

端部带肋圆高强钢管超高性能混凝土柱 抗震性能研究

骆志¹, 张稔文², 马骥³, 于子程¹, 秦靖凯¹, 杜国锋^{1*}

(1. 长江大学 城市建设学院, 湖北 荆州 434023; 2. 五冶集团上海有限公司第三工程分公司, 上海 201900; 3. 长江大学 电子信息学院, 湖北 荆州 434023)

摘要: 为量化端部加劲肋对圆高强钢管超高性能混凝土 (ultra-high performance concrete filled high-strength steel tubular, UHPC-HST) 柱抗震性能的影响, 以加劲肋的高度、宽度、数量为参数, 对8个端部带肋圆 UHPC-HST 柱试件进行了低周反复荷载试验, 探究了各参数对试件破坏形态、滞回曲线、骨架曲线和抗震性能指标的影响规律。结果表明: 各试件的滞回曲线饱满, 具有良好的抗震性能, 端部带肋试件的承载能力与耗能能力明显高于无肋试件的承载能力与耗能能力; 随着加劲肋高度、宽度和数量的增加, 试件极限承载力和延性显著提升; 耗能能力随加劲肋高度和宽度的增加而增强, 加劲肋数量的增加对试件耗能能力的影响并不明显。基于试验和有限元数值模拟结果, 提出了包含加劲肋高度、宽度和数量的柱端构造设计方法, 以及端部带肋圆 UHPC-HST 柱的水平承载力计算式, 达到量化控制端部带肋圆 UHPC-HST 柱抗震性能的目的, 为工程设计和相关规范的编制提供参考。

关键词: 超高性能混凝土; 柱端加劲肋; 圆高强钢管; 抗震性能; 水平承载力

中图分类号: TU398⁺.9

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)01-0024-14

DOI: 10.13969/j.jzgjgz.20230811001

Seismic Performance Research on Circular Ultra-high Performance Concrete Filled High-Strength Steel Tubular Columns with End Ribs

LUO Zhi¹, ZHANG Zhiwen², MA Qi³, YU Zicheng¹, QIN Jingkai¹, DU Guofeng^{1*}

(1. School of Urban Construction, Yangtze University, Jingzhou 434023, China; 2. The Third Engineering Branch of MCC Shanghai Co., Ltd., Shanghai 201900, China; 3. School of Electronic Information, Yangtze University, Jingzhou 434023, China)

*Corresponding author: gfd@yangtzeu.edu.cn

Abstract: This study aims to assess the impact of end stiffening ribs on the seismic behavior of circular ultra-high performance concrete filled high-strength steel tubular (UHPC-HST) columns. The factors considered in this investigation are the height, width, and quantity of the stiffening ribs. This study involved conducting low-

收稿日期: 2023-08-11

基金项目: 国家自然科学基金(52078052)

作者简介:

骆志(2000—), 男, 硕士研究生, 主要从事钢管混凝土结构力学性能方面的研究。E-mail: 2586325440@qq.com。

张稔文(1998—), 男, 硕士, 主要从事钢管混凝土结构力学性能方面的研究。

通信作者:

杜国锋(1975—), 男, 博士, 教授, 主要从事钢管混凝土结构、长输管道结构抗震及健康监测方面的研究。

E-mail: gfd@yangtzeu.edu.cn。

circumference repeated load testing on eight specimens of end-ribbed reinforced circular UHPC-HST columns. The tests were carried out to investigate the effects of several factors, including the height, width, and number of ribs, on the performance of specimens. The investigation focused on analyzing the impact of individual parameters on the damage pattern, hysteretic curve, skeleton curve, and seismic performance indicators of specimens. The findings indicate that specimens exhibit complete hysteretic curves and demonstrate favorable seismic performance. Furthermore, the load carrying capacity and energy dissipation capacity of the specimens with end-ribbed configurations are notably superior to those without ribbing. Moreover, the ultimate load carrying capacity and ductility of specimens experience significant enhancements as the height, width, and number of ribs increase. Additionally, the energy dissipation capacity is augmented with increasing height and width of the ribs, while the number of ribs does not exert a substantial influence on the energy dissipation capacity of specimens. Based on the test and finite element numerical simulation results, the design method of column end configuration with reasonable rib height, width and number is given, and the horizontal bearing capacity calculation formula of end-ribbed circular UHPC-HST columns is proposed, which achieves the purpose of quantitatively controlling the seismic performance of end-ribbed circular UHPC-HST columns, and provides references for the engineering design and the preparation of related specifications.

Keywords: ultra-high performance concrete; end rib; circular high-strength steel tube; seismic performance; horizontal bearing capacity

钢管混凝土柱因承载力高、塑性与韧性好且经济性强等诸多优势而得到广泛应用^[1]。然而随着超高层建筑和大跨度桥梁结构的日益增多,对工程结构的受力性能、耐久性和安全性提出了更高的要求,因此需进一步提升普通钢管混凝土结构的性能。近年来,由高强钢材和超高性能混凝土(ultra-high performance concrete, UHPC)^[2]组成的高强钢管超高性能混凝土(ultra-high performance concrete filled high-strength steel tubular, UHPC-HST)柱,因具有更高的承载力、更好的抗震性能而受到了建筑领域的青睐,在工程中逐步得到应用。

国内外学者对 UHPC-HST 的力学性能展开了大量研究, XIONG 等^[3-4]对短 UHPC-HST 柱进行轴压试验, 研究发现相较于普通钢管混凝土柱, UHPC-HST 柱的承载力得到显著提升。冯宸^[5]对圆形、方形和六边形高强钢管 UHPC-HST 短柱进行轴压试验, 结果表明, UHPC-HST 柱解决了 UHPC 柱的脆性问题且 3 种截面形式的试件均具有良好的变形能力。邱增美等^[6]对高强钢管高强混凝土柱的抗震性能展开研究, 发现高强钢管高强混凝土构件具有良好的耗能能力和变形能力。

然而, 钢管混凝土柱在地震作用下易发生柱端局部屈曲从而对柱的承载能力产生不利影响, 为改善钢管混凝土柱端过早出现局部屈曲而导致的强度损失, YAN 等^[7]、XIAO 等^[8]和 MAO 等^[9]通过在钢管混凝土柱端外部设置横向约束局部屈曲, 加强对核心混凝土的约束。HSU 等^[10]在钢管混凝土柱的潜在塑性铰区域设置约束拉杆, 提高了试件的抗震性能, 但上述两种构造措施在实际工程应用中的可操作性不强。为进一步改善构造措施, 众多学者开始研究在钢管内部设置加劲肋。张耀春等^[11]、汪梦甫等^[12]、李斌等^[13]和陈勇等^[14]对钢管内设置

纵向加劲肋的钢管混凝土柱进行拟静力试验, 结果表明与无肋钢管混凝土柱相比, 有肋试件的极限承载力得到明显提升。甘丹等^[15]、ZHOU 等^[16]和 LIU 等^[17]对设置斜拉肋钢管混凝土柱的力学性能展开研究, 结果表明, 相比于普通钢管混凝土柱, 试件承载力和延性得到显著提升。黄宏等^[18]对带肋钢管混凝土柱的受力性能进行分析, 结果表明设置加劲肋使钢管应力分布更均匀, 钢管壁稳定性得到有效提升。

现有的研究成果表明钢管混凝土柱端设置加劲肋可以有效提高其抗震性能, 由于针对加劲肋参数变化对钢管混凝土柱抗震性能影响的量化研究尚不充分, 因此现有规范中很少包含关于柱端加劲肋设计的具体规定条文。为此, 本文设计了 7 个端部带肋的圆 UHPC-HST 柱和 1 个无肋圆 UHPC-HST 柱试件, 以加劲肋的高度、宽度、数量为参数, 探究端部带肋的圆 UHPC-HST 柱在低周往复荷载作用下的破坏形态和抗震性能, 并结合 ABAQUS 有限元软件进行数值模拟分析, 提出端部带肋的圆 UHPC-HST 柱的水平承载力计算方法, 为基于抗震性能的圆 UHPC-HST 柱设计和相关规范修订提供参考依据。

1 试验概况

1.1 试验设计

本试验共设计制作了 8 个圆 UHPC-HST 柱试件, 试件透视图及截面尺寸分别如图 1~2 所示。采用外径为 180 mm、壁厚为 6 mm 的 Q460 高强圆钢管。根据《钢管混凝土结构技术规范》(GB 50936—2014)^[19], 钢管底部伸入基梁的长度为 350 mm, 采用分层浇筑的方法, 振捣密实。在实验室自然条件下养护 28 d 后用水泥浆封口,

