

文章编号 : 1000-4750(2015)08-0074-06

钢骨混凝土短柱在长期轴向荷载 作用下的试验研究

陈周熠, 代堂珍, 雷 鹰, 吴建清, 王 洋

(厦门大学土木工程系, 厦门 361005)

摘 要: 钢骨混凝土柱结构在过去几十年间已得到广泛的运用。但是目前关于这种柱结构在长期荷载作用下由于徐变和收缩引起的与时间相关的力学性能研究还开展得很少。该文开展了钢骨混凝土短柱的长期轴向荷载试验研究, 还进行了这些柱的极限承载力破坏试验。试验监测了由徐变和收缩引起的柱的轴向长期变形。基于该实测曲线的分析表明, 采用 ACI 209R-92 的收缩模型和 CEB-FIP90 的徐变模型, 利用龄期调整有效模量法可以较好地模拟钢骨混凝土柱在长期轴向荷载作用下的变形发展。经历了长期加载后的试验柱的极限承载力破坏试验还表明, 长期轴向荷载对柱的轴压承载力没有显著影响。

关键词: 钢骨混凝土; 柱; 轴压; 徐变; 收缩

中图分类号: TU317; TU375.3 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2014.01.0040

EXPERIMENTAL STUDY ON THE TIME-DEPENDENT BEHAVIOR OF SHORT STEEL-REINFORCED CONCRETE COLUMNS UNDER SUSTAINED AXIAL LOADING

CHEN Zhou-yi, DAI Tang-zhen, LEI Ying, WU Jian-qing, WANG Yang

(Department of Civil Engineering, Xiamen University, Xiamen 361005, China)

Abstract: Steel-reinforced concrete (SRC) columns have been widely used over the past few decades. However, very limited research has been conducted on the time-dependent behavior of these columns caused by creep and shrinkage under sustained loadings. This paper provides an experimental study on the long-term behavior of short SRC columns under sustained axial loadings and their ultimate axial bearing capacity. Long-term axial deformation due to shrinkage and creep of the concrete were recorded. Based on test results, time-dependent analysis of the SRC columns under sustained axial loadings using the age-adjusted effective modulus method was proved to be effective by employing the ACI 209R-92 model for the prediction of shrinkage and the CEB-FIP90 model for creep. The ultimate strength of the columns after long-term loading was also determined and results showed that the axial sustained load had no significant effect upon the axial compressive strength of SRC columns.

Key words: steel-reinforced concrete; column; axial loads; creep; shrinkage

收稿日期: 2014-01-12; 修改日期: 2014-06-05

基金项目: 国家自然科学基金项目(50908197); 福建省自然科学基金项目(2009J05135)

通讯作者: 陈周熠(1974), 男, 福建人, 副教授, 博士, 硕导, 从事结构工程研究(E-mail: chenzy@xmu.edu.cn).

作者简介: 代堂珍(1990), 女, 湖北人, 硕士生, 从事结构工程研究(E-mail: 490718007@qq.com);

雷 鹰(1966), 男, 福建人, 教授, 博士, 博导, 从事结构工程研究(E-mail: ylel@xmu.edu.cn);

吴建清(1989), 男, 福建人, 硕士生, 从事结构工程研究(E-mail: 547540998@qq.com);

王 洋(1986), 男, 山东人, 硕士生, 从事结构工程研究(E-mail: seamailyang@163.com).

钢骨混凝土柱结构是指在钢骨周围配置钢筋，并浇筑混凝土的柱结构，也称为型钢混凝土柱或劲性钢筋混凝土柱。由于钢骨混凝土柱结构具有强度高，刚性大，以及良好的延性及耗能性能，在地震区的高层及超高层建筑中的应用越来越广泛。很多学者已开展了关于钢骨混凝土柱结构的相关试验和理论研究^[1-5]。这些研究主要集中在钢骨混凝土柱结构的极限承载力、粘结强度和抗震性能等方面，但对于长期荷载下由于混凝土的徐变和收缩引起的与时间相关的力学特性的研究还很少涉足。

徐变是在持续荷载作用下，混凝土结构的变形随时间不断增加的现象。收缩则是混凝土在硬化过程中，由于各种原因引起的随时间变化而发生的体积缩小。徐变和收缩会导致柱在长期荷载作用下变形持续增长，并引发柱中钢骨和混凝土之间的应力重分布^[6]。对钢骨混凝土柱中徐变和收缩特性的理解，以及对由它们所引起的长期变形的把握，将有助于在工程设计中对柱的压缩变形进行精确分析，这一点对于高层建筑设计特别重要^[7]。此外，考察徐变和收缩对于钢骨混凝土柱应力重分布及强度的影响，对于柱的承载力设计也很关键。

