

# 距厚比对装配式SCCT剪力墙轴压性能影响研究

庞瑞<sup>1,2\*</sup>, 张健<sup>1</sup>, 周超锋<sup>1,2</sup>, 雷红兵<sup>3</sup>, 党隆基<sup>1</sup>, 秦守婉<sup>1</sup>

(1. 河南工业大学 土木工程学院, 郑州 450001; 2. 河南工业大学 河南省粮油仓储建筑与安全重点实验室, 郑州 450001; 3. 中建中原建筑设计研究院有限公司, 郑州 450004)

**摘要:** 为研究距厚比对装配式钢-混凝土组合管(SCCT)剪力墙轴压性能影响, 本文设计了6个剪力墙试件的轴压性能试验, 分析了试件的破坏形态、应变发展、承载能力和位移延性; 基于试验并考虑钢板的初始缺陷, 建立SCCT剪力墙的精细化有限元模型, 并以距厚比为关键参数进行数值分析。结果表明: 钢板厚度相同时, 随着距厚比的增大, 试件钢板屈曲程度加剧, 轴压承载力和刚度减小, 位移延性略有提高; 基于距厚比与钢板厚度、材料强度的正交分析, 建议SCCT剪力墙的距厚比取值不超过80; 当含钢率相同时, 文中所述端部约束形式中圆钢管暗柱墙体的轴压承载能力和变形能力最优。考虑峰值荷载时管内、外混凝土计算强度及钢板有效计算宽度, 提出了SCCT剪力墙承载力计算方法, 该方法可有效预测SCCT剪力墙轴压承载力。

**关键词:** 轴压试验; 距厚比; 破坏形态; 数值分析; 理论计算

中图分类号: TU398<sup>+.9</sup>

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)10-0021-11

DOI: 10.13969/j.jzgjz.20240426001

## Research on the Influence of Distance-to-Thickness Ratio on the Axial Compressive Performance of Prefabricated SCCT Shear Walls

PANG Rui<sup>1,2\*</sup>, ZHANG Jian<sup>1</sup>, ZHOU Chaofeng<sup>1,2</sup>, LEI Hongbing<sup>3</sup>,  
DANG Longji<sup>1</sup>, QIN Shourwan<sup>1</sup>

(1. College of Civil Engineering, Henan University of Technology, Zhengzhou 450001, China; 2. Henan Key Laboratory of Grain and Oil Storage Facility & Safety, Henan University of Technology, Zhengzhou 450001, China;  
3. CSCEC Zhongyuan Architectural Design Institute Co., Ltd., Zhengzhou 450004, China)

\*Corresponding author: seupangrui@163.com

**Abstract:** In order to study the effect of distance-to-thickness ratio on the axial compressive performance of prefabricated steel-concrete composite tube (SCCT) shear walls, axial compressive tests were conducted on six SCCT shear walls. The failure modes, strain development, bearing capacity and displacement ductility were analyzed. Based on the experimental results and considering the initial imperfections of the steel plate, refined numerical models of SCCT shear walls were established by ABAQUS, and numerical analysis was conducted with the distance-to-thickness ratio as key parameter. The results show that as the distance-to-thickness ratio increases, the buckling severity of the steel plate becomes more pronounced, the axial compressive bearing capacity and stiffness decrease, while the ductility improves for the specimens with the same thickness of steel plate. Based on the orthogonal analysis of the distance-to-thickness ratio with steel plate thickness and material strength, it is recommended that the distance-to-thickness ratio

收稿日期: 2024-04-26

基金项目: 国家自然科学基金(52278172), 河南工业大学自科创新基金支持计划(2022ZKCJ05), 河南省粮油仓储建筑与安全重点实验室开放课题(2021KF-02)

作者简介:

庞瑞(1981—), 男, 博士, 教授, 主要从事装配式建筑结构方面的研究。Email: seupangrui@163.com。(通信作者)

张健(1998—), 男, 硕士研究生, 主要从事装配式建筑结构方面的研究。

of SCCT shear walls should not exceed 80. When the steel ratio is the same, the bearing capacity and displacement ductility of the wall with circular steel pipe concealed column as boundary restraint form are optimal. The proposed formula can effectively predict the axial compressive bearing capacity of SCCT shear walls by considering the calculated strength of concrete inside and outside the steel tube and the effective width of steel plate at peak load.

**Keywords:** axial compressive test; distance-to-thickness ratio; failure mode; numerical analysis; theoretical calculation

钢-混凝土组合剪力墙具有较高的承载及变形能力,抗震性能优异,克服了钢筋混凝土(RC)剪力墙截面尺寸较大、自重、承载及变形能力不足等缺点<sup>[1]</sup>,因而备受业界关注。作为钢-混凝土组合剪力墙结构形式之一,双钢板-混凝土组合剪力墙(DSCCW)由于钢板间连接件及端部约束的存在,各组成材料间的协同作用增强,材料性能得到充分发挥<sup>[2-5]</sup>,其承载及变形能力显著提升,因而被广泛应用于高层及超高层建筑中。

已有研究表明,距厚比(连接件间距 $b$ /钢板厚度 $t$ )是影响DSCCW承载与变形能力的重要因素<sup>[6]</sup>。ZHANG等<sup>[7]</sup>基于试验及数值分析,提出了防止DSCCW发生局部弹性屈曲破坏的距厚比限值公式;YANG等<sup>[8]</sup>通过改变距厚比研究钢板的屈曲行为,提出了钢板屈曲应力计算公式;郝婷玥等<sup>[9]</sup>和韦芳芳等<sup>[10]</sup>提出了考虑钢板屈曲DSCCW的轴压承载力计算公式。上述研究均建议采用较大的钢板厚度以避免钢板平面外屈曲,同时钢板多为外露,存在防火防腐维护成本较高、居住者体验不佳等问题<sup>[11]</sup>。

为避免DSCCW用钢量大、钢板外露导致的耐火及耐腐蚀性能不足等缺陷,雷红兵等<sup>[12]</sup>提出了带兼具受力和防护功能的外层混凝土的装配式钢-混凝土组合管(SCCT)剪力墙结构。墙体由矩形钢组合管、管内混凝土和管外混凝土组成,其主要特点为管外混凝土可参与受力,从而降低钢组合管的用钢量,同时提高结构的耐火和耐腐蚀性能<sup>[13-14]</sup>。通过上下端预留法兰的焊接或螺栓连接即可实现墙体装配。

为研究距厚比对SCCT剪力墙受压承载性能的影响,本文进行了6个SCCT剪力墙试件轴压荷载下的性能试验,建立了考虑钢材初始缺陷的SCCT剪力墙非线性数值模型,分析了距厚比、材料强度和端部约束形式等参数对SCCT剪力墙轴压承载能力的影响,为SCCT剪力墙的研究和应用提供参考。

## 1 试验概况

### 1.1 试件设计

设计制作了6个SCCT剪力墙试件,长 $\times$ 宽 $\times$ 高尺寸为1 000 mm $\times$ 200 mm $\times$ 1 200 mm。试件设计参数详见表1,其中 $t$ 表示钢板厚度, $b$ 表示栓拉筋间距, $B$ 表示距厚比,其他参数均相同。以试件WP3-40为例,编号中第一数字为钢板厚度、第二个数字为距厚比,试件的几何尺

