

圆钢管混凝土悬臂长柱抗弯性能试验研究

杨俊芬¹, 闫西峰¹, 胡盼盼¹, 张广平², 奚增红²

(1. 西安建筑科技大学土木工程学院, 陕西 西安710055;

2. 中国能源建设集团甘肃省电力设计院有限公司, 甘肃 兰州 730050)

摘要: 通过对3个足尺圆钢管混凝土长柱的试验研究, 分析不同轴压比下圆钢管混凝土长柱的抗弯承载能力和破坏形式. 结果表明, 相比轴压比为0时的圆钢管混凝土长柱, 轴压比为0.1、0.2时的圆钢管混凝土长柱的抗弯承载力和抗侧刚度减小, 同时延性也减小; 可见轴压力的变化对钢管混凝土长柱抗弯受力性能有显著的影响. 在试验的基础上, 将不同轴压比的抗侧刚度与考虑 $P-\Delta$ 效应时相关规程、文献进行比较, 给出建议公式, 为钢管混凝土结构在实际工程中的应用提供参考.

关键词: 圆钢管混凝土长柱; 轴压比; 抗弯承载力; 抗侧刚度

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2016)05-0654-07

Study on the bending performance of cantilever concrete-filled circular steel tubular long columns

YANG Junfen¹, YAN Xifeng¹, HU Panpan¹, ZHANG Guangping², XI Zenghong²

(1. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture & Technology, Xi'an 710055, China;

2. Gansu Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Energy Construction Group, Lanzhou 730050, China)

Abstract: The experimental studies on three full size concrete-filled circular steel tubular long columns under different axial compression ratio were conducted, and the bending capacity and the failure modes were analyzed. The test results show that the bending bearing capacity and the lateral stiffness of concrete-filled circular steel tubular long columns under the axial compression ratio of 0.1 or 0.2 decreased comparing with the axial compression ratio of 0, and at the same time, the ductility reduced, too. So the effect of axial compression change on the bending performance of concrete-filled circular steel tubular long columns was significant. On the basis of experiment, the calculation regulations in Chinese and foreign codes of the considering $P-\Delta$ effect were analyzed and compared with the experimental lateral stiffness under different axial compression ratio. The proposed formula was given and a reference for encased structures in the practical engineering application provided.

Key words: concrete-filled circular steel tubular long columns; the axial compression ratio; the bending capacity; the lateral stiffness

电力工业是国民经济的命脉, 是关系国防、工农业生产和人民生活的大业, 而输电杆塔是保证电力传输安全运行的枢纽. 目前我国的输电杆塔结构随着电网的不断升级, 多塔多回路工程、大跨越工程等杆塔荷载越来越大, 要求其具有更高的安全性和强度, 传统角钢铁塔不能满足现有的要求, 限于纯钢管柱构件截面大, 加工制作、现场安装和运输难度大, 钢管混凝土构件在输电塔方面的应用越来越广泛. 研究和实践表明^[1], 钢管混凝土构件作为一种较为合理的构件形式可以很好地发挥钢管和混凝土的材料特性和潜力. 已有的经济分析^[2]证明钢管混凝土构架用于750 kV变电站工程将有效减少构架柱的截面尺寸, 降低单件吊装自重, 从而取得巨大的经济效益和社会效益.

从1879年英国最早将钢管混凝土杆件用于Severn铁路桥的桥墩, 钢管混凝土结构在土木工程的应用已有一百多年的历史. Neogi P K等^[3]1969年

研究了钢管内混凝土三向受压时强度的提高, 及考虑钢管的约束效应时钢管混凝土柱承载力的计算方法; 蔡绍怀等^[4]对钢管砼悬臂柱的性能和承载力进行计算, 探讨了钢管砼有侧移框架柱的承载力计算问题; 张向冈等^[5]对钢管再生混凝土轴压长柱进行试验研究及力学性能分析, 给出各种截面形式钢管再生混凝土轴压长柱的承载力和轴压刚度设计建议; 胡成玺等^[6]对不锈钢钢管混凝土柱进行承载力变化规律分析, 提出了适用于不锈钢钢管混凝土柱承载力计算的推荐公式; 何夕平等^[7]把各规程对圆钢管混凝土短柱的轴压承载力进行对比分析, 提出钢管混凝土理论计算的适应性.

目前, 国内外主要对钢管混凝土短柱的轴压、偏压和压弯性能已有比较深入的研究, 针对圆钢管混凝土悬臂柱进行了一定的研究, 大部分试验试件均来自房建及桥梁工程, 而在电力工程中输电杆塔、变电构架等方面的研究较少; 此外, 试件的尺

收稿日期: 2015-07-13

修改稿日期: 2016-10-10

基金项目: 国家电网公司2014年依托工程基建新技术研究项目-钢管混凝土构架在750 kV变电站中的应用研究; 住房和城乡建设部2014年科学技术项目(2014-K2-011); 陕西省自然科学基金面上项目(2014JM7244); 陕西省教育厅专项科研计划项目(2013JK0977)

作者简介: 杨俊芬(1979—), 女, 副教授, 主要从事钢结构教学和科研工作. E-mail: yjf9807@126.com.

