

DOI:10.11918/202502001

# 冷弯型钢-固废泡沫混凝土异形拼合边柱轴压 试验及承载力设计方法

王路宇<sup>1</sup>, 胡壹<sup>1</sup>, 江力强<sup>2</sup>, 叶继红<sup>3</sup>, 孙鸿宇<sup>1</sup>, 李梦瑶<sup>1</sup>

(1. 中南林业科技大学 土木工程学院, 长沙 410004; 2. 中南大学 土木工程学院, 长沙 410075;  
3. 中国矿业大学 力学与土木工程学院, 江苏 徐州 221116)

**摘要:** 为提高冷弯型钢拼合柱稳定承载力, 进一步拓展冷弯型钢构件应用场景, 提出冷弯型钢-固废泡沫混凝土异形拼合边柱(CFS-SWFC)。不同于以往焊接钢管混凝土构件, 冷弯型钢拼合柱壁厚薄易屈曲且采用自攻螺钉拼接而成, 冷弯型钢与核心混凝土的组合效果尚不明确。开展4根异形空腔边柱和6根CFS-SWFC轴压试验, 对比分析试件屈曲机制和破坏模式。建立CFS-SWFC数值分析模型, 在试验验证基础上开展了多参数拓展分析, 研究强度、壁厚和截面尺寸等对试件承载力的影响。基于现行规范GB 50936—2014提出了CFS-SWFC承载力计算方法。结果表明: 固废泡沫混凝土提高试件稳定承载力达271%, 混凝土强度提高后变形能力最多下降18%, 但最终破坏模式未明显改变; FC强度、CFS厚度与截面尺寸对极限承载力影响显著, 大截面构件在提升FC强度时极限承载力提升得更高一些; 拼合边柱与固废泡沫混凝土存在一定组合效应, 现行规范以钢管屈服作为先决条件的计算方法不适用于该类截面, 经修正后公式预测效果与试验结果吻合较好, 最大误差为13%。

**关键词:** 冷弯型钢; 异形拼合边柱; 固废泡沫混凝土; 轴压试验

中图分类号: TU33 文献标志码: A 文章编号: 0367-6234(2026)02-0078-11

## Axial compression test and bearing capacity design method for special-shaped composite edge columns with cold-formed steel and solid waste foam concrete

WANG Luyu<sup>1</sup>, HU Yi<sup>1</sup>, JIANG Liqiang<sup>2</sup>, YE Jihong<sup>3</sup>, SUN Hongyu<sup>1</sup>, LI Mengyao<sup>1</sup>

(1. School of Civil Engineering, Central South University of Forestry and Technology, Changsha 410004, China;

2. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China;

3. School of Mechanics & Civil Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, Jiangsu, China)

**Abstract:** To improve the stability bearing capacity of cold-formed steel composite columns and further expand the application scenarios of cold-formed steel components, an innovative cold-formed steel-solid waste foam concrete (CFS-SWFC) special-shaped composite edge column was proposed. Unlike traditional welded steel tube concrete components, cold-formed steel composite columns are susceptible to buckling due to their varying wall thickness and are assembled using self-tapping screws, making the interaction between the cold-formed steel and the core concrete unclear. Four special-shaped hollow columns and six CFS-SWFC special-shaped composite section columns were tested under axial compression to compare and analyze their buckling mechanisms and failure modes. A numerical analysis model of CFS-SWFC was established. Based on experimental validation, a multi-parameter extended analysis was carried out to study the effects of strength, wall thickness, and cross-sectional dimensions on the bearing capacity of the specimens. A calculation method for the bearing capacity of CFS-SWFC was proposed based on the current code GB 50936—2014. The results indicate that the use of solid waste foam concrete enhances the stability and bearing capacity of the specimens by 271%. Although the increase in concrete strength leads to a maximum decrease in deformation capacity of 18%, the final failure mode remains largely unchanged. The strength of SWFC, the thickness of CFS, and the cross-sectional dimensions have a significant impact on the ultimate bearing capacity. Notably, for larger cross-sectional components, an increase in SWFC strength results in a relatively higher enhancement of the ultimate load-carrying capacity. There is a discernible interaction effect between the composite edge columns and the solid waste foam concrete. The current calculation method, which takes the yield of the steel tube as a prerequisite, is not applicable to this type of cross-section. After modifications,

收稿日期: 2025-02-05; 录用日期: 2025-03-18; 网络首发日期: 2025-04-25

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20250425.1220.003>

基金项目: 国家自然科学基金(52208224, 52378209); 湖南省科技厅湖湘青年英才项目(2023RC3057); 湖南省普通高校毕业生骨干教师培养计划(202410538004gg)

作者简介: 王路宇(2001—), 男, 硕士研究生; 叶继红(1967—), 女, 教授, 博士生导师

通信作者: 胡壹, hyi\_1991@163.com

the proposed formula demonstrates a good correlation with the experimental results, with a maximum error of 13%.

**Keywords:** cold-formed steel; special-shaped composite section edge columns; solid waste foamed concrete; axial compression test

冷弯型钢(CFS)对内部混凝土进行约束能够更好地发挥混凝土抗压能力,同时,混凝土也有助于改善CFS的抗屈曲能力,可以显著提升该结构的隔温及隔音效果。然而,在中国人口众多但土地利用率相对较少的情况下,为了将CFS混凝土结构从低层发展到多层,有必要进一步减轻构件自重,并提高CFS柱的极限承载力。

学者们已经进行了大量关于CFS拼合柱的研究<sup>[1-3]</sup>。吴丽丽等<sup>[4]</sup>对10根L形冷弯薄壁型钢组合钢管混凝土柱进行轴压试验,采用U形钢管与方钢管组合的方式改善了阴角处钢管对混凝土约束普遍较弱的问题,并提出基于“统一理论”的承载力建议计算公式。Tao等<sup>[5]</sup>测试了带或不带加劲肋的空腔柱,并将其与未配筋的混凝土填充柱进行了比较。使用现有的理论模型和设计规范分别预测了完全配筋组合截面的荷载-轴向应变关系和极限承载力。Iron等<sup>[6]</sup>研究了箱形截面高强钢桁架柱的屈曲行为,并提出了箱形截面高强钢桁架柱的允许压应力方程。褚云朋等<sup>[7]</sup>通过对24根工形拼合柱进行轴压试验,并将试验值与北美ASCI直接强度法的计算结果进行了对比,提出了针对该类型拼合柱构件承载力计算的建议设计方法。李艳春等<sup>[8]</sup>对27根CFS单肢柱、CFS拼合柱、CFS-泡沫混凝土(SWFC)拼合柱进行轴压试验与数值模拟,发现JGJ 138—2016相较于日本AIJ规范和美国LRFD规范计算的冷弯型钢-类地聚物泡沫混凝土拼合柱承载力更为

保守,提出了关于CFS-泡沫混凝土柱的理论计算公式。目前,对大量截面形式和加劲形式的CFS拼合柱进行了相当多的工作,但有几个问题仍未解决:CFS拼合柱因其薄壁特性易发生屈曲,且自攻螺钉的连接方式不同于传统焊接钢管混凝土构件,需针对屈曲风险进行优化设计;到目前为止,还没有完善的计算公式适用于CFS-SWFC异形拼合截面柱计算。

本研究对CFS-SWFC异形截面拼合柱的轴压性能进行了试验评估,建立了一个精细化数值分析模型,并进行了参数拓展分析,对比了不同SWFC强度、CFS厚度和截面尺寸等参数对试件极限承载力的影响。最后,将所有试验结果和数值分析结果与现行规范设计方法的预测屈曲承载力进行了对比,提出适用于该类CFS-SWFC异形拼合截面柱的建议计算公式。