寸及构造见图1,其中U型钢型号为[14a,U型钢腹板处锚栓型号为M16,法兰型号为L100 $\times$ 30 $\times$ 6,栓拉筋直径为6 mm。除管内混凝土现浇外,钢组合管及管外混凝土均为模板化预制。

表1 试件设计参数

Table 1 Parameters of specimens

试件编号	$t$ / mm	$b$ / mm	$B$
WP2-40	2	80	40
WP2-60	2	120	60
WP2-70	2	140	70
WP3-40	3	120	40
WP4-30	4	120 </td <td>30</td>	30
WP4-40	4	160	40

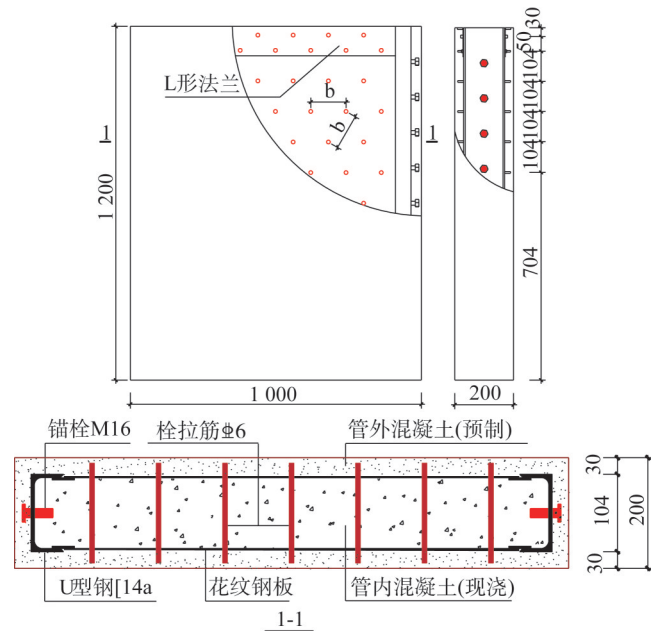


图1 试件WP3-40几何尺寸及构造

Fig. 1 Dimension and construction of specimen WP3-40

### 1.2 材料性能

预留钢材力学性能试样并进行材性试验,其力学性能测试结果见表2。试件制作过程中预留边长为150 mm的混凝土立方体试块,同条件养护28天后测量其材料性能见表3。

表2 钢材力学性能

Table 2 Mechanical properties of steel

钢材	$f_y$ /MPa	$f_u$ /MPa	$E_s$ /MPa
2 mm 钢板	320.73	404.36	$2.05 \times 10^5$
3 mm 钢板	365.75	497.67	$2.08 \times 10^5$
4 mm 钢板	371.13	505.00	$2.06 \times 10^5$
U 型钢腹板	336.38	421.77	$2.06 \times 10^5$
U 型钢翼缘	377.55	425.08	$2.03 \times 10^5$
6 mm 栓拉筋	462.34	584.97	$2.01 \times 10^5$

表3 混凝土力学性能

Table 3 Mechanical properties of concrete

试件编号	$f_{cu}$ /MPa		$E_c$ /MPa	
	管外	管内	管外	管内
WP2-40	44.77	59.98	$3.13 \times 10^4$	$3.50 \times 10^4$
WP2-60	48.83	51.42	$3.43 \times 10^4$	$3.65 \times 10^4$
WP2-70	42.15	41.04	$3.05 \times 10^4$	$3.08 \times 10^4$
WP3-40	44.80	54.98	$2.55 \times 10^4$	$3.48 \times 10^4$
WP4-30	47.54	55.55	$3.23 \times 10^4$	$3.55 \times 10^4$
WP4-40	44.80	45.62	$3.13 \times 10^4$	$3.40 \times 10^4$

### 1.3 加载制度及观测内容

采用量程为 12 000 kN 的微机控制电液伺服长柱试验机对试件进行轴压试验,加载制度采用力-位移混合控制。屈服前,采用力控制加载,每级荷载增幅为 500 kN;屈服后,采用位移控制加载,每级位移增幅为 0.5 mm,加载后持荷 5 min。待试件承载力下降至峰值荷载的 85%

以下时判定为承载能力极限状态,结束加载。

试验测量内容包括轴向荷载、轴向位移、混凝土应变和钢材应变,其中轴向荷载由试验机内置压力传感器直接读取,位移和应变由指针式位移计及电阻应变片测得,具体位移、应变测点布置见图 2。

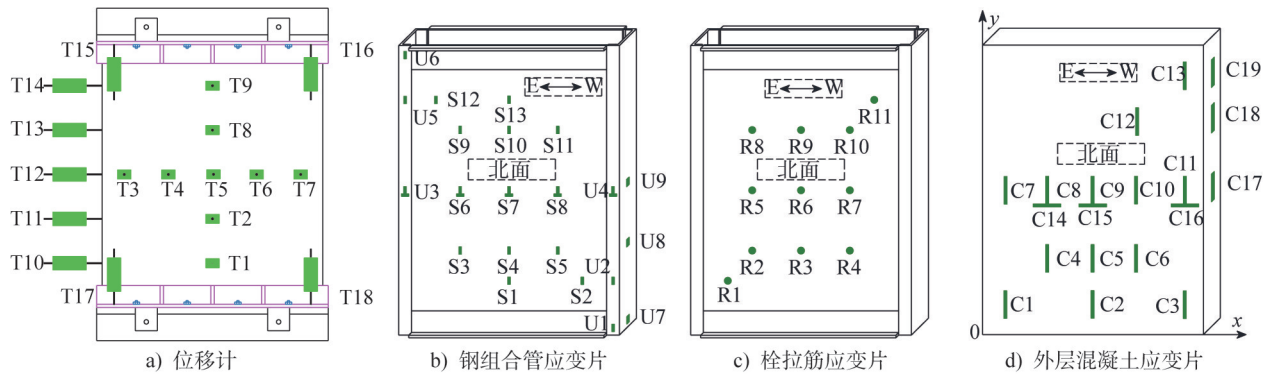


图2 位移及应变测点布置  
Fig. 2 Arrangement of displacement and strain measuring points

## 2 试验过程及结果分析

### 2.1 试验现象及破坏形态

试件破坏形态如图 3 及图 4 所示。以试件 WP4-40 为例,其破坏过程具体如下:首先在试件钢板与端部 U 型钢焊缝位置处的混凝土出现竖向裂缝,随着荷载增大,墙体竖向裂缝迅速发展并增多,同时墙体根部出现多条混凝土横向裂缝。原因为钢材与混凝土二者抗压刚度差异性较大导致变形不协调,造成管外混凝土开裂;加载后期,内置钢管局部屈曲鼓起,致使管外混凝土横向开裂。

试件破坏形态均表明,加载初期 SCCT 剪力墙管外混凝土能够约束内置钢管屈曲,但随着轴向荷载的增大,管外混凝土依次经历开裂、鼓起和剥落,部分墙体根部两侧混凝土被压碎脱落。从各试件内置钢管的破坏形态可以看出:各试件钢板与 U 型钢焊缝均未发生撕裂,钢组合管整体性较好;钢板朝外层混凝土方向呈半波屈曲,屈曲