打磨平整,焊接顶板。当轴压比较大时,核心混凝土易在竖向荷载作用下直接拉断呈剪切断裂破坏,导致钢管呈弹性失稳破坏,参考文献[20]中关于轴压比的设定,将试验部分的轴压比设置为0.1。各试件的具体参数如表1所示。

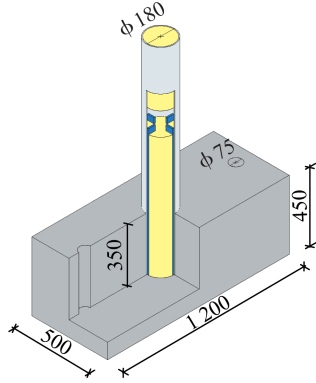


图1 试件示意(单位:mm)

Fig. 1 Specimen diagram (unit:mm)

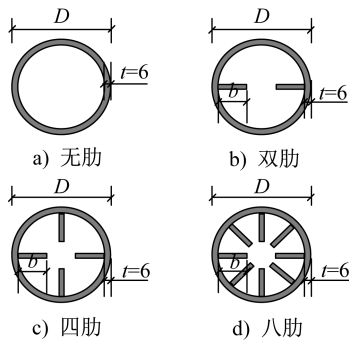


图2 试件截面形式和尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Section type and dimension of specimens (unit:mm)

1.2 材料性能

钢管和加劲肋均采用Q460高强度钢材,根据《金属材料拉伸试验第1部分:室温试验方法》(GB/T 228.1—2021)^[21]进行拉伸试验,结果如表2所示。基于本课题组前期试验^[22-23],超高性能混凝土配合比如表3所示。其中,胶凝材料选用P·O 52.5级普通硅酸盐水泥、S95级矿粉和优质微硅粉,细骨料采用40~70目和70~140目双级配石英砂,减水剂为聚羧酸高性能减水剂,钢纤维采用长径比为67、抗拉强度为2 850 MPa的镀铜微丝钢纤维。在浇筑UHPC时,每批次制作3个100 mm×100 mm×100 mm的立方体试块,与试件在同等条件下养护28 d。参照《超高性能混凝土(UHPC)技术要求》(T/CECS 10107—2020)^[24]测得UHPC立方体抗压强度为132.5 MPa。

表1 试件参数

Table 1 Parameters of specimens

试件编号	$D \times t \times L/mm$	H/mm	b/mm	m	n
H0-1-6	180×6×965	—	—	—	0.1
H360-45-14-6	180×6×965	360	45	4	0.1
H483-30-14-6	180×6×965	483	30	4	0.1
H483-45-14-6	180×6×965	483	45	4	0.1
H483-60-14-6	180×6×965	483	60	4	0.1
H483-45-12-6	180×6×965	483	45	2	0.1
H483-45-18-6	180×6×965	483	45	8	0.1
H965-45-14-6	180×6×965	965	45	4	0.1

注:试件编号H0-1-6中H0代表无肋试件,数值1代表轴压比为0.1,数值6代表钢管壁厚为6 mm,以试件编号H360-45-14-6为例说明其余试件编号的含义,H360代表加劲肋高度为360 mm,数值45代表加劲肋宽度为45 mm,数值14分别代表轴压比为0.1、加劲肋数量为4个,数值6代表钢管和加劲肋厚度为6 mm。其中 D 为试件直径, t 为厚度, L 为高度, H 为加劲肋高度, b 为加劲肋宽度, m 为加劲肋数量, n 为轴压比。

表2 钢材材性

Table 2 Material properties of steel

t/mm	弹性模量 E_s/MPa	屈服强度 f_y/MPa	极限强度 f_u/MPa
6	2.06×10^5	482.3	609.4

表3 超高性能混凝土配合比

Table 3 Ultra-high performance concrete

mix ratio								$kg \cdot m^{-3}$
水泥	硅灰	矿渣粉	石英砂(目)		减水剂	钢纤维	水	水胶比
			40~70	70~140				
700	210	105	420	420	35.525	235.5	203	0.2

1.3 加载方案

1.3.1 加载系统

加载系统分为竖向加载装置和水平加载装置。通过试件顶部的2 000 kN液压千斤顶施加竖向荷载,千斤顶下端通过螺栓锚固在试件顶板上;通过固定在反力墙上的500 kN液压作动器施加水平荷载,作动器的量程为300 mm,具体装置如图3所示。试件底部通过锚杆和螺栓将基梁与地基锚固,避免基梁在试验过程中出现滑移。

1.3.2 加载制度

根据《建筑抗震试验规程》(JGJ/T 101—2015)^[25]的相关规定确定试验加载制度,如图4所示,其中 Δ_y 为屈服

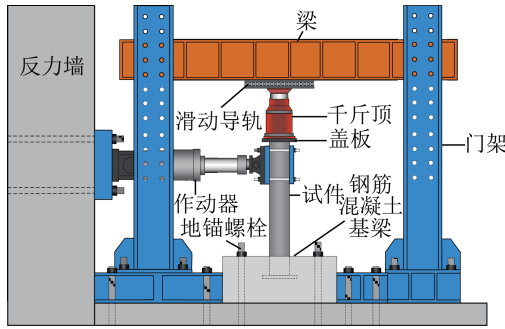


图3 试验装置
Fig. 3 Test setup

位移,单位为mm。试验开始前,取轴向压力值的40%对试件进行预加载,以消除试件内部结构的不均匀性^[26]。试验正式加载时,水平荷载采用位移控制加载,在试件未屈服之前,每级位移循环加载1次,试件屈服之后,每级位移循环加载3次,直至试件水平承载力下降至峰值荷载的85%或达到目标位移角1/20时认为试件失效^[27],停止加载。

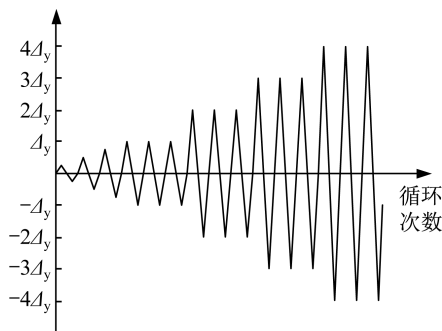


图4 试验加载制度
Fig. 4 Test loading system

2 试验结果及分析

2.1 破坏形态

本试验的位移加载方向为南北方向,以北侧拉力为正。试件的破坏过程大致相同,因此以典型试件H0-1-6和H360-45-14-6为例,对其破坏形态和破坏过程进行分析。试验正式开始时,以5 mm位移为梯度进行预加载,通过观察滞回曲线的变化,发现各试件的滞回曲线在位移为10~15 mm之间时出现了转折,为方便后续试验加载,取屈服位移 $\Delta_y=10$ mm。

无肋试件H0-1-6的破坏形态如图5所示,在试验加载初期,试件处于弹性阶段,钢管表面无明显变化。当试件屈服后,位移加载至 $\Delta_y\sim 2\Delta_y$ 时,试件下柱端仍无明显变化;当位移加载至 $3\Delta_y\sim 4\Delta_y$ 时,柱底四周基梁表面开始出现混凝土轻微剥离,钢管和基梁之间出现细小裂缝,此时北侧钢管出现局部轻微屈曲。随着位移的进一步加载,位移在 $5\Delta_y\sim 6\Delta_y$ 时,试件底部鼓曲进一步加剧,鼓曲

完全贯通钢管四周。试件破坏时,底部呈灯笼状向外凸起。



图5 试件H0-1-6的破坏形态
Fig. 5 Failure mode of specimen H0-1-6

柱端设肋试件H360-45-14-6的破坏形态如图6所示,在试验加载初期,试件整体无明显变化。当试件屈服后,位移加载至 $\Delta_y\sim 2\Delta_y$ 时,试件下柱端仍无明显变化。位移加载至 $2\Delta_y\sim 4\Delta_y$ 时,基梁表面的混凝土出现轻微剥离,试件底部传出轻微响声。位移加载至 $5\Delta_y\sim 7\Delta_y$ 时,试件整体依然无明显变化,但在基梁顶面上方30~40 mm处的南侧钢管出现局部轻微屈曲。位移加载至 $7\Delta_y$ 第1次循环时,试件的负向水平荷载下降至峰值荷载的85%以下,试验结束。