## 1 试验

### 1.1 试验设计与制作

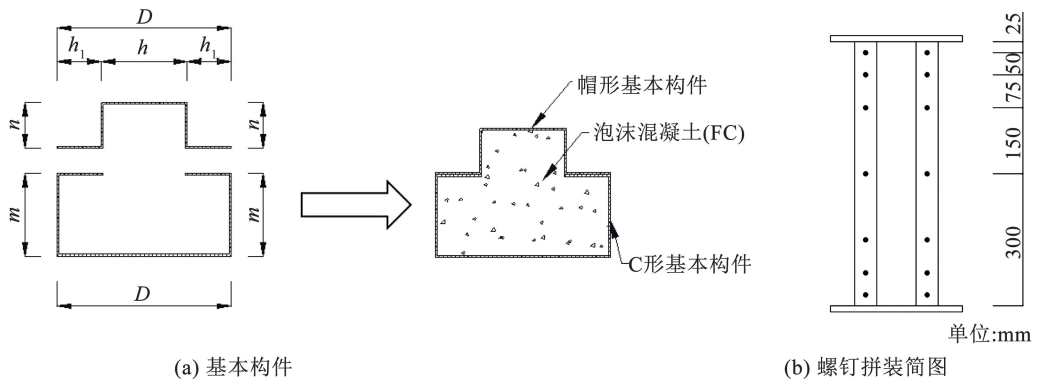
为了比较CFS-SWFC异形拼合边柱的各种参数对极限承载力的影响,共设计了4根空腔柱和6根CFS-SWFC柱,自攻螺钉型号为ST4.8×19。具体试件尺寸见表1。所用钢材为Q355 CFS。端部预制端板由一块300 mm×300 mm×14 mm的方形钢板和一个高度为2 mm的钢环焊接组成。试件的截面特征和组装见图1。

表1 试件的尺寸及参数

Tab. 1 Dimensions and parameters of test specimens

试件编号	SWFC 抗压强度/MPa	$t/mm$	$B/mm$	$D/mm$	$h_1/mm$	$h/mm$
S-1.2-H	空腔	1.2	140	190	50	90
S-2.0-H		2.0	140	190	50	90
L-1.2-H		1.2	190	240	50	140
L-2.0-H		2.0	190	240	50	140
S-1.2-6	6	1.2	140	190	50	90
S-2.0-6		2.0	140	190	50	90
S-1.2-10	10	1.2	140	190	50	90
S-2.0-10		2.0	140	190	50	90
L-1.2-10		1.2	190	240	50	140
L-2.0-10		2.0	190	240	50	140

注: $B$ 和 $D$ 分别代表整体异形试件尺寸的最大宽度和长度,其中, $B = m + n$ 。



(a) 基本构件

(b) 螺钉拼装简图

图 1 试验试件及组装示意

Fig.1 Schematic diagram of test specimens and assembly

### 1.2 材性实验

根据 GB/T 228.1—2010《金属材料拉伸试验第一部分:室温试验方法》<sup>[9]</sup>,共制备了 6 个试样。钢材应力-应变曲线见图 2。

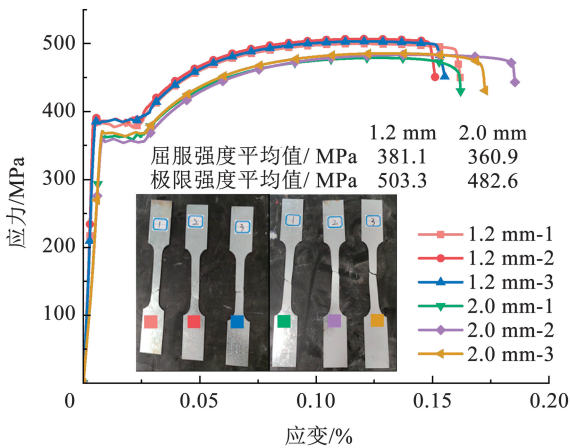


图 2 钢材应力-应变曲线

Fig.2 Stress-strain curves of steel

本试验所选泡沫混凝土中使用 P. O 42.5 的普通硅酸盐水泥,浇筑使用自来水,细骨料为硅质尾矿,选用 FB-602 植物蛋白发泡剂,配合比见表 2。根据 GB/T 50081—2002《普通混凝土力学性能试验方法标准》<sup>[10]</sup>,对两种混凝土配合比的试块进行了轴压试验,SWFC 棱柱体试块力学性能见表 3。

表 2 泡沫混凝土配合比

Tab.2 Mix ratios of foamed concrete

试件编号	设计干密度/( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	水泥/( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	硅灰/( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	纯水/( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	泡沫/( $\text{L}\cdot\text{m}^{-3}$ )	发泡剂/( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )
ST0	1 200	1 000	0	400	0.416 1	0.698
ST20	1 200	800	200	400	0.399 8	0.671

表 3 SWFC 棱柱体试块力学性能

Tab.3 Axial compression test data of SWFC prismatic test blocks

试件	$P_u/\text{kN}$	$f_{cu}/\text{MPa}$	极限抗压强度平均值/ $\text{MPa}$	$E_c/\text{MPa}$
ST0	202.9	9.02	10.04	14.957
	235.9	10.48		
	239.2	10.63		
ST20	139.4	6.21	6.11	11.586
	136.9	6.08		
	135.8	6.04		

注: $P_u$ 为极限荷载; $f_{cu}$ 为极限抗压强度; $E_c$ 为弹性模量。

### 1.3 加载装置

图 3 展示了本次试验的加载装置。采用位移加载与力控制加载相结合的加载方式,预加载过程对试验试件采用力控制加载制度,设置 4 kN 的预压力,加载速度为 1 kN/mm,持时 1 min。持续观察采集仪读数是否正常并进行物理对中,一切情况正常后开始正式加载。正式加载中,设计空腔柱加载速度为 0.5 mm/min, CFS-SWFC 柱加载速度为 1.5 mm/min。当试件承载力降至极限荷载的 50% 左右或试件出现明显破坏导致不能继续承受荷载的情况时,手动停止加载。

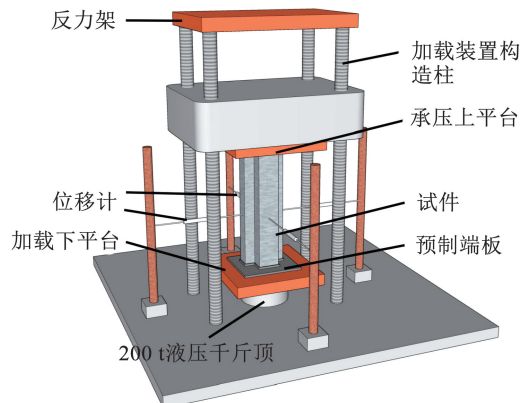


图 3 加载装置

Fig.3 Loading device

### 1.4 试验现象

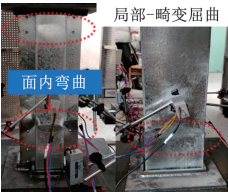
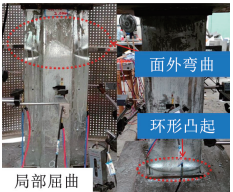
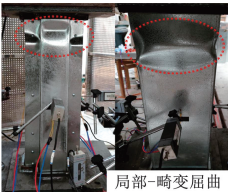
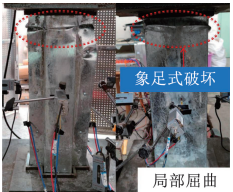
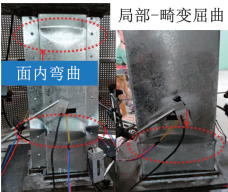
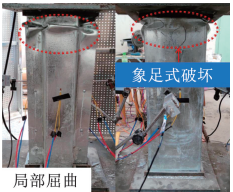
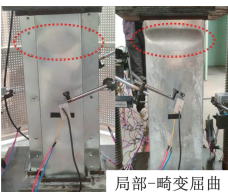

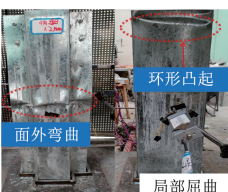

#### 1.4.1 破坏模式

试验试件的破坏模式如表 4 所示,所有试件在加载过程中均未出现整体失稳破坏。CFS-SWFC 柱中,加载初期均未出现明显变形现象,当试件荷载值接近极限荷载至开始下降阶段,各试件在相应的位置发生向外鼓曲变形并不断加大。大多数试件经历