带主要集中在距钢管顶部 100 mm 附近的两排栓拉筋之间。对比可知,随着距厚比的增大,栓拉筋对钢管平面外的约束作用降低,导致 SCCT 剪力墙钢管的屈曲程度提升。因此,墙体的主要破坏形态由管外混凝土的压溃、脱落逐渐转变为屈曲带钢管平面外鼓起,相应位置管外混凝土出现贯通横向裂缝;相同距厚比下,试件 WP4-40 较试件 WP3-40 的钢板屈曲程度异常增大,其原因为栓拉筋间距过大,对该位置因变截面应力集中造成的面外变形有效约束不足<sup>[15]</sup>。

### 2.2 荷载-应变曲线

以试件 WP2-40 为例,将图 2 所示应变测点分为上(U5、S12、R11、C13)、中(U3、S6、S7、R5、R6、C8、C9)、下(S4、S5、U2、R3、R4、C5、C6)三个区域,对比分析同一位置不同部件的应变发展规律。各测点荷载-应变曲线如图 5 所示,由图可知:

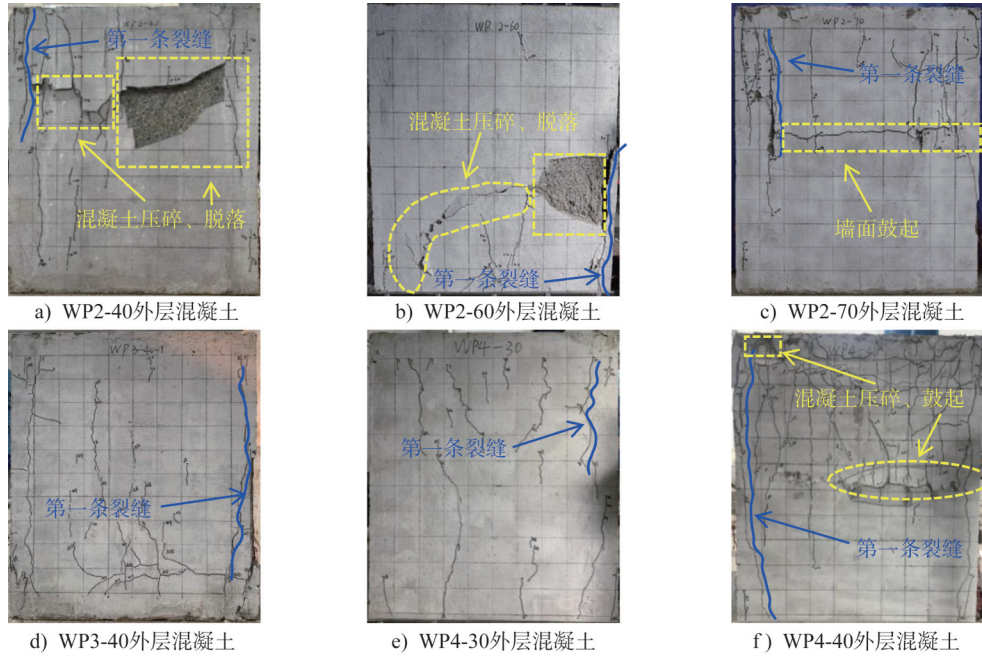


图3 外层混凝土破坏形态  
Fig. 3 External concrete failure mode

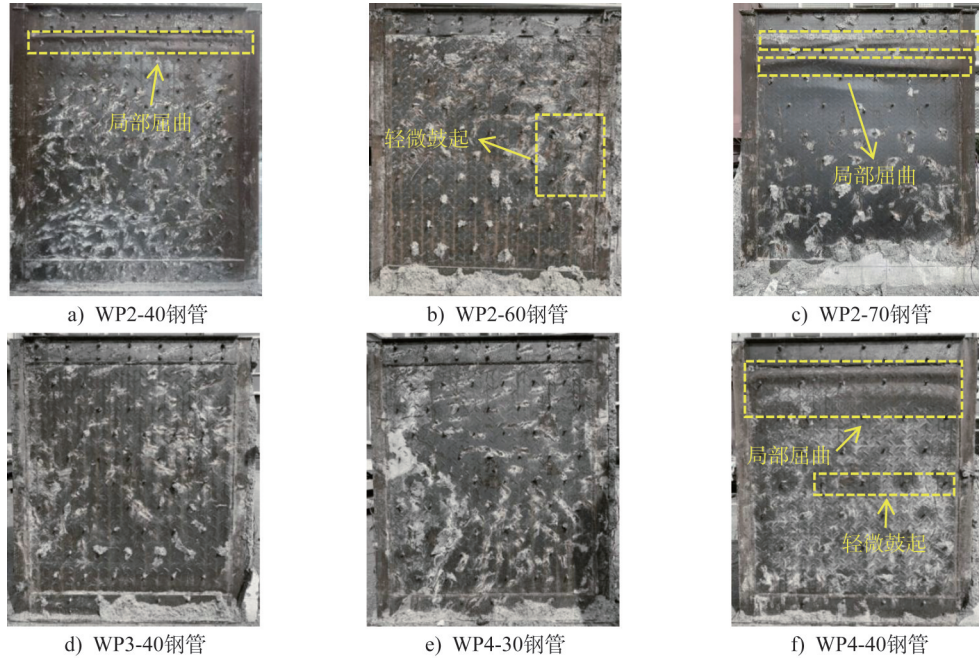


图4 内部钢管破坏形态  
Fig. 4 Internal steel tube failure mode

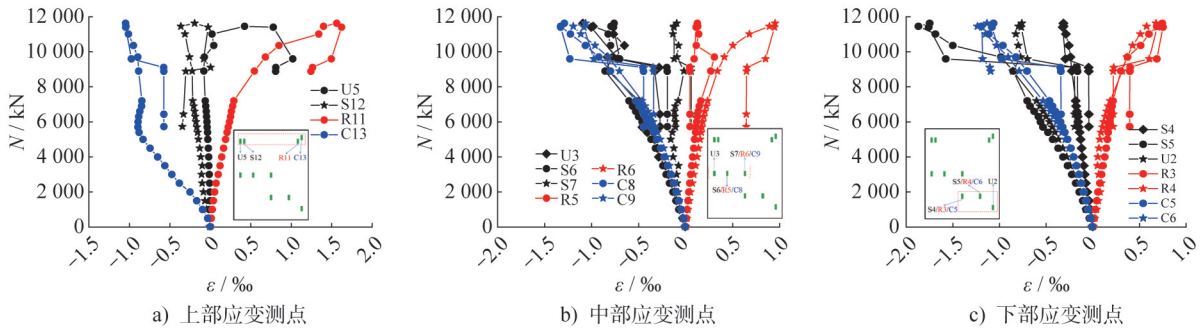


图5 荷载-应变曲线  
Fig. 5 Load-strain curves

(1) 沿高度方向:对于上部测点,由于振捣不充分、加载端不平整等原因,加载初期混凝土测点C13压应变发展较快,加载至7 000 kN时应变增速减缓,同时相邻位置栓拉筋测点R11拉应变发展加快,说明内置钢管有向平面外鼓起趋势;峰值荷载前,钢板及U型钢S12、U5测点压应变发展较慢,最大压应变为 $364 \times 10^{-6}$ ,直至达到峰值荷载时二者应变出现拐点,对应位置钢管出现屈曲(图4a))。中部及下部混凝土、钢板测点的压应变发展基本同步,下部钢板竖向应变发展更为充分,其中钢板测点S5拉应变达到 $1\ 868 \times 10^{-6}$ 而进入屈服阶段,相同位置的栓拉筋拉应变随钢管屈曲程度的降低而减小。