图6 试件H360-45-14-6的破坏形态
Fig. 6 Failure mode of specimen H360-45-14-6

2.2 滞回曲线

各试件的滞回曲线如图7所示。由图可知:试件的滞回曲线均较为饱满,捏缩现象不明显,各试件均具有良好的耗能能力。在试验加载初期,试件处于弹性阶段,加载和卸载时刚度没有明显变化,滞回曲线的斜率基本不变,刚度退化不明显,在循环荷载作用下形成的滞回环较为狭长;试件屈服后,滞回曲线的斜率逐渐减小,试件刚度有所下降,滞回环也逐渐饱满;水平承载力达到峰值荷载后,随着位移加载增大,水平承载力下降速度较为缓慢,表明试件具有良好的延性特性。

2.3 骨架曲线

加肋高度对骨架曲线的影响规律如图8所示,相

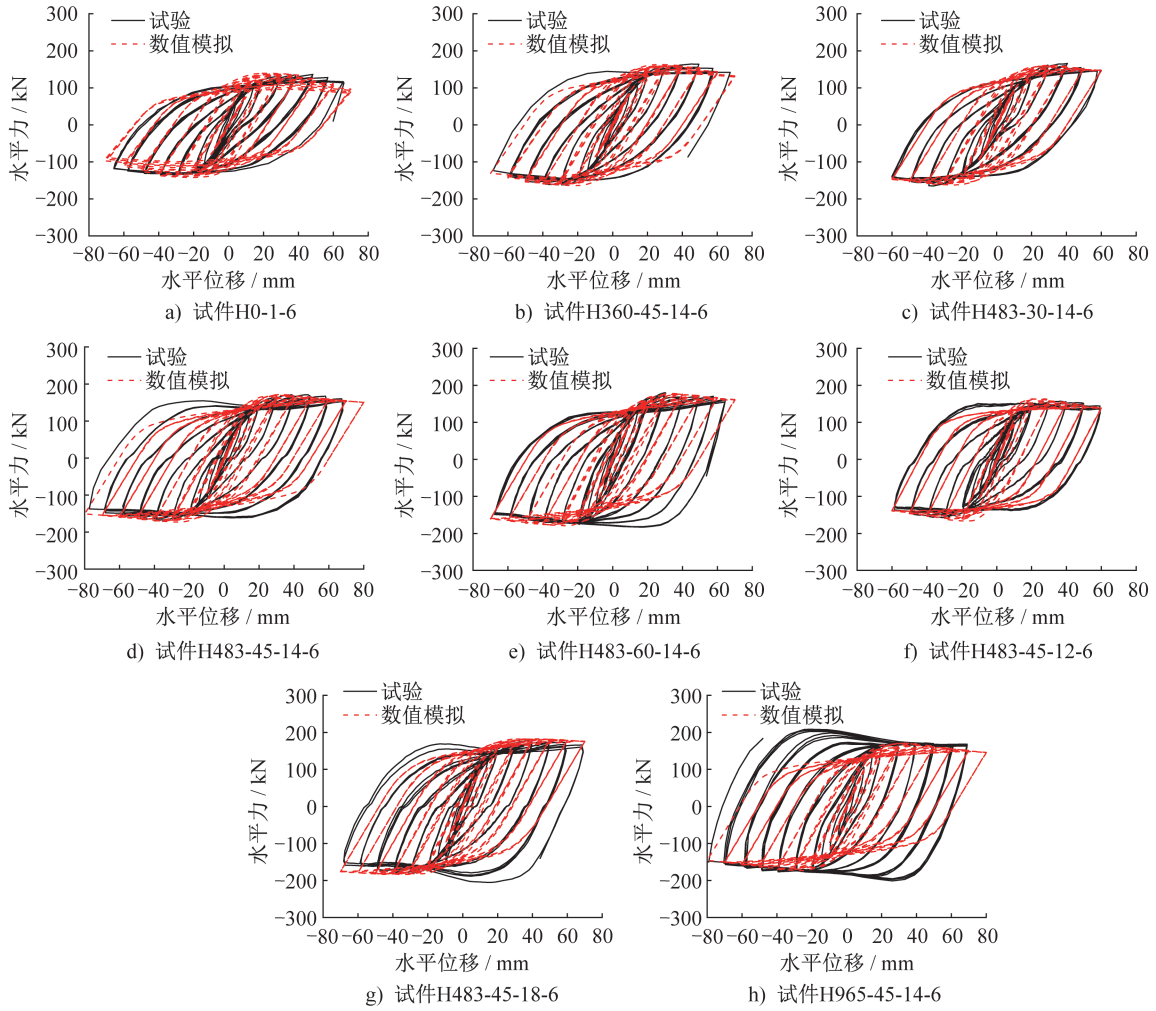


图7 滞回曲线

Fig. 7 Hysteretic curves

较于无肋试件H0-1-6,随着加劲肋高度的增加,试件的水平极限承载力分别提高了20.31%、24.50%、28.39%。加载前期,试件的加载刚度也得到了明显提升;在水平极限承载力达到峰值后,随着加劲肋高度的增加,骨架曲线的下降段逐渐平缓,表现出更好的延性特性。

极限承载力分别提高了21.94%、24.50%和26.96%,试件的前期加载刚度和延性均得到显著提升。结合骨架曲线下段可知,加劲肋宽度增加到45 mm(1/4的柱径)后,继续增加加劲肋的宽度,试件的承载力和延性逐步趋于稳定。这是因为随着加劲肋宽度的增加,加劲肋与混凝土之间的黏结变得更加牢固,由加劲肋提供给钢管的支撑得到增强,进而增强了钢管对核心混凝土的约束作用,提高了试件的极限承载能力。

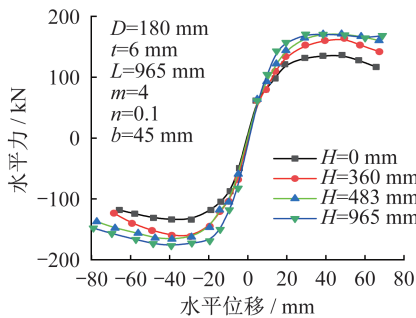


图8 不同加劲肋高度的骨架曲线

Fig. 8 Skeleton curves with different rib heights

加劲肋宽度对骨架曲线的影响规律如图9所示,与无肋试件H0-1-6相比,随着加劲肋宽度的增加,试件的水平

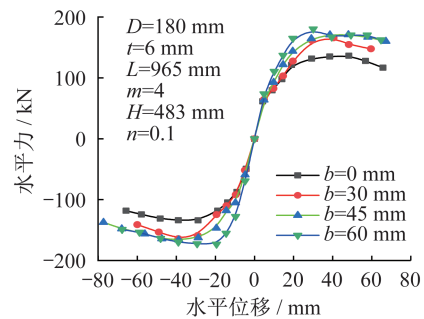


图9 不同加劲肋宽度的骨架曲线

Fig. 9 Skeleton curves with different rib widths

加劲肋数量对骨架曲线的影响规律如图10所示,相较于无肋试件H0-1-6,加劲肋数量从2个增加到8个,试件的水平极限承载力分别提升了13.91%、24.50%和30.99%,骨架曲线下降段也相对平缓,试件表现出良好的延性特性。值得注意的是,与设置2个加劲肋的试件相比,设置4个加劲肋的试件承载力提高了9.29%;然而,与设置4个加劲肋的试件相比,设置8个加劲肋的试件承载力仅提高了5.22%,且试件的延性也未得到明显提升。这是因为加劲肋数量的增加提高了截面的含钢率,钢管对混凝土的约束作用得到增强,进而提高了试件的极限承载能力。

2.4 耗能分析

各试件的耗能曲线对比如图11所示,采用等效黏滞阻尼系数 h_e 来评价各试件的耗能能力。加劲肋高度、宽度对试件耗能能力的影响如图11a)~b)所示,结合试件对应的滞回曲线可知,随着加劲肋高度和宽度的增加,试

