

·土木工程·

DOI:10.12454/j.jsuese.202300551



本刊网刊

矩形双相不锈钢管超高性能混凝土短柱轴压性能试验研究

唐红元¹, 王辉祥¹, 刘 焯^{2,3*}

(1. 西华大学 结构工程研究所, 四川 成都 610039; 2. 四川大学 建筑与环境学院, 四川 成都 610065;
3. 四川大学 深地科学与工程教育部重点实验室, 四川 成都 610065)

摘要: 在环境腐蚀介质作用下, 普通碳钢管混凝土柱构件的承载力和延性会出现明显的下降, 从而危害整个结构体系的安全。为了使钢管混凝土柱在耐腐蚀、承载力和延性方面具有更好的表现, 本文提出采用双相型不锈钢管超高性能混凝土柱(UFSST)代替普通碳钢管混凝土柱, 并对 12 根矩形短柱试件进行轴心受压试验。通过对试件破坏模式、荷载-位移曲线和荷载-应变行为规律的研究, 讨论了 3 种混凝土强度等级和 3 种钢管壁厚对矩形 UFSST 短柱试件轴压承载力性能影响, 以及双相不锈钢与超高性能混凝土(UHPC)之间的相互作用。结果表明: 矩形 UFSST 短柱试件破坏模式可分为腰鼓屈曲和剪切破坏, 两类破坏均具有良好的变形能力; 试件极限承载力随钢管壁厚和混凝土强度增加而提升, 钢管约束效应使试件荷载在峰值后随轴向位移增加仍保持相对平稳发展。对比试验结果与现行规范承载力设计公式计算结果发现: 在未考虑钢管约束效应的规范中, 欧洲规范 BS EN 1994-1-1 计算结果均值与试验结果最接近且偏于安全, 可直接用于矩形 UFSST 短柱承载力估算; 考虑了钢管约束效应的中国技术规程 T/CECS 952-2021 承载力公式计算结果偏于不安全。基于矩形钢管对混凝土的非均匀约束作用, 对中国技术规程 T/CECS 952-2021 公式进行了修正, 修正公式的计算结果与试验结果吻合较好, 可用于矩形 UFSST 短柱承载力估算。

关键词: 超高性能混凝土; 不锈钢钢管混凝土; 轴压试验; 破坏模式; 极限承载力

中图分类号: TU398.9

文献标志码: A

文章编号: 2096-3246(2025)03-0147-13

钢管混凝土(CFST)因其优异的力学性能和施工优势, 已被广泛运用于高层建筑、桥梁、海洋平台以及输电塔的建设^[1]。多样化的工程应用场景, 使 CFST 构件的服役环境差异大, 外界环境引起的钢管腐蚀问题值得关注^[2]; 与此同时, 随着自然灾害频率和影响的增加, 结构的抗灾能力和韧性需求提高, 开发具有超高性能的钢管混凝土构件已成为一项具有吸引力的研究方向。

近年来采用不锈钢代替碳钢以降低外界环境对钢及钢-混凝土组合结构性能的影响、提升美观性以及减少后期维护成本的做法, 在工程结构领域得到运用^[2-4]。目前常用于结构工程的不锈钢有 3 种: 奥氏体、铁素体和双相型^[3]。奥氏体和铁素体是两种不同的晶体结构, 在双相不锈钢中, 它们以一定的比例混合存在, 提供了合金独特的性能组合。奥氏体通常具有良好的强度和耐腐蚀性, 铁素体具有较高的硬度和

耐磨性。通过调整两者的相对含量, 双相不锈钢能够实现兼具高强度、良好耐腐蚀性以及一定的塑性和韧性。这种组织结构使得双相不锈钢在一些特殊工程应用中, 如对耐蚀性要求高、强度要求也较高的环境中, 表现出色。陈誉^[5]、代鹏^[6]、Dai^[7]和唐红元^[8]等对薄壁方形截面、厚壁方形截面、薄壁圆形截面奥氏体不锈钢混凝土(CFSST)短柱进行了轴压性能研究; Yan 等^[9]对薄壁矩形截面铁素体 CFSST 短柱轴压承载性能开展了数值研究, 并验证了现行规范的适用性。以上研究表明^[5-9]: CFSST 短柱轴压性能与混凝土强度、钢管壁厚成正比关系。

超高性能混凝土(UHPC)具有超高抗压强度和脆性破坏的特征。将 UHPC 灌注于普通碳钢管内, 可利用其超高抗压强度的优点减小构件截面积, 并利用钢管的约束作用减轻 UHPC 脆性破坏对结构安全的影响, 形成钢管超高性能混凝土(UFST)柱。Xu^[10]、

收稿日期:2023-07-21 修回日期:2024-02-18 网络出版日期:2024-05-29

基金项目:国家自然科学基金项目(52208496)

作者简介:唐红元(1974—),男,教授,博士。研究方向:钢结构及组合结构。E-mail:tanghyseu@163.com

*通信作者:刘 焯,副研究员, E-mail:liu.ye@scu.edu.cn

Chen^[11]、Wang^[12]、Xiong^[13]和 Yan^[14]等对圆形、方形截面的 UFST 短柱进行了轴压试验,研究发现:UFST 短柱较 CFST 短柱轴压承载力提升明显,破坏模式主要为局部腰鼓^[1]和剪切破坏;在小截面含钢率下,UFST 短柱会出现钢管撕裂现象。卢秋如^[15]和 Le^[16]等研究了在圆形截面 UFST 短柱轴压条件下,钢管对内填 UHPC 应力-应变关系的影响,并提出圆形钢管约束 UHPC 受压本构模型。

钢管对核心混凝土的约束作用通过约束系数 ξ ($\xi = A_s f_y / A_c f_{ck}$, 其中, A_s 、 A_c 分别为钢管和混凝土的面积, f_y 、 f_{ck} 分别为钢管的屈服强度和混凝土轴心抗压强度)进行表征^[4]。增加钢管厚度能够提高 UFST 短柱的约束系数,但大厚度钢管会增加钢管的焊接难度与重量^[17]。部分学者采用高强碳钢管(屈服强度大于 460 MPa)提高对 UHPC 的约束。颜燕祥^[18]、Yan^[19]和韦建刚^[20]对方形、圆形截面高强碳钢管超高性能混凝土短柱进行研究,发现高强碳钢管对超高性能混凝土的套箍作用更好,且能及时约束 UHPC 横向膨胀以避免荷载骤降,高强碳钢管较普通碳钢管与 UHPC 的匹配性更好。然而,尽管如此,高强碳钢管仍然容易受到外界环境腐蚀的影响。特别是对于设计承载力较高的 UFST 柱而言,一旦钢管发生腐蚀,对结构安全的威胁将比传统 CFST 柱更大。

基于上述研究,本文提出一种具有耐腐蚀、超高承载力和延性等优点的双相型不锈钢管 UHPC (UFSST)短柱构件来代替长期服役于腐蚀环境的 CFST 短柱构件。目前对于 UFSST 短柱试件试验研究尚处于起步阶段^[21-23],且现行 CFST 相关规范仅适用于钢管屈服强度小于 525 MPa 和混凝土抗压强度小于 80 MPa 的情况,对材料强度超出限制的 UFSST 短柱轴压承载力预测的适用性仍需进一步探究。虽然圆形截面的钢管能为核心混凝土提供更好的约束作用,但方形和矩形截面在节点连接形式和截面惯性矩等方面优点显著。为此,本文开展了 UFSST 矩形短柱轴压承载力试验,分析其破坏过程与破坏模式,研究其荷载-位移/应变关系,并将轴压承载力试验结果与规范^[24-28]计算结果进行比较,验证现行规范对 UFSST 矩形短柱设计的适用性,最后基于矩形双相型不锈钢管对 UHPC 的约束效率,推导矩形 UFSST 短柱极限承载力修正公式。

1 试验

1.1 试件设计及制作

试验共设计 12 根试件,其中,6 根 UFSST 矩形短柱试件、3 根 CFSST 矩形短柱试件和 3 根矩形空钢管

(HSST)短柱试件。外钢管采用截面长宽比(D/B)为 1.5 的矩形双相型不锈钢管,名义壁厚为 4、6 或 8 mm。短柱试件设计高度与矩形长边比值(L/D)为 3,保证试件不发生整体失稳的同时也避免端部效应^[29]。UFSST 组试件分别填充名义抗压强度为 120 和 150 MPa 的 UHPC, CFSST 组试件填充 C40 混凝土。