(2) 沿宽度方向:在同一高度,墙体的面外变形由墙体中部向两侧发展,故钢板及管外混凝土远离墙体中线

测点的竖向变形能力更强,栓拉筋拉应变发展与之相反,具体表现为测点应变增长速率 $S6 > S7$ 、 $S5 > S4$ ,  $C8 > C9$ 、 $C6 > C5$ 及 $R6 > R5$ 、 $R3 > R4$ ;同时相邻位置的U型钢和钢板测点U5和S12、U3和S6、U2和S5应变发展趋势及峰值相近,二者变形协调,墙体具有良好的轴压承载及变形性能。

### 2.3 荷载-位移曲线

各试件的荷载-位移( $N-\Delta$ )曲线如图6所示。主要加载阶段的试件特征数据见表4,其中 $N_c$ 、 $N_y$ 、 $N_u$ 、 $N_d$ 分别为开裂荷载、屈服荷载、峰值荷载和极限荷载; $\Delta_c$ 、 $\Delta_y$ 、 $\Delta_u$ 、 $\Delta_d$ 分别为对应的竖向位移; $\mu(\Delta_d/\Delta_y)$ 为试件的位移延性系数;采用CHOI<sup>[16]</sup>等提出的方法计算试件的初始刚度 $K_t$ 。由图表可知:

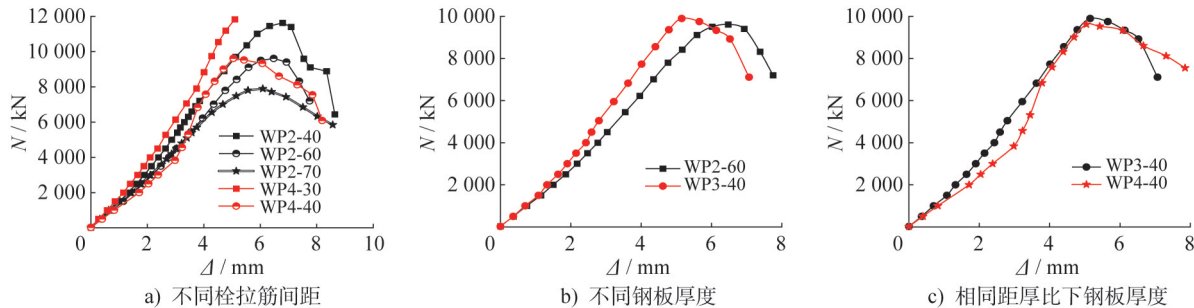


图6 轴向荷载-位移曲线

Fig. 6 Axial load-displacement curves

表4 试验特征数据

Table 4 Experimental characteristic data

试件编号	$N_c$ /kN	$\Delta_c$ /mm	$N_y$ /kN	$\Delta_y$ /mm	$N_u$ /kN	$\Delta_u$ /mm	$N_d$ /kN	$\Delta_d$ /mm	$\mu$	$K_t/(kN \cdot mm^{-1})$
WP2-40	3 001.00	3.26	9 700.24	5.13	11 625.28	6.79	9 881.49	7.46	1.47	1 637.36
WP2-60	2 500.00	1.85	8 001.70	4.89	9 611.23	6.48	8 169.55	7.43	1.52	1 366.53
WP2-70	1 500.00	1.13	6 550.40	4.28	7 894.00	6.09	6 709.90	6.75	1.58	1 254.35
WP3-40	3 000.00	1.90	9 364.00	4.41	9 897.00	5.15	8 412.45	6.67	1.51	1 579.30
WP4-30	3 500.00	2.28	—	—	—	—	—	—	—	1 867.68
WP4-40	3 500.00	1.76	8 305.00	4.38	9 615.00	5.04	8 172.75	7.27	1.66	1 409.64

注:限于长柱试验机的量程,试件WP4-30未加载至荷载下降段,试验中止。

(1) 加载初期,各试件荷载-位移曲线基本呈线性变化,钢管、栓拉筋、混凝土之间的相互协同作用不显著,各部件单独承载,曲线特征表现为 $N-\Delta$ 曲线斜率较小;继续加载至3 000 kN左右,混凝土裂缝出现,钢组合管协同效应增强,荷载-位移曲线斜率小幅提高,抗压刚度增大,其原因在于钢材泊松比大于混凝土泊松比,随着竖向变形的增大,外层混凝土和拉结筋的共同作用抑制了钢管的平面外变形,同时增强了钢管对管内混凝土的约束作用,钢与混凝土间开始发挥协同作用,墙体抗压刚度有所

提升;随着荷载持续增加,外层混凝土开裂破损严重,栓拉筋逐渐屈服,二者对钢管的平面外变形约束效果减弱,钢管屈曲并与内部混凝土之间发生应力重分配,轴向抗压刚度逐渐降低;峰值荷载过后,外层混凝土大面积脱落并退出工作,内置钢管局部屈曲加剧,部分钢管明显鼓起,对管内混凝土的约束效应进一步减弱,承载能力迅速下降。

(2) 以栓拉筋间距、钢板厚度为变量的对照组见图6a)和图6b)。结合表4可知,随着距厚比(70~30)的减

小,墙体的轴压承载力及初始刚度提升,最大增幅分别为47%和31%;位移延性下降,最大降幅为11%。其原因为SCCT剪力墙轴压承载力主要由管内混凝土承担,位移延性差异主要受荷载下降段钢管的承载贡献影响。当钢板厚度或栓拉筋相同时,根据核心混凝土约束理论<sup>[17]</sup>,较小的距厚比对核心混凝土的约束强化效果更为显著,轴向承载力及刚度随之提升;荷载下降段钢管的承载贡献随距厚比的减小而降低,故延性下降。

(3) 图6c)中,同时改变钢板厚度和栓拉筋间距以达到相同的距厚比,钢板厚度增加时,试件WP4-40较试件WP3-40的位移延性上升10%,其主要原因为:当距厚比相同时,较厚的钢板对轴压承载力下降段承载贡献更大,承载力下降较为缓和,进而延性提升;二者轴压承载力与刚度差异较小,结合表3考虑试件间的材性差异,可以认为距厚比作为一个综合因素,在给定钢板厚度的条件下,其值可一定程度上作为SCCT剪力墙轴压性能指标。