对称或反对称破坏,且破坏均发生在上部。由于螺栓孔削弱了柱截面,局部屈曲变形主要集中在螺钉连接处。达到峰值荷载后,连接处的大多数螺钉未被拔出,可以确保拼合柱的基本构件之间仍然保持拼合形式。空腔柱的拼合基本构件出现棱线的弯曲变形,翼缘两侧发生面外弯曲变形。

表 4 试件破坏模式及对比

Tab. 4 Failure modes of specimens and comparison

试件编号	$\theta$	破坏模式	破坏形式	试件编号	$\theta$	破坏模式	破坏形式
S-1.2-H		下端 1/4 处发生面内弯曲的局部-畸变屈曲破坏		S-2.0-6	4.36	端部被明显压屈,帽形基本构件上端 1/3 处发生板件向外鼓曲,构件发生局部屈曲破坏	
S-2.0-H		上端 1/4 处拼合基本构件出现棱线的弯曲变形,翼缘两侧发生面外弯曲变形,构件发生局部-畸变屈曲破坏		S-1.2-10	0.96	端部发生象足式破坏,上端 1/4 处发生板件向外鼓曲,构件发生局部屈曲破坏	
L-1.2-H		下端 1/3 处拼合基本构件出现棱线的弯曲变形,翼缘两侧发生面外弯曲变形,构件发生局部-畸变屈曲破坏		S-2.0-10	2.61	端部发生象足式破坏,上端 1/5 处发生板件向外鼓曲,构件发生局部屈曲破坏	
L-2.0-H		上端 1/4 处发生面内弯曲的局部-畸变屈曲破坏		L-1.2-10	0.62	上端 1/3 高度处螺钉出现拔出现象,基本构件发生分离,核心混凝土被压碎,构件发生局部屈曲破坏与斜剪切破坏	
S-1.2-6	1.40	端部被明显压屈,帽形基本构件下端 1/3 处发生板件向外鼓曲,构件发生局部屈曲破坏		L-2.0-10	1.33	端部发生象足式破坏,上端 1/5 处发生板件向外鼓曲,构件发生局部屈曲破坏	

注: $\theta$ 为拼合柱套箍系数,计算方式见式(8)。

填充 SWFC 抑制了局部-畸变屈曲的破坏模式,并且构件由面内弯曲转变成面外弯曲,没有改变局部屈曲的破坏模式。SWFC 使得螺栓在该体系内展现出了显著增强的抗拔性能,大部分空腔柱局部屈曲变形都集中在螺栓连接处。浇筑完成后 SWFC 中干骨料沉积,导致顶部的 SWFC 强度较低,因此,大部分 CFS-SWFC 构件破坏位置都在上端,部分 CFS-SWFC 试件出现象足式破坏。如图 4 所示,由

于异形截面几何形状的不对称性,且拼合柱套箍系数仅为 0.62,在轴压过程中,不同部位的 SWFC 和 CFS 受力差异较大,容易在形状突变处产生斜向的拉应力集中,两个基本构件发生分离,难以约束核心 SWFC,最终该试件发生了斜剪切破坏。对比拼合柱套箍系数和破坏形式可以看出,CFS 与 SWFC 的协同工作性能要弱于传统的钢管混凝土。

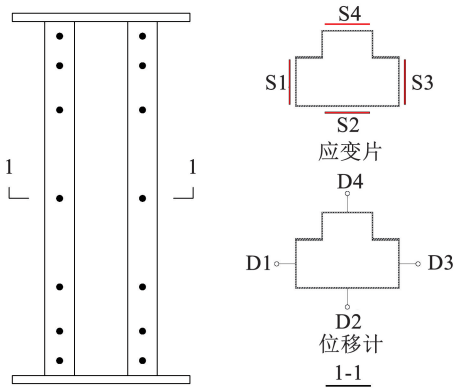


图 4 应变片及位移计布置

Fig. 4 Layout of strain gauge and displacement meter

#### 1.4.2 荷载-位移曲线对比

图 5、6 分别显示了试验柱的荷载-轴向位移曲线与荷载-侧向位移曲线。在加载初期, CFS-SWFC 柱荷载-轴向位移曲线呈现线性关系, 此时, CFS 和 SWFC 共同承担荷载。随着荷载不断增加, 曲线出现拐点, 试件进入弹塑性阶段, 直至达到极限承载力。结合图 6 分析可知, 在构件达到极限承载力之前, 侧向变形出现明显突变, 因为局部屈曲形成钢构件凹凸屈曲变形, 改变了构件侧向变形模式, 可通过侧向变形的模式判断是否发生局部屈曲。不同于传统钢管混凝土的是, CFS 壁厚较薄且依赖螺钉连接的完整性, 使得基本构件对核心混凝土约束效应较弱, 而传统钢管混凝土中混凝土的横向变形受到钢管限制的同时对钢管有一定的支撑作用, 使构件在达到极限承载力前不会因局部屈曲而导致侧向变形突然增大。

SWFC 可以有效约束 CFS 柱, 并显著提高柱的承载力, 试件 S-1.2-6、S-1.2-10、S-2.0-6、S-2.0-10 的承载力分别是试件 S-1.2-H 与 S-2.0-H 的 1.80、2.71、1.37 和 1.71 倍。

在加载阶段初期, CFS-SWFC 柱处于弹性阶段, SWFC 和 CFS 共同受力较为均匀, 试件荷载-位移曲线沿纵轴竖直向上, 较为笔直。空腔柱中由于残余应力、初始缺陷、对中误差、加工和拼合偏差等原因部分试件出现荷载-侧向位移曲线并没有沿纵轴竖直向上, 而是产生了偏差, 在添加 SWFC 之后有明显改善。CFS-SWFC 柱进入弹塑性阶段后, 承载力接近极限, 侧向位移突然增大, 荷载-侧向位移曲线沿着两侧分叉发展, 此时试件发生了局部屈曲变形而导致试件侧向位移突然改变。

在加载过程中, 一方面, 端部 SWFC 表面因施工制作难以避免存在不平整现象, 混凝土表面略低于钢构件; 另一方面, 钢材弹性模量远高于 SWFC, 按刚度分配更多竖向荷载作用。因此, C 形和帽形基本钢构件承受更大荷载作用, 而构件壁厚薄, 随荷载

逐渐增大后发生局部屈曲现象<sup>[11]</sup>。如图 6(b) 所示点应变发生急剧变化, 通过应变片可认为此时发生了局部屈曲。

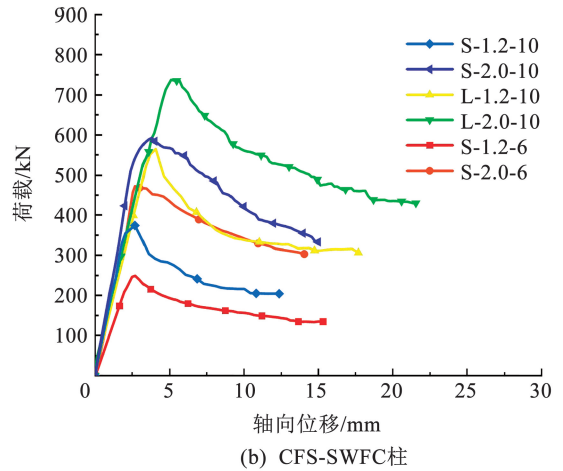
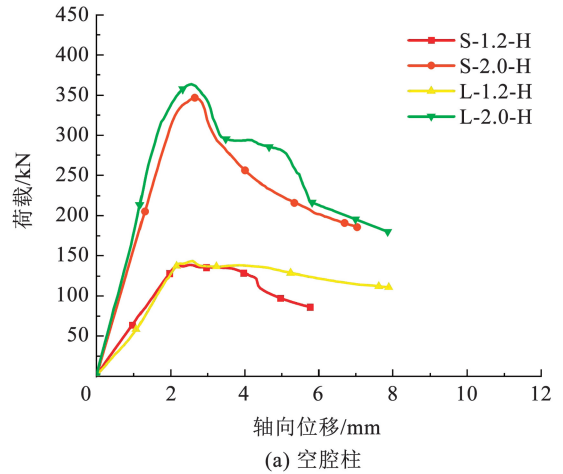