寸模型较小,圆钢管混凝土试验试件的长径比(L/D)一般在15以下,而长径比达到20(试件长度为 L 为6 000 mm,外径 D 为300 mm)的试件试验数据很少.因此,对不同轴压比下的高强圆钢管混凝土长柱抗弯受力性能的研究是十分重要的,对构架的设计和工程的经济性具有很高的参考价值.

本文以某输电杆塔工程为背景,对不同轴压比下的高强圆钢管混凝土长柱($L/D=20$)进行抗弯受力性能试验研究,为构架的设计和工程的经济性提供参考.

1 试验概况

1.1 试件设计及制作

本次试验研究按照实际工程最不利工况的内力设计值,参考《变电构架设计手册》^[8]和《变电站建筑结构设计技术规程》(DLT 5457-2012)^[9]的构造要求,并结合试验设备加载能力、场地条件等限制,按足尺制作了3个圆钢管混凝土柱试件,设计尺寸见表1.

表1 试件基本参数
Tab.1 Parameters of specimens

| 序号 | 试件编号 | 管径 D/mm | 壁厚 t/mm | 长度 L/mm | 轴压比 n |
|----|-------|---------------------|---------------------|---------------------|---------|
| 1 | CFT-1 | 300 | 6 | 6 000 | 0 |
| 2 | CFT-2 | 300 | 6 | 6 000 | 0.1 |
| 3 | CFT-3 | 300 | 6 | 6 000 | 0.2 |

注:试件编号中CFT(Concrete-Filled Circular Tubular)代表钢管混凝土. $n=N/N_1$, $N_1=\phi N_0$, N_1 为钢管混凝土长柱的轴心承载力, ϕ 为轴压钢管混凝土长柱的稳定系数, N_0 为钢管混凝土短柱的轴心承载力. $N_0=f_c A_c(1+1.8\theta)$, f_c 为管内混凝土轴心抗压强度, A_c 为管内混凝土截面面积, θ 为套箍系数, $\theta=f_a A_a/(f_c A_c)$, A_a 、 f_a 分别为钢管截面面积和钢管钢材的屈服强度实测值.

试件所用的钢管柱由6 mm厚的钢板卷制后沿纵向焊接而成.将钢管竖立,然后从开口灌入混凝土,同时用插入式振捣器振捣密实,待钢管灌后将管口混凝土仔细抹平.在28 d后用水泥沙浆将上端的混凝土表面与钢管抹齐平,焊接上25 mm厚的高强钢板,以使钢管和混凝土在试验中协同工作,试件钢管几何尺寸见图1.

1.2 材性试验

除高强螺栓和高强钢板以外,试件其余钢材均为Q420,焊条为E55型,连接焊缝按《钢结构设计规范》(GB50017-2003)^[10]进行设计(以下简称“钢规”).钢材的材性试验在西安建筑科技大学建材研究所进行,按《金属材料室温拉伸试验方法》(GB/T228.1-2010)^[11]规定一组三个标准试样,测得钢材的平均屈服强度、抗拉强度和弹性模量等材性参数见表2,钢管材料的应力-应变曲线见图2,满足《低合金高强度结构钢》(GB/T 1591-2008)^[12]的要求.

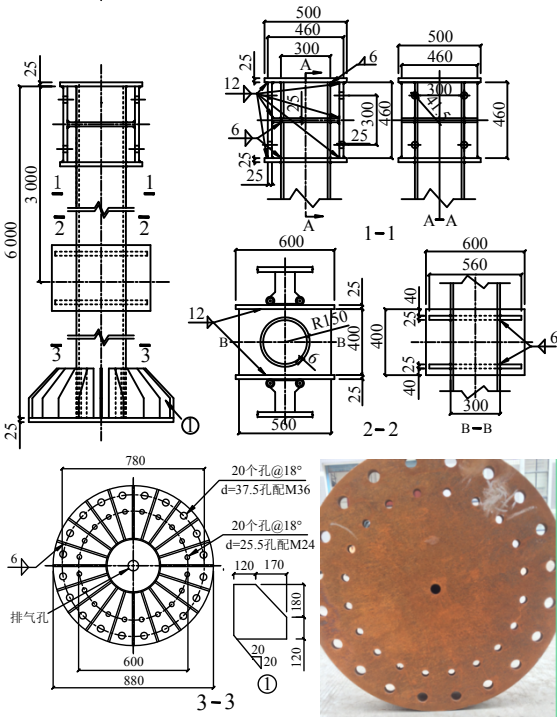


图1 试件几何尺寸及底部情况
Fig.1 Geometrical dimensions and the bottom of specimens

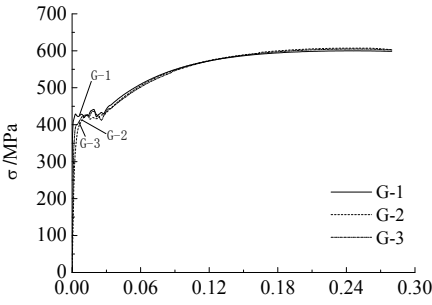


图2 应力-应变曲线
Fig.2 Stress-strain curve of steel

表2 钢材材性
Tab.2 Material properties of steel

| 试件 编号 | 屈服 强度 f_y/MPa | 抗拉 强度 f_u/MPa | 弹性模量 E/GPa | 强屈比 f_u/f_y | 伸长率 $\delta/\%$ |
|----------|------------------------------|------------------------------|------------------------|------------------|--------------------|
| 1 | 431.0 | 539.0 | 197 | 1.27 | 26 |
| 2 | 450.0 | 550.0 | | | 26 |
| 3 | 412.0 | 547.0 | | | 27 |
| 平均 | 431.0 | 545.3 | | | 26.3 |

钢管内浇筑C30商品混凝土,浇筑钢管内混凝土的同时按《普通混凝土力学性能试验方法标准》(GB/T50081-2002)^[13]要求制作了2组6个边长为150 mm的标准立方体混凝土试块.并与试件同条件下养护,测得28 d后混凝土立方体抗压强度为49.2 MPa,弹性模量为 3.212×10^4 MPa.