试件的基本参数见表 1。表 1 中,试件编号中字母 R 表示矩形截面,数字 0、40、120 和 150 分别表示核心混凝土设计抗压强度,数字 4、6 和 8 分别表示钢管的名义厚度 t 。例如, R-0-4 表示名义厚度为 4 mm 的矩形空钢管短柱。

表 1 试件参数

Tab. 1 Parameters of specimens

试件编号	D/mm	B/mm	t_c/mm	L/mm	$\sigma_{0.2}/\text{MPa}$	f_{cu}/MPa
R-0-4	119.5	79.8	4.82	360.9	836.4	
R-40-4	119.3	79.9	4.74	360.8	836.4	44.0
R-120-4	119.3	79.7	4.85	360.5	836.4	129.2
R-150-4	119.4	79.7	4.81	360.5	836.4	154.3
R-0-6	119.4	79.5	6.41	360.8	824.7	
R-40-6	119.4	79.4	6.42	360.8	824.7	44.0
R-120-6	119.4	79.2	6.44	360.5	824.7	129.2
R-150-6	119.4	79.4	6.42	360.9	824.7	154.3
R-0-8	119.1	79.2	8.21	360.8	840.3	
R-40-8	119.3	79.0	8.22	360.6	840.3	44.0
R-120-8	119.2	79.1	8.32	361.2	840.3	129.2
R-150-8	119.4	78.7	8.20	360.5	840.3	154.3

注: D 为矩形截面长边宽度, B 为矩形截面短边宽度, t_c 为钢管实测壁厚, L 为试件高度, $\sigma_{0.2}$ 为双相型不锈钢名义屈服强度, f_{cu} 为混凝土实测立方体抗压强度。

试件采用核心混凝土分层浇筑工艺成型,并在振动台上振捣密实。浇筑完成后,置于室温环境下养护,并定期喷水保湿以减少混凝土干燥收缩^[30]。养护 28 d 后,打磨端部多余核心混凝土,使其与钢管端面平齐。

1.2 材料性能

1.2.1 双相型不锈钢

钢管采用 SAF2205 冷拔无缝双相型不锈钢管,无焊接缺陷,可以避免短柱轴压下钢管从焊缝处撕裂^[5,11,17],且冷拔工艺可显著提升管材的强度^[31],同时因为混凝土的存在,钢管残余应力对 CFST 轴压性能影响较小^[32]。根据《金属材料拉伸试验 第 1 部分:室温实验方法》(GB/T 228.1—2021)^[33],采用线切割的方式从 3 种壁厚的矩形双相型不锈钢管平板区切割 3 个标准骨头型试件,并进行单向拉伸试验。双相型不锈

钢实测平均应力-应变曲线如图1所示(应变片应变测量范围<2%),力学性能指标见表2。

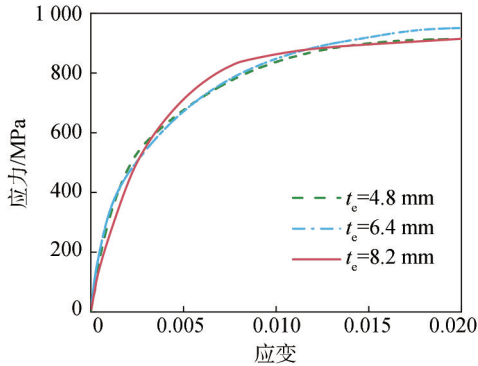


图1 双相型不锈钢应力-应变曲线

Fig. 1 Stress-strain curves of duplex stainless steel

表2 双相型不锈钢力学性能

Tab. 2 Mechanical properties of duplex stainless steel

t_e/mm	$\sigma_{0.2}/\text{MPa}$	σ_u/MPa	$E_0/(10^5 \text{ MPa})$	ν_0	$\delta/\%$
4.8	706.4	920	2.18	0.31	18.0
6.4	689.8	951	2.20	0.30	18.5
8.2	801.0	983	2.14	0.28	18.6

注:表中结果为各厚度3个标准试样的测试平均值, σ_u 为抗拉强度, E_0 为初始弹性模量, ν_0 为泊松比, δ 为断后伸长率。

1.2.2 核心混凝土

核心混凝土强度等级设计为C40、UHPC-120、UHPC-150,其中,UHPC材料采用江苏苏博特新材料有限公司生产的超高性能混凝土预混料、高性能减水剂和长度为13 mm的平直镀铜钢纤维,UHPC配合比见表3。UHPC-120和UHPC-150采用不同的预混料,配合比中高性能减水剂添加量分别为13和16 kg/m³。

表3 UHPC配合比

Tab. 3 Mix proportions of UHPC

kg·m ⁻³		
预混料	水	钢纤维
2 071.1	184.7	181

在CFSST和UFSST短柱试件浇筑的同时制作3种强度等级混凝土标准试块,并与短柱试件同条件养护28 d后,进行抗压强度试验。根据规范^[34],分别采用100 mm×100 mm×100 mm标准立方体试块和100 mm×100 mm×300 mm标准棱柱体试块测得UHPC立方体抗压强度 f_{cu} 、棱柱体轴心抗压强度 f_c 和弹性模量 E_c 。C40混凝土立方体抗压强度试验依据《普通混凝土力学性能试验方法标准》(GB/T 50081—2019)^[35]采用150 mm×150 mm×150 mm标准立方体试块,棱柱体轴心抗压强度 f_c 和弹性模量 E_c 按规范^[36]由立方体抗压强度 f_{cu} 换算得到,分别为29.4和33 500 MPa。混凝土力学指标见表4。

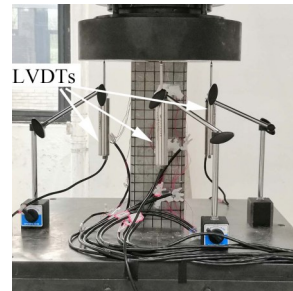
表4 核心混凝土材料性能

Tab. 4 Material properties of infilled concrete

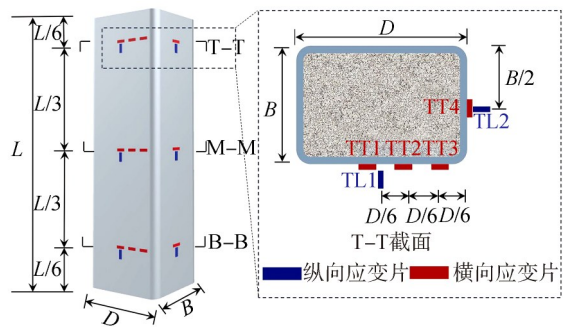
材料类型	试件加载时(28 d)		E_c/MPa
	f_{cu}/MPa	f_c/MPa	
C40	44.0	29.4	33 500
UHPC-120	129.2	116.3	42 200
UHPC-150	154.3	138.8	42 800

1.3 试验加载装置和应变测点布置

试验加载装置和应变测点布置如图2所示。轴压试验在5 000 kN电液伺服试验机(精度为1 N)上进行,共布置3个量程为50 mm的位移计(LVDT)测量试件纵向位移(Δ),如图2(a)所示。通过试件预加载确保位移计最大读数与位移平均值的差异小于5%,保证试件对中以及仪器正常运行。预加载目标荷载设为200 kN,荷载较小不会损伤试件^[15]。正式加载时,采用位移控制加载,加载速率为0.5 mm/min,试验加载至荷载下降到其极限荷载70%或试件纵向平均应变 ϵ ($\epsilon = \Delta/L$)达到 $5\ 000 \times 10^{-6}$,即在 $\Delta = 18 \text{ mm}$ 后结束加载^[11,37]。



(a) 加载装置



(b) 应变片布置

图2 加载装置和测点布置

Fig. 2 Measurement arrangement and test equipment

应变测点布置如图2(b)所示,在试件上、中和下部表面布置3组18个应变片,布置在双相型不锈钢管相邻的两个表面。图2中:T、M、B分别表示柱上、中和下3组应变片的位置;T1、T2、T3、T4为横向应变片,L1和L2为纵向应变片。横向和纵向应变用于研究试

件横向和轴向变形发展和钢管屈曲情况,同时通过分析两者比值变化规律,研究不锈钢管对核心混凝土的约束作用。

2 试验结果及分析

2.1 试验现象及破坏模式

所有试件的破坏模式如图 3 所示,其中,CFSST 和

UFSST 两组试件的外不锈钢管在试验结束后被剥离,以观察其核心混凝土的破坏情况。在未填充混凝土的 HSST 组试件中,试件 R-0-4 和 R-0-6 在下部位置处相邻的两边分别形成明显的向内或向外局部屈曲,试件 R-0-8 因较大的钢管壁厚,仅在上部位置有轻微的向外局部屈曲,破坏模式以纵向压缩变形为主。CFSST 和 UFSST 两组试件的破坏模式可总结为两类。