图 5 荷载-轴向位移曲线

Fig. 5 Load-axial displacement curves

#### 1.4.3 承载力与延性

通过延性系数<sup>[12]</sup>对构件的变形能力进行分析。由于所研究拼合构件的荷载-位移曲线没有明显屈服点, 将屈服位移取为荷载-位移曲线弹性段延长线和荷载峰值切线相交处的位移, 极限位移取为构件承载力下降到极限承载力 85% 时的位移。所得结果如表 5 所示。

延性系数:

$$\mu = \frac{\varepsilon_{85}}{\varepsilon_u} \quad (1)$$

式中:  $\mu$  为延性系数,  $\varepsilon_{85}$  为承载力下降到极限荷载 85% 时所对应的应变值,  $\varepsilon_u$  为轴压荷载-纵向平均应变曲线中荷载峰值所对应的应变。

$$\varepsilon_{85} = \frac{\Delta_{0.85}}{H} \quad (2)$$

$$\varepsilon_u = \frac{\Delta_u}{H} \quad (3)$$

式中:  $\Delta_{0.85}$  为荷载卸至极限承载力 85% 时所对应的实测轴向位移,  $\Delta_u$  为极限承载力对应的实测轴向位移。

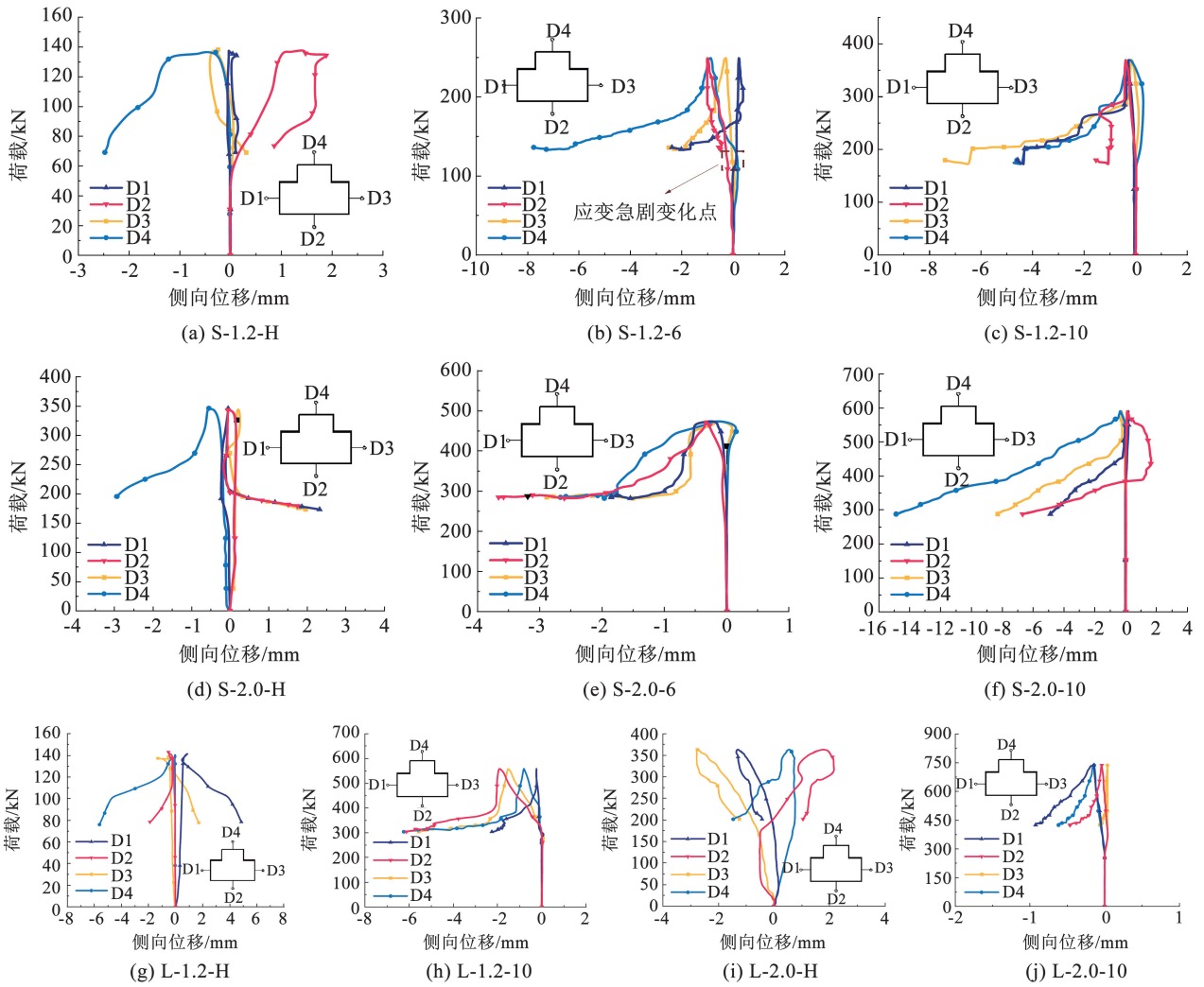


图6 荷载-侧向位移曲线

Fig. 6 Load-lateral displacement curves

表5 试验特征值分析

Tab. 5 Analysis of test characteristic values

试件编号	$f_u/kN$	$0.85f_u/kN$	$\epsilon_u$	$\epsilon_{0.85}$	$\mu$
S-1.2-6	249.22	211.84	0.004 5	0.006 4	1.42
S-2.0-6	475.08	403.82	0.004 5	0.010 4	2.31
S-1.2-10	373.90	334.82	0.004 5	0.005 5	1.23
S-2.0-10	592.02	503.22	0.006 3	0.012 0	1.90
L-1.2-10	564.32	479.67	0.006 8	0.013 3	1.96
L-2.0-10	737.85	627.17	0.008 5	0.013 2	1.55

注:  $f_u$  为试验得到的轴压试件的极限承载力。

SWFC 强度的提高可改善混凝土内部的微裂缝发展, 提高拼合柱的极限承载力, 但随着 SWFC 强度的提高, 混凝土破坏由细微裂缝开展破坏向骨料间形成较大裂缝的破坏模式转变, 因此, 拼合柱的变形能力相应降低<sup>[13]</sup>。S-1.2-10 与 S-2.0-10 试件的极限承载力是 S-1.2-6 与 S-2.0-6 的 1.5 和 1.25 倍。S-1.2-10 与 S-2.0-10 的变形能力是 S-1.2-6 与 S-2.0-6

的 0.87 和 0.82 倍。

#### 1.4.4 荷载-应变分析

图7、8 分别对应试件 S-1.2-H、S-1.2-6、S-1.2-10、S-2.0-H、S-2.0-6、S-2.0-10 的 4 个应变片。CFS-SWFC 柱荷载-应变曲线形状基本相似, 由于混凝土的约束作用, 增长速度较慢, 应变值较小。在初始加载阶段, 试件受力相对较均匀。随着加载的进行, 在相应位置出现了局部屈曲, 并且 SWFC 和 CFS 开始分离。通过实测数据可知, 随着 SWFC 强度的增加, 构件受力性能得到改善, CFS 与 SWFC 之间的协同工作性能得到改善。

CFS-SWFC 柱中 2.0 mm 钢材厚度试件峰值荷载后荷载-应变曲线存在平直段, 而空腔柱与 1.2 mm 钢材厚度 CFS-SWFC 柱在平直段出现时, 承载能力下降较多。因此, CFS-SWFC 柱中 2.0 mm 钢材厚度试件具有更好的承载变形能力以及更充分的安全储备。