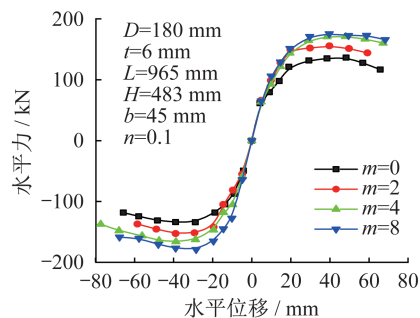


图10 不同加劲肋数量的骨架曲线

Fig. 10 Skeleton curves with different rib number

件的滞回环面积逐渐增大,且逐渐饱满,等效黏滞阻尼系数增大,试件的耗能能力增强。加劲肋数量对试件耗能能力的影响如图11c)所示,结合试件对应的滞回曲线可知,随着加劲肋数量的增加,滞回曲线更为饱满,但无显著差异,表明设置加劲肋会提高试件的耗能能力,但加劲肋数量的增加对试件的耗能能力没有明显提高。

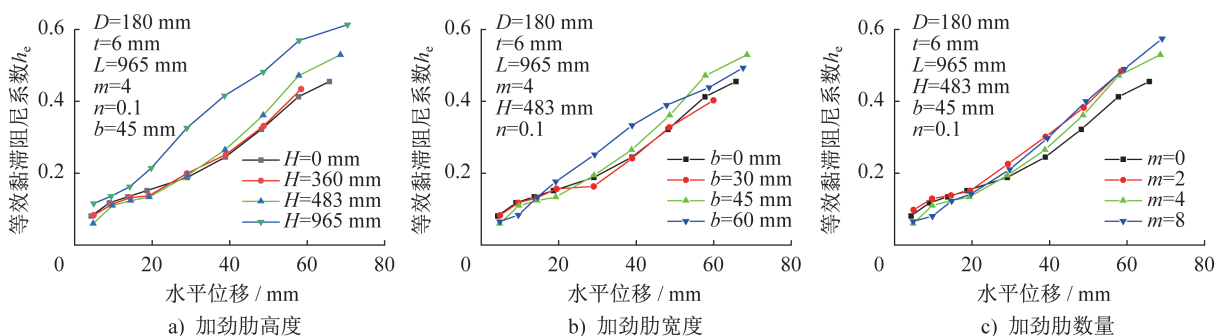


图11 等效黏滞阻尼系数-位移曲线

Fig. 11 Equivalent viscous damping coefficient-displacement curves

3 有限元分析

3.1 材料的本构关系

(1) 钢材的本构关系

钢材的本构关系采用双线性模型。其应力-应变关系如图12所示,对应的表达式如下:

$$\sigma = \begin{cases} E_s \epsilon & \epsilon < \epsilon_y \\ f_y + E'_s (\epsilon - \epsilon_y) & \epsilon_y \leq \epsilon < \epsilon_u \end{cases} \quad (1)$$

式中: $E'_s = (f_u - f_y) / (\epsilon_u - \epsilon_y)$, E'_s 为钢材屈服后的刚度, f_u 、 f_y 分别为钢材的极限抗拉强度和屈服强度, ϵ_u 、 ϵ_y 分别为钢材的峰值应变和屈服应变。

(2) 混凝土本构关系

核心混凝土受压应力-应变曲线如图13所示,核心混凝土上升段采用MANDER等^[28]提出的约束混凝土应力-应变模型(ab段),表达式如下:

$$\sigma_c = \frac{f'_{cc} \lambda (\epsilon_c / \epsilon'_{cc})}{\lambda - 1 + (\epsilon_c / \epsilon'_{cc})^\lambda} \quad (2)$$

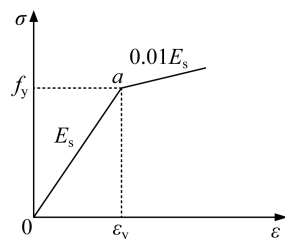


图12 钢材应力-应变模型

Fig. 12 Stress-strain model of steel

$$\lambda = \frac{E_c}{E_c - (f'_{cc} / \epsilon'_{cc})} \quad (3)$$

$$E_c = 4700 \sqrt{\gamma_c f'_c} \quad (4)$$

式中: σ_c 为混凝土轴向压缩应力; ϵ_c 为轴向应变; λ 为常数; f'_c 为无约束混凝土的轴心抗压强度; E_c 为混凝土弹性模量; f'_{cc} 、 ϵ'_{cc} 分别为约束混凝土的抗压强度和约束混凝土的轴向应变^[29]; γ_c 为考虑试件尺寸效应的削弱因子^[30]。混凝土的应力-应变曲线下降段为如图13所示的bc段、

cd段^[31],对应的数学表达式如下:

$$\sigma_c = \begin{cases} f'_{cc} + \left(\frac{\epsilon_c - \epsilon'_{cc}}{\epsilon_e - \epsilon'_{cc}} \right) (f_e - f'_{cc}) & \epsilon'_{cc} < \epsilon_c \leq \epsilon_e \\ f_e + \left(\frac{\epsilon_c - \epsilon_e}{\epsilon_{cu} - \epsilon_e} \right) (f_{cu} - f_e) & \epsilon_e < \epsilon_c \leq \epsilon_{cu} \end{cases} \quad (5)$$

式中: ϵ_e 和 ϵ_{cu} 分别为 c 点和 d 点对应的应变, $\epsilon_e = 10\epsilon'_c$, $\epsilon_{cu} = 30\epsilon'_c$ ^[32]; f_e 和 f_{cu} 分别为应变达到 ϵ_e 和 ϵ_{cu} 时对应的应力^[31]。

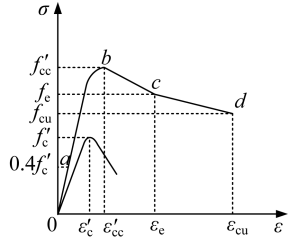


图 13 圆钢管约束混凝土应力-应变模型

Fig. 13 Stress-strain model for confined concrete in circular CFST columns

3.2 模型建立

利用有限元软件 ABAQUS 建模时,钢管、加劲肋、核心混凝土及加载板等部件均采用 8 节点六面体线性减缩积分实体单元 C3D8R 进行建模,有限元模型如图 14 所示。钢管与核心混凝土之间的接触采用表面与表面接触,其中切向行为采用库仑摩擦模型,摩擦系数取值范围在 0.2~0.6 之间,本文取值为 0.5^[33],法向行为采用硬接触来模拟。加劲肋和核心混凝土之间采用嵌入接触来模拟,加载板与混凝土之间的接触采用硬接触来模拟。

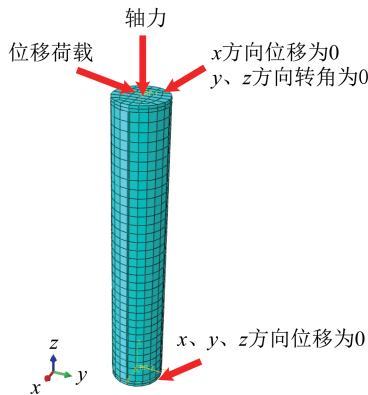


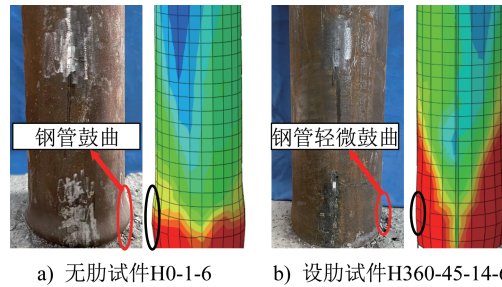
图 14 有限元模型

Fig. 14 FE model

3.3 模型验证

为验证模型的准确性,将有限元模拟结果与试验结果进行对比,结果如图 15 所示。如图 15a) 所示,无肋试件在破坏时底部向外鼓曲,且鼓曲贯通钢管四周。如图 15b) 所示,柱端设肋试件由于柱端加劲肋有效地约束了

钢管壁的变形,使得其在破坏时柱底仅出现轻微的鼓曲现象。有限元模拟所得破坏形态和试验得到的破坏形态基本一致。试验结果与有限元模型计算得到的荷载-位移滞回曲线对比如图 7 所示,有限元计算结果的正负水平承载力较为对称,而由于在焊接、混凝土浇筑和吊装等步骤中存在系统误差,导致正负水平承载力存在差别,但有限元计算的水平极限承载力和试验实测数据的误差在 10% 以内,承载力预测依然较为准确,并且二者滞回曲线的下降段也吻合较好。上述结果验证了本文所建立的有限元模型的可靠性。



a) 无肋试件 H0-1-6 b) 设肋试件 H360-45-14-6

图 15 有限元模拟和试验的破坏形态对比

Fig. 15 Comparison of failure modes between finite element simulation and test results

