

# 交替轴向拉压荷载作用下剪切破坏控制的 RC剪力墙抗震性能研究

陈 晖<sup>1,2</sup>, 黄勇谋<sup>1,2</sup>, 丁雅博<sup>1,2,3</sup>, 孙敬明<sup>1,2</sup>, 易伟建<sup>1,2</sup>, 周 云<sup>1,2</sup>

(1. 湖南大学 土木工程学院, 湖南长沙 410082; 2. 湖南大学 湖南省工程结构损伤诊断重点实验室, 湖南长沙 410082;  
3. 张家界学院 理工农学院, 湖南张家界 427000)

**摘要:**随着建筑高度的增加,钢筋混凝土(RC)剪力墙结构底部墙肢可能在强烈地震作用下出现交替的拉-剪-弯(简称“拉-剪”)、压-剪-弯(简称“压-剪”)受力状态。为明确交替轴向拉压荷载作用下受剪切破坏控制的RC剪力墙的抗震性能,对其进行了拟静力试验和有限元分析。试验中对5个相同的大尺寸剪力墙进行了低周往复加载,对其中3个试件进行了不同目标轴拉力(最大轴拉力)的交替拉-剪、压-剪加载;其余2个为对照试件,分别采用拉-剪加载和压-剪加载。试验研究结果表明:不同的轴力状态会改变剪力墙的裂缝形态和破坏模式;随目标轴力增加,交替拉压荷载作用剪力墙在拉-剪和压-剪状态下的受剪承载力均降低,其中前者降幅更大;交替拉压荷载作用剪力墙在拉-剪状态下的裂缝分布范围更广、宽度更大,但最终均在压-剪状态下发生剪切破坏。基于试验结果,对美国ACI 318-19规范和JGJ 3—2010《高层建筑混凝土结构技术规程》中RC剪力墙的受剪承载力公式进行了评价,表明ACI 318-19的拉-剪承载力计算可能偏于不安全。采用非线性有限元模型对RC剪力墙在交替拉压荷载作用下受剪承载力进行了参数分析,表明该作用对剪力墙的压-剪承载力产生了不利影响,而对拉-剪承载力的影响较小。此外,对双肢剪力墙中底层墙肢的内力分配进行了分析,发现当一侧墙肢出现受拉状态时,另一侧受压墙肢所承担的剪力和弯矩会显著增大,且增大幅度可能超过JGJ 3—2010规定的增大系数。

**关键词:**RC剪力墙; 双肢剪力墙; 交替轴向拉压荷载; 拟静力试验; 有限元分析; 受剪承载力

**中图分类号:**TU398.2 **文献标志码:**A

## Seismic performance of shear failure controlled RC shear walls under alternating axial tension and compression

CHEN Hui<sup>1,2</sup>, HUANG Yongmou<sup>1,2</sup>, DING Yabo<sup>1,2,3</sup>, SUN Jingming<sup>1,2</sup>, YI Weijian<sup>1,2</sup>, ZHOU Yun<sup>1,2</sup>

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;  
2. Hunan Provincial Key Lab on Damage Diagnosis for Engineering Structures, Hunan University, Changsha 410082, China;  
3. Institute of Technology and Agriculture, Zhangjiajie College, Zhangjiajie 427000, China)

**Abstract:** With the increase in building height, the bottom wall piers of reinforced concrete (RC) shear wall structures may experience alternating tensile-shear-bending (hereinafter referred to as tensile shear) and compressive-shear-bending (hereinafter referred to as compressive shear) stress states under strong seismic forces. To clarify the seismic performance of RC shear walls controlled by shear failure under alternating axial tension and compression, quasi-static tests and numerical studies were conducted. In the experiment, five identical large-scale shear wall specimens were subjected to low-cycle cyclic loading. Three specimens underwent alternating tensile-shear and compressive-shear loading under different target axial tensile forces (maximum axial tensile forces), while the remaining two served as control specimens, subjected to tensile-shear and compressive-shear loading, respectively. The test results indicate that different axial force states alter the crack patterns and failure modes of the specimens. As the target axial force increases, the shear capacity of specimens under alternating tension and compression decreases in both tensile-shear and compressive-shear states, with a more significant reduction in the former. Moreover, specimens subjected to alternating tension and compression exhibit wider and more extensive crack distribution in the tensile-shear state but ultimately undergo shear failure in the compressive-shear state. Based on the test results, the shear capacity formulas for RC shear walls in the ACI 318-19 code and JGJ 3-2010 were evaluated, indicating that the tensile-shear capacity calculation in ACI 318-19 may be unsafe. A nonlinear finite element model was used for parametric analysis of the shear capacity of RC shear walls under alternating tension

基金项目: 国家自然科学基金项目(52008161), 中国博士后科学基金项目(2021T140196)。

作者简介: 陈晖, 出生于1991年, 男, 工学博士, 副教授, 主要从事混凝土和UHPC结构基本理论研究。email: chenhui@hnu.edu.cn

通信作者: 丁雅博, 出生于1990年, 男, 博士研究生, 主要从事钢筋混凝土结构基本理论与性能的研究。email: dingyabo@hnu.edu.cn

收稿日期: 2024年7月

and compression, revealing that this effect negatively impacts compressive-shear capacity while having a relatively minor effect on tensile-shear capacity. Additionally, the internal force distribution of the bottom wall piers in double-leg shear walls was analyzed, showing that when one wall pier is in tension, the shear force and bending moment borne by the compressive wall pier on the opposite side increase significantly, potentially exceeding the amplification factor specified in JGJ 3-2010.

**Keywords:** RC shear wall; coupled shear walls; alternating axial tensile and compressive loads; quasi-static test; finite element analysis; shear bearing capacity

## 0 引言

钢筋混凝土(RC)剪力墙在混凝土结构中被广泛用于抵抗地震作用及水平风荷载。高层混凝土结构底部墙肢一般处于压-剪-弯状态;但当联肢剪力墙或者核心筒结构遭遇强烈地震作用,由于结构整体性较强,底部墙肢可能处于拉-剪-弯(简称“拉-剪”)状态<sup>[1-2]</sup>,并在反向地震作用下处于压-剪-弯(简称“压-剪”)状态。对于受拉剪力墙的受弯承载力,基于平截面假定的现有弯曲理论可以合理地预测。但是对于受拉剪力墙的受剪承载力(简称“拉-剪承载力”),虽然国内外混凝土结构设计规范或规程(如JGJ 3—2010《高层建筑混凝土结构技术规程》<sup>[3]</sup>和ACI 318-19<sup>[4]</sup>)中给出了相应的计算公式,但这些公式的合理性和可靠性尚缺少剪力墙试验结果的系统验证。因此,亟需以剪切破坏控制的剪力墙为试验对象,以验证或修正剪力墙拉-剪承载力计算公式,进而更加可靠地防止剪力墙在交替轴向拉压荷载作用下发生剪切破坏。

RC剪力墙在轴向压力作用下的受剪性能研究较为成熟。已有研究<sup>[5-8]</sup>表明,一般受剪切破坏控制的剪力墙延性和耗能能力较差,过峰值剪力后刚度和承载力退化明显,其受剪性能受到混凝土强度、轴压比、高宽比(或剪跨比)、边缘构件和配筋率等因素影响。近年来,RC剪力墙的拉-剪性能受到了我国学者的关注。如王铁成等<sup>[9]</sup>、任重翠等<sup>[10]</sup>、谢岳峻<sup>[11]</sup>、Ji等<sup>[1,12-13]</sup>、Nie等<sup>[2]</sup>、姚正钦等<sup>[14]</sup>和Wei等<sup>[15]</sup>共完成了40余片RC剪力墙的拉-剪试验,对轴拉力、竖向钢筋、水平分布钢筋、剪跨比等影响因素进行了研究。结果表明:随着轴拉力的增加,剪力墙破坏模式可能由剪切破坏转为滑移破坏,且剪力墙的受剪承载力、侧向刚度和耗能能力均显著降低;但相比于剪切破坏控制的受压剪力墙,受拉剪力墙的侧向变形能力较好,拉-剪状态下呈现出延性破坏特征。

由于地震作用的反复特性,出现拉-剪状态的剪力墙在反向地震作用下为压-剪状态,因此呈现出交替拉-剪、压-剪的受力状态。现有剪力墙拉-

剪试验无法反应其真实受力状态。对此,任重翠等<sup>[16]</sup>和黄健康等<sup>[17]</sup>分别完成了2片和3片RC剪力墙在交替轴向拉压作用下的往复加载试验,试验变量为目标轴力值和加载路径。试验结果表明:剪力墙在拉-剪状态发生钢筋屈服,且延性和耗能能力较好;在压-剪状态发生脆性剪切破坏。轴拉力的提高降低了剪力墙在拉-剪和压-剪状态的受剪承载力,并加大了联肢剪力墙结构中受拉、受压墙肢所承担剪力的不均匀分配程度。但由于现有试验缺少非交替作用下的对照试件,无法直接明确交替拉压作用对剪力墙受剪性能的影响。

为了研究交替轴向拉压作用下由剪切破坏控制的RC剪力墙的抗震性能,本文中对5片大尺寸RC剪力墙进行拟静力试验研究,对比分析不同轴力作用下试件的裂缝发展、破坏模式、承载和变形能力。根据试验结果,评估JGJ 3—2010和ACI 318-19的剪力墙受剪承载力公式的适用性,并采用非线性有限元模型对交替轴向拉压荷载作用下剪力墙的承载力进行参数分析。此外,基于试验结果,采用有限元模型研究双肢剪力墙中底层墙肢的内力分配规律,以期评估受压墙肢剪力和弯矩增大系数的合理性。

## 1 试验概况

### 1.1 试件设计

试验中对5片相同的RC剪力墙进行低周往复试验,用于模拟联肢剪力墙结构中底层墙肢在交替轴向拉压荷载作用下的抗震性能。剪力墙试件墙体高宽比为1.0,剪跨比 $M/(Vh_0)$ ( $M$ 和 $V$ 分别为墙体底部横截面的弯矩与剪力, $h_0$ 为截面有效高度)为2.16。试件总高2.8 m,墙体部分高度和长度均为1400 mm,厚度为150 mm。边缘构件(暗柱)纵筋配置8根直径25 mm的HRB 400钢筋,箍筋配置间距50 mm、直径6 mm的HRB 400钢筋(配箍率为0.75%)。水平和竖向分布筋配置均为间距100 mm、直径6 mm的HRB 400钢筋(配筋率为0.38%)。试件几何尺寸及构造见图1。