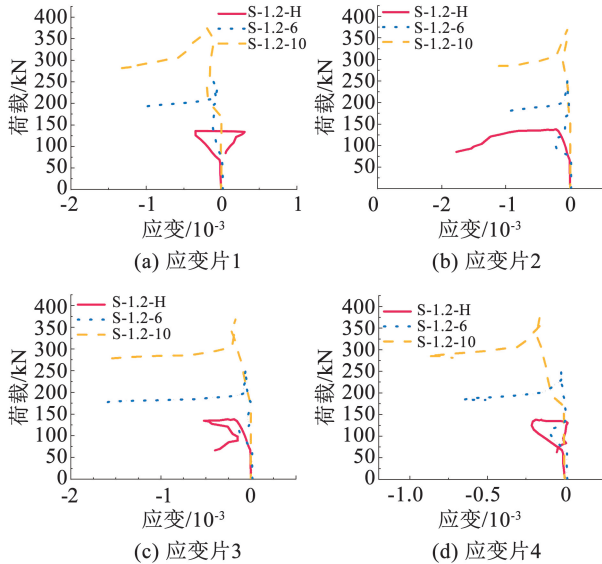


图 7 S-1.2-H、S-1.2-6、S-1.2-10 荷载-应变曲线

Fig. 7 Load-strain curves of S-1.2-H, S-1.2-6 and S-1.2-10

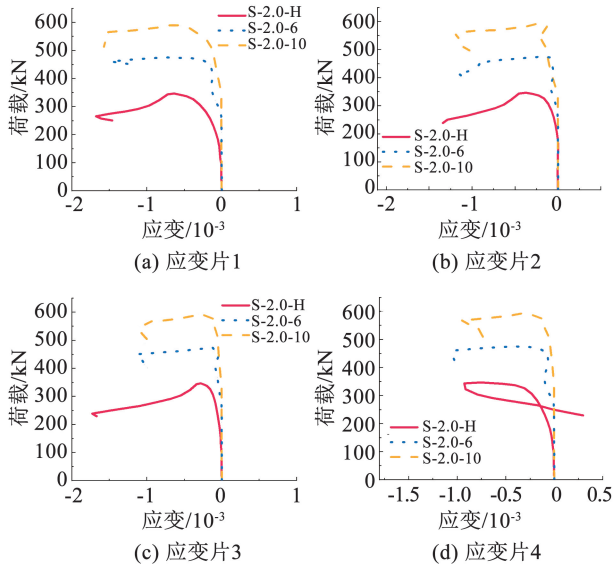


图 8 S-2.0-H、S-2.0-6、S-2.0-10 荷载-应变曲线

Fig. 8 Load-strain curves of S-2.0-H, S-2.0-6 and S-2.0-10

## 2 数值模拟研究

### 2.1 材料本构

根据材料试验结果,通过应力-应变曲线( $\sigma-\varepsilon$ )对 CFS 模型进行简化。SWFC 材料采用混凝土本构模型,材料本构模型见图 9。根据现有研究和 ABAQUS 使用手册<sup>[14]</sup>,SWFC 的 CDP 模型塑性指数中:膨胀角为  $30^\circ$ <sup>[15]</sup>;偏心率为 0.1%<sup>[16]</sup>;单轴抗压强度/双轴抗压强度为 1.16<sup>[17]</sup>;  $k$  为 0.666 7<sup>[14]</sup>;黏滞参数为  $0.000 5$ <sup>[18]</sup>。

### 2.2 数值分析模型

选择 S4R 壳单元模拟柱的组合钢构件,采用 C3D8R 实体单元模拟混凝土、自攻螺钉和预制端板。根据先前的研究,组装部件和预制端板的最佳

网格尺寸为 5 mm,自攻螺钉的网格尺寸为 1 mm,SWFC 部分的网格尺寸为 5 mm<sup>[19]</sup>。在相互作用模块中,组合钢构件之间采用面对面接触,法向硬接触,切向无摩擦。为防止板件穿透,CFS 与 SWFC 采用面对面接触。性能配置为切向罚函数行为,罚函数行为可以更好地模拟钢与混凝土之间的接触和相互作用<sup>[20-21]</sup>。摩擦因数为 0.3,法向为硬接触<sup>[22]</sup>。使用 Tie 命令将预制端板与拼合柱之间的接触以及螺钉与拼合柱之间的接触进行绑定。有限元模型的组装见图 10。

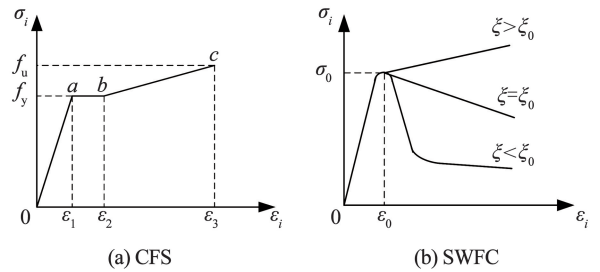


图 9 材料本构模型

Fig. 9 Material constitutive model

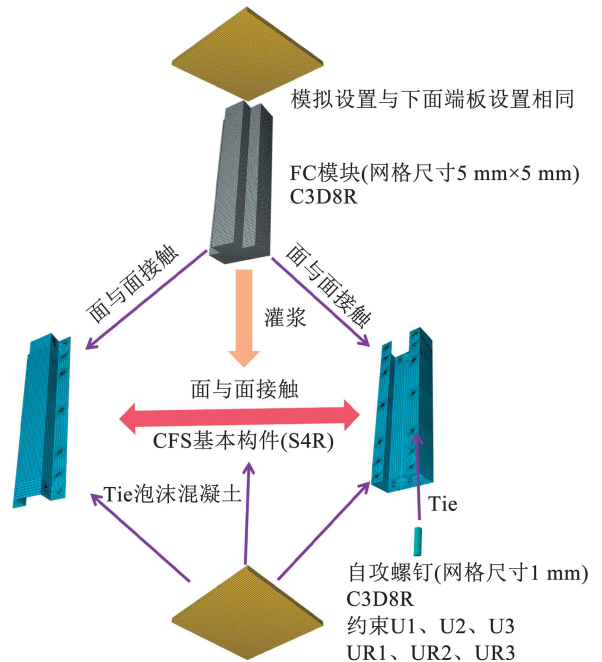


图 10 有限元模型装配

Fig. 10 Assembly of finite element method (FEM)

### 2.3 数值模型验证

建立试验试件数值模型,采用与试验相同加载方案,所有试件均呈现局部屈曲破坏。图 11 为 CFS-SWFC 柱数值模拟与试验所得破坏现象对比,二者基本相符。比较 CFS-SWFC 柱在试验和数值结果中的轴向荷载-竖向位移曲线,试验和模拟数据匹配均良好,表明本研究中采用的建模方法对于分析该类 T 型拼合截面 CFS-SWFC 柱是有效的。在数

值模拟过程中,边界条件、加载条件以及材料属性通常被设定为理想化状态,数值模拟与试验结果之间不可避免地存在一定程度的偏差。

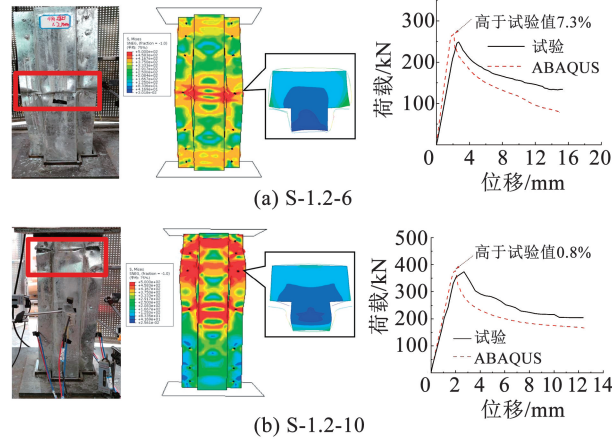


图 11 部分试件破坏模式与荷载-位移曲线对比

Fig. 11 Comparison of failure modes and load-displacement curves for selected specimens

### 3 参数拓展分析

#### 3.1 参数设计

有限元变参数分析模型设计混凝土立方体轴心抗压强度为 6、10、15 MPa; CFS 厚度为 1.2、1.5、1.8、2.0、2.2 mm; 小截面(腹板高 190 mm)、大截面(腹板高 240 mm)。有限元变参数承载力计算结果见表 6 所示。