3.4 参数分析

为进一步探究不同长度和直径的端部带肋圆 UHPC-HST 柱的抗震性能,拓展分析轴压比、加劲肋高度、加劲肋宽度和加劲肋数量等参数对圆 UHPC-HST 柱承载力的影响,本节利用建立的数值模拟模型进行了全面分析。

3.4.1 轴压比

试件的轴压比 n 分别取为 0.1、0.2、0.3、0.4 以及 0.5,具体设计参数如表 4 所示。不同轴压比下试件的骨架曲线如图 16 所示,相较于轴压比为 0.1 的试件,随着轴压比从 0.1 增加到 0.5,试件的水平极限承载力分别降低了 8.20%、17.35%、26.40% 和 36.71%,可见随着轴压比的增大,试件的水平极限承载力显著下降。主要原因是轴压比较小时,外钢管在轴压力的作用下为核心混凝土提供了较为有效的约束作用,限制了混凝土裂缝的发展,使模型具有较高的极限承载力,随着轴压比的增大,模型的 $P-\Delta$ 二阶效应越为明显,使得模型较早发生破坏,因而极限承载力出现显著下降,该现象与文献[34-35]的分析结果一致。

3.4.2 加劲肋高度

由试验结果可知,加劲肋的高度宜设置为 2 倍柱径,但试验研究仅限于同一柱径,该结果具有一定的局限性。因此,对试件的直径和长度进行拓展分析,具体设计参数

表4 轴压比参数

Table 4 Parameters of axial compression ratios

试件编号	$D \times t \times L / \text{mm}$	H / mm	b / mm	m	n
H360-45-14-6	$180 \times 6 \times 965$	360	45	4	0.1
H360-45-24-6	$180 \times 6 \times 965$	360	45	4	0.2
H360-45-34-6	$180 \times 6 \times 965$	360	45	4	0.3
H360-45-44-6	$180 \times 6 \times 965$	360	45	4	0.4
H360-45-54-6	$180 \times 6 \times 965$	360	45	4	0.5

注:试件编号中各部件含义与表1中相同。

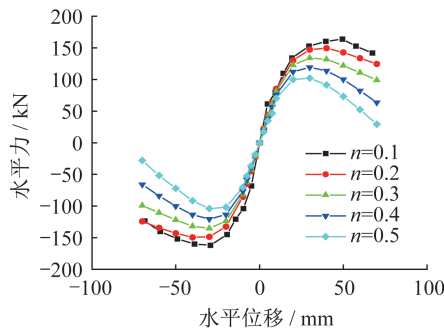


图16 不同轴压比下的骨架曲线

Fig. 16 Skeleton curves with different axial compression ratios

如表5所示。不同加劲肋高度下试件的骨架曲线如图17所示,相较于无肋试件,随着加劲肋高度的增加,试件的水平极限承载力分别提高了12.53%、23.18%、24.82%、24.55%、24.81%和25.33%,骨架曲线的下降段逐渐平缓。可见随着加劲肋高度的增加,试件的承载力得到显著提升,然而当加劲肋高度增加到2倍柱径后,随着加劲肋高度的继续增加,试件的受力性能趋于稳定,拓展分析结果和试验结果一致。

3.4.3 加劲肋宽度

为验证在不同柱径下,加劲肋宽度的设置是否依然

表6 加劲肋宽度参数

Table 6 Parameters of rib width

试件编号	$D \times t \times L / \text{mm}$	H / mm	b / mm	m	n
H0-1-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	—	—	—	0.1
H1000-31-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	$31(1/8D)$	4	0.1
H1000-42-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	$42(1/6D)$	4	0.1
H1000-50-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	$50(1/5D)$	4	0.1
H1000-62-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	$62(1/4D)$	4	0.1
H1000-83-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	$83(1/3D)$	4	0.1

注:试件编号中各部分含义与表1中相同。

3.4.4 加劲肋数量

为进一步研究不同柱径下,加劲肋数量对圆

表5 加劲肋高度参数

Table 5 Parameters of rib height

试件编号	$D \times t \times L / \text{mm}$	H / mm	b / mm	m	n
H0-1-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	—	—	—	0.1
H250-50-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	250	50	4	0.1
H500-50-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	500	50	4	0.1
H750-50-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	750	50	4	0.1
H1000-50-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	4	0.1
H1500-50-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 500	50	4	0.1
H2000-50-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	2 000	50	4	0.1

注:试件编号中各部件含义与表1中相同。

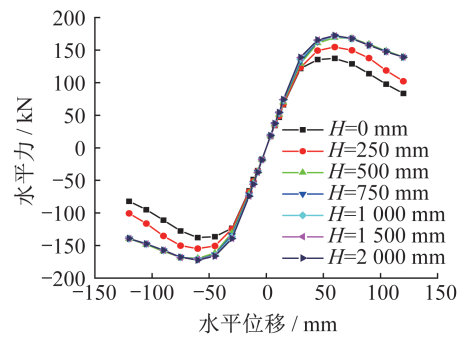


图17 不同加劲肋高度的骨架曲线

Fig. 17 Skeleton curves with different rib heights

以1/4的柱径为宜,基于有限元模型H1000-50-14-6,研究加劲肋宽度对圆UHPC-HST柱抗震性能的影响,具体设计参数如表6所示。不同加劲肋宽度下的骨架曲线对比如图18所示,相较于无肋试件,随着加劲肋宽度的增加,试件的水平极限承载力分别提高了17.45%、20.88%、24.55%、31.30%和35.16%。可见当加劲肋宽度增加到62 mm(1/4的柱径)时,试件的水平极限承载力逐步趋于稳定。拓展分析结果和试验结果一致。

UHPC-HST柱抗震性能的影响规律,在有限元模型H1000-50-14-6的基础上对加劲肋数量进行拓展分析,

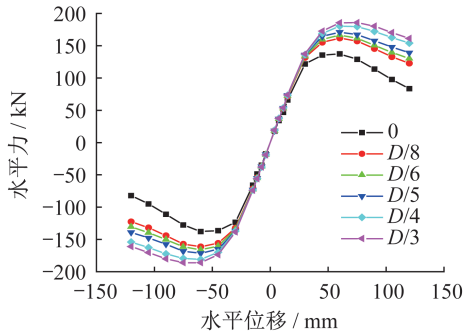


图 18 不同加劲肋宽度的骨架曲线

Fig. 18 Skeleton curves with different rib widths

具体设计参数如表 7 所示。4 种不同柱径下,不同加劲肋数量的试件骨架曲线如图 19~22 所示。相较于无肋试件,随着加劲肋数量的增加,试件的承载力和延性得到显著提升。

表 7 加劲肋数量参数

Table 7 Parameters of rib number

试件编号	$D \times t \times L / \text{mm}$	H / mm	b / mm	m	n
H0-1-6	$200 \times 6 \times 2\,000$	—	—	—	0.1
H1000-50-12-6	$200 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	2	0.1
H1000-50-14-6	$200 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	4	0.1
H1000-50-18-6	$200 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	8	0.1
H1000-50-110-6	$200 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	10	0.1
X0-1-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	—	—	—	0.1
X1000-50-12-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	2	0.1
X1000-50-14-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	4	0.1
X1000-50-18-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	8	0.1
X1000-50-110-6	$250 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	10	0.1
Y0-1-6	$300 \times 6 \times 2\,000$	—	—	—	0.1
Y1000-50-12-6	$300 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	2	0.1
Y1000-50-14-6	$300 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	4	0.1
Y1000-50-18-6	$300 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	8	0.1
Y1000-50-110-6	$300 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	10	0.1
Z0-1-6	$400 \times 6 \times 2\,000$	—	—	—	0.1
Z1000-50-12-6	$400 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	2	0.1
Z1000-50-14-6	$400 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	4	0.1
Z1000-50-18-6	$400 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	8	0.1
Z1000-50-110-6	$400 \times 6 \times 2\,000$	1 000	50	10	0.1