目前关于钢与混凝土组合柱结构开展的为数不多的长期荷载作用的性能研究，主要集中在钢管混凝土柱^[8-11]。已有的试验和理论研究已基本明确了钢管混凝土的徐变和收缩特性，但是这些结论不能应用于钢骨混凝土柱。因为在钢管混凝土中，混凝土是内置于钢管中，而钢骨混凝土中的混凝土则是外露于环境中，两者在长期荷载作用下必然会有不同的收缩和徐变特性。

本文开展了钢骨混凝土短柱在长期轴向荷载作用下变形发展的试验研究，进行了这些柱的极限承载力破坏试验。基于试验结果，还讨论了应用现有的徐变和收缩模型，采用龄期调整有效模量法来模拟钢骨混凝土柱在长期轴向荷载作用下的变形发展的适用性。

1 试验研究

1.1 试件设计及材料特性

本次试验中，钢骨混凝土短柱试件数量为6个，其中3个进行了长期荷载试验及承载力破坏试验，另外3个作为对比试件，自由放置于同一环境中，最后一同进行了承载力破坏试验。试件参数在表1中列出，试件断面形状参见图1，试件断面尺寸为

160 mm×160 mm，高度为410 mm。试件S1-N0、S1-N1和S1-N2的钢骨采用80 mm×50 mm×4 mm(宽×高×腹板和翼缘厚度)的工字型钢，试件S2-N1，S2-N0-1和S2-N0-2则采用80 mm×50 mm×7.8 mm的工字型钢。试件4角配置了直径12 mm的变形钢筋作为纵筋，采用直径8 mm的光圆钢筋作为箍筋，按间距100 mm布置。

试件混凝土采用最大粒径为10 mm的砾石作为粗骨料，混凝土配合比为水泥 水 砂 粗骨料=1 0.43 1.11 2.15(按重量)，28 d立方体抗压强度为 $f_{cu}=39.1$ MPa，实测弹性模量为 $E_c=21000$ MPa。柱中的工字型钢骨采用厚度分别为4 mm和7.8 mm的钢板加工而成，4 mm厚钢板实测屈服强度为 $F_{ys}=279$ MPa，弹性模量为 $E_s=204000$ MPa，7.8 mm厚钢板实测屈服强度为 $F_{ys}=266$ MPa，弹性模量为 $E_s=205500$ MPa。所用直径12 mm变形钢筋的实测屈服强度为 $F_{yr}=436$ MPa，弹性模量为 $E_{sr}=201000$ MPa。所用直径8 mm光圆钢筋的实测屈服强度为 $F_{yh}=325$ MPa，弹性模量为 $E_{sh}=200000$ MPa。

表1 试件参数及其轴压承载力

Table 1 Properties of long-term test specimens and their axial load capacity

试件	S1-N0	S1-N1	S1-N2	S2-N1	S2-N0-1	S2-N0-2
含钢率/(%)	2.7	2.7	2.7	5.0	5.0	5.0
长期荷载轴压比	0	0.32	0.43	0.31	0	0
长期荷载持荷时间/d	0	202	202	202	0	0
$N_{u,exp}$ /kN	1136	1080	1271	1163	1238	1336
$N_{u,pred}$ /kN	1063	1063	1063	1196	1196	1196
$N_{u,exp} / N_{u,pred}$	1.07	1.02	1.20	0.97	1.03	1.12