表 6 有限元变参数承载力计算结果

Tab. 6 Calculation results of bearing capacity with variable parameters by finite element method

试件编号	$P_f$ /kN	试件编号	$P_f$ /kN	试件编号	$P_f$ /kN
S-1.2-6	389	S-1.2-15	566	L-1.2-10	672
S-1.5-6	489	S-1.5-15	668	L-1.5-10	767
S-1.8-6	576	S-1.8-15	765	L-1.8-10	896
S-2.0-6	632	S-2.0-15	819	L-2.0-10	1 037
S-2.2-6	686	S-2.2-15	872	L-2.2-10	1 085
S-1.2-10	466	L-1.2-6	513	L-1.2-15	855
S-1.5-10	571	L-1.5-6	618	L-1.5-15	961
S-1.8-10	661	L-1.8-6	749	L-1.8-15	1 070
S-2.0-10	714	L-2.0-6	851	L-2.0-15	1 189
S-2.2-10	770	L-2.2-6	927	L-2.2-15	1 274

注:  $P_f$  为轴压有限元模拟试件的极限承载力。

#### 3.2 参数影响

##### 3.2.1 SWFC 强度

为研究 SWFC 强度对 T 型拼合截面柱承载能力

的影响,保持其他参数不变,仅改变 SWFC 强度。以小截面、1.5 mm 钢材厚度系列与大截面、1.5 mm 钢材厚度系列构件为例。

该系列构件有限元加载的荷载-位移曲线如图 12 所示。随着 SWFC 强度的提高,曲线达到非线性阶段所需的荷载增加,这表明构件的变形能力变差,而承载力显著提高。小截面、1.5 mm 钢材厚度系列中,采用 SWFC 强度级别从 6 MPa 提升到 15 MPa 的拼合柱,有限元模型的荷载值分别提高了 16.8% 与 17.0%。大截面、1.5 mm 钢材厚度系列构件在提升 SWFC 强度时极限承载力提升得更高一些,当 SWFC 强度从 10 MPa 提升到 15 MPa 时,承载力提升了 25.3%。

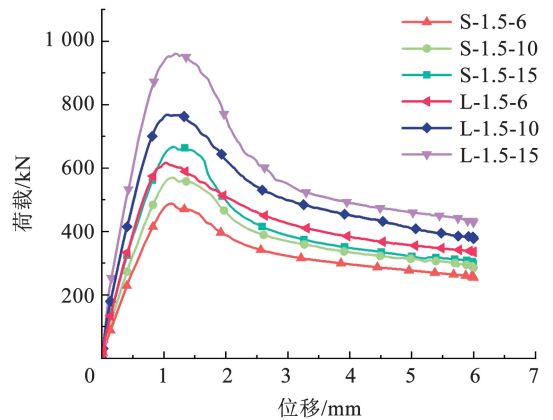


图 12 不同 SWFC 强度试件的荷载-位移曲线对比

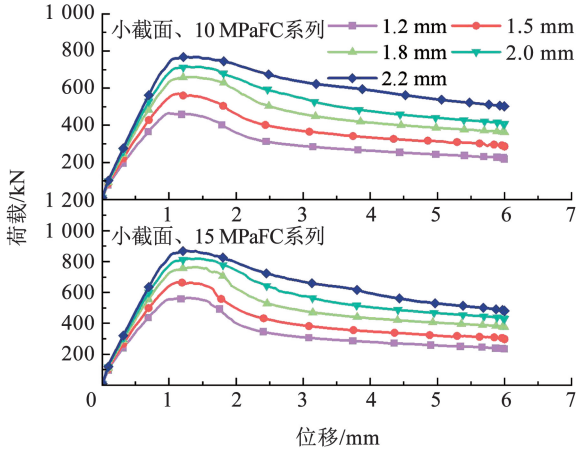
Fig. 12 Comparison of load-displacement curves for specimens with different SWFC grades

##### 3.2.2 CFS 厚度及套箍系数

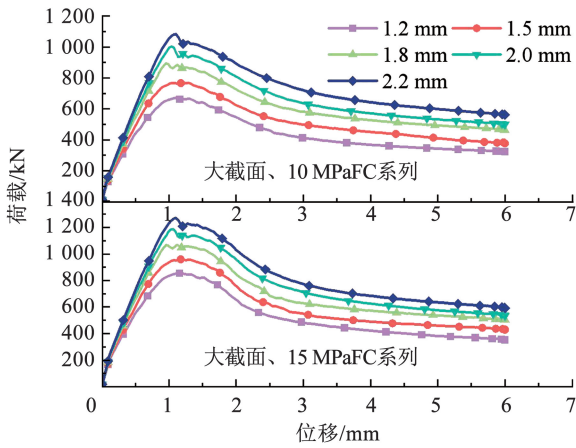
保持其他截面参数不变的情况下,选取 10 MPa 与 15 MPa 强度 SWFC 两种规格系列。

如图 13(a)、(b) 所示,同截面尺寸构件随着 CFS 厚度增加,拼合柱构件承载力明显提高并且增幅较为均匀。小截面、10 MPa 系列构件,当 CFS 厚度由 1.2、1.5、1.8、2.0 mm 逐级增加到 2.2 mm 时,构件套箍系数分别为 0.797、1.213、1.710、2.061 和 2.412,极限承载力分别提高 22.5%、15.8%、8.0% 和 7.3%; 对于小截面、15 MPa 系列构件,构件套箍系数分别为 0.534、0.813、1.146、1.381 和 1.616,构件极限承载力分别提高了 18.0%、14.5%、7.1% 和 6.5%; 对于大截面、10 MPa 系列构件,构件极限承载力分别提高了 14.1%、14.4%、15.7% 和 4.6%; 对于大截面、15 MPa 系列构件,构件套箍系数分别为 0.303、0.459、0.643、0.781 和 0.927,构件极限承载力分别提高了 12.4%、11.3%、11.1% 和 7.1%。总体发现,随着 CFS 厚度不断提高对于构件极限承

载力提升的影响会不断变小。同时,截面尺寸较小时,CFS 厚度提升对构件承载力的影响较大,随着构件截面尺寸的增大,CFS 厚度提升对试件承载力带来的影响不断减小。在小截面构件中,10 MPa 和 15 MPa 系列构件的套箍系数随 CFS 厚度增加均呈现较快的增长速率,且对 CFS 厚度的变化较为敏感。而在大截面构件中,套箍系数的增长幅度相对较小,表现出对 CFS 厚度变化的不敏感性。



(a) 小截面、10 MPa 与 15 MPa 系列



(b) 大截面、10 MPa 与 15 MPa 系列

图 13 不同 CFS 厚度构件的荷载-位移曲线对比

Fig. 13 Comparison of load-displacement curves for components with different CFS thicknesses

### 3.2.3 截面尺寸

在保持其他截面参数不变的情况下,选取小截面(腹板高 190 mm)与大截面(腹板高 240 mm)两种规格系列,如图 14 所示。可以看出,随着截面尺寸增大,构件极限承载力也会增大。L-1.2-6 相较于 S-1.2-6 极限承载力提升 31.88%, L-2.2-15 相较于 S-2.2-15 极限承载力提升 46.1%。

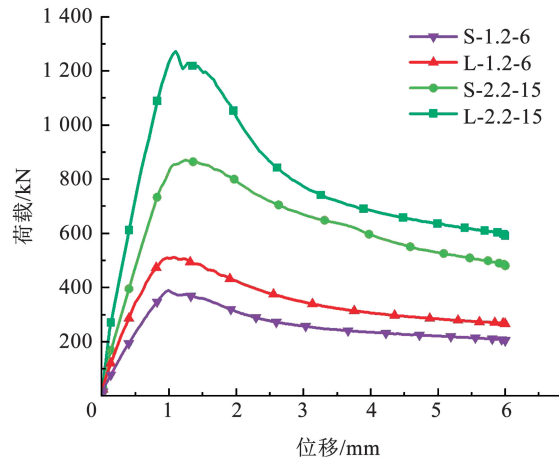


图 14 不同截面尺寸构件的荷载-位移曲线对比

Fig. 14 Comparison of load-displacement curves for components with different cross-sectional sizes