1.3 试验装置及加载方案

试验采用静力加载方法对试验试件进行悬臂式加载,试验加载装置图如图3所示.

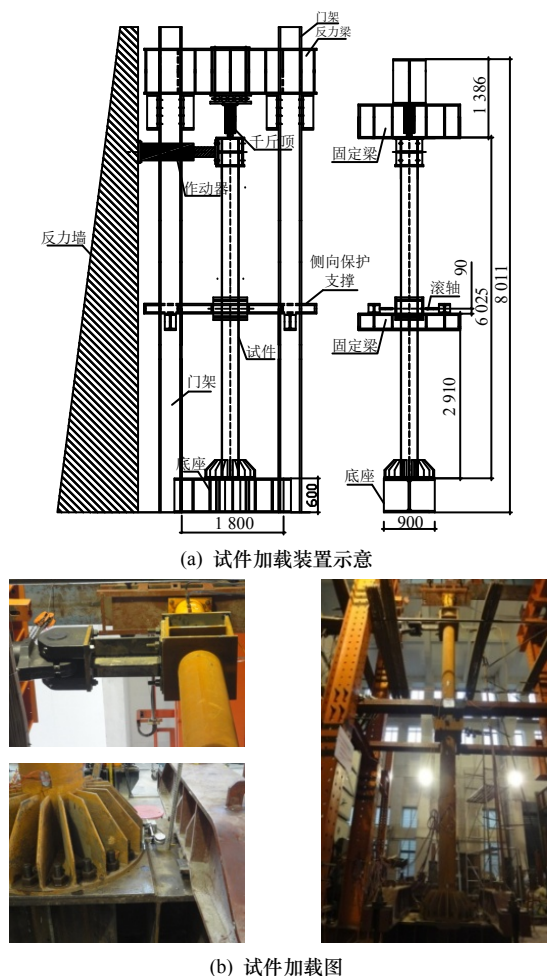


图3 加载装置

Fig.3 Test setup

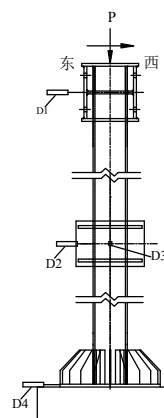
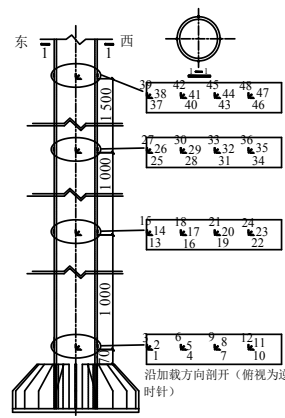
通过1 000 kN油压千斤顶施加柱顶竖向荷载,千斤顶与反力梁之间设置滚轴装置,可使千斤顶随柱顶保持实时水平移动并减少摩擦力影响;柱顶水平荷载采用1 000 kN的MTS电液伺服作动器加载,该作动器一端与试件顶端连接,另一端与反力墙连接,为保证作动器与试件在同一平面内,用手扳葫芦将作动器固定在门架和反力梁上;此外,鉴于试件较高,为了防止试件在加载过程中发生平面外整体失稳,故在试件中部设置两道带轴承的侧向支撑。试件底部通过各20个10.9级M28和M14高强螺栓与钢底座连接,钢底座由压梁和地面螺栓固定在地面上,以保证试件底部固接的边界条件。由于试件加工制作和安装过程中的误差,在加载过程中顶部水平荷载与试件可能不在一个平面内,这会使试件双向受弯且对试验结果造成一定的影响,因此需要特别注意观察相关的位移计与应变片的变化,及时做出调整。

试验过程中对试件分级加载(作动器施加拉力),正式加载之前进行预加载,预加载时每级荷载为计算极限承载力的1/10~1/15,加载到极限荷载

的30%时,查看各仪器是否正常工作以及读取的数据是否合理,若存在一定的偏心,则通过调整试件位置对试件进行物理对中,尽量使同一截面上的四个纵向应变片读值相近。然后进行正式加载,水平加载采用荷载-位移混合控制的加载制度^[14],在荷载达到屈服荷载之前每级荷载增量均为极限承载力的1/10~1/15,当达到屈服荷载后改用位移控制,每级增量为10 mm直至试件发生弹塑性破坏。