注： $N_{u,exp}$ 为轴压承载力试验值， $N_{u,pred}$ 为轴压承载力计算值

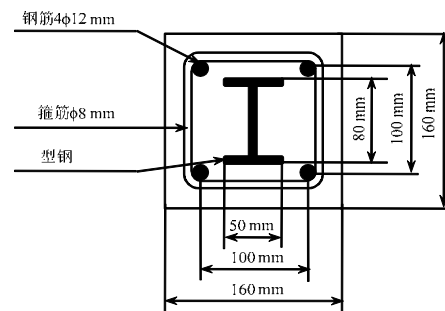


图1 试件截面尺寸

Fig.1 Cross section of test specimens

1.2 长期荷载试验

对于长期荷载试验，持久荷载的施加和保持是关键所在。本试验中长期轴向荷载的施加是通过采用如图2所示的自反力徐变试验机来进行的。试验

机由4根钢螺杆,1个荷载传感器,4片方钢板以及4组强力弹簧构成。加载的具体方法是:在对试件进行几何对中后,利用液压千斤顶施加轴向荷载,这时包括试件、荷载传感器及强力弹簧组在内都受到了等值的轴向荷载;通过监测荷载传感器的读数,当试件达到所需施加的荷载量值后,锁紧邻近试件及荷载传感器的那片钢板上方的螺帽,这样,利用下部强力弹簧组提供的弹性恢复力,就可以维持对于试件的轴向长期加载;此时可以卸除千斤顶,此后,通过监测荷载传感器的读数,如果发现荷载值损失超过5%时,即可重复上述步骤,及时给试件补加荷载。

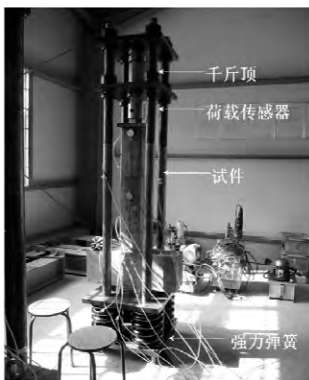


图2 长期荷载试验装置

Fig.2 Long-term load test setup

对试件S1-N1、S2-N1及S1-N2开展的为期202 d的长期荷载试验是在试件混凝土龄期达到28 d时开始施加的。在试件S1-N1和S2-N1上施加的轴向长期荷载分别为345 kN和375 kN,相当于试件在28 d龄期时的名义极限承载力的30%。选择这个应力水平,是因为高层建筑中的柱在服役期的正常工作荷载下的轴压比通常在0.3左右。为了考察轴向长期荷载大小对于柱长期性能的影响,试件S1-N2采用460 kN的荷载值,相当于试件在28 d龄期时的名义极限承载力的40%。

试件加载期间的轴向应变值,是通过监测浇筑在试件侧面上的标距为150 mm的两个金属预埋件之间的长度变化来获得的。长度测读采用千分表进行,将千分表固定在其中一个预埋件上,千分表的滑杆则顶在固定于另一个预埋件的标杆上,每个试件都在其中两个对应侧面上安装了这套测量装置。试验环境的温湿度是通过温湿度自动测试仪进行监测采集,为期202 d的长期荷载试验期间温湿度的监测结果如图3所示。监测数据表明,在试验加载期间的温度变化不大,因此忽略温度变化的影响。

湿度随季节发生变化波动,在后文中对试件利用预测模型进行计算时,对于湿度这个参数,将选用202 d试验期的平均相对湿度值60%进行计算。

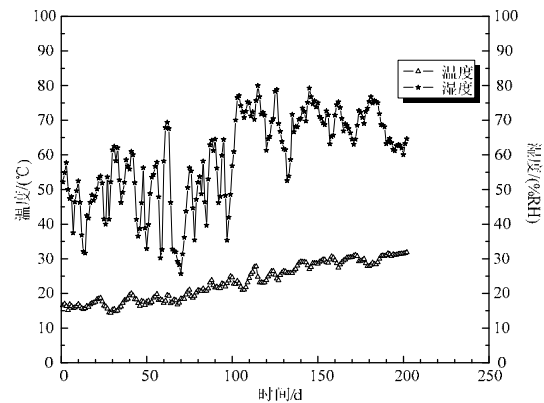


图3 温湿度变化图

Fig.3 Change of the temperature and humidity during sustained load tests

1.3 承载力试验

在为期202 d的长期荷载试验结束之后,将所有试件从徐变试验机上卸除,与对比试件一道施加轴压荷载直至破坏。在进行试件承载力破坏试验的当天,通过材料抗压试验得到预留混凝土试块的立方体强度为 $f_{cu}=46.9$ MPa。

承载力试验是在长柱试验机上进行的。柱的轴向变形由布置在试件两个对侧的电子位移计来测定,在柱试件中部的纵向钢筋以及核心钢骨的翼缘和腹板上布置了10个应变片,此外,在柱试件四个混凝土外表面的纵向还各布置了一个应变片。加载前,先对试件进行几何对中,此后,按照每级荷载取十分之一的预估承载力值进行分级加载,直至试件破坏。