## 4 现行规范分析与计算公式

### 4.1 CFS-SWFC 柱承载力计算

GB 50936—2014《钢管混凝土结构技术规范》<sup>[23]</sup>中提出的考虑稳定性和约束效应的轴压试验试件极限承载力计算公式如下:

$$N = \varphi f_{sc} A_{sc} \quad (4)$$

式中: $N$ 为轴压试验试件的极限承载力, $\varphi$ 为稳定系数, $f_{sc}$ 为混凝土柱的抗压强度, $A_{sc}$ 为受压混凝土柱的面积。

$$\varphi = \frac{1}{2\bar{\lambda}_{sc}^2} \left[ \bar{\lambda}_{sc}^2 + (1 + 0.25\bar{\lambda}_{sc}) - \sqrt{[\bar{\lambda}_{sc}^2 + (1 + 0.25\bar{\lambda}_{sc})]^2 - 4\bar{\lambda}_{sc}^2} \right] \quad (5)$$

$$\bar{\lambda}_{sc} \approx 0.01\lambda_{sc} (0.001f_y + 0.781) \quad (6)$$

式中: $\lambda_{sc}$ 、 $\bar{\lambda}_{sc}$ 为试件的长细比和正则化长细比, $f_y$ 表示钢材的屈服强度。

$$f_{sc} = (1.212 + B\theta + C\theta^2)f_c \quad (7)$$

式中  $B$  和  $C$  为截面几何形状影响系数,根据规范取  $B = 0.131f/213 + 0.723$ ,  $C = -0.070f_c/14.4 + 0.026$ 。

由于本研究采用的 CFS 材料,难以达到传统钢管混凝土受力时钢管先发生屈服、随后混凝土被压碎的理想破坏模式,往往是先发生局部屈曲,试验过程也发现是该类破坏模式。在计算拼合柱套箍系数  $\theta$  时,选用 CFS 空腔拼合柱承载力取代原公式中钢管的设计承载力( $A_s f_y$ ),即

$$\theta = \frac{N_u}{A_s f_c} \quad (8)$$

$$A_{sc} = A_s + A_c \quad (9)$$

式中: $N_u$ 为试件去掉混凝土后空腔柱的极限承载力,计算方式参考本课题组已有研究<sup>[24]</sup>;  $f_c$ 为混凝土的抗压强度; $A_s$ 和  $A_c$ 分别为钢材和混凝土的截面积。

将试验值与 GB 50936—2014 中的计算值进行比较,结果见表 7。二者比值为 0.798 ~ 0.963,标准差为 0.056,且试验得到的试件极限承载力大于试件去掉混凝土后空腔柱的极限承载力与素混凝土的极限承载力的简单叠加,表面拼合边柱组合效应可以提供一定的约束效果。尽管偏于安全,但误差仍较大且呈现离散性。由于本研究采用的截面形式为 T 型截面,GB 50936—2014 中没有针对该类截面设定截面形状影响系数。拼合柱套箍系数  $\theta$  是导致 CFS-SWFC 拼合边柱承载力出现重大偏差的主要原因,后续将普通混凝土规范里面的套箍系数更换为适用于拼合柱的套箍系数并进行修正。

表 7 CFS-SWFC 柱计算值与试验值对比

Tab.7 Comparison of calculated and experimental values for CFS-SWFC columns

试件编号	$N_1/\text{kN}$	$f_u/\text{kN}$	$N_1/f_u$	$N_u/\text{kN}$	$N_c/\text{kN}$	$N_u + N_c/\text{kN}$
S-1.2-6	215.04	249.22	0.863	138.11	66.6	204.71
S-2.0-6	457.67	475.08	0.963	346.67	64.9	411.57
S-1.2-10	298.39	373.90	0.798	138.11	111.6	249.71
S-2.0-10	510.48	592.02	0.865	346.67	108.8	455.47
L-1.2-10	450.55	564.32	0.798	143.04	212.1	355.14
L-2.0-10	614.22	737.85	0.832	363.20	198.8	562.00

注: $N_1$  为由 GB 50936—2014 计算得到的轴压试件极限承载力; $f_u$  为试验得到的轴压试件的极限承载力; $N_c$  为轴压试件中素混凝土的极限承载力,计算方式参考文献[17]。

### 4.2 CFS-SWFC 柱计算公式与验证

提出符合此类截面形状的拼合柱截面形式的理论计算公式:

$$N = \varphi A_{sc} F_{sc} \quad (10)$$

$$F_{sc} = f_c (1.212 + B\theta + C\theta^2) \quad (11)$$

将  $1.212 + B\theta + C\theta^2$  等效为  $\eta\theta$ , 可得

$$N = \varphi A_{sc} f_c \eta\theta \quad (12)$$

$$\eta = \frac{N}{\varphi\theta A_{sc} f_c} \quad (13)$$

对  $\theta$  非线性拟合,得到  $\eta$  回归曲线,如图 15。

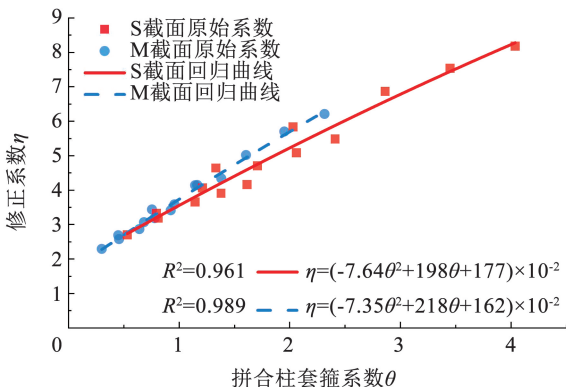


图 15 回归分析曲线

Fig. 15 Regression analysis curves

将修正系数  $\eta$  代入  $N = \varphi A_{sc} f_c \eta\theta$  中,得到修正后的试件极限承载力规范的计算值。图 16 对比了基于 GB 50936—2014、修正后公式计算结果与试验、模拟结果的误差。其修正后计算值与模拟值接近,比值为 0.89 ~ 1.13,平均值为 1.002,标准差为 0.05。

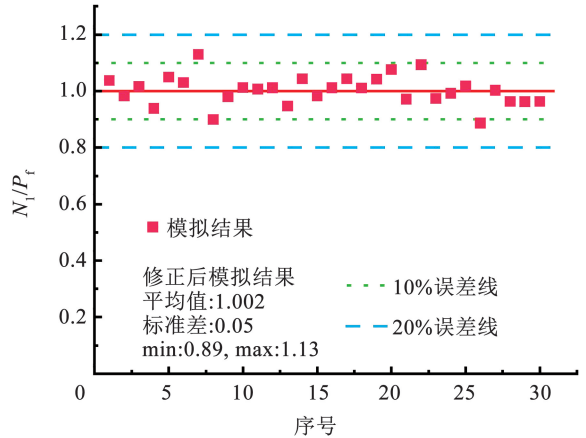


图 16 修正后公式计算承载力与模拟承载力的对比

Fig. 16 Comparison of adjusted formula calculated load capacity and simulated load capacity

## 5 结 论

1) 与空腔柱相比,添加 SWFC 的试件变形能力显著增强,同时延迟了局部屈曲的发生,SWFC 和 CFS 的共同工作可以发挥两种材料各自优势。试件 S-1.2-6、S-1.2-10、S-2.0-6、S-2.0-10 的极限承载力分别是空腔柱试件 S-1.2-H 与 S-2.0-H 的 1.80、2.71、1.37 和 1.71 倍。由于 L-1.2-10 套箍系数仅为 0.62,CFS 对核心混凝土约束不足,导致该试件基本组合构件发生了分离,最后发生了斜剪切破坏。SWFC 限制了畸变屈曲的发生,但局部屈曲的破坏模式没有明显改变。