1.4 测量方案

位移计选用:D1:磁滞位移计;D2(± 300 mm);D3、D4、D5:百分表(± 50 mm)。

图4 位移计布置图
Fig.4 Layout of LVDT图5 应变花布置图
Fig.5 Layout of strain rosette

试件位移计布置见图4。位移计D1布置在柱头左端钢板中心,用来测量柱顶位移;位移计D2布置在试件加载平面内钢管柱的中点,用来测量钢管柱中间沿作动器作用方向的位移;百分表D3布置在加载平面外钢管柱的中点,用来监控钢管柱在平面外的侧向偏移;百分表D4布置在法兰板上(沿力作用方向),用来监控柱底法兰板相对于底座的偏移;百分表D5布置在底座上(沿力作用方向),用来监控底座相对于地面的偏移。在加载过程中通过监控百分表D3、D4和D5来监控试件整体在加载平面内是否偏移,用以保证试验符合预期进行。

试验主要应变测试内容包括:钢管最不利位置柱脚应变(距加劲肋板顶部70 mm处)、距加劲肋板顶部距离分别为1 070 mm、2 070 mm和3 570 mm,通过四圈应变片来监控钢管柱的变形发展情况和沿钢管柱长度方向的屈服范围。

2 试验过程及破坏特征

2.1 试件CFT-1

试验过程中,水平荷载加到33 kN (119.9 mm)左右时,位于加劲肋板上部70 mm处受拉侧3号测点

达到屈服,即柱脚部位开始进入屈服状态;水平位移加载到280 mm时,位于柱脚70 mm处的7和12号测点屈服并伴有响声(混凝土和钢管内壁产生相对滑移),受压侧锈迹起渣,见图6(a);水平位移加载到340 mm时,位于1 070 mm处受拉侧14号测点达到屈服,试件倾斜明显和柱脚鼓曲,见图6(b)和(c),受拉侧加劲板焊脚处有微裂纹,见图6(d)。此时达到作动器最大侧向位移,试验终止。

试验结束后,切开钢管,观察到在试件根部以上800 mm范围内,混凝土出现密集有裂纹;在800 mm至1 500 mm范围内,混凝土裂纹密集程度有所下降;1 500 mm以上的范围内,无裂纹出现,混凝土破坏情况,见图6(e)。

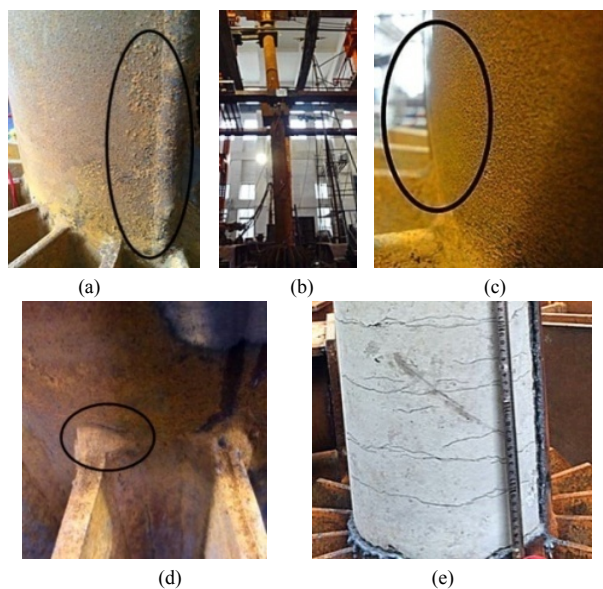


图6 CFT-1主要试验现象

Fig.6 Main experimental phenomena of CFT-1

2.2 试件CFT-2

在柱顶施加380 kN竖向荷载后,水平荷载加到25 kN (88.04 mm) 时试件略微倾斜,见图7(a);水平荷载加载至32 kN (106.03 mm) 时,受压侧纵向方向9号测点达到屈服;水平位移加载至到200 mm时,出现响声,说明混凝土和钢管内壁产生相对滑移;水平位移加载至260 mm时,受压侧管壁出现微鼓,见图7(b);水平位移加载至340 mm时,受压侧环向方向7号和45°方向的8号测点达到屈服,受拉侧加劲肋出现微裂纹,见图7(c)。此时达到作动器最大侧向位移,试验终止。

试验结束后,切开钢管,观察到在试件根部以上500 mm范围内,混凝土出现密集有裂纹;在500 mm至1 000 mm范围内,混凝土裂纹密集程度有所下降;1 000 mm以上的范围内,无裂纹出现,混凝土破坏情况见图7(d)、(e)。

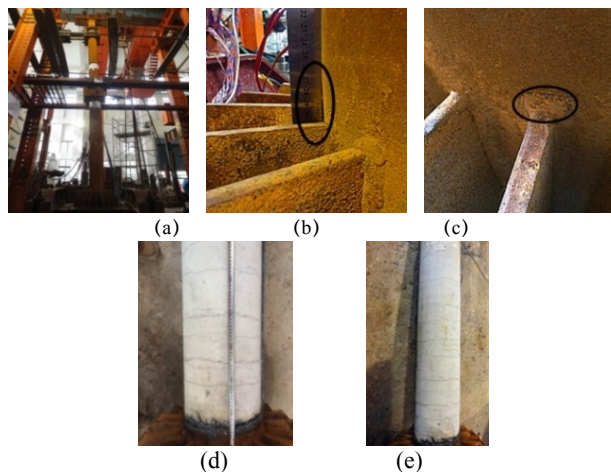


图7 CFT-2主要试验现象

Fig.7 Main experimental phenomena of CFT-2

2.3 试件CFT-3

在柱顶施加760 kN竖向荷载后,水平位移加载至100 mm时,有响声出现(混凝土和钢管内壁产生相对滑移),受压侧纵向9号测点达到屈服;水平位移加载至140 mm时,试件明显倾斜,见图8(a),受拉侧纵向方向3号测点达到屈服;水平位移加载至160 mm时,受拉侧纵向15号测点和受压侧纵向方向21号测点达到屈服,此外受压侧加劲肋上部微鼓,见图8(b);水平位移加载至340 mm时,受压侧加劲肋上部鼓曲,见图8(c)。此时达到作动器最大侧向位移,试验终止。