2 长期荷载试验结果

2.1 长期荷载下试件的变形测量

各试件长期荷载试验得到的应变变化曲线参见图4。图中表示的应变值是荷载施加时的初始弹性应变和后期随时间增长的应变总和。如图4所示,试件S2-N1、S1-N1和S1-N2在加载202 d时最终的应变值分别达到了初始弹性应变值的1.93倍、2.22倍和2.73倍,试验表明在长期荷载作用下柱试件的变形增长较为显著。

如表1所示,试验参数包含了名义轴压比(长期荷载值与加载时名义极限承载力的比值)和钢筋含钢率(钢筋断面面积与柱截面面积的比值)。试件S1-N1和S2-N1轴压比相同,钢筋含钢率不同,它们

的试验结果比较表明,随钢筋含钢率的增加,长期变形值有所降低。试件S1-N1和S1-N2则有相同的钢筋含钢率和不同的名义轴压比,它们的结果比较表明,随轴压比的增加,长期变形值相应增大,这主要是因为徐变受混凝土应力水平的影响很大。

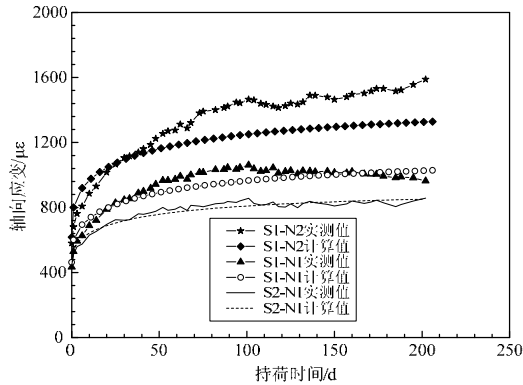


图4 长期荷载试验变形曲线

Fig.4 Long-term strains during sustained load tests

2.2 长期荷载作用下变形的计算分析

混凝土结构的长期变形计算主要包括两个方面的内容:一是关于混凝土的收缩和徐变预测模型的选择;二是采用什么分析方法在混凝土结构中考虑收缩和徐变的影响。

2.2.1 徐变和收缩的预测模型选择

关于混凝土的徐变和收缩的预测,已有多种模型提出。其中美国混凝土协会的ACI 209R-92模型及欧洲混凝土委员会与国际预应力混凝土协会的CEB-FIP90模型是最常用的两种预测模型。对这两种模型的预测效果, Gardner和Lockman^[12]利用RILEM数据库进行了评估,该数据库汇集了来自世界各地的徐变与收缩的试验数据。他们的研究表明,ACI 209R-92模型对于徐变的预测不太理想,与试验数据相比,低估了徐变值;而CEB-FIP90模型则对于收缩的预测不理想,因为其显著低估了收缩值。基于这个研究结果,本文对于徐变的预测选用了CEB-FIP90模型,而对于收缩的预测则选用了ACI 209R-92模型。

在选用ACI 209R-92(2008)模型对本文试验中所用的混凝土收缩值进行预测时^[13],根据试验选用参数如下:相对湿度为60%,体表面积比(V/S)为160 mm,塌落度为50 mm,细骨料与整体骨料用量比值为34%,水泥重量为512 kg/m³,含气量2%,1 d的早期潮湿养护。

在选用CEB-FIP90模型对本文试验中所用的混凝土徐变值进行预测时^[14],选用的参数如下:断面

面积为25600 mm²,断面与大气接触的周长为640 mm,相对湿度为60%,龄期28 d的混凝土平均抗压强度为32.5 MPa(这里采用的是150 mm×300 mm圆柱体抗压强度,是由实测的150 mm立方体抗压强度乘以一个转换系数0.83得到^[15]),加荷龄期为28 d。

2.2.2 柱的长期变形分析方法

龄期调整有效模量法是在混凝土结构中计算由于徐变和收缩导致的应力和变形时最常用的数值分析方法之一^[6]。根据龄期调整有效模量法,在时刻 t ,混凝土总的应变值可以表示为在加载时刻 τ_0 施加的初始应力 σ_0 所产生的瞬时应变和徐变,由 t 时刻的应力增量 $\Delta\sigma(t)$ 产生的瞬时应变和徐变,以及收缩应变三部分的和,即:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_c(\tau_0)} [1 + \phi(t, \tau_0)] + \frac{\Delta\sigma(t)}{E_c(\tau_0)} [1 + \chi(t, \tau_0)\phi(t, \tau_0)] + \varepsilon_{sh}(t) \quad (1)$$