注:试件编号中各部分含义与表 1 中相同。

试验所得结果为当柱径为 180 mm 时,加劲肋数量宜设置为 4 个。通过有限元拓展分析可知,柱径为 200 mm、

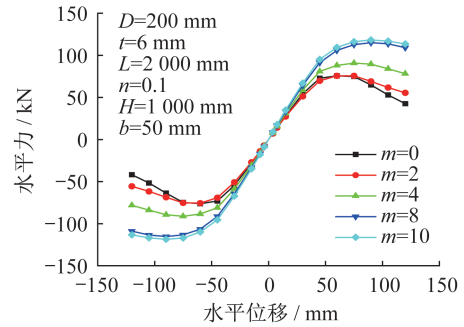


图 19 柱径为 200 mm 下不同加劲肋数量的骨架曲线

Fig. 19 Skeleton curves with different number of ribs under column diameter 200 mm

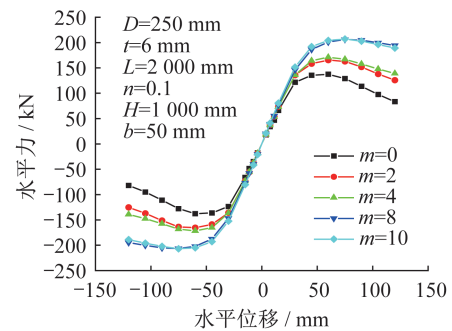


图 20 柱径为 250 mm 下不同加劲肋数量的骨架曲线

Fig. 20 Skeleton curves with different number of ribs under column diameter 250 mm

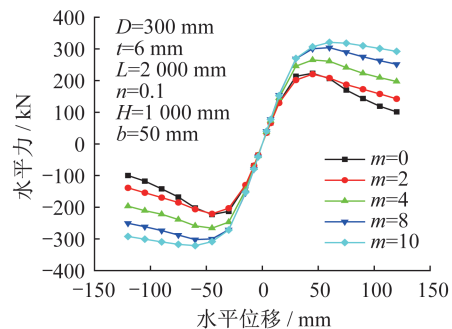


图 21 柱径为 300 mm 下不同加劲肋数量的骨架曲线

Fig. 21 Skeleton curves with different number of ribs under column diameter 300 mm

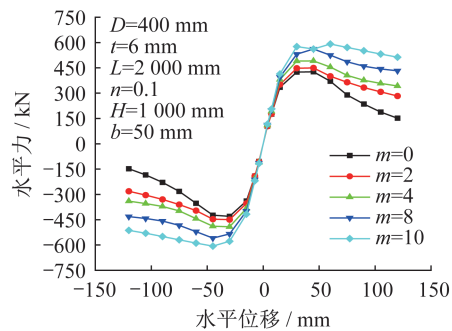


图 22 柱径为 400 mm 下不同加劲肋数量的骨架曲线

Fig. 22 Skeleton curves with different number of ribs under column diameter 400 mm

250 mm、300 mm、400 mm时,当加劲肋数量增加到8个后,继续增加加劲肋数量对试件水平极限承载力的提升幅度明显降低。故柱径为200 mm、250 mm、300 mm、400 mm时,加劲肋数量宜设置为8个。

4 水平承载力计算方法

朱骏球^[36]提出的圆钢管UHPC结构压弯承载力计算方法如下:

$$-b\left(\frac{N}{N_u}\right)^2 - c\frac{N}{N_u} + \frac{1}{d}\left(\frac{M_y}{M_u}\right) \leq 1 \quad \frac{N}{N_u} < 2\phi^3\eta_0 \quad (6)$$

$$\frac{N}{\phi N_u} + \frac{a}{d}\left(\frac{M_y}{M_u}\right) \leq 1 \quad \frac{N}{N_u} \geq 2\phi^3\eta_0 \quad (7)$$

式中: N_u 为轴向承载力; N 为试件顶部施加的轴向压力; M_u 为受弯承载力分别按式(8)~(9)计算; a 、 b 、 c 、 d 、 ξ_0 、 η_0 和 ϕ 为计算参数,计算方法参考文献[36]。

$$N_u = (A_s + A_c) f_{scy} \quad (8)$$

$$M_u = \gamma_m W_{sc} f_{scy} \quad (9)$$

$$f_{scy} = (1.02 + 0.77\xi) f'_c \quad (10)$$

$$\xi = \frac{A_s f_y}{A_c f'_c} \quad (11)$$

式中: γ_m 为截面抗弯塑性发展系数, $\gamma_m = 1.1 + 0.48 \ln(\xi + 0.1)$; W_{sc} 为截面抗弯模量, $W_{sc} = \pi D^3/32$; A_s 和 A_c 分别为钢管和混凝土的截面面积; f'_c 为混凝土轴心抗压强度; ξ 为试件截面的约束效应系数。

然而上述计算式中并没有考虑到加劲肋对截面抵抗弯矩的贡献,《钢管混凝土结构技术规程》(DBJ/T 13-51—2010)^[37]中对于带肋的矩形钢管混凝土受弯构

件采用式(12)计算 M_u ,式(12)中仅考虑了加劲肋宽度 b 、厚度 t 和数量 m 的影响,对加劲肋高度 H 没有明确要求。

$$M_u = \gamma_m W_{sc} f_{scy} + W_s f_y \quad (12)$$

本文利用软件计算圆形钢管内设置的加劲肋对截面抵抗弯矩模量 W_s 的贡献,参考式(12)计算柱端内部设置加劲肋的圆UHPC-HST柱的 M_u ,并根据有限元模拟数据对设置不同加劲肋高度试件的受弯承载力 M_u 进行修正,提出了柱端内部设置加劲肋的圆UHPC-HST柱的水平承载力计算方法,如式(13)~(17)所示。

$$-b\left(\frac{N}{N_u}\right)^2 - c\frac{N}{N_u} + k_1\frac{1}{d}\left(\frac{M_y}{M_u}\right) \leq 1 \quad \frac{N}{N_u} < 2\phi^3\eta_0 \quad (13)$$

$$\left(\frac{1}{\phi}\right)^{-3.81} \frac{N}{N_u} + k_2\frac{a}{d}\left(\frac{M_y}{M_u}\right) \leq 1 \quad \frac{N}{N_u} \geq 2\phi^3\eta_0 \quad (14)$$

$$P_y = \left[-0.484n - 0.238\left(\frac{H}{L}\right)^{0.05} + 1 \right] M_y/L \quad (15)$$

$$k_1 = 10.47\left(\frac{L}{D}\right)^{-1.927} \left(\frac{H}{L}\right)^{-0.05} \quad (16)$$

$$k_2 = 0.82\left(\frac{L}{D}\right)^{-0.12} \left(\frac{H}{L}\right)^{-0.05} \quad (17)$$

式中: P_y 为水平承载力; n 为轴压比; H 为加劲肋高度; D 、 L 分别为钢管直径和长度。

由表8和图23可知,水平承载力的模拟值或试验值与计算值之比的平均值为0.98,标准差为0.034,变异系数为0.034,且偏差绝大多数在10%以内,表明本文所推导的计算式具有较高的计算精度。

表8 端部带肋圆UHPC-HST柱的水平承载力比较

Table 8 Comparison of bearing capacity for circular UHPC-HST columns with end ribs

试件	水平承载力模拟(试验)值 $P_{y,s}$ /kN	水平承载力计算值 $P_{y,c}$ /kN	$P_{y,s}/P_{y,c}$	
H360-45-24-6	149.47	152.34	0.98	
H360-45-34-6	134.57	136.01	0.99	
H360-45-44-6	119.84	120.00	0.99	
H360-45-54-6	103.05	105.01	0.98	
H250-50-14-6	154.74	161.66	0.96	
有限元拓展 模型	H500-50-14-6	169.39	165.92	1.02
	H750-50-14-6	171.64	168.43	1.02
	H1000-50-14-6	171.27	170.22	1.01
	H1500-50-14-6	171.62	172.75	0.99
	H2000-50-14-6	172.34	174.56	0.99
	H1000-31-14-6	161.51	160.37	1.01
	H1000-42-14-6	166.22	166.64	0.99

续表

试件	水平承载力模拟(试验)值 $P_{y,s}$ /kN	水平承载力计算值 $P_{y,c}$ /kN	$P_{y,s}/P_{y,c}$	
H1000-62-14-6	180.55	174.35	1.04	
有限元拓展 模型	H1000-83-14-6	185.86	178.08	1.04
	H1000-50-12-6	165.45	170.20	0.97
	H1000-50-18-6	206.35	208.03	0.99
	H360-45-14-6	162.82	172.29	0.95
H483-30-14-6	165.03	170.61	0.97	
H483-45-14-6	168.49	174.02	0.97	
试验试件	H483-60-14-6	171.82	175.62	0.98
	H965-45-14-6	173.76	178.15	0.98
	H483-45-12-6	154.17	174.01	0.89
	H483-45-18-6	177.28	192.61	0.92
	平均值			0.98
标准差			0.034	
变异系数			0.034	