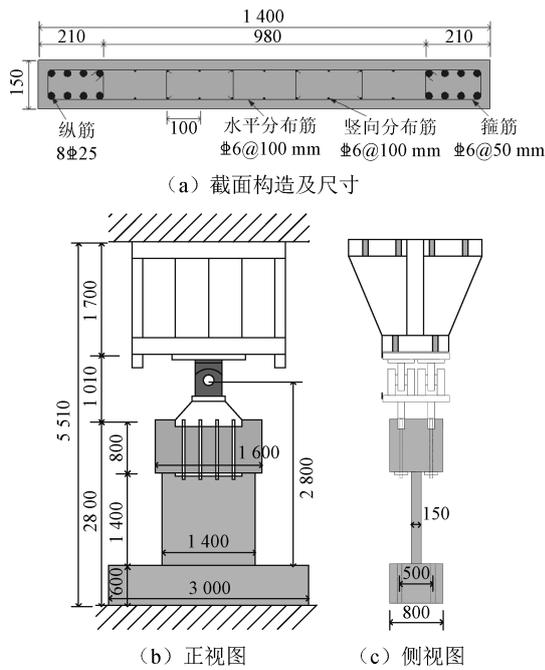


图1 剪力墙试件几何尺寸和配筋

Fig. 1 Geometry and reinforcement details

试验中设计变量为轴向力,试件编号及对应具体参数见表1,其中目标轴拉力 $N_t$ 与目标轴压力 $N_c$ 分别为加载过程中试件在轴向受到的最大轴压力与最大轴拉力;平衡点轴压力 $N_e$ 为加载初始状态下的轴力,即剪力墙在重力作用下所受到的轴力。

交替轴向拉压荷载作用试件(简称“交替拉压试件”)采用不同的目标轴拉力,由于试件与加载装置的连接铰的承载力限制,通过调整平衡点轴压力保证目标轴压力相同。目标轴压力对应墙体横截面的最大轴压比( $n_c=N_c/f_c A$ ,其中 $f_c$ 为混凝土轴心抗压强度,设计时取34 MPa, $A$ 为墙体横截面面积)约为0.3。目标轴拉力对应的墙体横截面最大名义拉应力 $\sigma_t(=N_t/(A_c+E_s A_{sv}/E_c))$ 的范围为 $1.0f_t\sim 3.0f_t$ ,其中 $A_c$ 和 $A_{sv}$ 分别为横截面混凝土和竖向钢

筋面积, $E_c$ 和 $E_s$ 分别为混凝土和钢筋弹性模量, $f_t$ 为混凝土轴心抗拉强度,设计时取2.8 MPa。

试件SW10-C-3、SW10-T-1为对照试件,分别进行压-剪加载和拉-剪加载。通过与交替拉压试件对比,可以直接明确交替拉压作用对剪切破坏控制的剪力墙抗震性能的影响。

## 1.2 材料性能

各试件的混凝土强度试验结果见表2。拟静力试验当天,取其中6个立方体试块(边长150 mm)和3个圆柱体试块(直径150 mm,高300 mm)同期进行抗压强度试验,并将所得抗压强度的有效数据进行平均,得到同条件养护下的各试件的混凝土立方体抗压强度 $f_{cu}$ 和圆柱体抗压强度 $f'_c$ 。

试件墙体部分所采用钢筋牌号均为HRB400,直径分别为25 mm和6 mm。在同批次钢筋中选取3根试样用于拉伸试验,并将试验所得结果进行平均。所测量的钢筋屈服强度、抗拉强度、弹性模量以及强化模量结果见表3。

## 1.3 试验加载

试验在湖南大学多功能结构实验装置(MUST)上完成,如图2所示。MUST平台能实现竖向和水平方向协同加载,其竖向加载最大压力为20 000 kN,最大拉力为10 000 kN,由4个5 000 kN竖向作动器协同控制,最大行程为500 mm。水平向加载由2个2 000 kN水平作动器控制,最大行程为800 mm,最大加载能力为4 000 kN。MUST加载平台距地面5 431 mm( $\pm 250$  mm),为了与2 800 mm高试件连接,采用了高1 700 mm钢混刚性平台和钢制单向铰。实际情况下,联肢剪力墙结构底层墙肢的顶部除了剪力和轴力,还作用有弯矩。试验中通过单向铰给试件施加轴力与剪力,剪力在墙体顶部产生弯矩。

根据对联肢剪力墙在地震作用下墙肢内力变化的数值模拟结果,制定了试验中剪力墙试件的

表1 试件轴向荷载

Table 1 Axial load of specimens

试件编号	加载方式	目标轴拉力 $N_t/\text{kN}$	目标轴压力 $N_c/\text{kN}$	平衡点轴压力 $N_e/\text{kN}$	最大名义拉应力 $\sigma_t$	平衡点轴压比	最大轴压比 $n_c$
SW10-C-3	竖向轴压力, 水平往复位移	—	2 100	700	—	0.10	0.3
SW10-T-1	竖向轴拉力, 水平往复位移	700	—	700	$1.0f_t$	0.10	—
SW10-TC-1/3		700	2 100	700	$1.0f_t$	0.10	0.3
SW10-TC-2/3	竖向拉压轴力, 水平往复位移	1 400	2 100	350	$2.0f_t$	0.05	0.3
SW10-TC-3/3		2 100	2 100	0	$3.0f_t$	0.00	0.3

注:试件编号中,SW10代表高宽比为1.0的矩形截面钢筋混凝土剪力墙,C、T和TC分别表示受压、受拉和交替拉压的轴向加载方式,最后的数字则表示目标轴力的大小,如试件编号SW10-TC-1/3表示试件受到交替轴向拉压作用,最大名义拉应力和最大轴压比分别为 $1.0f_t$ 和0.3。

表2 混凝土抗压强度测试结果

Table 2 Test results of concrete compressive strength

试件编号	$f_{cu}/\text{MPa}$	$f_c'/\text{MPa}$
SW10-C-3	36.18	29.03
SW10-T-1	44.62	33.90
SW10-TC-1/3	44.44	35.11
SW10-TC-2/3	43.54	33.43
SW10-TC-3/3	41.86	32.45

表3 HRB 400 钢筋拉伸试验结果

Table 3 Tensile test results of HRB 400 reinforcement

钢筋类别	屈服强度 $\sigma_s/\text{MPa}$	极限强度 $\sigma_u/\text{MPa}$	弹性模量 $E_s/\text{MPa}$	强化模量 $E_t/\text{MPa}$
Φ25	425.85	576.49	$2.12 \times 10^5$	1 688
Φ6	466.28	614.90	$2.08 \times 10^5$	1 679

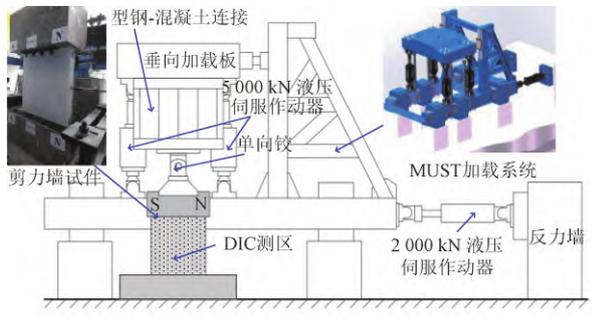


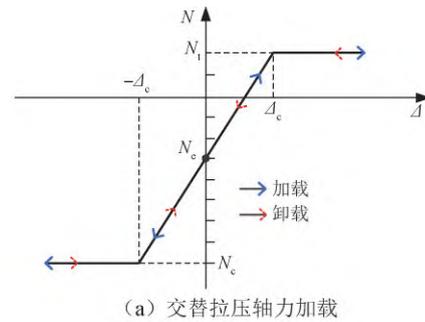
图2 加载装置

Fig. 2 Loading device

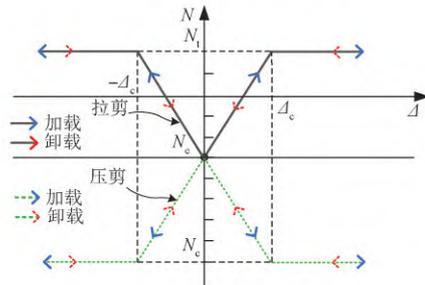
加载方案。所有试件的轴向加载均采用力控制。交替轴向拉压作用施加时轴向力  $N$  随加载梁中心点水平位移  $\Delta$  的变化如图 3a 所示,平衡点处水平位移为零,剪力墙受到轴向压力  $N_c$ ;当施加水平位移后,在达到控制位移  $\Delta_c$  前,轴向力随水平位移呈线性变化;当达到控制位移后,轴向力维持目标轴力不变,水平位移继续增加;卸载路径为加载路径的逆过程。对照试件 SW10-C-3、SW10-T-1 分别采用压-剪加载和拉-剪加载,轴力加载制度如图 3b 所示。所有试件水平方向加载均采用位移控制,如图 3c 所示。剪力墙位移角  $\theta$  ( $\theta$  为墙体顶部测点水平位移除以其距离地梁顶面的距离)正值对应 S (南) 向位移,负值对应 N (北) 向位移。对于交替拉压墙体,S 向加载时处于拉-剪状态,N 向加载时则处于压-剪状态。在同一级位移循环内,轴向受拉和受压状态下施加绝对值相同的最大水平位移,从而更加真实地模拟单片墙肢在联肢剪力墙结构中的受力状态。

#### 1.4 DIC 测量系统

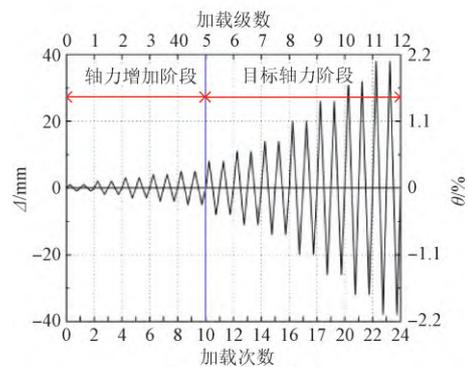
为了更加全面地记录墙体的裂缝发展和变形,采用了基于 DIC 技术的数字散斑应变测量系