### 3 数值分析

#### 3.1 模型建立

采用ABAQUS软件建立SCCT剪力墙轴压试验有限元模型。混凝土及锚栓采用C3D8R实体单元模拟,钢

板、U型钢及法兰采用S4R壳单元模拟,栓拉筋采用T3D2桁架单元模拟;钢材采用双折线模型,泊松比取0.3,强化段斜率取 $0.01E_s$ ;混凝土采用塑性损伤模型,泊松比取0.2,管外混凝土及管内混凝土的受压应力-应变关系分别采用《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)<sup>[18]</sup>和韩林海<sup>[19]</sup>给出的钢管约束混凝土本构模型;混凝土单轴受拉应力-应变关系采用陆新征等<sup>[20]</sup>推荐的简化线性本构关系曲线。各模型部件材性均采用表2、表3的实测值。引入钢管的一阶屈曲模态作为钢管的初始缺陷,初始缺陷值为栓拉筋间距的1/1 000<sup>[21]</sup>。管内、外混凝土与钢组合管法向设置为硬接触,切向设置罚函数,摩擦系数取0.3,栓拉筋嵌入整个模型中。

#### 3.2 模型验证

图7a)中对比WP2-60和WP3-40的荷载-位移曲线可知,有限元计算的模型峰值承载力分别高于试验中试件的峰值承载力3%、2%,峰值位移低于试验中试件的峰值位移4%、3%,曲线峰值点及整体趋势吻合较好。因加载面不平整、混凝土振捣不充分等原因,有限元模拟的曲线初始切线斜率高于试验试件的曲线初始切线斜率,但二者整体切线斜率相近。结合图7b)、c)可以看出,模拟与试验的混凝土和钢板破坏形态接近,说明该模型能够较准确地模拟SCCT剪力墙的轴压性能。

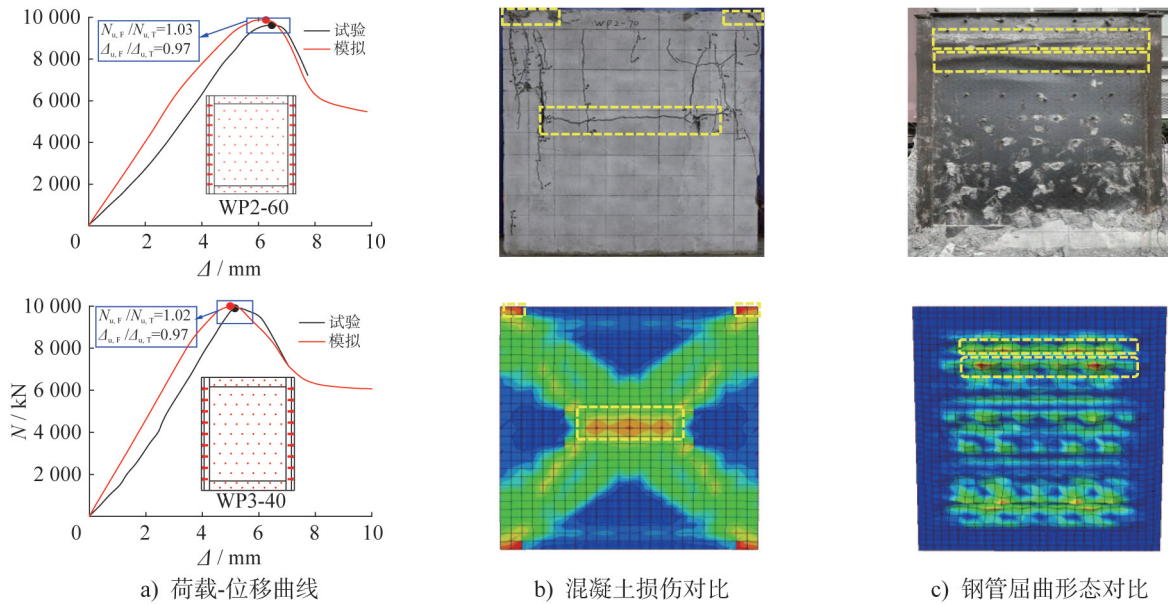


图7 有限元模型验证

Fig. 7 Finite element model verification

#### 3.3 参数分析

##### 3.3.1 钢板厚度及距厚比

采用前述WP2-60模型的材料本构,改变栓拉筋间距 $b$ ,研究钢板厚度 $t$ 及距厚比 $B$ 对SCCT剪力墙轴压承载力

及延性的影响,以文献[22]中试件W5的位移延性为评价指标,曲线关系如图8所示。其中图8a)为 $B=60$ 时的墙体全过程荷载-位移曲线;图8b)、9c)为综合考虑 $t$ 与 $B$ 对峰值承载力 $N_u$ 及位移延性系数 $\mu$ 的影响曲线。从图中可以看出:

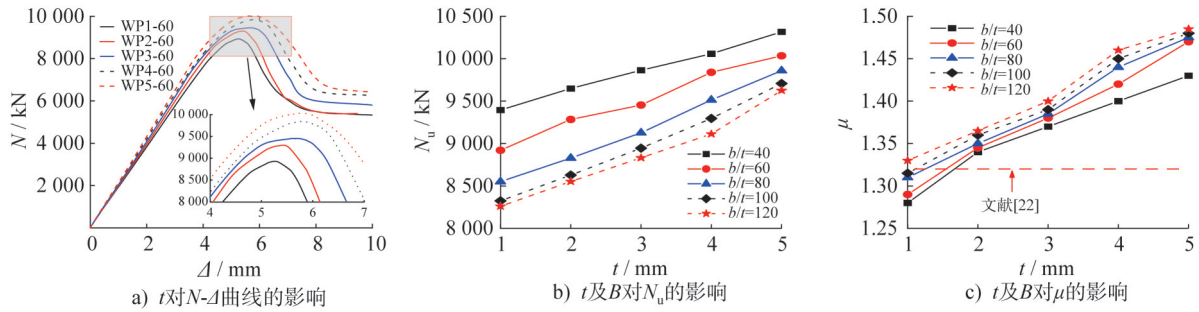


图8  $t$ 及 $B$ 对墙体承载能力的影响

Fig. 8 Effects of  $t$  and  $B$  on the bearing capacity of walls

(1) 由图8a)、8b)可知,  $B$ 不变时,  $t$ 与墙体轴压承载力呈正相关; 改变  $t$  (取1~5 mm) 时, 随着  $B$  从40增大到80,  $N_u$  分别降低8.98%、8.50%、7.47%、5.41%、4.44%; 当  $B$  大于80时, 相同  $t$  下  $N_u$  随  $B$  的减小增幅较低。结果表明, 随着  $t$  的增加, 钢板自身抵抗面外变形能力增强,  $B$  对  $N_u$  的影响弱化; 当  $B$  大于80时, 墙体部件间的协同效应削弱, 此时  $B$  对  $N_u$  的影响效果下降。

(2) 由图8c)可知, 当  $t$  不变时,  $B$  从40增大到120,  $\mu$  平均增加3.7%, 且不同  $t$  之间差异较小; 当  $B$  不变,  $t$  由1 mm增加至5 mm时,  $\mu$  平均增加12.58%。故相较于减小  $B$ , 增大钢板厚度  $t$  是提高墙体延性的有效途径。结合图4钢管屈曲形态, 建议钢板厚度不宜低于3 mm, 距厚