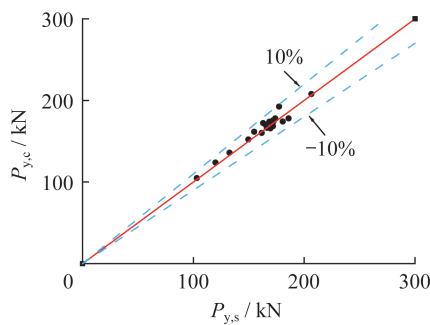


图23 模拟承载力与计算承载力比较

Fig. 23 Comparison of bearing capacity between simulated and calculated results

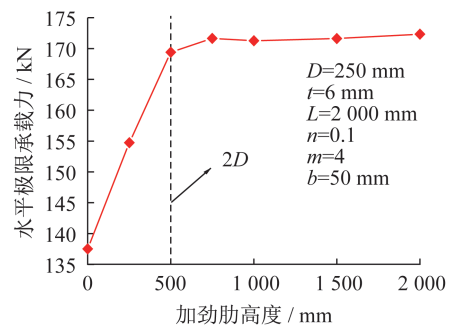


图24 不同加劲肋高度的水平极限承载力

Fig. 24 Ultimate horizontal load capacity with different rib heights

5 柱端构造设计方法

5.1 合理的加劲肋高度

不同加劲肋高度对水平极限承载力的影响规律如图24所示,结果表明:在相同轴压比下,当加劲肋高度达到2倍柱径后,继续增加加劲肋高度,试件水平极限承载力的提升幅度明显降低。结合图17分析可得,加劲肋高度宜设置为2倍柱径。

5.2 合理的加劲肋宽度

不同加劲肋宽度对水平极限承载力的影响规律如图25所示,由图可知,随着加劲肋宽度的增加,试件水平极限承载力不断提高,当加劲肋宽度增加到62 mm(1/4的柱径)时,继续增加加劲肋宽度,试件水平极限承载力提升幅度明显降低。结合图18分析可得,加劲肋宽度宜设置为1/4的柱径。

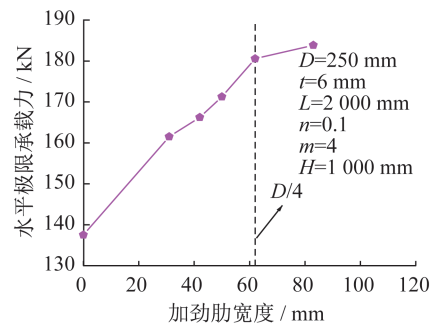


图25 不同加劲肋宽度的水平极限承载力

Fig. 25 Ultimate horizontal load capacity with different rib widths

5.3 合理的加劲肋数量

4种不同柱径下,加劲肋数量对水平极限承载力的影响规律如图26所示,由图可知,当加劲肋数量增加到8个

后,随着加劲肋数量的继续增加,试件水平极限承载力的提升幅度明显减小,结合图19~22的骨架曲线分析可得,柱径 $D=180$ mm时,加劲肋数量宜设置为4个,柱径 $D=200$ mm、250 mm、300 mm、400 mm时,加劲肋数量宜设置为8个。

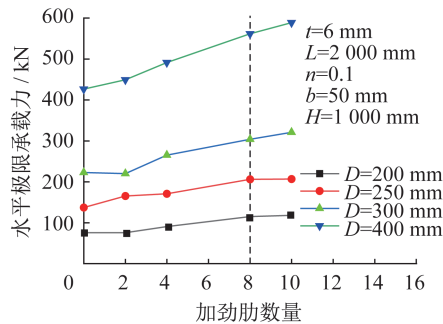


图26 不同加劲肋数量的水平极限承载力

Fig. 26 Ultimate horizontal load capacity with different rib number

6 结论

本文为量化端部加劲肋对圆UHPC-HST柱抗震性能的影响,进行了试验研究和数值模拟分析,提出了端部带肋圆UHPC-HST柱的水平承载力计算方法,主要研究结论如下:

(1) 在低周反复荷载作用下,无肋试件柱底发生明显鼓曲,最终呈压弯破坏;柱端设肋试件柱底仅出现轻微鼓曲,甚至无明显变化。

(2) 随着加劲肋高度、宽度和数量的增加,试件的极限承载力和延性都得到显著提高;耗能能力随加劲肋高度和宽度的增加而增强,但加劲肋数量的增加对试件的耗能能力没有明显提高。

(3) 有限元参数分析表明,随着轴压比的增大,试件承载力和延性显著下降;加劲肋高度宜设置为2倍柱径,宽度宜设置为1/4的柱径,柱径 $D=180$ mm时,加劲肋数量宜设置为4个,柱径 $D=200$ mm、250 mm、300 mm、400 mm时,加劲肋数量宜设置为8个。

(4) 提出了端部带肋圆UHPC-HST柱的水平承载力计算方法,计算结果与试验数据、有限元模拟数据均吻合较好。

参考文献:

[1] 韩林海. 钢管混凝土结构:理论与实践[M]. 第2版. 北京:科学出版社,2007:2.
HAN Linhai. Concrete-filled steel tubular structure: theory and practice[M]. 2nd ed. Beijing: Science Press, 2007: 2. (in Chinese)

[2] 陈宝春,季韬,黄卿维,等. 超高性能混凝土研究综述[J]. 建筑

科学与工程学报,2014,31(3):1-24.DOI:10.3969/j.issn.1673-2049.2014.03.002.

CHEN Baochun, JI Tao, HUANG Qingwei, et al. Review of research on ultra-high performance concrete [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2014, 31(3): 1-24. DOI: 10.3969/j.issn.1673-2049.2014.03.002. (in Chinese)

- [3] XIONG M X, XIONG D X, 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. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.01.037.
- [4] XIONG D X. Structural behaviour of concrete filled steel tubes with high strength materials [D]. Singapore: National University of Singapore, 2012.
- [5] 冯宸. 高强钢管超高性能混凝土短柱轴心受压性能研究[D]. 重庆:重庆大学,2021.
FENG Chen. Study on the mechanical behavior of ultra-high performance concrete filled high strength steel tubular short columns under axial compression loads [D]. Chongqing: Chongqing University, 2021. (in Chinese)
- [6] 邱增美,李幅昌,杨志坚. 高强方钢管高强混凝土柱的抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2021,42(增刊2):295-303. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.S2.0035.
- QIU Zengmei, LI Guochang, YANG Zhijian. Experimental research on seismic behavior of high-strength concrete filled high-strength square steel tubular columns [J]. Journal of Building Structures, 2021, 42 (Suppl. 2): 295-303. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.S2.0035. (in Chinese)
- [7] YAN X, HE W H, MAO X, et al. Confinement design of CFT columns for improved seismic performance [J]. Engineering, Environmental Science, 2003: 217-226.
- [8] XIAO Y, HE W H, CHOI K K. Confined concrete-filled tubular columns [J]. Journal of Structural Engineering, 2005, 131(3): 488-497. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2005)131:3(488).
- [9] MAO X Y, XIAO Y. Seismic behavior of confined square CFT columns [J]. Engineering Structures, 2006, 28 (10): 1378-1386. DOI: 10.1016/j.engstruct.2006.01.015.
- [10] HSU H L, YU H L. Seismic performance of concrete-filled tubes with restrained plastic hinge zones [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2003, 59 (5): 587-608. DOI: 10.1016/S0143-974X(02)00047-0.
- [11] 张耀春,徐超,卢孝哲. 带肋薄壁方钢管混凝土柱的滞回性能[J]. 东南大学学报(自然科学版),2007,37(1):100-106. DOI: 10.3321/j.issn:1001-0505.2007.01.022.
ZHANG Yaochun, XU Chao, LU Xiaozhe. Hysteretic behavior of square concrete-filled thin-walled steel tubular columns with ribs [J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2007, 37(1): 100-106. DOI: 10.3321/j.issn: 1001-0505.2007.01.022. (in Chinese)
- [12] 汪梦甫,杨冕. 端部带肋方钢管混凝土柱抗震试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2017,44(11):31-37. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxzkb.2017.11.004.