(a) 交替拉压轴力加载



(b) 非交替拉压轴力加载



(c) 水平位移加载

图3 加载方案

Fig. 3 Loading Scheme

统测量墙体在加载全过程的应变场。该系统主要由 VIC-3D 软件和两台 Basler 工业相机 (4 096\*3 000 pixel@30Fps) 构成,如图 4 所示。DIC 测区为墙体部分 (1.4 m×1.4 m),由于加载梁底部连接螺栓的遮挡,有效测区高度约为 1 300 mm。试验中还布置了多个位移传感器,加载过程中主要根据加载梁中部的位移传感器读数进行位移控制的水平加载。由于交替拉压作用下地梁的转动在试验



图4 试验中采用的 DIC 测量系统

Fig. 4 DIC measurement system

中无法被完全消除,采用DIC测量结果在试验数据处理过程中消除地梁转动的影响。因此,给出的变形相关试验结果均由DIC系统测得。

## 2 试验结果及分析

### 2.1 裂缝发展与破坏特征

图5给出了剪力墙试件在加载过程中的裂缝发展情况,即各试件在水平位移角 $\theta$ 为0.2%时,

以及峰值剪力时的裂缝状态。图中裂缝是由DIC系统获取的观测面全场应变数据,并经ACDM<sup>[18-19]</sup>处理得到的。除了裂缝分布,图中还显示了裂缝的相对宽度。

图5a、5b中分别给出了压-剪对照试件SW10-C-3和拉-剪对照试件SW10-T-1的裂缝状态。可见两试件在两个方向上的位移角相近时,裂缝分布均基本对称,且宽度也相近。相较试件SW10-C-3,轴拉力的存在使得试件SW10-T-1在位移角

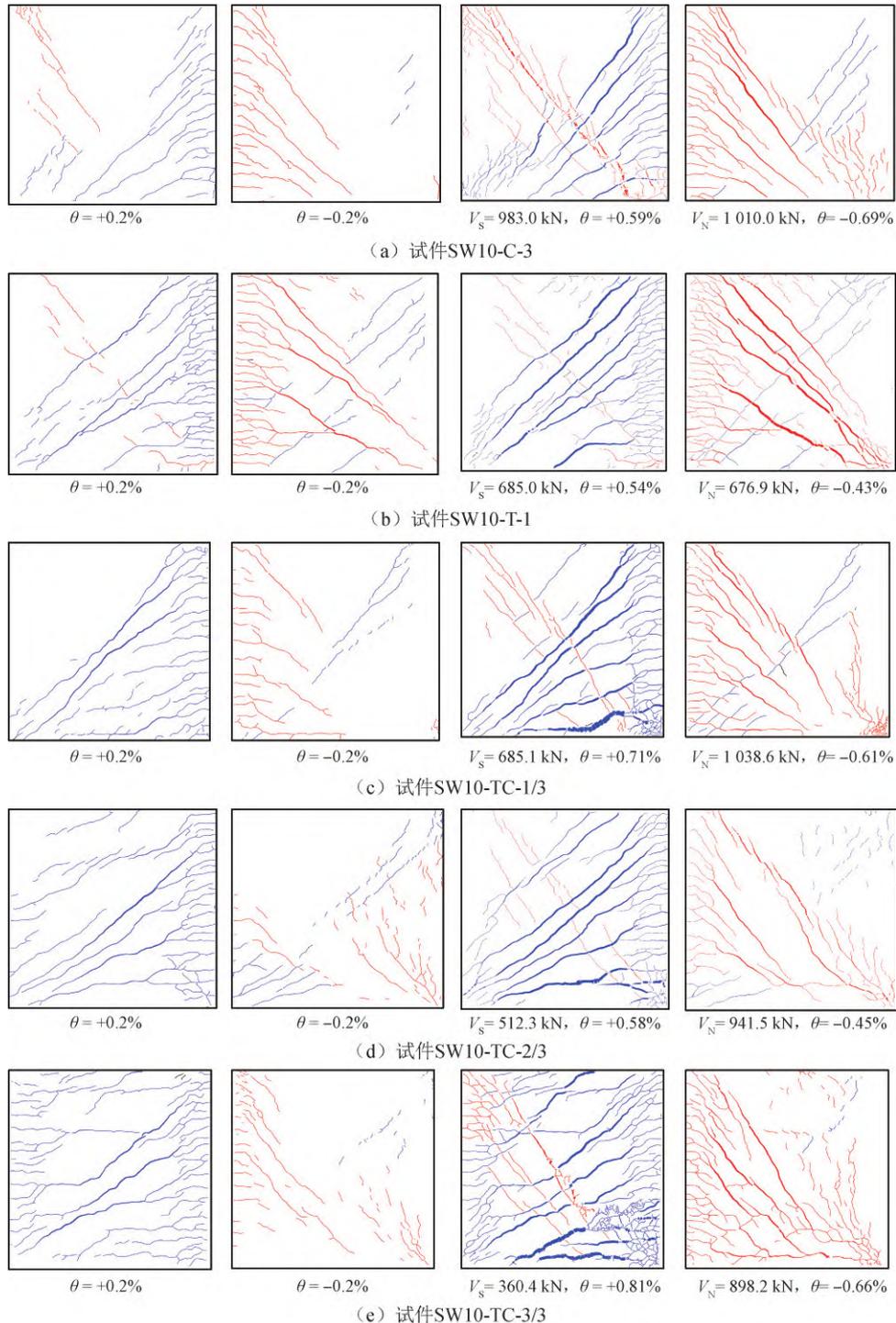


图5 剪力墙试件的裂缝发展

Fig. 5 Crack development of shear wall specimens

0.2%时的裂缝分布范围和裂缝宽度均更大。当对照试件达到S向和N向的峰值剪力( $V_s$ 和 $V_n$ )时,其在两个方向上的裂缝分布同样基本对称。虽然试件SW10-T-1的峰值剪力显著小于试件SW10-C-3,但试件SW10-T-1在峰值剪力下的裂缝宽度较试件SW10-C-3更大,且裂缝分布范围更广。

由图5c~5e可知,交替拉压试件的裂缝分布在位移角0.2%时呈现出显著的不对称性。试件在位移角+0.2%时处于拉-剪状态,位移角-0.2%时处于压-剪状态,故拉力的存在促进了裂缝在剪力墙中的发展。比较3个剪力墙试件在位移角+0.2%时的裂缝分布,可以看出试件SW10-TC-3/3中裂缝分布范围更广,斜裂缝与水平方向的夹角最小;试件SW10-TC-1/3的裂缝分布范围最小,且斜裂缝夹角相对最大。此外,从峰值剪力对应的水平位移角可以看出,3个试件均首先在压-剪状态下达到峰值剪力,随后才在拉-剪状态下达到峰值剪力。交替拉压试件在压-剪状态下的剪力峰值 $V_c$ ( $V_n$ )均显著大于拉-剪状态下的剪力峰值 $V_l$ ( $V_s$ )。同样,这些试件在 $V_c$ 和 $V_l$ 下产生的裂缝呈现出显著的不对称性。

图6中给出了各试件最终破坏形态。压-剪对照试件SW10-C-3的破坏模式为剪切破坏,临界剪切裂缝附近的混凝土发生剥落,底部受压区混凝土出现压溃(图6a)。从图6b可以看出,拉-剪对照试件SW10-T-1在靠近底部位置存在滑移破坏面。该试件在峰值荷载时以剪切裂缝为主,尚未形成滑移破坏面,该滑移面在后续反复加载下形成。文中将该破坏模式称为剪切-滑移破坏。

交替拉压试件SW10-TC-1/3、SW10-TC-2/3的破坏模式为典型的剪切破坏,如图6c、6d所示。其破坏面由压-剪状态下形成的临界剪切裂缝发展而来,临界裂缝附近出现了混凝土剥落,并且压-剪状态下的底部受压区发生了混凝土压溃。虽然加载过程中拉-剪状态下的裂缝发展更加充分,但轴拉力卸载后试件在拉-剪状态下产生的裂缝基本闭合。因此,交替拉压试件(包括试件SW10-TC-3/3)失效后墙体表面的损伤状态呈现出显著的不对称性。

从图6e可见,试件SW10-TC-3/3的破坏面与试件SW10-TC-1/3、SW10-TC-2/3有一定区别,其由压-剪状态下形成的临界剪切裂缝和拉-剪状态下产生的水平裂缝共同组成。对比图5e可知,该破坏面的水平部分是在压-剪峰值荷载后形成的,故同样可以认为试件SW10-TC-3/3的破坏模式为剪切破坏。

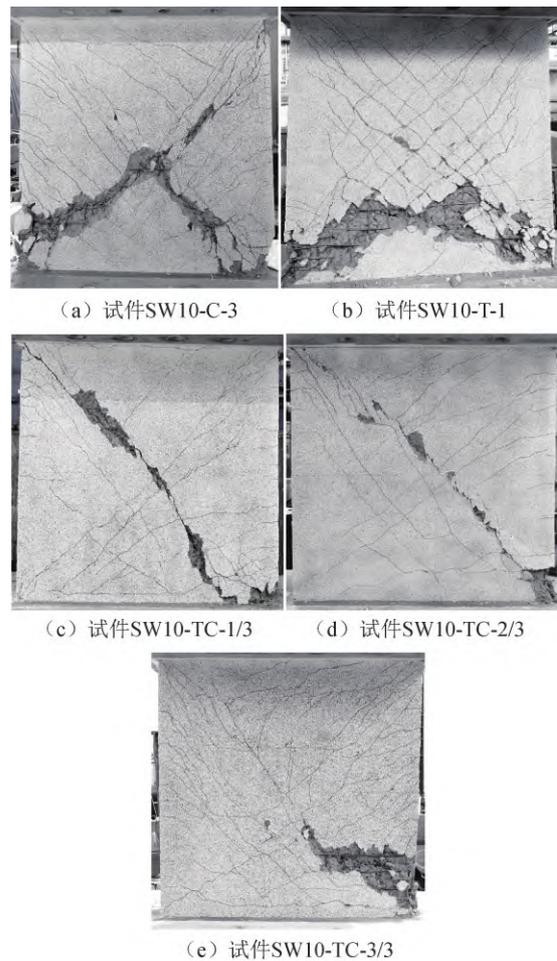


图6 试件最终破坏形态

Fig. 6 Final failure mode of specimens

## 2.2 滞回曲线

图7中给出了各试件剪力墙体水平位移角( $V-\theta$ )的滞回曲线。在峰值荷载前,对照试件滞回曲线基本关于原点对称,而交替拉压作用试件则在两个水平方向上表现出差别较大的承载和变形性能。压-剪对照试件SW10-C-3(图7a)首先在N向达到峰值荷载,随后在S向达到峰值荷载后承载力迅速下降。拉-剪对照试件SW10-T-1的滞回曲线最为饱满,在暗柱纵筋屈服后达到峰值水平荷载,随后承载能力进入缓慢下降阶段,如图7b所示。