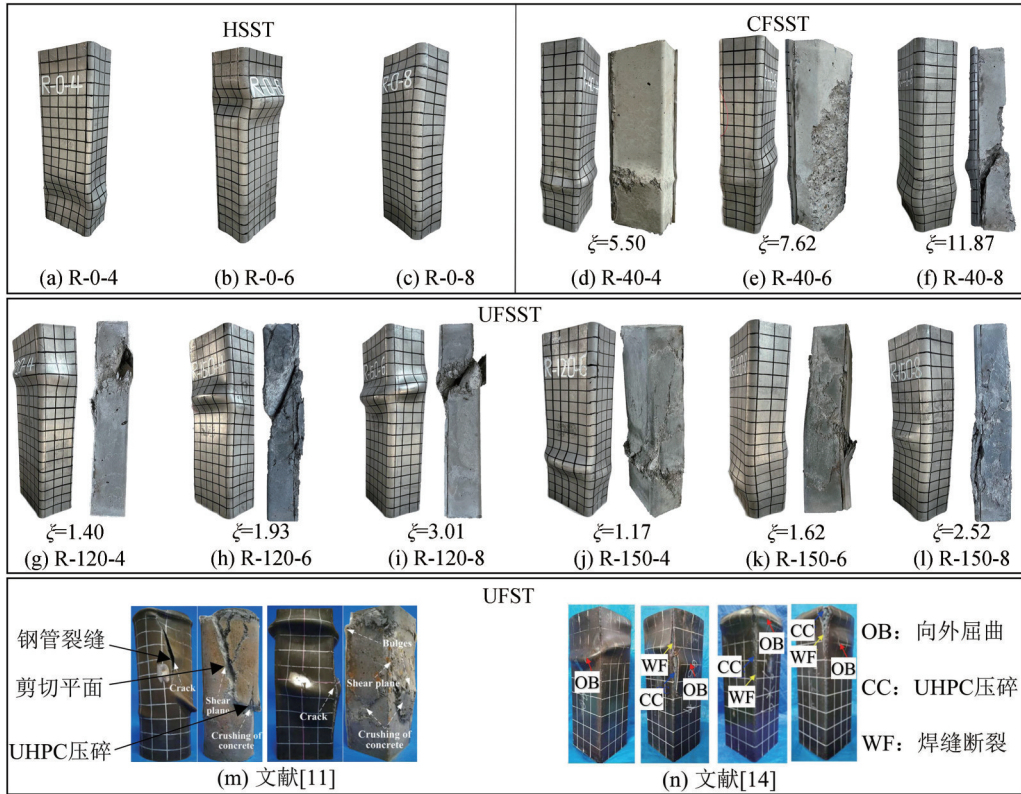


图 3 试件破坏模式

Fig. 3 Failure modes of specimens

I) 不锈钢管形成环形的向外局部屈曲,混凝土在不锈钢管屈曲处被压碎,混凝土中存在剪切裂缝但并未贯穿,短柱试件破坏模式表现为腰鼓屈曲破坏^[1]。此类破坏模式在 CFSST 和 UFSST 组试件中均有出现,如试件 R-40-4、R-40-6、R-40-8、R-120-6、R-120-8 和 R-150-8 等。

以试件 R-40-4 和试件 R-120-6 为例。试件中下部位置形成了向外的环形局部屈曲,剥离不锈钢管后发现:在试件 R-40-4 不锈钢管屈曲处,普通混凝土呈现挤压流动破坏特征。除部分碎块脱离主体外,剩余混凝土碎块保持着受挤压而隆起的形状。在试件 R-120-6 不锈钢管局部屈曲处,UHPC 被压碎、钢纤维拔出,但由于钢纤维的桥接作用,UHPC 基体碎块并未散落;此外,发现 UHPC 其他部分分布有剪切裂缝,说明 I 类破坏模式下,UHPC 破坏是由其最大剪切应力面的受压破坏所控制。但由于不锈钢管的有效约束,直至加载结束,剪切裂缝并未贯穿 UHPC。尽管伴有剪切裂缝,

但 UHPC 在薄弱截面的局部压碎破坏是导致此类 UFSST 试件破坏的主要原因。因此,UFSST 试件 R-120-6 表现出与 CFSST 试件 R-40-4 类似的腰鼓屈曲的破坏模式。

II) 不锈钢管形成斜向的局部屈曲,混凝土在不锈钢管鼓曲处被压碎,混凝土中剪切裂缝贯穿形成剪切滑移面,短柱试件破坏模式表现为剪切破坏^[11]。此类破坏模式仅出现在 UFSST 组试件,如试件 R-120-4、R-150-4 和 R-150-6 等。

以 UFSST 试件 R-150-4 为例,试件中上部位置形成了斜向的局部屈曲,剥离不锈钢管后发现:UHPC 被一斜向剪切滑移面分成上下两个部分,滑移面处 UHPC 压碎、钢纤维拔出,上、下表面较为光滑平整,磨损痕迹明显。这是由于名义壁厚 4 mm 的不锈钢管对 UHPC 中的剪切裂缝发展约束不足,剪切裂缝贯穿 UHPC,将 UHPC 分成楔子型的上、下两部分。在荷载作用下,两部分 UHPC 发生斜向剪切滑移,造成不锈钢

管在中上部位置发生斜向的局部屈曲。由此可知,剪切裂缝贯穿UHPC后,短柱试件的承载能力主要由UHPC剪切面的相互摩擦提供。而剪切滑移面主要出现在中上部,其原因可能是新拌UHPC沉降,导致上部UHPC较下部密实度减小、薄弱界面增多^[15]。

随着约束系数 ζ 的增加,短柱试件的破坏模式由II类($\zeta \leq 1.62$)向I类($\zeta \geq 2.52$)转变。UFSST试件在

结束加载时均未出现通常在UFST轴压短柱中见到的角部撕裂现象^[11,14],UFSST试件具有更好的变形能力。

2.2 荷载-位移曲线

图4给出了所有短柱试件的荷载-位移($N-\Delta$)曲线。 $N-\Delta$ 曲线可分为3个阶段:1)线性增长段,即短柱试件弹性工作阶段;2)非线性增长段,即短柱试件弹塑性工作阶段;3)衰减段,即短柱试件塑性工作阶段。

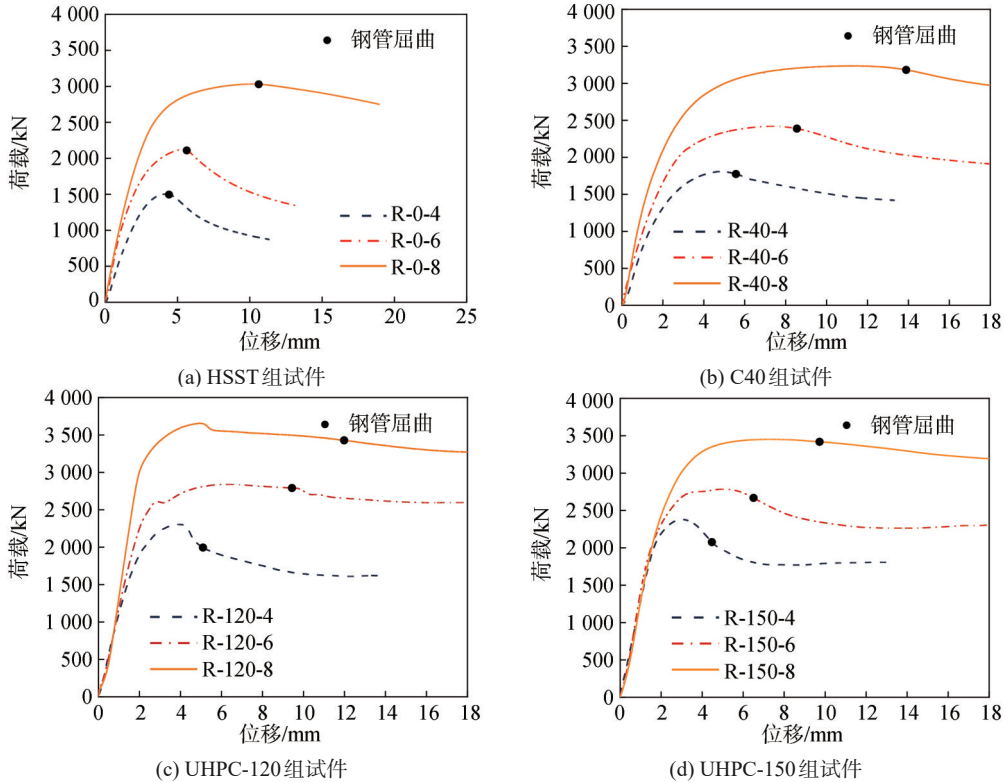


图4 短柱试件荷载-位移曲线

Fig. 4 Axial load versus deformation curves of short columns

由图4可知,提升混凝土强度等级可增加短柱试件的截面刚度和提高试件的极限承载力。随着混凝土强度等级从C40提升到UHPC-120,极限荷载明显增加:名义壁厚4 mm试件组提升19%,6 mm试件组提升31%,8 mm试件组提升25%。当混凝土强度等级从UHPC-120提升到UHPC-150,3组不锈钢管壁厚的试件极限荷载提升率分别为3.0%、-1.9%和-5.5%。这一现象表明当UHPC强度等级高于UHPC-120后,继续提高UHPC强度等级对矩形UFSST短柱试件极限承载力提升并不明显,类似现象也见于方、矩形截面高强钢管高强混凝土短柱试件轴压试验^[11,38-39]。