试验结束后,切开钢管,观察到在试件根部以上400 mm范围内,混凝土出现密集有裂纹;在400 mm至800 mm范围内,混凝土裂纹密集程度有所下降;800 mm以上的范围内,无裂纹出现,混凝土破坏情况见图8(d)、(e)。

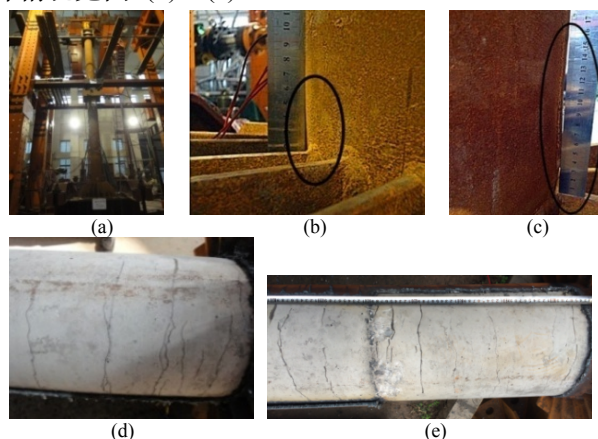


图8 CFT-3主要试验现象

Fig.8 Main experimental phenomena of CFT-3

3 试验结果分析

3.1 荷载-位移曲线

试件CFT-1、CFT-2和CFT-3的荷载-位移曲线见图9。

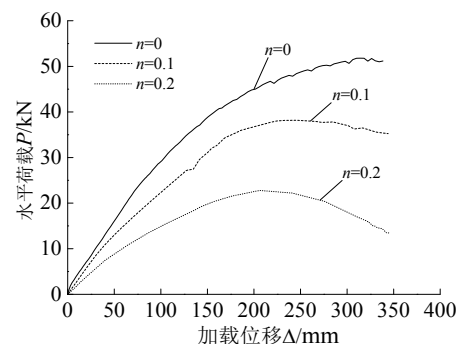


图9 荷载-位移曲线

Fig.9 Load vs. displacement curves of specimens

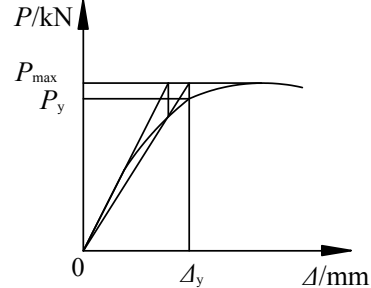


图10 通用屈服弯矩法

Fig.10 General yield bending moment method

由于试验设备加载能力的限制,水平位移加到340 mm后停止加载.由于材料的非线性,荷载-位移曲线往往没有明显的屈服点,国际上也暂无确定

屈服位移的统一标准,目前国内外有多种不同的方法^[15-16],本文选用易于操作的“通用屈服弯矩法”来确定^[17],见图10.

表3 试验结果

Tab.3 Test results

| 试件 | 抗侧刚度 /kN·mm ⁻¹ | 屈服点 F _y /kN | Δ _y /mm | 极限点 F _u /kN | Δ _u /mm | Δ _u /Δ _y |
|-------|------------------------------|---------------------------|--------------------|---------------------------|--------------------|--------------------------------|
| CFT-1 | 0.314 | 34.2 | 125.8 | 51.2 | 340 | 2.7 |
| CFT-2 | 0.228 | 28.2 | 145.8 | 35.3 | 340 | 2.3 |
| CFT-3 | 0.169 | 18.7 | 148.4 | 19.2 | 287.5 | 1.94 |

结合图9和表3得知,随着轴压比的增大,抗侧刚度、屈服荷载、极限荷载和延性同时减小;当轴压比从 $n=0$ 升到 $n=0.1$ 时,圆钢管混凝土柱的抗侧刚度减小27.4%,屈服荷载和极限荷载分别下降17.5%、31.1%,延性减小14.8%;当轴压比从 $n=0.1$ 升到 $n=0.2$ 时,圆钢管混凝土柱的抗侧刚度减小25.9%,屈服荷载和极限荷载分别下降33.7%、45.6%,延性减小15.6%.由于随着水平位移的增加,轴压力大的试件底部承受的弯矩较大以至底部管壁屈服较早,试件抗侧刚度、承载力和延性减小.可见,轴压力变化对钢管混凝土柱的抗侧刚度、承载力和延性影响较大.