由图7c~7e可知,交替轴向拉压荷载作用的试件达到压-剪峰值荷载的位移角小于其拉-剪峰值荷载对应的位移角。这说明上述试件在加载过程中先达到压-剪峰值荷载,并在随后一级加载中达到拉-剪峰值荷载。在达到峰值荷载后,这些试件在压-剪状态下的承载力迅速下降并最终发生破坏(受压区混凝土压溃,达到极限水平位移角)。之后,这些试件无法回到平衡点并维持相应的轴压荷载,可以认为墙体所在的联肢剪力墙

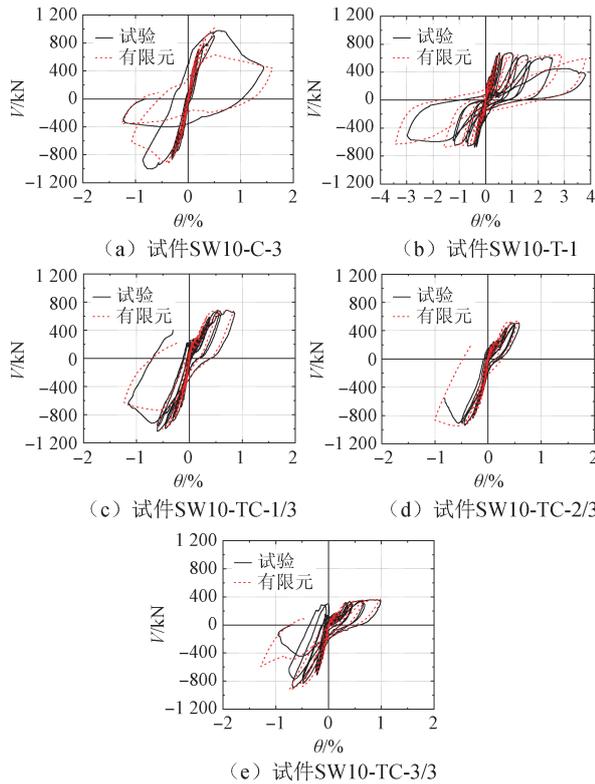


图7 试件剪力V-位移角 $\theta$ 滞回曲线

Fig. 7 Hysteresis curves for shear force  $V$ -drift ratio  $\theta$  for specimens

结构已经完全破坏,无需再进行后续拉-剪状态的加载。

### 2.3 承载力

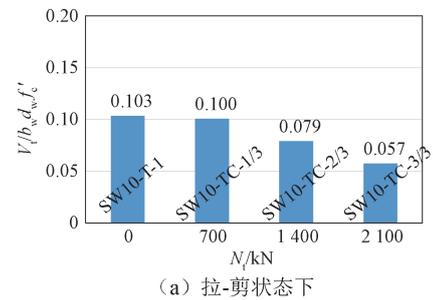
表4中给出了各试件的峰值剪力和极限剪力(对应墙体极限水平位移角)。图8中对比了不同目标轴拉力下,剪力墙分别在拉-剪和压-剪状态下的峰值剪力,即拉-剪承载力 $V_l$ 和压-剪承载力 $V_c$ 。由于不同试件的混凝土强度略有差别,采用无量纲峰值剪应力 $V_l/(b_w d_w f'_c)$ 和 $V_c/(b_w d_w f'_c)$ 替代峰值剪力,其中 $b_w$ 和 $h_0$ 分别为剪力墙横截面的宽度和有效高度。其中,对照试件的峰值剪力取其在S向和N向峰值剪力的均值。如图8a所示,相较于拉-剪对照试件SW10-T-1,目标轴拉力更大的交替拉压试件SW10-TC-2/3、SW10-TC-3/3在拉-剪状态下的峰值剪力更小,分别降低了23.7%和44.7%。这说明目标轴拉力的增大会显著降低剪力墙在拉-剪状态下的峰值剪力。拉-剪对照试件SW10-T-1与交替轴向拉压试件SW10-TC-1/3的峰值剪力非常接近,这说明当目标轴拉力相同时,交替轴向拉压作用并不会降低剪力墙的拉-剪承载力。

图8b中给出了压-剪对照试件SW10-C-3和交替拉压试件在压-剪状态下的峰值剪力。相较于对照试件SW10-C-3的峰值剪力,相同最大轴压

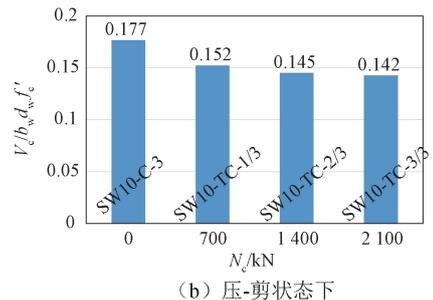
表4 剪力墙试件的受剪承载力

Table 4 Shear bearing capacity of shear wall specimens

试件编号	方向	峰值位 移角/%	峰值剪 力/kN	极限位 移角/%	极限剪 力/kN
SW10-C-3	S向	0.59	983.0	0.83	835.6
	N向	0.69	1 010.0	0.86	882.0
SW10-T-1	S向	0.54	685.0	2.68	582.2
	N向	0.43	676.9	2.62	575.4
SW10-TC-1/3	S向	0.71	685.1	0.86	642.6
	N向	0.61	1 038.6	0.78	882.8
SW10-TC-2/3	S向	0.58	512.3	0.59	451.4
	N向	0.45	941.5	0.66	800.3
SW10-TC-3/3	S向	0.81	360.4	0.99	348.1
	N向	0.66	898.2	0.71	763.5



(a) 拉-剪状态下



(b) 压-剪状态下

图8 目标轴拉力对剪力墙试件峰值剪力的影响

Fig. 8 Effect of target axial loads on peak shear strength of shear wall specimens

比的交替拉压试件SW10-TC-1/3、SW10-TC-2/3、SW10-TC-3/3的压-剪承载力分别降低了13.8%、18.0%和19.4%。这说明了交替轴向拉压作用对剪力墙的压-剪承载力会产生不利影响,且承载力随着目标轴拉力的增加而降低,但降低幅度小于拉-剪承载力的降幅。

### 2.4 规范公式评估

美国ACI 318-19规范(简称“ACI”)[4]中给出RC剪力墙受剪承载力计算公式,其考虑了混凝土和水平分布筋的受剪能力,并考虑轴力的影响,如下式所示:

$$V_{ACI} = (\alpha_c \sqrt{f'_c} + \rho_h f_{yh}) A_w \leq 0.66 \sqrt{f'_c} A_w \quad (1)$$

式中: $V_{ACI}$ 为受剪承载力预测值; $A_w$ 为剪力墙腹板面积,等于腹板厚度 $b_w$ 乘以墙体长度 $l_w$ ;  $f_{yh}$ 和 $\rho_h$ 为

水平钢筋屈服强度和配筋率;混凝土圆柱体抗压强度 $f_c'$ 在评价时取为实测值; $h_w$ 为剪力墙高度。系数 $\alpha_c$ 的取值与轴力有关,当轴力 $N$ 为压力(负值)时, $h_w/l_w \leq 1.5$ , $\alpha_c=0.25$ ;  $h_w/l_w \geq 2.0$ 时, $\alpha_c=0.17$ ;  $1.5 < h_w/l_w < 2.0$ 时, $\alpha_c$ 按线性差值取值;当轴力 $N$ 为拉力(正值)时,按式(2)取值。

$$\alpha_c = 0.17(1 - 0.29N/A_g) \geq 0 \quad (2)$$

式中, $A_g$ 为混凝土截面的毛面积。

JGJ 3—2010 规程<sup>[3]</sup>(简称“JGJ”)中 RC 剪力墙受剪承载力计算公式为:

$$V_{JGJ} = \frac{1}{\lambda - 0.5} \left( 0.4f_t b_w d_w + 0.1N \frac{A_w}{A_g} \right) + 0.8\rho_h f_{yh} b_w h_0 \quad (3)$$

其中: $\lambda$ 为剪跨比,其上、下限值分别为2.2和1.5; $f_t$ 为混凝土抗拉强度,其值根据Reineck等<sup>[20]</sup>提出的简化方法由 $f_c'$ 转换得到。

采用本文试验结果,对ACI 318-19和JGJ 3—2010的RC剪力墙受剪承载力公式进行评估,结果见表5。可见,对于压-剪承载力,ACI 318-19和JGJ 3—2010均偏于保守地预测了各试件的试验结果。试验值与预测值之比 $V_c/V_{ACI}$ 和 $V_c/V_{JGJ}$ 都随着目标轴拉力的增加而有所降低,但降幅较小(最大约12%)。对于拉-剪承载力, $V_l/V_{ACI}$ 随目标轴拉力的下降非常显著,最大降幅达45.9%。对于试件SW10-TC-3/3, $V_l/V_{ACI}$ 仅为0.98,说明对于目标轴拉力大于一定值时,ACI预测的拉-剪承载力偏于不安全。虽然 $V_l/V_{JGJ}$ 随着目标轴拉力的增加同样呈现出了下降趋势,但降幅相对较小(28.7%),其预测结果均偏于安全。此外,ACI对拉-剪承载力预测的变异系数(0.27)大于JGJ(0.15)。这说明了ACI规范过分低估了轴拉力对剪力墙受剪承

载力的不利影响,当剪力墙受到较大的轴拉力时可能导致不安全的受剪承载力设计。

### 3 有限元分析

由于试验研究中目标轴压力值受到连接铰承载力的限制,且试验参数取值范围有限,故采用非线性有限元模型对RC剪力墙在交替轴向拉压作用下的受剪承载力进行进一步分析。

#### 3.1 有限元模型

采用商业有限元软件ATENA<sup>[21-25]</sup>对剪力墙在交替轴向拉压作用下的抗震性能进行模拟。混凝土采用断裂-塑性本构模型<sup>[26]</sup>,该模型结合受拉断裂模型(Rankine失效准则)和受压塑性模型(Menétrey-Willam失效准则)来模拟结构的破坏,其混凝土模型的单轴应力-应变曲线和双轴破坏准则如图9所示。混凝土强度指标采用立方体抗压强度 $f_{cu}$ 试验值。