在HSST试件组中,不锈钢管名义壁厚从4 mm分别增加到6 mm和8 mm,不锈钢管面积增长分别为32%和61%,试件极限强度分别增长了41%和102%。这是因为冷拔工艺对矩形管角部材料屈服强度和极限强度产生的强化作用所致^[30-32],使HSST试件极限承载力提升率大于不锈钢管面积提升率。在3组混凝土强度等级不同的试件中,增加不锈钢管名义壁厚(从

4 mm分别增加到6 mm和8 mm)对短柱试件极限承载力提升分别为33.8%和78.9%(C40组试件)、17.8%和36.6%(UHPC-120组试件)及14.9%和30.5%(UHPC-150组试件)。增加钢管厚度对短柱试件极限承载力的提升随混凝土强度提升而减小。

2.3 荷载-应变行为

图5为短柱试件的荷载(N)、应变(ε)及应变比(ν)与位移(Δ)的关系曲线。图5中: $\varepsilon_{0.2}$ 为不锈钢材名义屈服应变; Δ_0 为峰值荷载处位移; ε 的第1个下标T表示应变片黏贴于短柱上部,M和B代表中部和下部,第2个下标T和L分别表示横向和纵向应变片,数字表示应变片的截面分布位置;不锈钢管应变为局部屈曲处(或最接近)的一组应变片记录。通过计算不锈钢管横纵应变比(ν),可评估加载过程中其对核心混凝土的约束作用的变化规律,计算公式:

$$\nu = \varepsilon_T / \varepsilon_L \quad (1)$$

式中, ε_T 为横向应变, ε_L 为纵向应变值,分别对应应变片T1和L1。

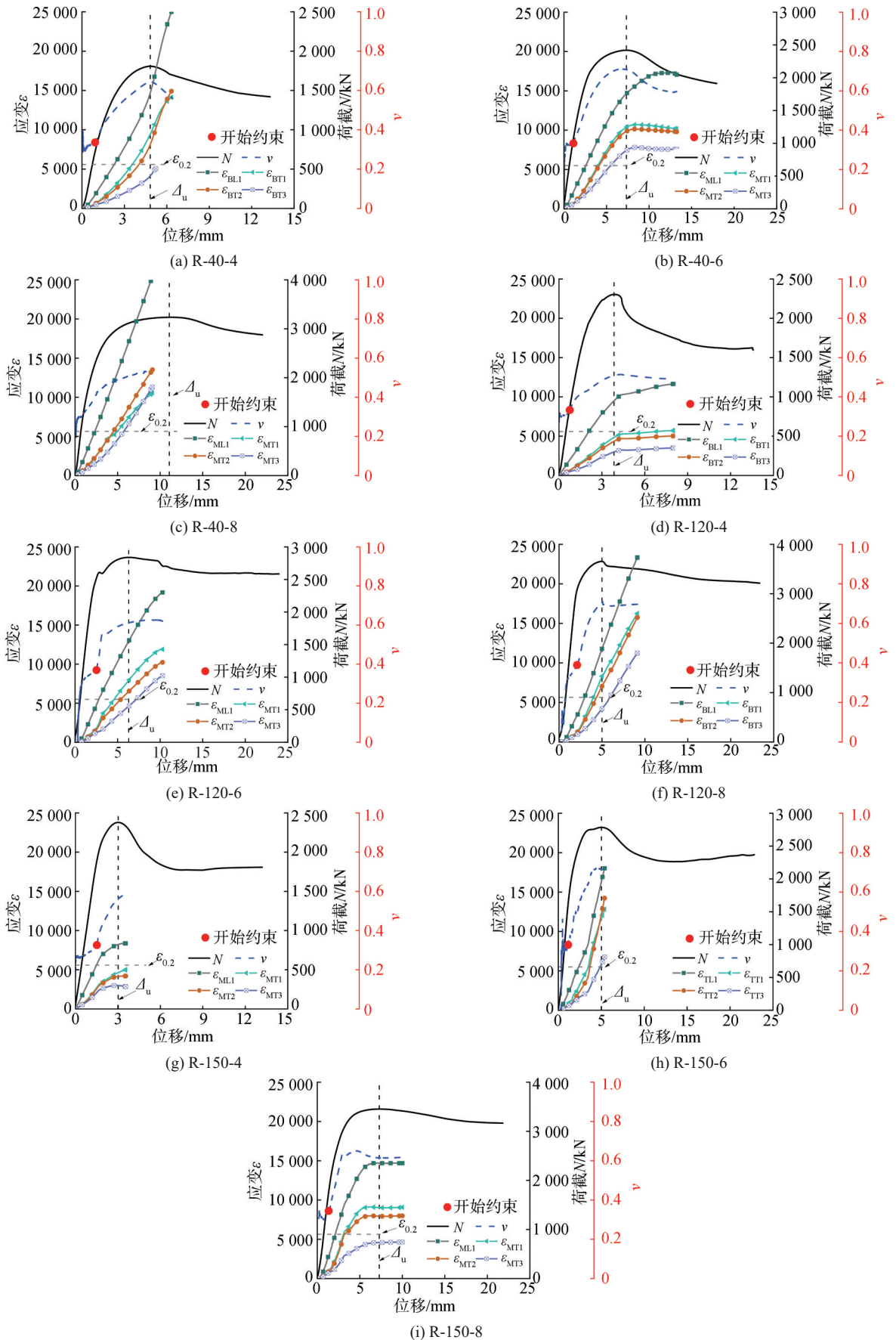


图5 荷载、应变及应变比与位移的关系曲线

Fig. 5 Load, strain and strain ratio versus axial deformation curves

在短柱试件弹性工作阶段,不锈钢管的横纵应变增长均为线性增长,纵向应变增长快于横向应变;当试件进入弹塑性工作阶段,核心混凝土出现微裂缝损伤,开始横向膨胀并挤压不锈钢管,不锈钢管开始受到横向拉应力,其横向应变增长速度加快。所有试件的不锈钢管纵向应变在峰值荷载前均超过 $\sigma_{0.2}$,表明不锈钢管在峰值荷载前已经屈服。对比不锈钢管表面同一高度、不同位置的横向应变情况可知,在试件加载初期不锈钢管中部横向应变与角部横向应变保持一致,即 $\varepsilon_{T1}=\varepsilon_{T2}=\varepsilon_{T3}$;进入弹塑性工作阶段以后,不锈钢管中部横向应变大于角部横向应变,即 $\varepsilon_{T1} > \varepsilon_{T2} > \varepsilon_{T3}$ 。出现这一现象的原因是,矩形双相不锈钢管在角部位置刚度较中部更大^[30-32],核心混凝土出现横向膨胀挤压不锈钢管时,不锈钢管角部对核心混凝土约束作用大于中部。因此试件进入弹塑性工作阶段后局部屈曲现象最早在不锈钢管截面中部出现,造成中部横向应变大于角部横向应变,矩形不锈钢管对混凝土为非均匀的约束。