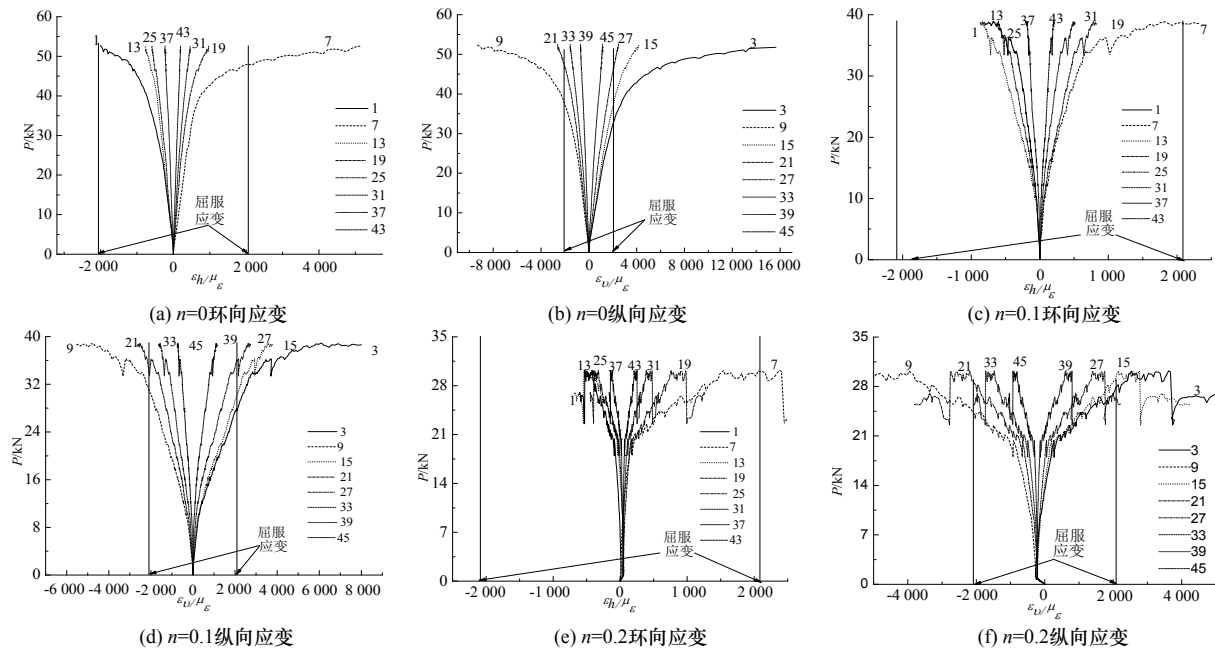


图11 荷载-应变曲线

Fig.11 Load vs. strain curves of specimens

3.2 钢管管壁应变分析

试件CFT-1、CFT-2和CFT-3的荷载-应变曲线分别见图11.由材性试验得出钢材的屈服应变约为 $2087\mu\epsilon$.从图中得知,轴压比为0和0.1时,受拉侧3号、15号和27号纵向测点先后达到屈服,而轴压比为0.2时,受压侧只有3号和15号纵向测点先后达到屈服,其余应变均处于弹性阶段,说明试件CFT-1和CFT-2屈服范围在3570 mm内,试件CFT-3屈服范

围在2070 mm内.观察图11,纵向应变变化快于环向应变,随着轴压力的增大受压侧和受拉侧荷载-应变曲线向中心0轴靠近,表明轴压力越大,管壁应变越小,钢管变形越小.综上可知,钢管混凝土长柱从柱脚往上3570 mm内有相应的屈服,而3570 mm以上均处于弹性水平阶段,表明钢管混凝土柱发生弹塑性失稳.

4 考虑 P - Δ 效应

根据 P - Δ 效应:

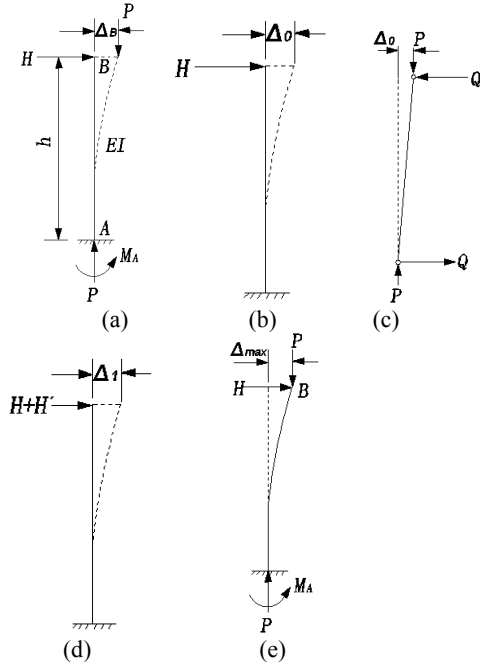


图12 悬臂构件的 P - Δ 法

Fig.12 P - Δ method of cantilever component

(1) 在图12 (b) 所示水平荷载的作用下算出悬臂端的挠度, 即不计轴心压力影响得到的挠度:

$$\Delta_0 = Hh^3 / (3EI) = \delta_0 H \quad (1)$$

式中 δ_0 是单位水平力作用于悬臂端的挠度.

$$\delta_0 = h^3 / (3EI) \quad (2)$$

(2) 初次考虑 P - Δ 效应时, 按图12(c)所示计算简图由力矩 $P\Delta_0$ 根据平衡条件得到柱端水平力 Q , 因侧移角很小, 故可视为柱端剪力, $Q = P\Delta_0 / h$, 然后将其反向看作是假想水平荷载作用于柱端.