混凝土与钢筋之间黏结性能采用CEB-FIP model code 1990黏结-滑移本构模型<sup>[27]</sup>,如图10所示。根据试验,取 $S_1=0.6\text{ mm}$ , $S_2=0.6\text{ mm}$ , $S_3=1.0\text{ mm}$ , $\alpha=0.4$ , $\tau_{\max}=2.0\sqrt{f_c}$ , $\tau_f=0.15\tau_{\max}$ 。采用考虑钢筋强化阶段的双折线本构模型,弹性模量、强化模量和屈服强度根据表3取实测值。

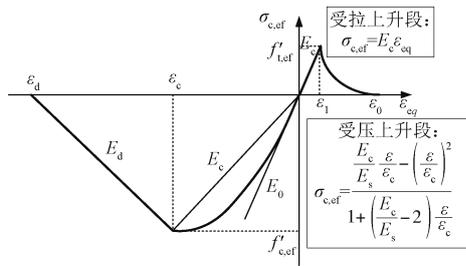
如图11a所示,试件混凝土部分(加载梁、基础梁和墙体)和单向铰加载板均采用四边形二维平面单元。其中,剪力墙边缘约束构件(暗柱)采用平面应变单元考虑箍筋的约束作用,其他部位均采用平面应力单元,各部位相邻边通过fixed contact for line进行绑定。单向铰加载板采用线弹性材料本构,弹性模量取为 $E_s=2 \times 10^5\text{ MPa}$ 。钢筋采用杆单元进行分离式建模,如图11b所示。基础

表5 规范受剪承载力公式评估结果

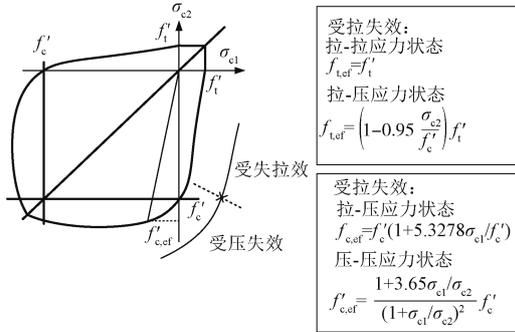
Table 5 Evaluation of shear capacity formulas in codes

试件编号	峰值剪力/kN	压-剪作用				拉-剪作用			
		$V_{ACI}/\text{kN}$	$V_c/V_{ACI}$	$V_{JGJ}/\text{kN}$	$V_c/V_{JGJ}$	$V_{ACI}/\text{kN}$	$V_l/V_{ACI}$	$V_{JGJ}/\text{kN}$	$V_l/V_{JGJ}$
SW10-C-3	996.5	652	1.53	547	1.82	—	—	—	—
SW10-T-1	681.0	—	—	—	—	376	1.81	377	1.81
SW10-TC-1/3	685.1 (S)	—	—	—	—	376	1.82	381	1.80
	1 038.6 (N)	680	1.53	568	1.83	—	—	—	—
SW10-TC-2/3	512.3 (S)	—	—	—	—	369	1.39	329	1.56
	941.5 (N)	673	1.40	562	1.67	—	—	—	—
SW10-TC-3/3	360.4 (S)	—	—	—	—	369	0.98	279	1.29
	898.2 (N)	668	1.34	559	1.61	—	—	—	—
平均值			1.45		1.73		1.50		1.62
变异系数			0.07		0.06		0.27		0.15

注:试件SW10-C-3、SW10-T-1的峰值剪力为试件在两个水平方向上峰值荷载的平均值。



(a) 单轴应力-应变曲线



(b) 双轴应力-应变曲线

图9 混凝土本构模型图<sup>[26]</sup>

Fig. 9 Concrete constitutive model<sup>[26]</sup>

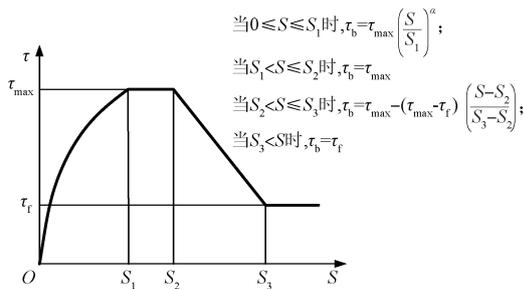


图10 CEB-FIP model code 1990 黏结-滑移模型<sup>[27]</sup>

Fig. 10 CEB-FIP model code 1990 bond slip model<sup>[27]</sup>

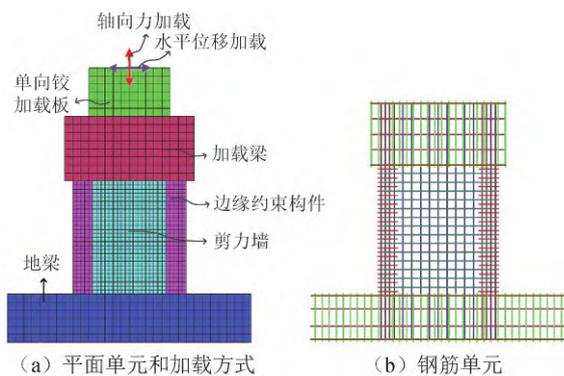


图11 RC剪力墙有限元模型

Fig. 11 Finite element model of RC shear wall specimens

梁底部受到固定约束,轴向力和水平位移加载均施加在加载板顶部中间节点上,模拟试验中试件通过单向铰进行加载。墙的混凝土单元尺寸约为50 mm×50 mm,而加载梁和地梁的单元尺寸为100 mm×100 mm。

### 3.2 模型验证

图7中对比了试验与有限元模拟的剪力-水平位移角滞回曲线,可以看出,试件与有限元模型的峰值荷载和峰值转角接近,误差均小于5.0%,加载刚度和卸载刚度吻合较好,说明所建立的有限元模型较为准确地模拟了不同轴力作用下RC剪力墙的滞回特性。此外,图12中给出了有限元模型达到峰值荷载时各试件的裂缝形态对比,结合图5可以发现,有限元模拟的混凝土裂缝形态和宽度能够在一定程度上反映试验现象。如试件在拉-剪状态下的裂缝宽度大于压-剪状态;随着目标轴拉力的增加,交替拉压试件在拉-剪峰值剪力下裂缝的分布范围变大,裂缝宽度也增加。这表明有限元模型可以在一定程度上反映RC剪力墙在交替轴向拉压作用下的裂缝发展和损伤状态。

### 3.3 轴向交替拉压作用对受剪承载力的影响

已有研究表明,建筑物底层剪力墙结构在重力作用下的平均轴压比约为0.1<sup>[28]</sup>,而在重力和地震的共同作用下,剪力墙构件的最大轴压比可能在0.3到0.6之间<sup>[29-31]</sup>。由于剪力墙顶部连接铰承载力的限制,试验最大轴压比限制在0.3。为达到不同的目标轴拉力,试验改变了平衡点轴压力。为了弥补试验研究的不足,采用经验证的有限元模型,实现剪力墙在平衡点轴压比不变(均为0.1)的情况下更高目标轴压力与目标轴拉力的工况。所设计的剪力墙有限元模型的加载参数见表6,其中最高的目标轴压力和目标轴拉力分别达到4200 kN和2800 kN,对应最大名义拉应力和最大轴压比分别为4.0*f*<sub>t</sub>和0.6,剪力墙有限元模型的几何尺寸与配筋均与试验试件相同。混凝土轴心抗压强度与抗拉强度取34 MPa和2.8 MPa,钢筋材性按表3取值。

剪力墙模型在不同轴力作用下的水平剪力与顶点位移角的骨架曲线如图13所示。可见,随着目标轴拉力的增大,交替拉压剪力墙在拉-剪状态下的峰值剪力逐渐减小。交替拉压剪力墙与相应拉-剪对照模型相比,其受剪承载力基本一致,说明交替轴向拉压作用对剪力墙的拉-剪承载力影响很小,但交替拉压剪力墙在拉-剪状态下的延性要显著差于拉-剪对照模型。这是由于交替拉压剪力墙的破坏由压-剪状态控制,导致其在拉-剪状态下的良好延性无法被充分发挥。

对于压-剪受力状态,交替拉压剪力墙的受剪承载力低于其压-剪对照模型。模型SW-TC-2/4、SW-TC-3/5、SW-TC-4/6在压-剪状态下的峰值剪力分别低于其对照模型13.5%、20.7%、36.1%。