比不高于80。

### 3.3.2 材料强度

已有研究表明, 材料强度对钢-混凝土组合剪力墙/柱轴压承载力影响显著。以  $t=2$  mm 为例, 分别建立  $f_y=355$  MPa,  $f_{cu}$  由30 MPa增大到60 MPa的计算模型及  $f_{cu}=50$  MPa,  $f_y$  由235 MPa增大到390 MPa的计算模型, 结合距厚比在40~120范围内变化, 探究材料强度对SCCT剪力墙轴压承载能力的影响规律, 如图9、图10所示。其中图9a)、10a)为  $B=60$  的墙体全过程荷载-位移曲线; 图9b)、9c)及图10b)、10c)为综合考虑  $f_{cu}$  或  $f_y$  与  $B$  对峰值承载力  $N_u$  及位移延性系数  $\mu$  的影响曲线。由图可知:

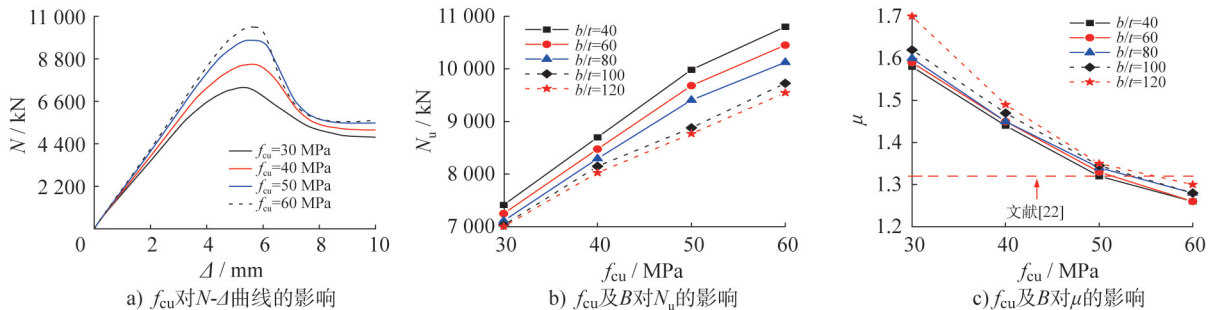


图9  $f_{cu}$ 对墙体承载能力的影响

Fig. 9 Effect of  $f_{cu}$  on the bearing capacity of walls

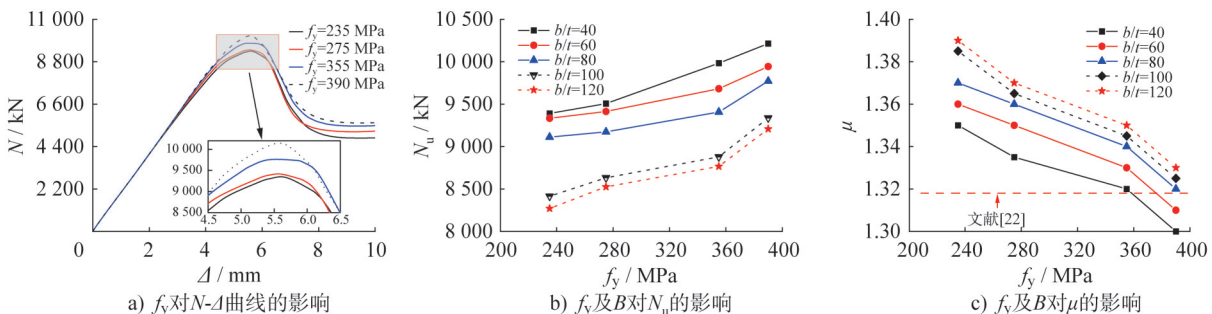


图10  $f_y$ 对墙体承载能力的影响

Fig. 10 Effect of  $f_y$  on the bearing capacity of walls

(1) 在图 9a)、10a)中,当  $B=60$  时,仅改变  $f_{cu}$  或  $f_y$  值对墙体的轴压承载能力影响规律一致,即材料强度与  $N$  呈正相关,与  $\mu$  呈负相关。

(2) 在图 9b)、9c)中,随着  $f_{cu}$  从 30 MPa 增大到 60 MPa,不同  $B$  下  $N_u$  平均增大 2 998.32 kN,增幅为 41.73%; $\mu$  平均减小 0.34,降幅为 26.82%。同时随着  $f_{cu}$  的增大, $B$  对  $N_u$  的影响效果增大,对  $\mu$  的影响效果减小。这是因为 SCCT 剪力墙轴压承载力主要由管内混凝土承担,随着  $f_{cu}$  的提升,该混凝土受约束强化效果被放大,试件延性降低,且由于钢材在荷载下降段承载贡献减小, $B$  对墙体  $\mu$  的敏感性降低。

(3) 在图 10b)、10c)中,钢材强度  $f_y$  对  $N_u$  及  $\mu$  的影响与混凝土强度  $f_{cu}$  类似,但由于钢材的轴压承载贡献较低,相较于改变  $f_{cu}$ , $B$  对  $N_u$  及  $\mu$  的影响能力在改变  $f_y$  时未表现出明显差异。综合考虑 SCCT 剪力墙承载及变形能力,建议混凝土强度不宜高于 C50,钢材强度等级不宜高于 Q355。

### 3.3.3 端部约束形式

图 11 所示为不同端部约束形式的截面示意图,端部约束形式包括无侧板(W1)、U型钢(W2)、方钢管暗柱(W3)、圆钢管暗柱(W4)。以  $t=2\text{ mm}$ , $f_y=355\text{ MPa}$ , $f_{cu}=50\text{ MPa}$  为例建立 SCCT 剪力墙模型,结合  $B$  探究不同端部约束形式对墙体轴压性能影响规律,模型计算结果见图 12。其中根据钢管组合管约束情况,管内混凝土分

别按塑性损伤模型<sup>[18]</sup>、圆钢管或方钢管约束混凝土<sup>[19]</sup>本构模型取值。

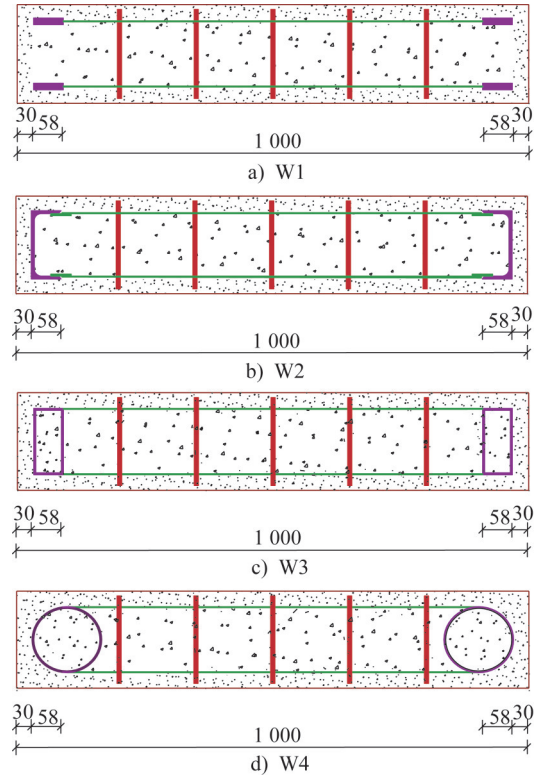


图 11 不同端部约束形式截面示意图

Fig. 11 Schematic diagram of cross-sections with different boundary restraint forms