$$H'_1 = P\Delta_0 / h = P\delta_0 H / h \quad (3)$$

(3) 将外力 H 连同假想水平荷载作用于柱端, 见图12 (d), 得到新的挠度

$$\Delta_1 = (1 + P\delta_0 / h) \delta_0 H \quad (4)$$

(4) 再将力矩 $P\Delta_1$ 换算出假想水平荷载

$$H'_2 = P(1 + P\delta_0 / h) \delta_0 H / h \quad (5)$$

(5) 将 $H + H'_2$ 作用于柱端得到

$$\Delta_2 = [1 + P\delta_0 / h + P^2 (\delta_0 / h)^2] \delta_0 H \quad (6)$$

(6) 如此重复前面的计算步骤, 几次后可得到如图12(e)所示悬臂端最大挠度 $P\delta_0 / h < 1$ 时,

$$\begin{aligned} \Delta_{\max} &= [1 + P\delta_0 / h + P^2 (\delta_0 / h)^2 + \dots + P^n (\delta_0 / h)^n] \delta_0 H \\ &= \frac{\delta_0 H}{1 - P\delta_0 / h} = \frac{\Delta_0}{1 - P\Delta_0 / Hh} = \frac{Hh^3}{3EI [1 - Ph^2 / 3EI]} \quad (7) \\ &= A_m \Delta_0 \end{aligned}$$

式中: $1/(1 - P\Delta_0 / Hh)$ 实际上是考虑轴心压力后挠度的放大系数 A_m .

(7) 悬臂构件的抗侧刚度为

$$K = H_{eh} / \Delta_{\max} \quad (8)$$

式中: H_{eh} 为试验过程中弹性段的水平力.

(8) 抗弯刚度 EI

$$EI = E_a I_a + \alpha E_c I_c \quad (9)$$

式中: I_a 、 I_c 分别为钢管横截面和钢管内混凝土横截面对其重心轴的惯性矩; E_a 、 E_c 分别为钢管和混凝土的弹性模量, N/mm^2 ; α 为考虑弯曲过程中受拉侧混凝土会开裂, 从而使 $E_c I_c$ 可能随荷载过程衰减的折减系数.

表4 相关规程、文献关于钢管混凝土组合截面抗弯刚度的折减系数

Tab.4 Reduction factor of concrete-filled steel tube compound section bending stiffness on the related regulations and literature

| 规程 | 中国 CECS 28:90 | 美国 AISC-LRFD | 欧洲 EC4(94) | 日本 AIJ(97) | 文献 [18] |
|----------|------------------|-----------------|---------------|---------------|------------|
| α | 1.0 | 0.4 | 0.8 | 0.2 | 0.6 |

表5 抗侧刚度计算结果

Tab.5 Calculated results of the lateral stiffness

| 规程项目 | 中国 CECS 28:90 | 美国 AISC-LRFD | 欧洲 EC4-94 | 日本 AIJ-97 | 文献 [18] |
|------------------------|------------------|-----------------|--------------|--------------|------------|
| $n=0$ P - Δ | 0.336 | 0.235 | 0.302 | 0.202 | 0.269 |
| P - Δ /EXP | 1.07 | 0.75 | 0.96 | 0.65 | 0.86 |
| $n=0.1$ P - Δ | 0.272 | 0.172 | 0.238 | 0.138 | 0.205 |
| P - Δ /EXP | 1.19 | 0.76 | 1.07 | 0.61 | 0.90 |
| $n=0.2$ P - Δ | 0.208 | 0.107 | 0.175 | 0.094 | 0.141 |
| P - Δ /EXP | 1.23 | 0.633 | 1.04 | 0.56 | 0.83 |

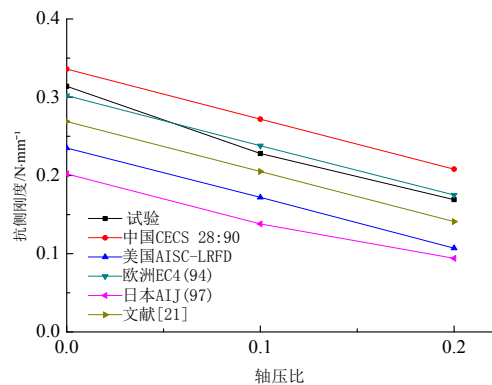


图13 抗侧刚度-轴压比曲线

Fig.13 Lateral stiffness-axial compression ratio curves

表5和图13表明中国《钢管混凝土结构设计与施工规程》(CECS 28:90)计算值较试验值偏大, 而美国钢结构协会AISC-LRED(99)规程、日本建筑协会AIJ规程和文献[18]计算值较试验值偏小, 仅欧洲标准协会Eurocode 4(EC4-1994)与试验值很接近. 表明在考虑 P - Δ 效应时, 对钢管混凝土悬臂长柱抗侧刚度设计选取时, 按照欧洲规范设计更接近构件的

实际抗侧刚度。

5 结论

(1) 基于试验数据结果,轴压比对钢管混凝土柱的抗弯承载力、抗侧刚度和延性影响较大,随着轴压力的增大,钢管混凝土长柱的抗弯承载力、抗侧刚度和延性同时减小。

(2) 随着荷载的增加,圆钢管混凝土悬臂长柱试件距离底部加劲肋以上8~9 cm东西两侧管壁最先鼓曲,之后逐渐向两侧扩展;加载结束时,试件中部至底部范围内管壁屈服;同时在加载过程中,同时还伴有混凝土开裂的响声。