式中: $E_c(\tau_0)$ 是 τ_0 时刻混凝土的弹性模量; $\phi(t, \tau_0)$ 是徐变系数; $\varepsilon_{sh}(t)$ 是收缩应变; $\chi(t, \tau_0)$ 为老化系数用于计算当应力是逐渐增加时的徐变。

式(1)中,徐变系数 $\phi(t, \tau_0)$ 和收缩应变 $\varepsilon_{sh}(t)$ 可以从2.2.1节中介绍的预测模型得到,老化系数 $\chi(t, \tau_0)$ 选用文献[16]给出的经验表达式:

$$\chi(t, \tau_0) = \frac{1}{1 - 0.91 \exp(-0.686\phi(t, \tau_0))} - \frac{1}{\phi(t, \tau_0)} \quad (2)$$

对于本次长期荷载试验的钢筋混凝土短柱,其承受恒定的轴向压力。假定钢材为线弹性,利用式(1)所描述的混凝土本构方程,再结合柱在任何时刻应该满足的内外力平衡方程以及截面的变形协调方程,可以求得由于混凝土的收缩和徐变导致的柱随时间发展的变形。具体的分析过程和步骤可以参见文献[17]。

在确定了钢筋混凝土柱在长期荷载下的变形计算方法的基础上,就可以对采用钢筋混凝土柱建造的高层建筑开展考虑柱长期变形对其结构影响的分析。具体分析可以结合超静定结构分析中的力法或位移法来进行^[18]。

2.2.3 分析结果与试验曲线的比较

按上述方法求得柱随时间发展的变形曲线,与实测曲线进行比较,如图4所示。对试件S2-N1和S1-N1,分析结果与实测结果吻合良好。但对试件S1-N2,分析结果低估了实测的长期变形值。其原因

因可能在于, 试件 S1-N2 的长期荷载轴压比较高, 柱中的混凝土发生了非线性徐变, 而这部分非线性徐变的效应, 在此次分析时没有考虑, 因为本文选用的龄期调整有效模量法是基于线性徐变理论。如果需要考虑混凝土非线性徐变, 应该选用合理的非线性徐变本构模型, 采用应力增量法来实现结构的非线性徐变分析^[19-20]。

2.3 柱中的内力重分布

伴随柱在长期荷载作用下持续增长的变形, 柱中钢与混凝土之间存在显著的应力重分布, 这源于为了满足钢与混凝土之间的变形协调要求(平截面假设), 钢管和钢筋将对混凝土不断增长的变形产生相应的约束。图5是试件S2-N1根据计算得到的柱中钢管和钢筋部分承担的轴压力 N_s 及混凝土部分承担的轴压力 N_c 随持荷时间的变化曲线。计算时, 根据前文中确定的柱的轴向应变, 可以先得出钢管和钢筋承担的轴压力 N_s , 因为钢材的弹性模量不会随时间发生变化。再由柱在任何时刻应该满足的内外力平衡方程, 可以通过外加恒定轴力 N 扣除 N_s , 即可得到混凝土部分承担的轴压力 N_c 。由图5可知, 随着持荷时间的增长, 柱中钢管和钢筋分担的内力不断增加, 与之相对应, 混凝土部分承担的内力则不断减小。

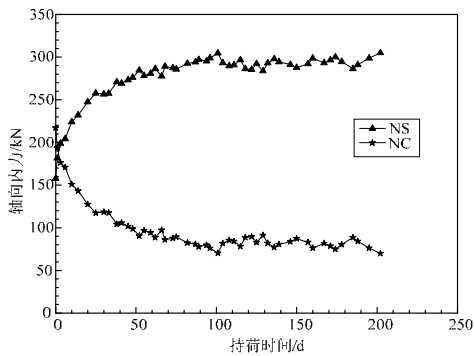


图5 试件S2-N1中各部分内力随持荷时间的变化曲线

Fig.5 Internal axial force variations during sustained load test for specimen S2-N1