在加载初期,混凝土泊松比小于不锈钢管,因此在轴向荷载作用下不锈钢管横向变形大于混凝土,应力比维持在0.3左右接近不锈钢屈服前的泊松比。当荷载继续增长,混凝土因内部损伤积累,膨胀变形速度超过不锈钢管,开始横向挤压不锈钢管,不锈钢管被动对混凝土进行约束作用。内部混凝土膨胀使得不锈钢管中产生了横向拉应力,促使不锈钢管的横向应变增长加快,应力比也随之开始增长。在所有短柱试件中,应力比均在极限荷载之前开始出现明显增长,说明不锈钢管对内部混凝土的约束作用在极限荷载前已经出现。不锈钢管的约束作用使混凝土有更高的轴向抗压强度,进而提高了短柱试件的极限承载力。峰值荷载后,应力比出现下降或不再增长,这是由于不锈钢管在高荷载水平下发生局部屈曲,混凝土与不锈钢管的接触作用失效,此时应力比值并不能反映不锈钢管对混凝土的约束作用。

3 轴压承载力性能

3.1 性能指标

为研究核心混凝土强度等级与不锈钢管壁厚对UFSST试件轴压承载力影响,采用约束系数 ξ ^[4,29]、钢管混凝土强度提升系数 η ^[29]和混凝土贡献率 λ ^[8,11]对UFSST短柱轴压性能进行评价。

约束系数 ξ 作为衡量钢管与混凝土相互作用的主要参数,被广泛运用于评价钢管对混凝土的约束能力,如式(2)所示:

$$\xi = A_s \sigma_{0.2} / A_c f_c \quad (2)$$

式中: A_s 和 A_c 分别为钢管面积和核心混凝土面积, mm^2 ; $\sigma_{0.2}$ 和 f_c 分别为不锈钢管名义屈服强度和核心混凝土轴心抗压强度,MPa。

钢管混凝土强度提升系数 η 用来评价不锈钢管与核心混凝土之间的相互作用对试件强度提高的程度,如式(3)所示:

$$\eta = N_{\text{test}} / (\sigma_{0.2} A_s + A_c f_c) \quad (3)$$

式中, N_{test} 为短柱试件实测极限承载力。

混凝土贡献率 λ 用来评价核心混凝土强度等级提升对试件强度的提升程度,如式(4)所示:

$$\lambda = N_{\text{test}} / N_{\text{HSST}} \quad (4)$$

式中, N_{HSST} 为短柱试件同尺寸空钢管实测极限承载力。

各试件轴压性能指标计算值如表5所示。

表5 轴压性能指标
Tab. 5 Axial compression performance index

试件编号	$N_{\text{test}}/\text{kN}$	ξ	η	λ
R-0-4	1 502.1			
R-0-6	2 122.4			
R-0-8	3 031.7			
R-40-4	1 808.5	5.50	1.21	1.20
R-40-6	2 419.3	7.62	1.32	1.14
R-40-8	3 235.2	11.87	1.30	1.07
R-120-4	2 303.6	1.40	1.07	1.53
R-120-6	2 839.0	1.93	1.16	1.34
R-120-8	3 655.3	3.01	1.20	1.20
R-150-4	2 378.8	1.17	1.02	1.58
R-150-6	2 784.6	1.62	1.06	1.31
R-150-8	3 452.1	2.52	1.08	1.08

图6为短柱试件的约束关系对强度提升系数和贡献率的影响。由图6(a)可知:所有短柱试件 η 均大于1.0,表明短柱试件极限承载力大于不锈钢管与混凝土单独承载的承载力之和,故不锈钢管和混凝土组合效果好。 η 随 ξ 的增加而增大,并且3种不锈钢管壁厚的CFSST试件 η 均高于相同不锈钢管壁厚的UFSST试件。这是由混凝土的多轴力学性能导致,在相同壁厚的不锈钢管约束下,核心混凝土单轴抗压强度越高,不锈钢管产生的侧向围压与核心混凝土单轴抗压强度比越低,侧向围压对混凝土多轴强度的提升越小^[40]。如图6(b)可知,在填充同一强度等级混凝土的试件中,不锈钢管壁厚小的试件 λ 更大。这一现象是由于:不锈钢管壁厚小的HSST试件易受局部屈曲影响而限制了其 N_{HSST} ;而填充混凝土后,不仅有效改善了不锈钢管局部屈曲,而且不锈钢管和混凝土的组合效应也有利于 N_{test} 。

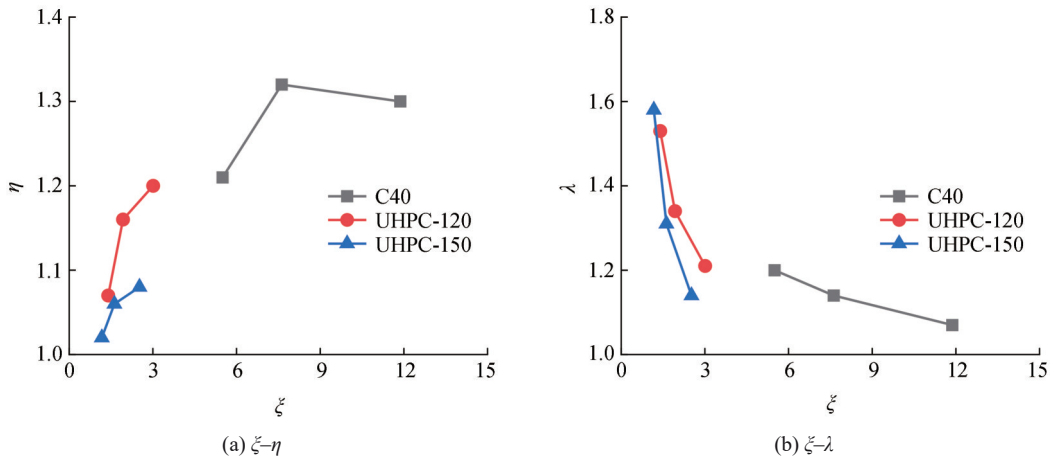


图 6 约束系数对强度提升系数和贡献率的影响
Fig. 6 Influence of ξ on η and λ

3.2 规范公式极限承载力计算

表 6 给出了现行国内外 CFST 设计规范中,短柱轴压承载力推荐计算公式以及核心混凝土强度和钢管强度适用范围。值得注意的是,国内外规范确定 UHPC 轴心抗压强度采用的试件存在差异,国内一般采用棱柱体试件,尺寸为 100 mm×100 mm×300 mm,国外则较多采用直径 100 mm、高度 200 mm 的圆柱体试件。根据文献[41],两种试件存在明显的尺寸效应,因此采用国外规范计算时,UHPC 棱柱体抗压强度 f_c

和圆柱体抗压强度 f'_c 可按式(5)进行换算:

$$f'_c = \frac{0.97}{0.89} f_c \quad (5)$$

C40 混凝土圆柱体抗压强度则由立方体抗压强度按式(6)换算^[42]:

$$f'_c = f_{cu} \left(0.76 + 0.2 \lg \frac{f_{cu}}{19.6} \right) \quad (6)$$

表 7 给出了短柱试件实测极限承载力 N_{test} 与规范计算结果 N_{cal} 的对比结果。

表 6 规范承载力计算公式和材料强度适用范围

Tab. 6 Calculation methods and limitations on material strength in design codes

规范	承载力计算公式	混凝土强度范围/MPa	钢管强度范围/MPa
T/CECS 952 ^[24]	$N_{CECS\ 952} = A_{sc} (1.18 + 0.85\xi) f_c$	20.1~50.2	235~420
CECS 159 ^[25]	$N_{CECS\ 159} = A_s \sigma_{0.2} + A_c f_c$	20.1~50.2	235~420
EC4 ^[26]	$N_{EC4} = A_s \sigma_{0.2} + A_c f'_c$	20.0~50.0	235~460
ANSI/AISC 360-16 ^[27]	$N_{ANSI/AISC} = A_s \sigma_{0.2} + 0.85 A_c f'_c$	21.0~70.0	≤525
ACI 318-14 ^[28]	$N_{ACI} = A_s \sigma_{0.2} + 0.85 A_c f'_c$	≥17.2	≤345

表 7 试件承载力试验值与规范计算值对比

Tab. 7 Comparison of bearing capacity between test values and specification predictions