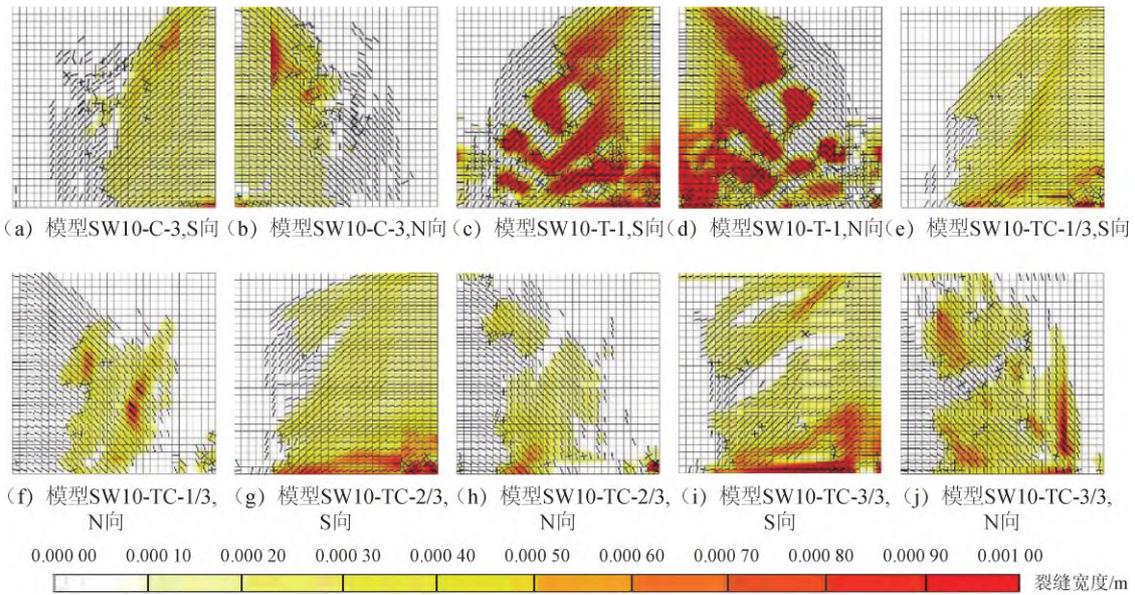


图 12 峰值荷载时各剪力墙试件有限元模型的裂缝形态

Fig. 12 Crack pattern of finite element models of shear walls under peak load

表 6 模型设计轴向加载参数

Table 6 Design loading parameters for numerical shear walls

模型编号	加载方式	目标轴拉力 $N_t/kN$	目标轴压力 $N_c/kN$	平衡点轴压 力 $N_e/kN$	最大名义 拉应力	平衡点 轴压比	最大 轴压比
SW10-C-4	竖向轴压力, 水平往复位移	—	2 800	—	—	—	0.4
SW10-C-5		—	3 500	700	—	0.1	0.5
SW10-C-6		—	4 200	—	—	—	0.6
SW10-T-2	竖向轴拉力, 水平往复位移	1 400	—	—	$2.0f_t$	—	—
SW10-T-3		2 100	—	700	$3.0f_t$	0.1	—
SW10-T-4		2 800	—	—	$4.0f_t$	—	—
SW10-TC-2/4	竖向拉压轴力, 水平往复位移	1 400	2 800	—	$2.0f_t$	—	0.4
SW10-TC-3/5		2 100	3 500	700	$3.0f_t$	0.1	0.5
SW10-TC-4/6		2 800	4 200	—	$4.0f_t$	—	0.6

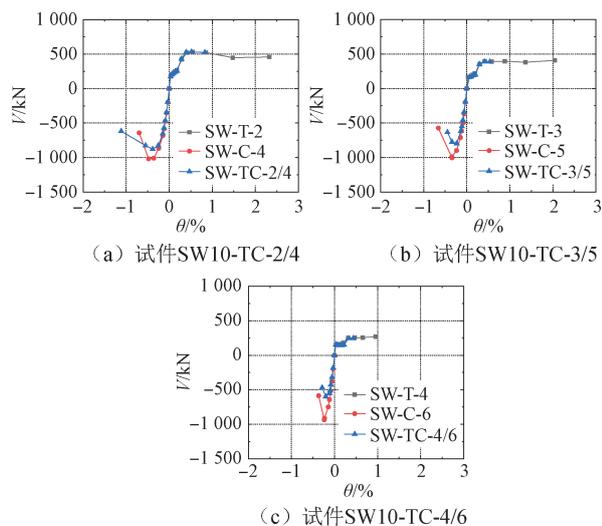


图 13 不同轴力作用下剪力墙模型的剪力  $V$ -水平位移角  $\theta$  骨架曲线

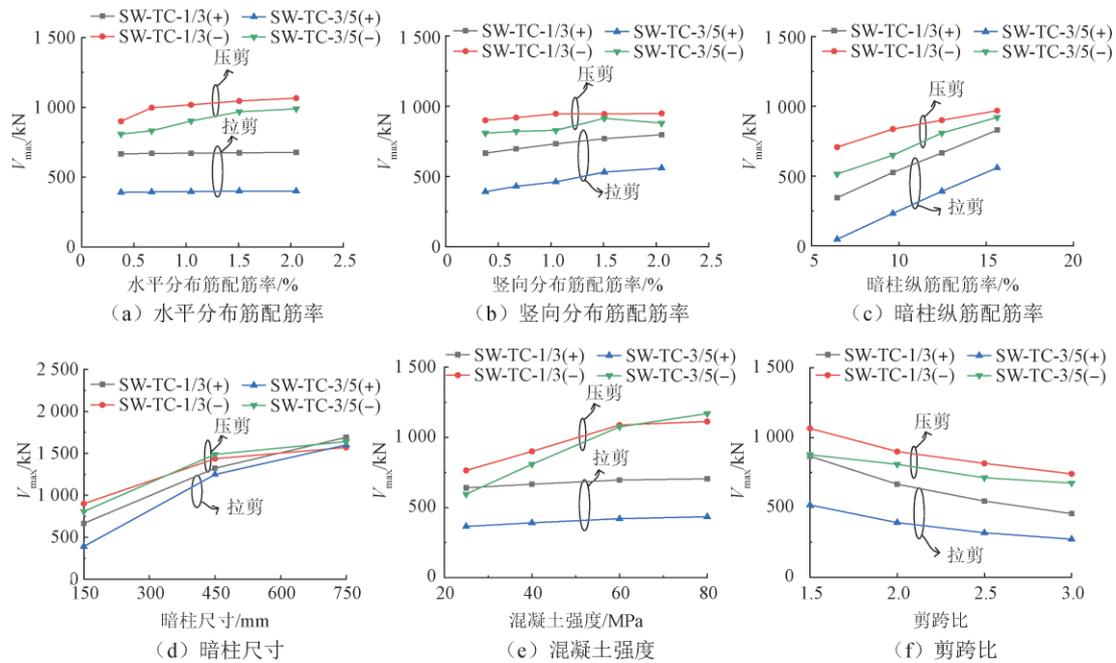
Fig. 13 Skeleton curves of numerical shear walls under different axial forces

这说明交替轴向拉压作用对剪力墙的压-剪承载力产生了不利影响。当目标轴拉力过大(如最大名义拉应力大于  $3.0f_t$ )时,剪力墙的压-剪承载力可能出现非常显著的下落。有限元分析结果表明,在剪力墙抗震设计中控制构件中的最大名义拉应力是有必要的。

### 3.4 参数分析

基于剪力墙有限元分析模型 SW-TC-1/3、SW-TC-3/5,对水平分布钢筋、竖向分布钢筋、竖向纵筋、混凝土强度、剪跨比以及边缘约束构件宽度进行参数分析,研究各参数对交替轴向拉压作用下 RC 剪力墙受剪承载力的影响。每组参数分析仅改变 1 个参数取值,其他参数保持不变。参数分析结果如图 14 所示。

图 14a 中给出了水平分布筋配筋率对交替拉压剪力墙受剪承载力的影响。可见剪力墙在压-



注:图中“(+)”代表拉剪荷载作用,“(−)”代表压剪荷载作用。

图 14 基于剪力墙有限元模型的参数分析

Fig. 14 Parameter analysis based on the finite element model of shear walls

剪状态下的受剪承载力随水平分布筋配筋率的增加而提高,而拉-剪承载力基本不受影响。由图 14b 可见,增大竖向分布筋配筋率对剪力墙压-剪承载力的影响较小,但能显著提高其拉-剪承载力。

图 14c 中给出了当暗柱尺寸不变,暗柱纵筋配筋率增加时,剪力墙在拉-剪和压-剪状态下的受剪承载力均显著提高。由图 14d 可见,当暗柱纵筋配筋率不变,暗柱尺寸增加时,剪力墙的拉-剪承载力和压-剪承载力同样显著提高。这说明了增强边缘构件对提高交替拉压荷载作用剪力墙的受剪承载力是非常有效的。

图 14e 为混凝土强度对交替拉压荷载作用剪力墙受剪承载力的影响,可以看出压-剪承载力和拉-剪承载力均随混凝土强度的增加而提高,其中前者的提高幅度更大。

图 14f 中给出了交替拉压剪力墙受剪承载力随剪跨比的变化。可见随着剪跨比的减小,剪力墙的压-剪承载力和拉-剪承载力均提高。当目标轴拉力和目标轴压力相对较大时,承载力的提高幅度降低。

综上,交替拉压作用下剪力墙的拉-剪和压-剪承载力随着竖向分布钢筋配筋率、暗柱纵筋配筋率、暗柱尺寸和混凝土强度提高而提高,随剪跨比的增大而降低。水平分布钢筋配筋率的增加,能在一定程度上提高压-剪承载力,但对拉-剪承载力的影响并不明显。

## 4 双肢剪力墙的墙肢内力分配

在 JGJ 3-2010<sup>[3]</sup> 中规定:经过抗震设计的双肢剪力墙,其墙肢不宜出现小偏心受拉;当任一墙肢为偏心受拉时,另一墙肢的弯矩设计值及剪力设计值应乘以增大系数 1.25。由图 7 中滞回曲线可以看出,剪力墙在轴向压力作用下的抗侧刚度大于其在轴向拉力作用下的抗侧刚度。可以推断当双肢剪力墙的一侧墙肢受拉时,水平剪力在两侧墙肢中的分布会发生显著变化,即受压侧墙肢将承担更多的剪力。为此,基于文中试验结果与有限元分析结果,对双肢剪力墙中底层墙肢内力的分配进行研究。

### 4.1 基于单片剪力墙试验的剪力分配

当水平位移角的绝对值相等时,认为试件分别在推拉水平方向上的剪力  $V_l$  和  $V_c$  近似等于双肢剪力墙中受拉与受压侧墙肢所承担的剪力。基于这一假设,根据交替轴向拉压作用的 3 个剪力墙试件的骨架曲线,可以得到不同目标轴拉力下双肢剪力墙中墙肢的建立分配情况。定义受压侧墙肢的剪力增大系数  $\eta_v$  等于受压侧墙肢所承担的剪力与两侧墙肢所承担剪力的均值之比,即  $\eta_v = 2V_c / (V_c + V_l)$ 。

图 15 中给出了受压侧墙肢的剪力增大系数  $\eta_v$  随水平位移角增大的变化情况。可以看出,在水

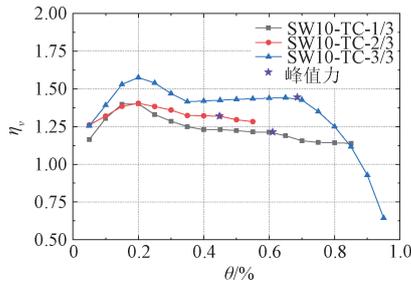


图 15 基于本文试验得到的受压侧墙肢剪力增大系数  
Fig. 15 Amplify coefficient of shear force for compressive wall piers based on test specimens in this study