3 承载力破坏试验结果

通过轴压承载力破坏试验, 得到如图6所示的经历过长期荷载试验的试件及其对比试件的荷载-应变曲线, 表1中列出了各试件的极限荷载值。经历过长期荷载试验的试件及其对比试件的破坏模式相同, 都表现为柱外围混凝土的压溃。如表1所示, 试件S1-N0、S1-N1和S1-N2构造相同, 但有不同的名义长期荷载轴压比, 分别为0、0.32和0.43。

从图6可以看出, 这三个试件的荷载-应变曲线与它们的名义长期荷载轴压比之间没有明确的对应关系, 也就是说, 轴向长期荷载对钢管混凝土短柱的轴压极限承载力并没有明显的影响。

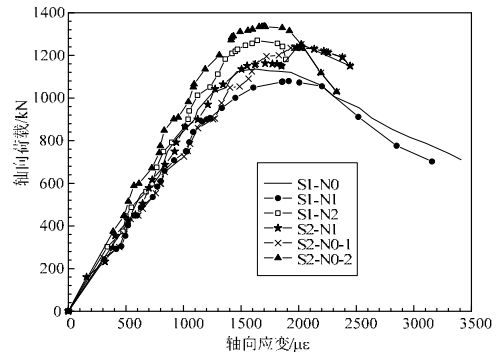


图6 轴压荷载-应变曲线

Fig.6 Axial load-deformation response

ACI 318^[21]提出的用于计算钢管混凝土柱的极限轴压承载力公式, 如下式所示:

$$N_u = 0.85A_c f'_c + A_s F_{ys} + A_t F_{yr} \quad (3)$$

式中: A_c 为柱中混凝土部分的面积; f'_c 为混凝土抗压强度(此处采用 150 mm×300 mm 圆柱体抗压强度, 是由实测的 150 mm 立方体抗压强度乘以一个转换系数 0.83 得到^[15]); A_s 为钢管的面积; F_{ys} 为钢管的屈服强度; A_t 为纵筋的面积; F_{yr} 为纵筋的屈服强度。

利用上述式(3)对各试件极限轴压承载力进行了计算, 并与试验值作了比较, 结果在表1中列出。如表1所示, 对所有经历了长期荷载的试件及其对比试件, 采用同一公式式(3)计算, 计算值与试验值都吻合较好, 也进一步表明了, 在计算钢管混凝土短柱的轴压极限承载力时, 无需考虑长期荷载的影响。

4 结论

本文开展了钢管混凝土短柱在长期轴向荷载作用下的变形测试, 并进行了这些柱的极限承载力破坏试验。基于试验结果, 还讨论了应用现有的徐变和收缩模型, 采用龄期调整有效模量法来模拟钢管混凝土柱在长期轴向荷载作用下的变形发展的适用性。通过研究得出了以下结论:

在长期荷载作用下柱试件的变形增长较为显著。试件S2-N1、S1-N1和S1-N2在加载202 d时最终的应变值分别达到了初始弹性应变值的1.93倍、2.22倍和2.73倍。长期变形值随钢管含钢率的增加

有所降低,但随轴压比的增加而相应增大。

采用ACI 209R-92的收缩模型和CEB-FIP90的徐变模型,利用龄期调整有效模量法可以较好地模拟钢管混凝土柱在长期轴向荷载作用下的变形发展。但对于长期荷载轴压比较高的柱,该方法会低估其长期变形值。

经历了长期荷载后的柱试件的轴压破坏形态,与其未经历长期荷载的对比试件一致,都表现为混凝土的压溃破坏。两类试件采用统一的计算公式进行验算,计算值与试验值也吻合较好,说明在计算钢管混凝土短柱的轴压极限承载力时,无需考虑长期荷载的影响。

参考文献:

