposed shear wall structures[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 51: 104197.

[3] TULLINI N, MINGHINI F. Grouted sleeve connections used in precast reinforced concrete construction — experimental investigation of a column-to-column joint[J]. Engineering Structures, 2016, 127: 784-803.

[4] GU Q, DONG G, WANG X, et al. Research on pseudo-static cyclic tests of precast concrete shear walls with vertical rebar lapping in grout-filled constrained hole[J]. Engineering Structures, 2019, 189: 396-410.

[5] 谷 倩,余 纲,谭 园,等.带构造边缘构件的 L 形

- 双面叠合剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑科学与工程学报, 2021, 38(5): 47-55.
- GU Qian, YU Gang, TAN Yuan, et al. Experimental study on seismic behavior of L-shape double-side precast composite shear walls with constructional boundary elements[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2021, 38(5): 47-55.
- [6] 薛伟辰, 李亚, 蔡磊, 等. 双面叠合混凝土剪力墙平面内和平面外抗震性能研究[J]. 工程力学, 2018, 35(5): 47-53, 142.
- XUE Weichen, LI Ya, CAI Lei, et al. In-plane and out-of-plane mechanical behavior of double faced superposed concrete shear walls[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(5): 47-53, 142.
- [7] 赵作周, 王晶秋, 郁银泉, 等. 低轴压比下预制边缘构件双面叠合剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2021, 42(3): 63-71.
- ZHAO Zuozhou, WANG Jingqiu, YU Yinquan, et al. Experimental study on seismic behavior of double-superimposed shear walls with prefabricated boundary elements under low axial force ratio[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(3): 63-71.
- [8] GU Q, ZHAO D F, TAN Y, et al. Experimental study on L-shaped precast concrete superposed shear walls under quasi-static cyclic loading with different axial compressive load ratios[J]. Engineering Structures, 2022, 254: 113857.
- [9] GU Q, ZHAO D F, LI J F, et al. Seismic performance of T-shaped precast concrete superposed shear walls with cast-in-place boundary columns and special boundary elements[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 45: 103503.
- [10] GU Q, DENG Q, TAN Y, et al. Research on the out-of-plane mechanical performance of double-face superposed shear walls with different horizontal connections[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 59: 105157.
- [11] EOM T S, PARK E J, LEE S J. Shear behavior of reinforced concrete structural walls under eccentric compression load[J]. ACI Structural Journal, 2019, 117(1): 63-73.
- [12] ABBAS A, ADIL M, AHMAD N, et al. Behavior of reinforced concrete sandwiched panels (RCSPs) under blast load[J]. Engineering Structures, 2019, 181: 476-490.
- [13] CHEN J, HAMED E, GILBERT R I. Structural performance of concrete sandwich panels under fire[J]. Fire Safety Journal, 2021, 121: 103293.
- [14] BENAYOUNE A, SAMAD A A A, ABANG ALI A A, et al. Response of pre-cast reinforced composite sandwich panels to axial loading[J]. Construction and Building Materials, 2007, 21(3): 677-685.
- [15] 侯和涛, 叶海登, 马天翔, 等. 叠合整体式混凝土剪力墙轴心受压性能研究[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(3): 76-85.
- HOU Hetao, YE Haideng, MA Tianxiang, et al. Study of integral composite reinforced concrete shear wall subjected to axial loading[J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(3): 76-85.
- [16] 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 prefabricated concrete buildings: GB/T 51231—2016[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017.
- [17] 混凝土结构试验方法标准: GB/T 50152—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- Standard for test method of concrete structures: GB/T 50152—2012[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.
- [18] 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, 2011.
- Technical specification for concrete structures of tall building: JGJ 3—2010[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011.
- [19] ABAQUS. Analysis user's manual 6.14[M]. Providence: Dassault Systemes Simulia Corp., 2011.
- [20] LUBLINER J, OLIVER J, OLLER S, et al. A plastic-damage model for concrete[J]. International Journal of Solids and Structures, 1989, 25(3): 299-326.
- [21] CHEN A, YOSSEF M, HOPKINS P. A comparative study of different methods to calculate degrees of composite action for insulated concrete sandwich panels[J]. Engineering Structures, 2020, 212: 110423.
- [22] 钱凯, 谭鑫宇, 李治, 等. 高温下钢筋混凝土板抗冲击性能及其影响因素[J]. 工程力学, 2023, 40(1): 132-143, 154.
- QIAN Kai, TAN Xinyu, LI Zhi, et al. Impact performance and the influence factors of reinforced concrete slabs under high temperatures[J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(1): 132-143, 154.
- [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] Building code requirements for structural concrete and commentary: ACI 318-08[S]. Farmington Hills: ACI, 2008.

[25] 沈小璞,张江山,雷庆关,等. 叠合板式剪力墙考虑叠合面摩擦滑移的破坏机理研究[J]. 建筑结构,2018,48(22):78-84,94.

SHEN Xiaopu, ZHANG Jiangshan, LEI Qingguan, et al. Study on the failure mechanism of laminated plate shear wall considering the friction slip [J]. Building Structure, 2018, 48(22): 78-84, 94.

[26] 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.

[27] Building code requirements for reinforced concrete: ACI 318-14[S]. Detroit: American Concrete Institute, 2014.

[28] OBERLENDER G D, EVERARD N J. Investigation of reinforced concrete walls[J]. ACI Journal Proceeding, 1977, 74(6): 256-263.