试件编号	N_{cal}/kN				N_{test}	$N_{test} \cdot N_{CECS\ 952}^{-1}$	$N_{test} \cdot N_{CECS\ 159}^{-1}$	$N_{test} \cdot N_{EC4}^{-1}$	$N_{test} \cdot N_{AISC/ACI}^{-1}$
	T/CECS 952 ^[24]	CECS 159 ^[25]	EC4 ^[26]	ANSI/AISC ^[27] 或 ACI ^[28]					
R-120-4	2 631.2	2 162.6	2 244.3	2 096.7	2 303.6	0.88	1.07	1.03	1.10
R-150-4	2 883.1	2 338.0	2 434.5	2 277.6	2 378.8	0.83	1.02	0.98	1.04
R-120-6	3 131.4	2 094.1	2 531.2	2 394.4	2 839.0	0.91	1.36	1.12	1.19
R-150-6	3 390.3	2 186.6	2 707.7	2 562.2	2 784.6	0.82	1.27	1.03	1.09
R-120-8	4 094.8	3 056.7	3 125.7	3 001.2	3 655.3	0.89	1.20	1.17	1.22
R-150-8	4 345.5	3 204.8	3 286.3	3 153.9	3 452.1	0.79	1.08	1.05	1.09
平均值						0.85	1.17	1.06	1.12
标准差						0.04	0.10	0.06	0.06

T/CECS 952—2021^[24](T/CECS 952)基于统一理论,考虑了钢管对混凝土的约束作用,在计算公式中引入了约束系数 ξ ,但并未考虑矩形钢管对核心混凝土的非均匀约束作用,计算得到 $N_{\text{test}}/N_{\text{CECS952}}$ 平均值为0.85,偏于危险,不能直接用于矩形UFSST短柱轴压极限承载力计算。而其他规范采用叠加理论,不考虑钢管对混凝土的约束作用,往往得到比实际值更小的UFSST短柱轴压承载力预测结果, $N_{\text{test}}/N_{\text{CECS159}}$ 平均值大于1。CECS 159—2004^[25](CECS 159)计算得到 $N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$ 平均值为1.17,BS EN 1994-1-1^[26](EC4)计算得到 $N_{\text{test}}/N_{\text{EC4}}$ 平均值为1.06,ANSI/AISC 360-16^[27]和ACI 318-14^[28](AISC/ACI)计算得到的 $N_{\text{test}}/N_{\text{AISC/ACI}}$ 平均值为1.12,可知在现行规范中,EC4公式计算结果与试验值最接近且偏安全,可用于矩形UFSST短柱轴压极限承载力计算。

3.3 基于T/CECS 952的修正公式

尽管EC4中的计算公式足以满足工程计算,但由于第3.1和3.2节分析可知,计算UFSST短柱极限承载力时考虑不锈钢管对UHPC的约束作用更符合实际。因此,本文在T/CECS 952—2021^[24]公式基础上,进一步考虑矩形截面的非均匀约束效应对UFSST短柱极限承载力的影响,对公式进行了修正。

UFSST短柱轴压试件在弹性受力阶段,不锈钢管与UHPC之间的没有相互作用,两种材料按刚度比例单独承担竖向荷载。进入弹塑性阶段后,不锈钢管开始对UHPC产生约束作用,使UHPC处于三向应力状态,抗压强度得到提高。另外,矩形不锈钢管对UHPC的约束作用在角部区域较中部区域更加明显。Mander^[43]和武海鹏^[44]等的研究成果表明,矩形不锈钢管对UHPC的约束影响可以分为强约束区 A_c 和弱约束区 A_w ,两者之和为UHPC截面面积 A_c 。截面的强弱约束区分布如图7所示。

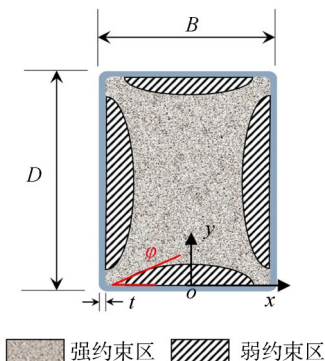


图7 截面强约束区与弱约束区的划分

Fig. 7 Division of strength and weakened confined concrete of cross-section

两者间边界条件可以采用2次抛物线来近似表示,如式(7)所示:

$$y = -\frac{\tan \varphi}{B-2t}x^2 + \frac{B-2t}{4}\tan \varphi \quad (7)$$

式中: $B-2t$ 为矩形短边长度(计算矩形长边弱约束区面积取 $D-2t$),抛物线与不锈钢管相交于 $(-\frac{B-2t}{2}, 0)$ 和 $(\frac{B-2t}{2}, 0)$; φ 为交点处曲线的切线与x轴夹角,对于矩形截面, φ 取 23° ^[44]。

总弱约束区面积为:

$$A_w = \frac{(B-2t)^2 \tan \varphi}{3} + \frac{(D-2t)^2 \tan \varphi}{3} \quad (8)$$

引入形状效率系数 k_c :

$$k_c = \frac{A_c - A_w}{A_c} \quad (9)$$

对约束系数进行修正:

$$\xi' = k_c \xi \quad (10)$$

将修正后的约束系数代入T/CECS 952—2021^[24]公式,得到修正公式:

$$N_{u0} = A_{sc} (1.18 + 0.85k_c \xi') f_c \quad (11)$$

为验证修正公式的准确性,收集了本文6个矩形UFSST试件数据和文献[11,13-14]中44个矩形UFST短柱试件数据,与修正公式计算结果进行对比分析,结果如图8所示。从图8可看出,计算得到 $N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$ 平均值为1.00,标准差0.07,大部分试件计算结果与试验结果的误差控制在10%以内。修正后的计算公式具有较高精度,能有效地适应混凝土强度范围为89~164 MPa、钢管屈服强度范围为307~807 MPa的矩形UFSST和UFST短柱轴压承载力计算。然而,值得注意的是,式(11)并未对混凝土损伤后的应力重分布问题和双相不锈钢的应变硬化行为进行考虑。因此,在未来的研究中进行全面的可靠性分析以评估模型的可靠性和适用性至关重要。

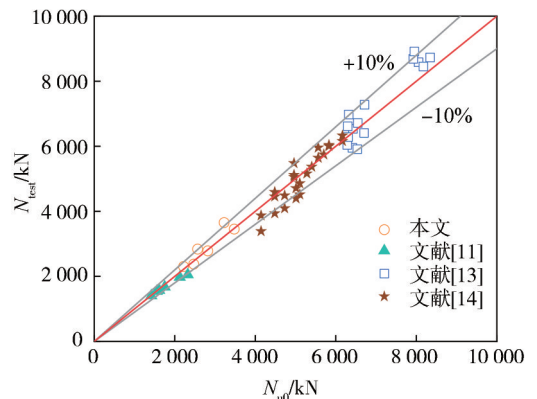


图8 修正公式计算结果与试验结果比较

Fig. 8 Comparisons between calculation results of modified formula and test results

4 结 论

本文基于对超高性能混凝土填充矩形双相不锈钢管短柱试件轴压性能的试验研究,进行了试件破坏模式、荷载-位移曲线、荷载-应变行为等相关分析探讨。得出了以下结论与建议:

1) 矩形 UFSST 短柱在轴压荷载作用下,具有良好的变形能力。UFSST 试件破坏模式与约束系数 ξ 有关, $\xi \geq 2.52$ 的试件主要为腰部鼓屈曲破坏, $\xi \leq 1.62$ 时主要为剪切破坏。

2) 采用 UHPC 替代普通混凝土可显著提升试件的极限承载力,增幅可达 30%。此外,UFSST 相较于 CFSST 具有更优越的峰值后残余承载力。提升 UHPC 强度等级对 UFSST 矩形短柱试件轴压承载力影响较小,增加不锈钢管壁厚则能继续提升承载力,同时也能有效减少不锈钢管局部屈曲现象出现。

3) 在弹性阶段,不锈钢管对 UHPC 无约束作用;进入弹塑性阶段后,不锈钢管对 UHPC 的约束作用被激活,并随 UHPC 横向变形增加而随之增强。不锈钢管的这种约束效应是试件在峰值荷载后仍能维持平稳荷载位移响应的关键因素。

4) 规范 BS EN 1994-1-1^[26]、ANSI/AISC 360-16^[27]、ACI 318-14^[28]和规程 T/CECS 159-2004^[25]基于叠加原理,承载力计算结果与试验结果之比平均值分别为 1.06、1.12、1.12 和 1.17,偏于安全。规程 T/CECS 952-2021^[24]基于统一强度理论,承载力计算结果与试验结果之比平均值为 0.85,偏于危险。对 T/CECS 952-2021^[24]公式引入形状效率系数进行修正,修正公式计算得到 $N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$ 平均值为 1.00,标准差为 0.07。推荐采用本文提出的基于 T/CECS 952-2021^[24]公式的修正公式和欧洲规范 BS EN 1994-1-1^[26]规范公式对矩形 UFSST 和 UFST 短柱轴压承载力进行估算。

参考文献:

[1] Han Linhai, Li Wei, Bjorhovde R. Developments and advanced applications of concrete-filled steel tubular(CFST) structures: Members[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 100: 211-228.