- [1] Shanmugam N, Lakshmi B. State of the art report on steel-concrete composite columns [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2001, 57(10): 1041-1080.
- [2] 王清湘, 赵大洲, 关萍. 轴心受压钢管-钢管高强混凝土组合柱承载力的研究[J]. 工程力学, 2003, 20(6): 195-201.
Wang Qingxiang, Zhao Dazhou, Guan Ping. The load-bearing capacity of axially loaded circular steel tubular columns filled with steel-reinforced high-strength concretes [J]. Engineering Mechanics, 2003, 20(6): 195-201. (in Chinese)
- [3] 郑山锁, 邓国专, 田微, 等. 型钢与混凝土之间粘结强度的力学分析[J]. 工程力学, 2007, 24(1): 96-100.
Zheng Shansuo, Deng Guozhuan, Tian Wei, et al. Theoretical study on bond strength between shaped steel and concrete in SRC composite structures [J]. Engineering Mechanics, 2007, 24(1): 96-100. (in Chinese)
- [4] Park K, Kim H, Hwang W. Experimental and numerical studies on the confined effect of steel composite circular columns subjected to axial load [J]. International Journal of Steel Structures, 2012, 12(2): 253-265.
- [5] 殷小激, 吕西林, 卢文胜. 配置十字型钢的型钢混凝土柱恢复力模型 [J]. 工程力学, 2014, 31(1): 97-103.
Yin Xiaowei, Lü Xilin, Lu Wensheng. Resilience model of SRC columns with cross-shaped encase steel [J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(1): 97-103. (in Chinese)
- [6] Gilbert R I, Ranzi G. Time-dependent behaviour of concrete structures [M]. London, UK: Taylor & Francis Group, 2010: 5-18.
- [7] Kim H, Jeong S, Shin S, et al. Simplified column shortening analysis of a multi-storey reinforced concrete frame [J]. Structural Design of Tall and Special Buildings, 2012, 21(6): 405-415.
- [8] 韩冰, 王元丰. 钢管混凝土小偏心受压构件的徐变分析[J]. 工程力学, 2001, 18(6): 110-116.
Han Bing, Wang Yuanfeng. Creep analysis of eccentrically compressed concrete filled steel tubular membership [J]. Engineering Mechanics, 2001, 18(6): 110-116. (in Chinese)
- [9] Han L H, Tao Z, Liu W. Effects of sustained load on concrete-filled hollow structural steel columns [J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(9): 1392-1404.
- [10] Kwon S H, Kim T H, Kim Y Y, et al. Long-term behaviour of square concrete-filled steel tubular columns under axial service loads [J]. Magazine of Concrete Research, 2007, 59(1): 53-68.
- [11] Geng Y, Gianluca R, Wang Y, et al. Time-dependent behaviour of concrete-filled steel tubular columns: Analytical and comparative study [J]. Magazine of Concrete Research, 2012, 64(1): 55-69.
- [12] Gardner N J, Lockman M J. Design provisions for drying shrinkage and creep and normal-strength concrete [J]. ACI Mater Journal, 2001, 98(2): 159-167.
- [13] ACI Committee. Prediction of creep, shrinkage and temperature effects in concrete structures [M]. Farmington Hills, USA: American Concrete Institute, 2008: 6-9.
- [14] Comité Euro-International du Béton. CEB-FIP Model Code 1990: Design code [M]. London: Thomas Telford, 1993: 53-57.
- [15] 沈蒲生. 混凝土结构设计原理[M]. 北京: 高等教育出版社, 2012: 17.
Shen PS. Design principal for concrete structures [M]. Beijing: High education press, 2012: 17. (in Chinese)
- [16] 孙宝俊. 混凝土徐变理论的有效模量法[J]. 土木工程学报, 1993, 26(3): 66-68.
Sun Baojun. Effective modulus method in creep theory of concrete [J]. China Journal of Civil Engineering, 1993, 26(3): 66-68. (in Chinese)
- [17] Chen Z Y, Wang Y, Chen W. Deformation and stress redistribution of SRC columns under long-term axial compression [C]// Jie Li, Ying Lei, Zhishen Wu, Ruifeng Liang. Proceedings of the International Symposium on Innovation & Sustainability of Structures in Civil Engineering. Nanjing: Southeast University Press, 2011: 715-720.
- [18] 沈蒲生, 方辉. 超静定结构徐变效应的力法分析方法[J]. 铁道科学与工程学报, 2006, 3(1): 1-5.
Shen Pusheng, Fang Hui. Creep analysis of statically indeterminate structure by force method [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2006, 3(1): 1-5. (in Chinese)
- [19] 黄海东, 向中富. 混凝土结构非线性徐变计算方法研究[J]. 工程力学, 2014, 31(2): 96-102.
Huang Haidong, Xiang Zhongfu. Nonlinear creep analysis method for concrete structures [J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(2): 96-102. (in Chinese)
- [20] Hamed Ehab. Nonlinear creep response of reinforced concrete beams [J]. Journal of Mechanics of Materials and Structures, 2012, 7(5): 435-460.
- [21] ACI Committee. Building code requirements for structural concrete [M]. Farmington Hills, USA: American Concrete Institute, 2011: 115-116.