2) 提出了 CFS-SWFC 精细化数值分析模型,可有效地捕捉试验试件的屈曲机制并预测其最终破坏模式。试件极限承载力的平均误差为 2.72%,表明该模型的有效性和适用性。在试验验证基础上开展参数拓展分析,发现 SWFC 强度、CFS 厚度与截面尺寸对试件承载力有显著影响,特别在 L-1.5 系列试件 SWFC 强度级别为 10 MPa 时,SWFC 强度级别提高 5 MPa 时承载力增加 25.3%。此外,随着构件截面尺寸的增大,CFS 厚度提升对试件承载力带来的影响不断减小。

3) 现行规范以钢管屈服作为先决条件的计算方法不适用于该类截面,计算 CFS-SWFC 柱的理论极限承载力时误差尽管偏于安全,但误差仍较大且呈现离散性。将 GB 50936—2014 里的套箍系数更

换为适用于拼合柱的套箍系数  $\theta$  进行非线性拟合, 提出针对不同截面尺寸的柱构件极限承载力的相应线性回归方程, 代入计算得到规范计算修正值, 规范修正值和模拟值对比结果表明拟合效果较好。

## 参考文献

- [1] 姚永红, 邵博. 基于 ECBL 理论的冷弯薄壁型钢柱相关屈曲研究[J]. 建筑钢结构进展, 2019, 21(5): 26  
YAO Yonghong, SHAO Bo. Research on interactive buckling of cold formed thin-walled steel columns based on ECBL theory [J]. Progress in Steel Building Structures, 2019, 21(5): 26. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2019.05.004
- [2] 王霄翔, 陈浩, 李再春, 等. 钢结构模块建筑非对称冷弯薄壁型钢柱轴压承载性能研究[J]. 绿色建筑, 2024(6): 2  
WANG Xiaoxiang, CHEN Hao, LI Zaichun, et al. Research on axial compression bearing performance of asymmetric cold-formed thin-walled steel columns in modular steel buildings[J]. Green and Low-carbon Modular Building Technology and Practice, 2024(6): 2
- [3] 崔瑶, 牛牧春, 杨璐. 冷弯薄壁型钢多肢拼合柱轴压试验研究[J]. 建筑钢结构进展, 2017, 19(6): 35  
CUI Yao, NIU Muchun, YANG Lu. Axial compression test on cold formed thin-walled steel built up section columns[J]. Progress in Steel Building Structures, 2017, 19(6): 35. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2017.06.005
- [4] 吴丽丽, 刘艳霞, 武海鹏, 等. L形冷弯薄壁型钢组合钢管混凝土柱轴压性能[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2025, 57(1): 77  
WU Lili, LIU Yanxia, WU HaiPeng, et al. Axial compressive performance of L-shaped concrete-filled cold-formed thin-walled steel tubular columns [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2025, 57(1): 77. DOI: 10.11918/202309070
- [5] TAO Zhong, HAN Linhai, WANG Zhibin. Experimental behaviour of stiffened concrete-filled thin-walled hollow steel structural (HSS) stub columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2005, 61(7): 962. DOI: 10.1016/j.jcsr.2004.12.003
- [6] IRON A, CHANG K H. The buckling behavior of high-strength steel truss columns with box section[J]. Journal of the Korean Association for and Spatial Structures, 2007, 7(3): 79
- [7] 褚云朋, 肖雅馨, 陈雪琴, 等. 锈蚀冷弯薄壁型钢工形拼合柱轴压性能试验研究[J/OL]. (2024-12-12). <https://link.cnki.net/urlid/51.1773.TB.20241211.1943.001>  
CHU Yunpeng, XIAO Yaxin, CHEN Xueqin, et al. Experimental study on axial compression performance of corroded cold-formed thin walled steel I-shaped column [J/OL]. (2024-12-12). <https://link.cnki.net/urlid/51.1773.TB.20241211.1943.001>
- [8] 李艳春, 韩爱红, 牛宏祥, 等. 冷弯型钢-类地聚物泡沫混凝土柱轴压性能[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2024, 56(10): 35  
LI Yanchun, HAN Aihong, NIU Hongxiang, et al. Axial compression performance of cold-formed steel-geopolymer foam concrete column [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2024, 56(10): 35. DOI: 10.11918/202307035
- [9] 中国钢铁工业协会. 金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法: GB/T 228.1—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021  
China Iron and Steel Association. Metallic materials—Tensile testing—Part 1: method of test at room temperature: GB/T 228.1—2021[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021
- [10] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 普通混凝土力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2019[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2019  
Ministry of Housing and Urban-rural Development of the People's Republic of China. Standard test methods for mechanical properties of ordinary concrete: GB/T 50081—2019[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2019
- [11] LIU Ruoqi, JIANG Liqiang, YE Jihong, et al. Buckling behavior and failure mechanism of cold-formed steel built-up special shape cross-section columns[J]. Engineering Failure Analysis, 2024, 165: 108716
- [12] 杨俊. 薄壁方钢管-再生混凝土短柱的轴压力学性能研究[D]. 泉州: 华侨大学, 2012  
YANG Jun. Axial compressive behavior of recycled concrete-filled thin-walled square steel tubular stub columns [D]. Quanzhou: Huaqiao University, 2012
- [13] 边瑾靓, 陈志华, 刘爽, 等. 轻钢-钢纤维再生混凝土组合短柱轴心受压性能试验研究[J]. 建筑钢结构进展, 2025, 27(5): 1  
BIAN Jinliang, CHEN Zhihua, LIU Shuang, et al. Experimental study on axial compression performance of light steel-steel fiber recycled concrete composite short column [J]. Progress in Steel Building Structures, 2025, 27(5): 1. DOI: 31.1893.TU.20240826.0935.006
- [14] HIBBITT K S. ABAQUS version 6.14 documentation [Z]. Providence: Dassault Systemes Simulia Corp, 2019
- [15] WOSATKO A, WINNICKI A, POLAK M A, et al. Role of dilatancy angle in plasticity-based models of concrete[J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2019, 19(4): 1268. DOI: 10.1016/j.acme.2019.07.003
- [16] JABBAR A M. Impact of failure-surface parameters of concrete damage plasticity model on the behavior of reinforced ultra-high performance concrete beams [J]. Periodica Polytechnica-Civil Engineering, 2023, 67(2): 495. DOI: 10.3311/ppci.21345
- [17] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010  
Ministry of Housing and Urban-rural Development of the People's Republic of China. Code for Design of Concrete Structures: GB 50010—2010[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010
- [18] WANG Huaiwen, ZHOU Hongwei, JI Hongwei, et al. Application of extended finite element method in damage progress simulation of fiber reinforced composites [J]. Materials & Design, 2014, 55: 191. DOI: 10.1016/j.matdes.2013.09.071
- [19] JIANG Liqiang, HE Jianguang, MA Xiaoming, et al. Compressive behavior of novel cold-formed steel built-up closed L-shaped section columns[J]. Journal of Building Engineering, 2024, 86: 108748
- [20] PENG Chenxi, PHUONG T, NGUYEN-XUAN H, et al. Mechanical performance and fatigue life prediction of lattice structures: parametric computational approach [J]. Composite Structures, 2020, 235: 18. DOI: 10.1016/j.compstruct.2019.111821
- [21] SONG Ci, WANG Yanbo, LI Guoqiang. Interaction and compatibility between steel and concrete of circular CFST stub columns with high-strength materials [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2024, 221: 108873. DOI: 10.1016/j.jcsr.2024.108873
- [22] RAHNAVARD R, CRAVEIRO H D, LOPES M, et al. Concrete-filled cold-formed steel (CF-CFS) built-up columns under compression: test and design [J]. Thin-Walled Structures, 2022, 179: 110792. DOI: 10.1016/j.tws.2022.109603
- [23] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢管混凝土结构设计规范: GB 50936—2014[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014  
Ministry of Housing and Urban-rural Development of the People's Republic of China. Code for design of concrete-filled steel tubular structures: GB 50936—2014[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2014
- [24] 孙鸿宇. 冷弯型钢-固废泡沫混凝土异形拼合柱轴压性能研究[D]. 长沙: 中南林业科技大学, 2023  
SUN Hongyu. Cold-formed steel-solid waste foam concrete special-shaped study on axial compressive properties of split columns[D]. Changsha: Central South University of Forestry and Technology, 2023