[2] Han Linhai, Yang Youfu, Yang Hua, et al. Analysis theory and application of concrete filled steel tubular structure based on life cycle[J]. Chinese Science Bulletin, 2020, 65(S2): 3173-3184. [韩林海, 杨有福, 杨华, 等. 基于全寿命周期的钢管混凝土结构分析理论及其应用[J]. 科学通报, 2020, 65(增刊2): 3173-3184.]

[3] Gardner L. Stability and design of stainless steel structures- Review and outlook[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 141: 208-216.

[4] Han Linhai, Xu Chuanyang, Tao Zhong. Performance of concrete filled stainless steel tubular(CFSST) columns and joints: Summary of recent research[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 152: 117-131.

[5] Chen Yu, Huang Yong. Experimental research on static behavior of welded concrete-filled stainless steel square stub columns under axial compression[J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(2): 113-118. [陈誉, 黄勇. 焊接不锈钢方管混凝土短柱轴压性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2013, 34(2): 113-118.]

[6] Dai Peng, Yang Lu, Wang Jie, et al. Experimental study on bearing behavior of concrete-filled square stainless steel tubular stub columns under axial compression[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(6): 182-189. [代鹏, 杨璐, 王洁, 等. 方形截面不锈钢管混凝土短柱轴压承载性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2021, 42(6): 182-189.]

[7] Dai Peng, Yang L, Wang J, et al. Compressive behavior of concrete-filled square stainless steel tube stub columns [J]. Steel and Composite Structures, 2022, 42(1): 91-106.

[8] Tang Hongyuan, Fan Luyao, Zhao Xin, et al. Bearing capacity model of circular concrete-filled stainless steel stub columns under uniaxial compression[J]. Advanced Engineering Sciences, 2020, 52(3): 10-20. [唐红元, 范璐瑶, 赵鑫, 等. 圆不锈钢管混凝土短柱轴压承载力模型研究[J]. 工程科学与技术, 2020, 52(3): 10-20.]

[9] Yan Xifeng, Hassanein M F, Wang Fangying, et al. Behaviour and design of high-strength concrete-filled rectangular ferritic stainless steel tubular(CFFSST) short columns subjected to axial compression[J]. Engineering Structures, 2021, 242: 112611.

[10] Xu Lihua, Lu Qiuru, Chi Yin, et al. Axial compressive performance of UHPC filled steel tube stub columns containing steel-polypropylene hybrid fiber[J]. Construction and Building Materials, 2019, 204: 754-767.

[11] Chen Shiming, Zhang Rui, Jia Liangjiu, et al. Structural behavior of UHPC filled steel tube columns under axial loading[J]. Thin-Walled Structures, 2018, 130: 550-563.

[12] Wang Qiuwei, Shi Qingxuan, Lui E M, et al. Axial compressive behavior of reactive powder concrete-filled circular steel tube stub columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 153: 42-54.

[13] Xiong Mingxiang, Xiong Dexin, Richard Liew J Y. Axial performance of short concrete filled steel tubes with high and ultra-high-strength materials[J]. Engineering Structures, 2017, 136: 494-510.

[14] Yan Jiabao, Yang Xinyan, Luo Yanli, et al. Axial compression behaviours of ultra-high performance concrete-filled Q690 high-strength steel tubes at low temperatures[J]. Thin-

- Walled Structures,2021,169:108419.
- [15] Lu Qiuru, Xu Lihua, Chi Yin, et al. Compressive constitutive model of ultra-high performance concrete confined by steel tube[J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2020,48(8):1201–1211.[卢秋如,徐礼华,池寅,等.钢管约束超高性能混凝土受压本构模型[J].硅酸盐学报,2020,48(8):1201–1211.]
- [16] Le A H, Ekkehard F, Thai D K, et al. Simplified stress-strain model for circular steel tube confined UHPC and UHPFRC columns[J]. Steel and Composite Structures, 2018, 29(1): 125–138.
- [17] Chen Baochun, Li Li, Luo Xia, et al. Review on ultra-high strength concrete filled steel tubes[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2020,20(5):1–21.[陈宝春,李莉,罗霞,等.超高强钢管混凝土研究综述[J].交通运输学报,2020,20(5):1–21.]
- [18] Yan Yanxiang, Xu Lihua, Cai Heng, et al. Calculation methods of axial bearing capacity of short square UHPC filled high strength steel tubular columns[J]. Journal of Building Structures, 2019,40(12): 128–137.[颜燕祥,徐礼华,蔡恒,等.高强方钢管超高性能混凝土短柱轴压承载力计算方法研究[J].建筑结构学报,2019,40(12):128–137.]
- [19] Yan Yanxiang, Xu Lihua, Li Biao, et al. Axial behavior of ultra-high performance concrete(UHPC) filled stocky steel tubes with square sections[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019,158:417–428.
- [20] Wei Jiangang, Luo Xia, Ou Zhijing, et al. Experimental study on axial compressive behavior of circular UHPC filled high-strength steel tube short columns[J]. Journal of Building Structures, 2020,41(11):16–28.[韦建刚,罗霞,欧智菁,等.圆高强钢管超高性能混凝土短柱轴压性能试验研究[J].建筑结构学报,2020,41(11):16–28.]
- [21] Tang Hongyuan, Qin Jieyu, Liu Ye, et al. Axial compression behaviour of circular and square UHPC-filled stainless steel tube columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023,211:108111.
- [22] Zhao Zhuang, Wei Yang, Wang Gaofei, et al. Axial compression performance of square UHPC-filled stainless-steel tubular columns[J]. Construction and Building Materials, 2023,408:133622.
- [23] Zhao Zhuang, Wei Yang, Yue Pengfei, et al. Axial compression and load-carrying performance of rectangular UHPC-filled stainless-steel tubular short columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2024,213:108397.
- [24] 不锈钢管混凝土结构技术规程:T/CECS 952—2021[S].北京:中国建筑工业出版社,2021.
- [25] 矩形钢管混凝土结构技术规程:CECS 159—2004[S].北京:中国计划出版社,2004.
- [26] British Standards Institution. Eurocode 4: design of composite steel and concrete structures: Part 1-1: General rules and rules for buildings: BS EN 1994–1–1[S]. London: British Standards Institution, 2004.
- [27] AISC. Specification for structural steel buildings: ANSI/AISC 360–16[S]. Chicago: American Institute of Steel Construction, 2016.
- [28] ACI 318 Committee. Building code requirements for structural concrete and commentary: ACI 318R–14[S]. Farmington Hills American Concrete Institute, 2014.
- [29] Han L H. Tests on stub columns of concrete-filled RHS sections[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2002, 58(3):353–372.
- [30] Liu Luming, Fang Zhi, Liu Fucai, et al. Experimental study on shrinkage and creep of UHPC in indoor environments[J]. China Journal of Highway and Transport, 2021, 34(8): 35–44.[刘路明,方志,刘福财,等.室内环境下UHPC的收缩徐变试验和预测[J].中国公路学报,2021,34(8):35–44.]
- [31] Wang Jiachang, Shu Ganping, Zheng Baofeng, et al. Investigations on cold-forming effect of cold-drawn duplex stainless steel tubular sections[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019,152:81–93.
- [32] Tao Zhong, Wang Zhibin, Han Linhai. Behavior of rectangular cold-formed steel tubular columns filled with concrete[J]. Engineering Mechanics, 2006,23(3):147–155.[陶忠,王志滨,韩林海.矩形冷弯型钢钢管混凝土柱的力学性能研究[J].工程力学,2006,23(3):147–155]
- [33] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 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.
- [34] 国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. 活性粉末混凝土: GB/T 31387—2015[S]. 北京: 中国标准出版社, 2015.
- [35] 中华人民共和国建设部, 国家质量监督检验检疫总局. 普通混凝土力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2002[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003.
- [36] 中华人民共和国建设部. 混凝土结构设计规范: GB 50010—2002[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2004.
- [37] Ye Yong, Han Linhai, Sheehan T, et al. Concrete-filled bimetallic tubes under axial compression: Experimental investigation[J]. Thin-Walled Structures, 2016,108:321–332.
- [38] Cai Yancheng, Su Meini, Chen Xuerui, et al. High strength steel square and rectangular tubular stub columns infilled with concrete[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021,179:106536.
- [39] Du Yansheng, Chen Zhihua, Xiong Mingxiang. Experimental behavior and design method of rectangular concrete-filled tubular columns using Q460 high-strength steel[J].