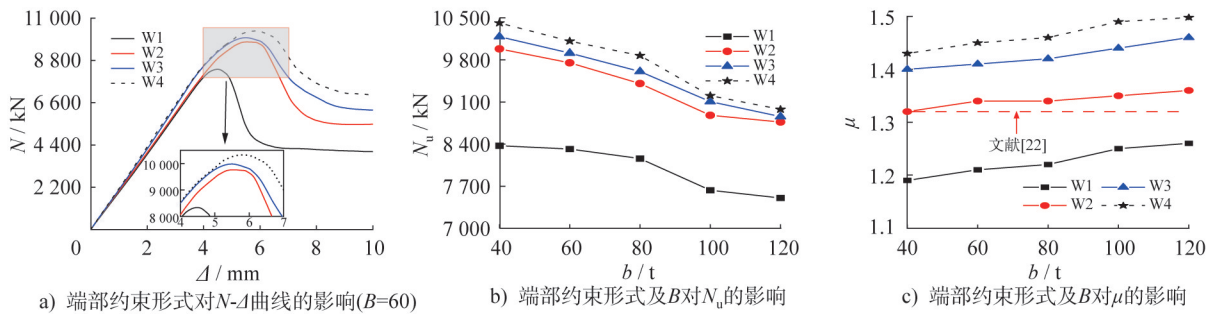


图 12 不同端部约束形式对墙体承载能力的影响

Fig. 12 Effects of boundary restraint form on the bearing capacity of walls

分析结果可知,相较于端部无侧板(W1)试件,其它端部约束试件的承载能力及变形能力均有所改善。相较于 W1-60, W2-60 的  $N_u$  提升 17.25%, $\mu$  提升 10.74%; W3-60 的  $N_u$  提升 19.17%, $\mu$  提升 16.53%; W4-60 的  $N_u$  提升 21.55%, $\mu$  提升 19.83%。同一约束形式下,墙体的力学性能发展规律同试验结果一致,且当  $B$  大于 80 时,不同端部约束形式模型的  $N_u$  均出现明显下降。W4 约束下墙体  $N_u$  和  $\mu$  较 W1 约束下墙体  $N_u$  和  $\mu$  的平均增幅为 20.95%、19.58%,其值大于 W2、W3 约束下的情况。说

明在端部约束逐渐加强的过程中,管内混凝土的抗压强度和极限应变显著提升,进而墙体的轴压受力性能得以显著改善。在上述端部约束形式中,圆钢管暗柱墙体的承载及变形能力表现最优。

## 4 轴压承载力计算

### 4.1 轴压承载力计算式一般形式

前述分析表明,距厚比与 SCCT 剪力墙钢板的局部屈曲程度呈正相关,对墙体的破坏形态及承载力影响显

著。基于叠加法,本文提出一种考虑管外混凝土承载贡献、管内混凝土约束效应及钢板屈曲状态的SCCT剪力墙轴压承载力计算方法,其一般形式如下:

$$N_c = f_{c1} A_{c1} + f_{c2} A_{c2} + 2f_{ys} t b_e + 2f_{yu} A_u \quad (1)$$

式中: $N_u$ 为SCCT剪力墙轴压峰值承载力; $f_{c1}$ 、 $f_{c2}$ 分别为管外、内混凝土计算强度, $A_{c1}$ 、 $A_{c2}$ 为对应截面积; $f_{ys}$ 、 $b_e$ 为钢板的屈服强度及有效计算宽度; $f_{yu}$ 、 $A_u$ 为U型钢屈服强度及截面积。

### 4.2 管外混凝土计算强度

基于3.1节中建模方法,对WP2-60模型中管内、外混凝土及钢管顶面分别设置加载耦合点,即可得到模型中承载力分配,如图13所示。图13表明,模型在峰值荷载时,管内混凝土强度接近峰值,钢管整体强度达到屈服或屈曲,而管外混凝土强度处于明显下降段。以试件峰值时刻管外混凝土截面平均压应力作为管外混凝土计算强度 $f_{c1}$ ,结合3.3节参数分析可知, $f_{c1}$ 与管外混凝土立方体抗压强度及材料变形能力直接相关,同时受钢板屈曲影响。综上, $f_{c1}$ 可按下式计算:

$$f_{c1} = R_c f_{cu} E_s / E_c + R_s f_{ys} / B^2 \quad (2)$$

式中: $f_{ys}$ 为钢板屈服强度; $R_c$ 、 $R_s$ 为考虑材料变形差异及钢板屈曲的管外混凝土计算强度计算系数。对表5所示模型计算结果按式(2)形式进行非线性拟合,得到 $R_c$ 、 $R_s$ 分别取0.045、24.845,相关性系数 $R^2=0.92$ ,拟合精度较好。

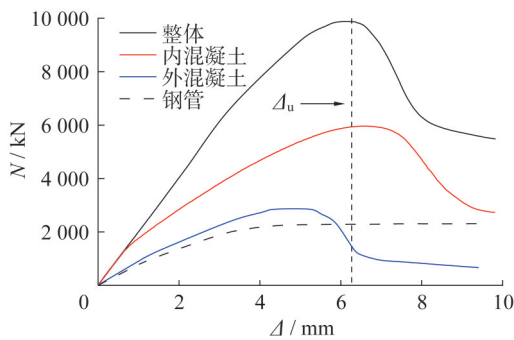


图13 轴压荷载分配

Fig. 13 Axial compressive load distribution

表5 图9中模型的 $f_{c1}$ 计算结果

Table 5 The  $f_{c1}$  results of the model in Fig. 9

$f_{cu}/\text{MPa}$	$f_{c1}/\text{MPa}$				
	$B=40$	$B=60$	$B=80$	$B=100$	$B=120$
30	13.46	12.33	11.42	10.92	10.15
40	17.13	15.26	13.60	12.66	11.83
50	19.47	17.32	15.46	14.43	13.51
60	25.93	23.21	21.58	19.83	18.76

### 4.3 管内混凝土计算强度

SCCT剪力墙管内混凝土轴压承载机理与受箍筋约束的钢筋混凝土类似,钢板和边缘U型钢焊接组成钢管,起到箍筋和纵筋的作用。以截面含钢率 $\rho_s$ 代替体积配箍率 $\rho_v$ ,根据文献[23],SCCT剪力墙中管内混凝土计算强度 $f_{c2}$ 可按下式计算:

$$f_{c2} = f_{ck} (1 + \alpha \theta) \quad (3)$$

式中: $f_{ck}$ 为管内混凝土棱柱体轴心抗压强度; $\theta$ 为钢管混凝土套箍指标, $\theta = (f_{ys} A_s + f_{yu} A_u) / (f_{ck} A_{c2})$ , $A_s$ 为双钢板截面面积; $\alpha$ 为钢管混凝土套箍效应利用系数,按下式取值:

$$\alpha = \begin{cases} 18.47\rho_s + 1 & (0 \leq \rho_s \leq 0.0438) \\ 1.8 & (\rho_s > 0.0438) \end{cases} \quad (4)$$