- WANG Mengfu, YANG Mian. Experimental study on seismic behavior of square concrete-filled steel tube column with end ribs [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2017, 44 (11): 31-37. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxzbk.2017.11.004. (in Chinese)
- [13] 李斌, 栾文龙, 高春彦. 带肋方钢管混凝土中长柱轴压力学性能试验研究[J]. 混凝土, 2020(9): 19-22. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2020.09.005.
- LI Bin, LUAN Wenlong, GAO Chunyan. Study on the mechanical behavior of concrete filled stiffened square steel tubular middle long column under axial compression [J]. Concrete, 2020 (9): 19-22. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2020.09.005. (in Chinese)
- [14] 陈勇, 张耀春, 唐明. 设置直肋方形薄壁钢管混凝土长柱优化设计[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2005, 21(5): 478-481. DOI: 10.3321/j.issn:1671-2021.2005.05.012.
- CHEN Yong, ZHANG Yaochun, TANG Ming. Optimal designs of square concrete filled thin-walled steel tube long columns with straight ribs [J]. Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science), 2005, 21 (5): 478-481. DOI: 10.3321/j.issn: 1671-2021.2005.05.012. (in Chinese)
- [15] 甘丹, 周政, 周绪红, 等. 带斜拉肋方钢管混凝土短柱轴压性能有限元分析[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(增刊1): 210-217. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2017.S1.029.
- GAN Dan, ZHOU Zheng, ZHOU Xuhong, et al. Finite element analysis on axial loading behavior of stub columns of square concrete-filled steel tube with diagonal ribs [J]. Journal of Building Structures, 2017, 38 (Suppl. 1): 210-217. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2017.S1.029. (in Chinese)
- [16] ZHOU Z, GAN D, ZHOU X H. Improved composite effect of square concrete-filled steel tubes with diagonal binding ribs [J]. Journal of Structural Engineering, 2019, 145 (10): 04019112. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541x.0002400.
- [17] LIU J P, ZHAO Q R, XIA Z P, et al. Seismic behavior of thin-walled square CFST columns with diagonal rib/circular liner stiffeners [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 179: 106519. DOI: 10.1016/j.jcsr.2020.106519.
- [18] 黄宏, 张安哥, 李毅, 等. 带肋方钢管混凝土轴压短柱试验研究及有限元分析[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(2): 75-82. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2011.02.012.
- HUANG Hong, ZHANG Ange, LI Yi, et al. Experimental research and finite element analysis on mechanical performance of concrete-filled stiffened square steel tubular stub columns subjected to axial compression [J]. Journal of Building Structures, 2011, 32 (2): 75-82. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2011.02.012. (in Chinese)
- [19] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 钢管混凝土结构技术规范: 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, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Technical Code for Concrete Filled Steel Tubular Structures: GB 50936—2014 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2014. (in Chinese)
- [20] 韦建刚, 周俊, 罗霞, 等. 高强钢管超高强混凝土柱抗震性能试验研究 [J]. 工程力学, 2021, 38 (7): 30-40, 51. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.06.0414.
- WEI Jianguang, ZHOU Jun, LUO Xia, et al. Experimental study on quasi-static behavior of ultra-high strength concrete filled high strength steel tubular columns [J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(7): 30-40, 51. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.06.0414. (in Chinese)
- [21] 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.
- State Administration for Market Regulation, Standardization Administration of the People's Republic of China. Metallic Materials—Tensile Testing—Part 1: Method of Test at Room Temperature: GB/T 228.1—2021 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2021. (in Chinese)
- [22] WU C C, FAN F R, CHENG Z, et al. Behavior of steel reinforced UHPC-filled stainless steel tubular columns under eccentric loads [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 203: 107806. DOI: 10.1016/j.jcsr.2023.107806.
- [23] 刘子丹, 焦文帅, 程展, 等. 钢骨不锈钢管超高性能混凝土柱轴压性能研究 [J]. 工业建筑, 2023, 53 (5): 17-27. DOI: 10.13204/j.gyjz22072605.
- LIU Zidan, JIAO Wenshuai, CHENG Zhan, et al. Research on the axial compression behavior of steel-reinforced ultra-high performance concrete-filled stainless steel tubular columns [J]. Industrial Construction, 2023, 53 (5): 17-27. DOI: 10.13204/j.gyjz22072605. (in Chinese)
- [24] 中国工程建设标准化协会. 超高性能混凝土(UHPC)技术要求: T/CECS 10107—2020 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2020.
- China Association for Engineering Construction Standardization Standards. Technical Requirements for Ultra High Performance Concrete: T/CECS 10107—2020 [S]. Beijing: China Planning Press, 2020. (in Chinese)
- [25] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑抗震试验规程: JGJ/T 101—2015 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Specification for Seismic Test of Buildings: JGJ/T 101—2015 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015. (in Chinese)
- [26] 吴诚, 徐慎春, 赵秋山, 等. 方钢管超高性能混凝土短柱抗震性能试验研究 [J]. 工业建筑, 2019, 49 (12): 188-194. DOI: 10.13204/j.gyjz201912032.
- WU Cheng, XU Shenchun, ZHAO Qiushan, et al. Experimental research on seismic behavior of ultrahigh-performance concrete filled square steel tubular short columns [J]. Industrial

- Construction, 2019, 49(12): 188-194. DOI: 10.13204/j.gyjz201912032. (in Chinese)
- [27] 游经团. 矩形钢管混凝土压弯构件滞回性能研究[D]. 福州: 福州大学, 2003.
YOU Jingtuan. Study for dynamical behaviors of concrete filled rectangular steel tubes[D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2003. (in Chinese)
- [28] 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. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1988)114:8(1804).
- [29] LIANG Q Q, FRAGOMENI S. Nonlinear analysis of circular concrete-filled steel tubular short columns under axial loading[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2009, 65(12): 2186-2196. DOI: 10.1016/j.jcsr.2009.06.015.
- [30] LIANG Q Q. Performance-based analysis of concrete-filled steel tubular beam-columns, part I: theory and algorithms[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2009, 65(2): 363-372. DOI: 10.1016/j.jcsr.2008.03.007.
- [31] PATEL V I, UY B, PRAJWAL K A, et al. Confined concrete model of circular, elliptical and octagonal CFST short columns[J]. Steel and Composite Structures, 2016, 22(3): 497-520. DOI: 10.12989/scs.2016.22.3.497.
- [32] DAI X, LAM D. Numerical modelling of the axial compressive behaviour of short concrete-filled elliptical steel columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2010, 66(7): 931-942. DOI: 10.1016/j.jcsr.2010.02.003.
- [33] 安钰丰. 方形钢管混凝土叠合压弯构件力学性能和设计方法研究[D]. 北京: 清华大学, 2015.
AN Yufeng. Performance and design method of square concrete-encased CFST members under combined compression and bending [D]. Beijing: Tsinghua University, 2015. (in Chinese)
- [34] 马江萍. 基于ABAQUS的复式圆钢管柱滞回性能分析[J]. 粘接, 2022, 49(4): 175-179. DOI: 10.3969/j.issn.1001-5922.2022.04.040.
MA Jiangping. Analysis of hysteretic behavior for compound round steel pipe string based on ABAQUS [J]. Adhesion, 2022, 49(4): 175-179. DOI: 10.3969/j.issn.1001-5922.2022.04.040. (in Chinese)
- [35] 余康康. 高轴压比下圆钢管再生混凝土柱抗震性能研究与损伤分析[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2022.
YU Kangkang. Study on seismic behavior and damage analysis of recycled concrete filled circular steel tubular columns under high axial compression ratio [D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2022. (in Chinese)
- [36] 朱骏球. 圆钢管UHPC压弯构件N-M曲线研究[D]. 福州: 福州大学, 2018.
ZHU Junqiu. Study on N-M curve of circular UHPC filled steel tubular beam-columns [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2018. (in Chinese)
- [37] 福建省住房和城乡建设厅. 钢管混凝土结构技术规程: DBJ/T 13-51—2010[S]. 福州: 福建省住房和城乡建设厅, 2010.
Housing and Urban-Rural Development of Fujian Province. Technical Specification for Concrete Filled Steel Tubular Structures: DBJ/T 13-51—2010 [S]. Fuzhou: Housing and Urban-Rural Development of Fujian Province, 2010. (in Chinese)