平位移角 $\theta < 0.2\%$ 时, $\eta_v$ 随着 $\theta$ 的增大而显著提高。随后, $\eta_v$ 随 $\theta$ 的增大而减小,直至 $\theta$ 达到 $0.4\%$ 后 $\eta_v$ 进入稳定阶段。当水平位移角 $\theta$ 在 $0.4\%$ 至 $V_c$ 峰值所对应的位移角之间时, $\eta_v$ 变化很小。此后, $\eta_v$ 随 $\theta$ 的增大显著减小。此外,当受压侧墙肢的剪力达到峰值时,模型 SW10-TC-1/3、SW10-TC-2/3 和 SW10-TC-3/3 的 $\eta_v$ 分别为 1.21、1.32、1.44。这说明随着目标轴拉力的增加,压-剪状态的墙肢所承担的剪力将提高。

通过搜集已有剪力墙在交替轴向拉压作用下的试验结果<sup>[16-17]</sup>,并结合本文试验结果,图 16 中给出了峰值剪力荷载下受压侧墙肢的剪力增大系数 $\eta_v$ 随最大名义拉应力 $\sigma_t$ 的变化情况。可以看出受压侧墙肢的剪力增大系数 $\eta_v$ 随着名义拉应力 $\sigma_t$ 的增大而显著增大。特别地,当 $\sigma_t > 2f_t$ 后, $\eta_v$ 均大于 1.25。这说明随着目标轴拉力的增加,压-剪状态的墙肢所承担的剪力将提高。对于墙肢出现较高轴拉力的双肢剪力墙,JGJ 3—2010 中所建议的增大系数(1.25)可能低估了受压侧墙肢所承担剪力的增大幅度。

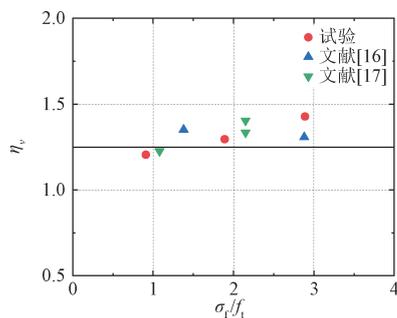


图 16 基于现有剪力墙试验的受压侧墙肢峰值剪力增大系数

Fig. 16 Amplify Coefficients of peak shear force for compressive wall piers based on existing test specimens

#### 4.2 基于联肢剪力墙有限元模拟的内力分析

基于单片剪力墙试验的受压侧墙肢剪力增大系数并不是在双肢剪力墙中直接获得的,并不能

准确反映双肢剪力墙中墙肢剪力的分配。为此,采用经验证的有限元模型对双肢剪力墙进行模拟,分析墙肢出现轴向受拉作用的双肢剪力墙中墙肢内力(剪力和弯矩)的分配情况。

采用文献[32]中完成的 3 个双肢剪力墙试件作为模拟对象。以双肢剪力墙 CW-2 为例,其有限元模型见图 17。除材料强度按试验结果取值外,采用的本构模型与 3.1 节相同。为提高计算效率采用了多种网格尺寸:底层墙肢和连梁网格尺寸为  $30\text{ mm} \times 30\text{ mm}$ ,其他层墙肢和连梁的网格尺寸为  $50\text{ mm} \times 50\text{ mm}$ ,地梁和加载梁的网格尺寸为  $100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$ 。剪力墙模型的加载制度与试验保持一致,在前期采用荷载控制,后期改为位移控制。顶部加载点的水平剪力-位移滞回曲线的试验结果和模拟结果如图 18 所示,可见有限元模型能够较好地模拟双肢剪力墙的整体受力与变形能力。此外,有限元模型对于交替轴向拉压作用的单片剪力墙的模拟可靠性已被有效地验证。因此,采用该有限元模型对联肢剪力墙中墙肢内力进行有限元分析可行。

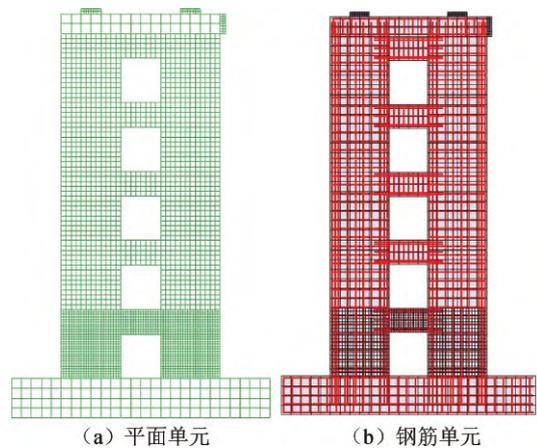


图 17 双肢剪力墙试件 CW-1~CW-3 的有限元模型

Fig. 17 Finite element models of coupled shear walls CW-1~CW-3

选取双肢剪力墙有限元模型的正向位移-水平剪力的骨架曲线,该曲线上各加载步中底层两侧墙肢的轴向力随着水平位移的变化情况如图 19a 所示。可见当水平位移大于  $1\text{ mm}$  后,受拉侧墙肢开始处于轴向受拉状态,拉力最大为模型 CW-2,最大轴向拉力达到  $263.2\text{ kN}$ ,对应名义轴拉力为  $2f_t$ ( $f_t$ 为混凝土抗拉强度,取实测值  $2.63\text{ MPa}$ )。

图 19b 和图 19c 中给出了双肢剪力墙有限元模型中底层受压侧墙肢中剪力和弯矩随水平位移的变化情况。定义弯矩增大系数 $\eta_m$ 等于受压侧墙

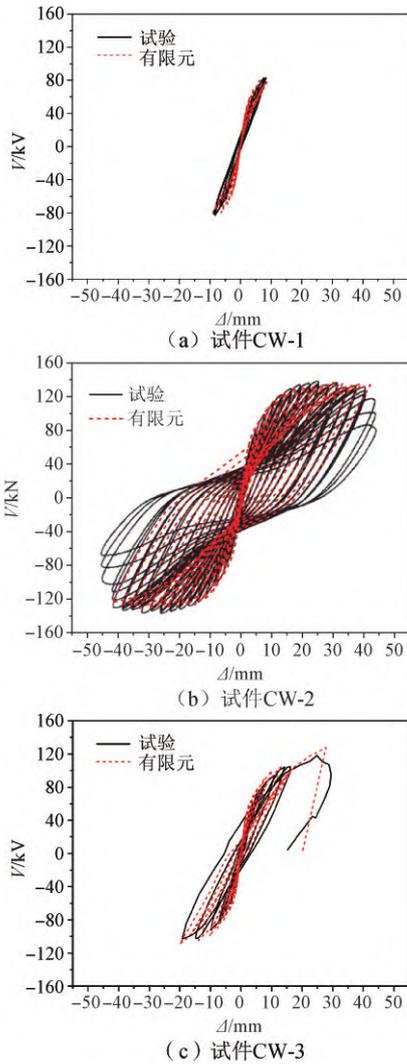


图 18 双肢剪力墙的试验及有限元模拟滞回曲线  
Fig. 18 Tested and numerical hysteresis curves of coupled shear walls

肢所承担的弯矩与两侧墙肢所承担弯矩的均值之比,即  $\eta_m=2M_c/(M_c+M_t)$ 。由图可见,当水平位移大于 3.0 mm 后,弯矩和剪力增大系数均大于 1.5 (除模型 CW-3 的剪力增大系数在一定水平位移范围内出现略小于 1.5 的情况)。这说明受压侧墙肢所承担的剪力和弯矩均显著高于受拉侧墙肢,且受压侧墙肢的弯矩增大系数大于剪力增大系数。双肢剪力墙模型 CW-1、CW-2 和模型 CW-3 在峰值荷载时,弯矩增大系数分别为 1.78、1.88 和 1.88,剪力增大系数分别为 1.67、1.57 和 1.50,均远大于 JGJ 3-2010 所建议的数值(1.25)。表明规范建议的受压侧墙肢的剪力增大系数和弯矩增大系数均偏小,可能导致所设计的剪力墙过早发生破坏,故建议对双肢剪力墙的剪力增大系数和弯矩增大系数的变化规律进行更加全面的研究。

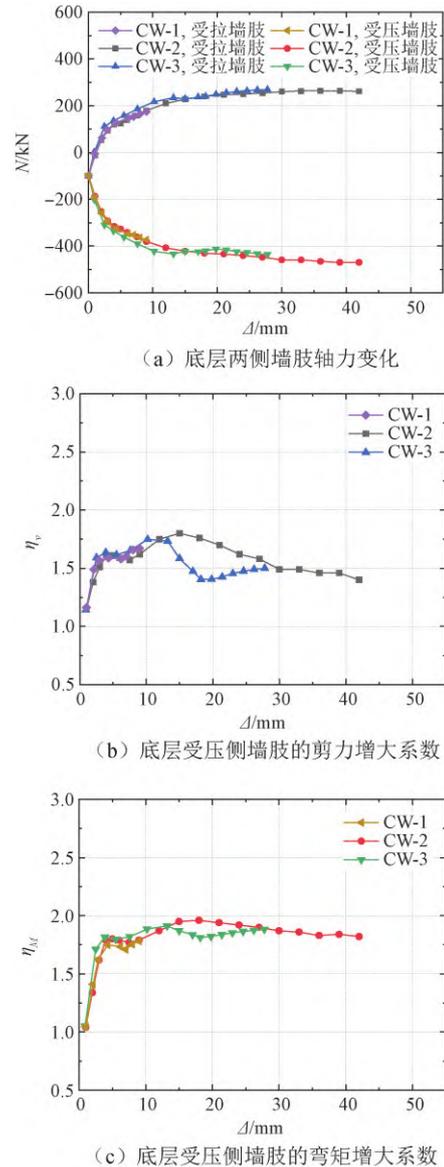


图 19 双肢剪力墙有限元模型的内力状态  
Fig. 19 Internal force state of finite element models of coupled shear walls

## 5 结论

1) 交替轴向拉压荷载作用下,受剪切破坏控制的 RC 剪力墙在拉-剪和压-剪状态下的裂缝发展不一致。在水平位移角绝对值相同时,拉-剪状态下裂缝的分布范围更广,裂缝宽度更大。交替轴向拉压荷载作用剪力墙首先在压-剪状态下达到峰值剪力(压-剪承载力),随后达到拉-剪承载力。

2) 交替轴向拉压荷载作用下 RC 剪力墙的拉-剪承载力和压-剪承载力均随着目标轴拉力的增加而降低,其中拉-剪承载力的下降幅度更大。对于同一剪力墙,其压-剪承载力大于拉-剪承载力。