### 4.4 钢板有效计算宽度

试件破坏形态表明,轴压荷载下SCCT剪力墙中钢板发生不同程度的屈曲,其承载能力未能充分发挥。通过引入钢板有效计算宽度 $b_e$ [24],对钢板的轴压承载贡献进行折减。 $b_e$ 按下式计算:

$$b_e = 0.675 (\sigma_{cr} / f_{ys})^{1/3} A_s / t \quad (5)$$

$$\sigma_{cr} = \pi^2 E_s t^2 / [12\eta (S_v - 5d)]^2 \quad (6)$$

式中: $\sigma_{cr}$ 为钢板临界屈曲应力; $\eta$ 为计算长度系数,取0.825[25]; $S_v$ 为栓拉筋竖向间距, $S_v = 3^{1/2} b / 2$ ;  $d$ 为栓拉筋直径。

表6为承载力理论计算值与试验结果的对比。可以看出,按式(1)计算的承载力与试验结果相比,单试件误差小于10%,平均误差为3%,变异系数为0.05,计算值与试验结果吻合较好。表明本文提出的承载力计算方法能够有效预测SCCT剪力墙的轴压峰值承载力。

表6 理论计算值与试验值对比

Table 6 Comparison of  $N_u$  between calculation and test results

试件编号	$\theta$	$\alpha$	$\sigma_{cr}/\text{MPa}$	$N_{u,试验}/\text{kN}$	$N_{u,计算}/\text{kN}$	$N_{u,计算}/N_{u,试验}$
WP2-40	0.23	1.59	192.40	11 625	10 951	0.94
WP2-60	0.27	1.59	40.38	9 611	9 956	1.04
WP2-70	0.34	1.59	25.00	7 894	8 359	1.06
WP3-40	0.41	1.74	92.18	9 897	10 612	1.07
WP4-30	0.54	1.80	162.20	—	13 747	—
WP4-40	0.65	1.80	68.26	9 615	11 021	1.04
平均值						1.03
变异系数						0.05

## 5 结论

本文通过试验和数值分析,探究了距厚比对装配式SCCT剪力墙轴压性能的影响,得到如下结论:

(1) 钢板厚度相同时,随着距厚比的增大,轴压荷载下SCCT剪力墙的破坏形态由轴心受压破坏向钢管外鼓破坏转变。同时墙体的轴压承载力及刚度下降,位移延性略有提升。

(2) 当距厚比大于80时,墙体各部件间协同效应显著降低。结合其与钢板厚度、混凝土和钢材强度等参数对承载力影响的分析,建议SCCT剪力墙的距厚比取值不超过80。

(3) 当含钢率相同时,端部圆钢管暗柱较端部无侧板墙体的轴压承载力和位移延性分别平均提升20.95%、19.58%,且其承载和变形能力在所述端部约束形式中表现最佳。

(4) 考虑管内、外混凝土计算强度及钢板屈曲折减,本文提出的承载力计算方法与试验结果相比误差低于10%,计算结果具有较高的可靠性,可有效预测SCCT剪力墙轴压承载力。

## 参考文献:

- [1] MO J, UY B, LI D X, et al. A review of the behaviour and design of steel-concrete composite shear walls[J]. Structures, 2021, 31: 1230-1253. DOI: 10.1016/j.istruc.2021.02.041.
- [2] CHEN L H, BAI S, ZHOU L J, et al. Experimental study and numerical simulation on seismic behavior of double-skin composite wall[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 187: 106935. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.106935.
- [3] HUANG Z Y, LIEW R J Y. Structural behaviour of steel-concrete-steel sandwich composite wall subjected to compression and end moment[J]. Thin-Walled Structures, 2016, 98: 592-606. DOI: 10.1016/j.tws.2015.10.013.
- [4] JI X D, JIANG F M, QIAN J R. Seismic behavior of steel tube-double steel plate-concrete composite walls: Experimental tests[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 86: 17-30. DOI: 10.1016/j.jcsr.2013.03.011.
- [5] HUANG Z Y, LIEW R J Y. Compressive resistance of steel-concrete-steel sandwich composite walls with J-hook connectors [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 124: 142-162. DOI: 10.1016/j.jcsr.2016.05.001.
- [6] HARMON J R, VARMA A H. Local buckling of steel faceplates anchored to concrete infill in C-PSW/CF[J]. Thin-Walled Structures, 2021, 167: 108230. DOI: 10.1016/j.tws.2021.108230.
- [7] ZHANG K, VARMA A H, MALUSHTE S R, et al. Effect of shear connectors on local buckling and composite action in steel concrete composite walls[J]. Nuclear Engineering and Design, 2014, 269: 231-239. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2013.08.035.
- [8] YANG Y, LIU J B, FAN J S. Buckling behavior of double-skin composite walls: An experimental and modeling study[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 121: 126-135. DOI: 10.1016/j.jcsr.2016.01.019.
- [9] 郝婷玥,曹万林.双钢板混凝土组合剪力墙轴压承载力研究[J].工程科学学报,2017,39(11):1765-1773. DOI: 10.13374/j.issn2095-9389.2017.11.020. HAO Tingyue, CAO Wanlin. Study on axial compressive bearing capacity of composite shear wall with double-skin steel plate[J]. Chinese Journal of Engineering, 2017, 39(11): 1765-1773. DOI: 10.13374/j.issn2095-9389.2017.11.020. (in Chinese)
- [10] 韦芳芳,郑泽军,喻君,等.基于钢板屈曲分析的双钢板-混凝土组合剪力墙轴压承载力计算方法[J].工程力学,2019,36(2):154-164. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.12.0938. WEI Fangfang, ZHENG Zejun, YU Jun, et al. Computational method for axial compression capacity of double steel-concrete composite shear walls with consideration of buckling [J]. Engineering Mechanics, 2019, 36(2): 154-164. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.12.0938. (in Chinese)
- [11] PANG R, WANG W J, ZHOU F, et al. Experimental and analytical investigation on the compressive behavior of double-skin steel-concrete composite tube walls [J]. Journal of Building Engineering, 2023, 73: 106681. DOI: 10.1016/j.job.2023.106681.
- [12] 中国工程建设标准化协会标准.钢-混凝土组合管结构技术规程:T/CECS 1059—2022[S].北京:中国计划出版社,2022. China Association for Engineering Construction Standardization. Technical Specification for Steel-concrete Composite Tube Structures: T/CECS 1059—2022 [S]. Beijing: China Planning Press, 2022. (in Chinese)
- [13] DANG L J, PANG R, LIU Y H, et al. Research on seismic performance of precast steel - concrete composite tube shear walls with horizontal joint [J]. Engineering Structures, 2022, 250: 113409. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.113409.
- [14] 庞瑞,丁书苏,王文杰,等.装配式钢-混凝土组合管剪力墙轴压性能与承载力计算方法研究[J].工程力学,2021,38(9):75-88. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.08.0603. PANG Rui, DING Shusu, WANG Wenjie, et al. Study on axial compressive behavior and calculation method of precast src composite tube shear walls [J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(9): 75-88. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.08.0603. (in Chinese)
- [15] 陈阳,杨勇.部分预制装配型钢混凝土柱轴压性能试验研究[J].建筑结构学报,2021,42(增刊2):220-227. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.S2.0026. CHEN Yang, YANG Yong. Experimental study on axial compressive performance of partially prefabricated steel reinforced concrete columns [J]. Journal of Building