(3) 在考虑 $P-\Delta$ 效应时,对钢管混凝土悬臂长柱抗侧刚度的设计选取时,按照欧洲规范设计更接近构件的实际抗侧刚度。

参考文献 References

- [1] 韩林海. 钢管混凝土结构-理论与实践[M]. 北京: 科学出版社, 2007.
HAN Linhai. Concrete-filled steel tube structure, theory and practice[M]. Beijing: Science Press, 2007.
- [2] 兰州大学. 变电构架结构优化设计研究[Z]. 兰州大学, 2012, 8.
Lanzhou university. Design research of substation frame structure optimization[Z]. Lanzhou University, 2012, 8.
- [3] NEOGI P K, SEN H K, CHAPMAN J C. Concrete-filled tubular steel columns under eccentric loading[J]. The Structural Engineer, 1969, 47(5): 187-195.
- [4] 蔡绍怀. 钢管砼悬臂柱的性能和承载力计算[J]. 建筑结构学报, 1992, 13(4): 2-11.
CAI Shaohuai. Behavior und ultimate strength analysis of cantilever concrete-filled steel tubular columns[J]. Journal of Building Structures, 1992, 13(4): 2-11.
- [5] 张向冈, 陈宗平, 薛建阳, 等. 钢管再生混凝土轴压长柱试验研究及力学性能分析[J]. 建筑结构学报, 2012, 33(9): 12-20.
ZHANG Xianggang, CHEN Zongping, XUE Jianyang, et al. Experimental study and mechanical behavior analysis of recycled aggregate concrete-filled steel tubular long columns under axial compression[J]. Journal of Building Structures, 2012, 33(9): 12-20.
- [6] 胡成玺. 不锈钢钢管混凝土柱承载力分析[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2010.
HU Chengxi. The analysis of bearing capacity of concrete-filled stainless steel tube columns[D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture & Technology, 2010.
- [7] 何夕平, 刘 申, 张大伟. 各国规程对圆钢管混凝土短柱轴压承载力对比分析[J]. 建筑结构, 2015, 45(5): 59-62.
HE Xiping, LIU Shen, ZHANG Dawei. Comparative analysis of axial compression bearing capacity of circular concrete-filled steel tube short columns calculated by codes at home and abroad[J]. Building Structures, 2015, 45(5): 59-62.
- [8] 中南电力设计研究院. 变电构架设计手册[M]. 武汉: 湖北科学技术出版社, 2006.
Zhongnan electric power design institute. Substation architecture design manual[M]. Wuhan: Hubei Science and Technology Press, 2006.
- [9] 电力规划设计总院. 变电站建筑结构设计技术规程: L/T 5457-2012[S]. 北京: 中国计划出版社, 2012.
Electric Power Planning & Design Institute. The technical specification for structural design of substation building: DL/T 5457-2012[S]. Beijing: China Planning Press, 2012.
- [10] 中华人民共和国建设部. 钢结构设计规范: GB 50017-2003[S]. 北京: 中国计划出版社, 2003.
Ministry of Construction of the People's Republic of China. Code for design of steel structures: GB 50017-2003[S]. Beijing: China Planning Press, 2003.
- [11] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 金属材料室温拉伸试验方法: GB/T 228.1-2010[S]. 北京: 中国标准出版社, 2011.
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Method of metallic materials tensile testing at ambient temperature: GB/T228.1-2010[S]. Beijing: China Standard Press, 2011.
- [12] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 低合金高强度结构钢: GB/T 1591-2008[S]. 北京: 中国标准出版社, 2008.
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. High strength low alloy structural steels: GB/T 1591-2008[S]. Beijing: China Standard Press, 2008.
- [13] 中华人民共和国建设部. 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.
Ministry of Construction of the People's Republic of China. Standard for test method of mechanical properties on ordinary concrete: GB/T50081-2002[S]. Beijing: China Building Industry Press, 2003.
- [14] 中国建筑科学研究院. 建筑抗震试验方法规程: JGJ 101-96[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1997.
China Building Research Institute. Building seismic test method procedure: JGJ 101-96[S]. Beijing: China Building Industry Press, 1997.
- [15] KOSTESKI N, PACKER J A, PUTHLI R S. A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2003, 59(4): 453-471.
- [16] 章为民, 陆明万, 张如一. 确定实际极限载荷的零曲率准则[J]. 固体力学学报, 1989(2): 152-160.
ZHANG Weimin, LU Mingwan, ZHANG Ruyi. To determine the actual limit load of zero curvature criterion[J]. Journal of Solid Mechanics, 1989(2): 152-160.
- [17] 姚谦峰, 陈平. 土木工程结构试验[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2004.
YAO Qianfeng, CHEN Ping. Civil engineering structure testing[M]. Beijing: China Building Industry Press, 2004.
- [18] 蔡绍怀. 现代钢管混凝土结构[M]. 北京: 人民交通出版社, 2003.
CAI Shaohuai. Modern steel tube confined concrete structures[M]. Beijing: China Communications Press, 2003.

(编辑 桂智刚)