3) 压-剪对照剪力墙发生了脆性的剪切破坏(剪压破坏),拉-剪对照剪力墙的破坏模式为延性的剪切-滑移破坏。交替轴向拉压荷载作用剪力墙均在压-剪状态下发生剪切破坏,随后因无法继续承担预定的轴向荷载而停止加载,其拉-剪性能无法被充分发挥。

4) 基于试验结果对 ACI 318-19 和 JGJ 3—2010 中的剪力墙受剪承载力公式进行评估,上述规范公式均偏于安全地预测墙肢的压-剪承载力。对于拉-剪承载力,ACI 318-19 和 JGJ 3—2010 均低估了轴拉力对剪力墙受剪承载力的不利影响。当墙肢受到的截面最大名义拉应力大于 3.0 $\sigma_c$ 时,ACI 318-19 相关公式对拉-剪承载力预测结果偏于不安全。

5) 有限元分析结果表明,交替轴向拉压荷载作用对剪力墙的压-剪承载力产生了不利影响,但对拉-剪承载力的影响较小。此外,交替轴向拉压荷载作用显著降低了剪力墙在拉-剪状态下的延性。拉-剪和压-剪承载力随着竖向分布钢筋配筋率、暗柱纵筋配筋率、暗柱尺寸和混凝土强度提高而提高,随剪跨比的增大而降低。水平分布钢筋配筋率的增加,可以在一定程度上提高压-剪承载力,但对拉-剪承载力的影响并不明显。

6) 对双肢剪力墙中墙肢内力的分析表明,一侧墙肢出现受拉状态时,另一侧受压墙肢所承担的剪力和弯矩会显著增大,且增大幅度可能超过 JGJ 3—2010 规定的增大系数。

### 参 考 文 献

[1] JI X, CHENG X, XU M. Coupled axial tension-shear behavior of reinforced concrete walls [J]. *Engineering Structures*, 2018, 167: 132-142.

[2] NIE X, WANG J J, TAO M X, et al. Experimental study of shear-critical reinforced-concrete shear walls under tension-bending shear-combined cyclic load [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2020, 146 (5) : 04020047.

[3] 高层建筑混凝土结构技术规程: JGJ3—2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010. (Technical specification for concrete structures of tall building: JGJ3—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010. (in Chinese))

[4] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete (ACI 318-19): commentary on building code requirements for structural concrete (ACI 318R-19) [S]. Farmington Hills, MI: American Concrete Institute, 2019.

[5] 抗剪强度专题研究组. 钢筋混凝土偏心受压和偏心受拉构件的抗剪强度 [J]. *建筑结构学报*, 1982, 3

(5): 1-10. (Research Group on Shear Strength. Shear strength of reinforced concrete eccentric compression or tension members [J]. *Journal of Building Structures*, 1982, 3(5): 1-10. (in Chinese))

[6] 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): 35-42. (LI Hongnan, LI Bing . Experimental study on seismic restoring performance of reinforced concrete shear walls [J]. *Journal of Building Structures*, 2004, 25(5): 35-42. (in Chinese))

[7] 梁兴文, 杨鹏辉, 崔晓玲, 等. 带端柱高强混凝土剪力墙抗震性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2010, 31(1): 23-32. (LIANG Xingwen, YANG Penghui, CUI Xiaoling, et al. Experimental studies on seismic behavior of high strength concrete shear wall with boundary columns [J]. *Journal of Building Structures*, 2010, 31(1): 23-32. (in Chinese))

[8] 方小丹, 李照林, 韦宏, 等. 高配筋率边缘约束构件高强混凝土剪力墙抗震性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2011, 32(12): 145-153. (FANG Xiaodan, LI Zhaolin, WEI Hong, et al. Experimental study on seismic behavior of high performance concrete shear wall with high reinforcement ratio boundary elements [J]. *Journal of Building Structures*, 2011, 32(12): 145-153. (in Chinese))

[9] 王铁成, 赖天宇, 赵海龙, 等. 钢筋混凝土剪力墙拉剪受力性能试验 [J]. *建筑结构*, 2017, 47(2): 64-69. (WANG Tiecheng, LAI Tianyu, ZHAO Hailong, et al. Tensile-shear mechanical performance test of reinforced concrete shear wall [J]. *Building Structure*, 2017, 47(2): 64-69. (in Chinese))

[10] 任重翠, 肖从真, 徐培福. 钢筋混凝土剪力墙拉剪性能试验研究 [J]. *土木工程学报*, 2018, 51(4): 20-33. (REN Chongcui, XIAO Congzhen, XU Peifu. Experimental study on tension-shear performance of reinforced concrete shear wall [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2018, 51(4): 20-33. (in Chinese))

[11] 谢岳峻. 低剪跨比钢筋混凝土剪力墙抗震性能试验研究 [D]. 广州: 华南理工大学, 2018: 7-13. (XIE Yuejun. Experimental study on seismic behaviour of low-rise reinforced concrete shear walls [D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2018: 7-13. (in Chinese))

[12] 纪晓东, 徐梦超, 程小卫, 等. 中等剪跨比 RC 剪力墙拉-弯-剪受力性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2021, 42(3): 90-101. (JI Xiaodong, XU Mengchao, CHENG Xiaowei, et al. Experimental study on axial tension-flexure-shear behavior of moderate-aspect-ratio RC shear walls [J]. *Journal of Building Structures*, 2021, 42(3): 90-101 (in Chinese))

[13] CHENG X, JI X, HENRY R S, et al. Coupled axial tension-flexure behavior of slender reinforced concrete walls [J]. *Engineering Structures*, 2019, 188: 261-276.

- [14] 姚正钦, 方小丹, 韦宏. 偏心受拉钢筋混凝土剪力墙受剪性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2020, 41(4): 71-81. (YAO Zhengqin, FANG Xiaodan, WEI Hong. Experimental study on shear behavior of reinforced concrete shear walls under eccentric tension [J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(4): 71-81. (in Chinese))
- [15] WEI F, CHEN H, XIE Y. Experimental study on seismic behavior of reinforced concrete shear walls with low shear span ratio [J]. Journal of Building Engineering, 2022, 45: 103602.
- [16] 任重翠, 肖从真, 徐培福, 等. 钢筋混凝土剪力墙拉压变轴力低周往复受剪试验研究[J]. 土木工程学报, 2018, 51(5): 16-25. (REN Chongcui, XIAO Congzhen, XU Peifu, et al. Low-cyclic repeated shear test on tension-compression variable axial force of reinforced concrete shear wall [J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(5): 16-25. (in Chinese))
- [17] 黄健康, 程小卫, 李易, 等. 拉-压变轴力下小剪跨比RC剪力墙受剪试验研究[J]. 工程力学, 2024, 41(增刊1): 228-237. (HUANG Jiankang, CHENG Xiaowei, LI Yi, et al. Experimental study on shear behavior of RC shear walls with small shear span ratio under tension compression variable axial force [J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(Suppl. 1): 228-237. (in Chinese))
- [18] GEHRI N, MATA-FALCÓN J, KAUFMANN W. Automated crack detection and measurement based on digital image correlation [J]. Construction and Building Materials, 2020, 256: 119383.
- [19] GEHRI N, MATA-FALCÓN J, KAUFMANN W. Refined extraction of crack characteristics in Large-scale concrete experiments based on digital image correlation [J]. Engineering Structures, 2022, 251: 113486.
- [20] REINECK K H, KUCHMA D A, KIM K S, et al. Shear database for reinforced concrete members without shear reinforcement [J]. ACI Structural Journal, 2003, 100: 240-249.
- [21] DING Y B, CHEN H, SUN J M, et al. Lateral resistances of RC shear walls controlled by shear and sliding failure modes under axial tension [J]. Engineering Structures, 2024, 318: 118786.
- [22] CERVENKA V, CERVENKA J, JENDELE L, et al. ATENA simulation of crack propagation in CONCRACK benchmark [J]. European Journal of Environmental & Civil Engineering, 2014, 18: 828-844.
- [23] 易伟建, 黄斌, 陈晖. 腹筋对连续深梁剪切破坏影响的有限元分析[J]. 计算力学学报, 2017, 34(2): 175-182. (YI Weijian, HUANG Bin, CHEN Hui. Finite element analysis on the effect of web reinforcement on shear failure of reinforced concrete continuous deep beams [J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2017, 34(2): 175-182. (in Chinese))
- [24] CHEN H, YI W J, MA Z J. Shear size effect in simply supported RC deep beams [J]. Engineering Structures, 2019, 182: 268-278.
- [25] CHEN H, YI W J, MA Z J, et al. Modeling of shear mechanisms and strength of concrete deep beams reinforced with FRP bars [J]. Composite Structures, 2020, 234: 111715.
- [26] ČERVENKA J, PAPANIKOLAOU V K. Three dimensional combined fracture-plastic material model for concrete [J]. International Journal of Plasticity, 2008, 24: 2192-2220.
- [27] JENDELE L, CERVENKA J. Finite element modelling of reinforcement with bond [J]. Computers & Structures, 2006, 84: 1780-1791.
- [28] JUNEMANN R, HUBE M, DE LA LLERA, et al. Characteristics of reinforced concrete shear wall buildings damaged during 2010 Chile earthquake [C]// Proceedings of the 15th World Conference of Earthquake Engineering. Lisbon, Portugal: Sociedade Portuguesa de Engenharia Sismica, 2012: 5-7.
- [29] ZHANG Y, WANG Z. Seismic behavior of reinforced concrete shear walls subjected to high axial loading [J]. ACI Structural Journal, 2000, 97(5): 739-750.
- [30] MASSONE L, BONELLI P, LAGOS R, et al. Seismic design and construction practices for RC structural wall buildings [J]. Earthquake Spectra, 2012, 28(Suppl. 1): 245-256.
- [31] SU R L K, WONG S M. Seismic behavior of slender reinforced concrete shear walls under high axial load ratio [J]. Engineering Structures, 2007, 29(8): 1957-1965.
- [32] 陈云涛, 吕西林. 联肢剪力墙抗震性能研究: 试验和理论分析 [J]. 建筑结构学报, 2003, 24(4): 25-34. (CHEN Yuntao, LU Xilin. Seismic behavior of coupled shear walls-experiment and theoretical analysis [J]. Journal of Building Structures, 2003, 24(4): 25-34. (in Chinese))