- Construction and Building Materials,2016,125:856–872.
- [40] Wang Yanbo, Song Ci, Zhao Xinguan, et al. Experimental study on behavior of circular concrete-filled high-strength steel tubular stub columns under compression[J]. Journal of Building Structures,2022,43(11):221–234.[王彦博,宋辞,赵星源,等.高强圆钢管混凝土短柱轴压承载力试验研究[J].建筑结构学报,2022,43(11):221–234.]
- [41] Guo Xiaoyu, Kang Jingfu, Zhu Jinsong. Constitutive relationship of ultrahigh performance concrete under uni-axial compression[J]. Journal of Southeast University(Natural Science Edition),2017,47(2):369–376.[郭晓宇,亢景付,朱劲松.超高性能混凝土单轴受压本构关系[J].东南大学学报(自然科学版),2017,47(2):369–376.]
- [42] Mirza S A, Lacroix E A. Comparative strength analyses of concrete-encased steel composite columns[J]. Journal of Structural Engineering,2004,130(12):1941–1953.
- [43] Mander J B, Priestley M J N, Park R. Theoretical stress-strain model for confined concrete[J]. Journal of Structural Engineering,1988,114(8):1804–1826.
- [44] Wu Haipeng, Cao Wanlin, Dong Hongying. Axial compressive strength calculation based on the ‘unified theory’ for special-shaped cft columns with multiple cavities[J]. Engineering Mechanics,2019,36(8):114–121.[武海鹏,曹万林,董宏英.基于“统一理论”的异形截面多腔钢管混凝土柱轴压承载力计算[J].工程力学,2019,36(8):114–121.]

Experimental Study on Axial Compression Behaviour of Ultra-high-performance Concrete-filled Duplex Stainless Steel Tube Stub Rectangular Columns

TANG Hongyuan¹, WANG Huixiang¹, LIU Ye^{2,3*}

(1. Institute of Structural Engineering, Xihua University, Chengdu 610039, China;

2. College of Architecture and Environment, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

3. MOE Key Laboratory of Deep Underground Science and Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract:

Objective Conventional carbon steel tube-concrete columns (CFST) often exhibit compromised structural performance in corrosive environments, resulting in reduced load-bearing capacity and ductility. This study addresses these limitations by developing ultra-high-performance concrete (UHPC) -filled duplex stainless steel tube (UFSST) columns, which significantly enhance corrosion resistance, load capacity, and deformation behavior.

Methods Twelve rectangular short-column specimens were subjected to axial compression tests to evaluate the performance of UFSST columns. Experimental parameters included three UHPC strength grades (89–164 MPa) and three duplex stainless steel tube thicknesses, with yield strengths ranging from 307 to 807 MPa. Failure modes, load-displacement ($N-A$) curves, and steel tube strain behavior were examined to assess: 1) axial compressive capacity; 2) interaction effects between duplex stainless steel and UHPC, and 3) the evolution of confinement mechanisms. Results were benchmarked against five international design codes (BS EN 1994–1–1, ANSI/AISC 360–16, ACI 318, T/CECS 952–2021, and CECS 159–2004) through a comparative analysis of the ratio of the test value to the calculated value ($N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$).

Results and Discussions Rectangular UFSST stub columns demonstrated good deformation capabilities under axial compression loads, with failure modes categorized into two types based on the ζ coefficient index: primarily waist drumming buckling failure for $\zeta=2.52$ and shear failure for $\zeta \leq 1.62$. A $\zeta \geq 1.62$ should be employed in UFSST stub columns to utilize the properties of duplex stainless steel. The $N-A$ curves exhibit a three-stage pattern, namely the elastic stage, elastoplastic stage, and degradation stage. During the elastic stage, the duplex stainless steel tube exerts no restraint on the UHPC. The confinement effect of duplex stainless steel tubes on concrete generally emerges during the elastoplastic stage, as the value of the lateral-to-longitudinal strain ratio (ν) increases from approximately 0.3 to 0.8, contributing to N_u of the CFST and UFSST stub columns. Replacing ordinary concrete with UHPC can increase the ultimate bearing capacity of specimens by up to 31%. The confinement effect of the duplex stainless steel tube is also the main reason why the load development of the specimen remains relatively stable as axial displacement increases after reaching the ultimate bearing capacity. The UFSST stub column demonstrates superior residual bearing capacity and a more stable degradation stage of $N-A$ curves compared to its CFSST counterparts, primarily due to the bridging effect of steel fibers in UHPC. The utilization of UHPC significantly improves the ultimate bearing capacity of stub columns while simultaneously satisfying the ductility requirement. However, enhancing the strength grade of UHPC has minimal impact on the axial compressive bearing capacity of UFSST rectangular short column specimens, whereas increasing the wall thickness of duplex stainless steel tubes can further enhance the bearing capacity and effectively reduce the occurrence of local buckling in duplex stainless steel tubes. Investigation into the strength index and concrete contribution ratio indicated that the enhancement effect of duplex stainless steel tubes on UHPC compressive strength is not as noticeable as it is on ordinary concrete. However, UFSST stub columns perform better than CFSST stub columns in terms of concrete contribution ratio. Experimental results were compared to cal-

culated results of bearing capacity design formulas in current codes (European code BS EN 1994-1-1, American standards ANSI/AISC 360-16 and ACI 318, Chinese codes T/CECS 952-2021 and CECS 159-2004). T/CECS 952-2021, based on a unified theory, considers the confinement effect of steel tubes on concrete and introduces ζ into the calculation formula. However, it does not account for the non-uniform constraint effect of rectangular steel tubes on core concrete. The calculated average value of $N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$ is 0.85, which tends toward danger and cannot be directly used for calculating the axial compressive ultimate bearing capacity of rectangular UFSST short columns. In contrast, other codes adopt the superposition theory, neglecting the constraint effect of steel tubes on concrete, often resulting in predicted values of $N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$ greater than 1, thus underestimating actual values. CECS 159-2004 yields an average $N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$ value of 1.17, while BS EN 1994-1-1 yields 1.06. ANSI/AISC 360-16 and ACI 318 yield an average $N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$ value of 1.12. Therefore, among the current codes, the BS EN 1994-1-1 formula yields results closest to the experimental values. However, considering the confinement effect of duplex stainless steel tubes on UHPC, the ultimate bearing capacity of UFSST short columns is more realistic when calculating. Therefore, based on the formula in T/CECS 952-2021, the influence of the non-uniform constraint effect of rectangular sections on the ultimate bearing capacity of UFSST stub columns was further considered, and adjustments to the formula were made. The calculated results of the modified formula are in good agreement with experimental results, with an average $N_{\text{test}}/N_{\text{cal}}$ value of 1.00 and a standard deviation of 0.07. This implies that the revised formula can be utilized to predict the ultimate bearing capacity of the ultimate axial compression of UFSST short columns. It effectively accommodates a wide range of concrete strengths, from 89 to 164 MPa, as well as steel tube yield strengths ranging from 307 to 807 MPa. However, it is important to note that the formula does not account for certain influential factors, such as stress redistribution following concrete damage and the strain-hardening behavior of duplex stainless steel. Therefore, it is essential to conduct a comprehensive reliability analysis in future studies to assess the model's reliability and robustness.

Conclusions UFSST columns demonstrate superior axial performance compared to conventional CFST, with 31% higher ultimate capacity and enhanced post-peak ductility through UHPC fiber bridging. The confinement coefficient ζ critically governs failure modes, requiring $\zeta \geq 1.62$ for optimal material utilization. Current design codes exhibit either dangerous underestimation (unified theory) or unconservative overestimation (superposition theory) of UFSST capacity. The proposed modified formula addresses rectangular section non-uniform confinement effects, achieving less than 7% prediction error across a wide range of material parameters. Practical applications should consider additional factors, including stress redistribution after concrete cracking and duplex stainless steel strain hardening, which require further reliability analysis.

Key words: ultra-high-performance concrete; concrete-filled stainless steel tube; axial compression test; failure mode; ultimate bearing capacity

(编辑 张琼)

引用格式: Tang Hongyuan, Wang Huixiang, Liu Ye. Experimental study on axial compression behaviour of ultra-high-performance concrete-filled duplex stainless steel tube stub rectangular columns[J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2025, 57(3): 147-159. [唐红元, 王辉祥, 刘烨. 矩形双相不锈钢管超高性能混凝土短柱轴压性能试验研究[J]. *工程科学与技术*, 2025, 57(3): 147-159.]