

引用本文:滕晓丹,蒙春贵,莫剑锋,等. 自应力对圆钢管混凝土短柱轴压性能的影响机理及其预测模型[J]. 建筑科学与工程学报, 2023, 40(6): 58-71.

TENG Xiaodan, MENG Chungui, MO Jianfeng, et al. Influence mechanism and prediction model of self-stress on axial compression performance of concrete-filled steel tube short column[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2023, 40(6): 58-71.

DOI:10.19815/j.jace.2022.01049

自应力对圆钢管混凝土短柱轴压性能的影响机理及其预测模型

滕晓丹^{1,2,3,4}, 蒙春贵¹, 莫剑锋¹, 孙辉煌¹, 彭林欣^{1,2,3}

(1. 广西大学 土木建筑工程学院, 广西 南宁 530004; 2. 广西大学 广西防灾减灾与工程安全重点实验室, 广西 南宁 530004; 3. 广西大学 工程防灾与结构安全教育部重点实验室, 广西 南宁 530004; 4. 广西新发展交通集团有限公司, 广西 南宁 530028)

摘要:为研究自应力对圆钢管混凝土短柱轴压性能的影响机理,采用不同掺量的膨胀剂制备自应力混凝土,开展了12根圆钢管自应力混凝土短柱的轴心受压试验,分析了自应力对试件的破坏形态、荷载-位移曲线、极限承载力、破坏位移、荷载-应变曲线的影响。利用有限元软件ABAQUS建立钢管自应力混凝土轴心受压短柱有限元模型,模拟结果与试验结果吻合良好。进一步分析了自应力对试件极限承载力、钢管与混凝土的荷载分配、接触应力等方面的影响,并通过钢管与混凝土接触应力、混凝土纵向应力的变化阐明自应力对短柱轴压性能的影响机理。最后,基于统计分析的方法,对影响自应力的因素进行偏相关分析,提出自应力预测模型。结果表明:自应力不影响试件的破坏形态;试验中自应力对极限承载力的影响存在一个最佳水平,12%膨胀剂掺量组别的试件平均极限承载力最高;试件到达极限承载力对应的破坏位移随着自应力的增大而减小;自应力对荷载-位移、荷载-应变的变化趋势影响也不显著;提高混凝土强度、钢管强度、钢管壁厚均可提高试件的极限承载力。

关键词:钢管混凝土;膨胀剂;自应力;短柱;轴压性能

中图分类号:TU398.9

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2023)06-0058-14

Influence mechanism and prediction model of self-stress on axial compression performance of concrete-filled steel tube short column

TENG Xiaodan^{1,2,3,4}, MENG Chungui¹, MO Jianfeng¹, SUN Huihuang¹, PENG Linxin^{1,2,3}

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Guangxi University, Nanning 530004, Guangxi, China; 2. Guangxi Key Laboratory of Engineering Disaster Prevention and Structural Safety, Guangxi University, Nanning 530004, Guangxi, China; 3. Key Laboratory of Disaster Prevention and Structural Safety of Ministry of Education, Guangxi University, Nanning 530004, Guangxi, China; 4. Guangxi Xinfazhan Communication Group Co., Ltd, Nanning 530028, Guangxi, China)

Abstract: In order to study the influence mechanism of self-stress on the axial compression

收稿日期:2023-01-13

基金项目:国家自然科学基金项目(11962001);国家重点研发计划项目(2019YFC1511103);中国博士后科学基金项目(2018M633298);广西自然科学基金项目(2018GXNSFBA138060)

作者简介:滕晓丹(1984-),女,工学博士,讲师,硕士生导师,E-mail: xdteng@gxu.edu.cn。

performance of concrete-filled steel tube (CFST) short column, self-stressing concrete was prepared by using different dosages of expansion agents, and axial compression test of 12 self-stressing CFST short columns were carried out, the influences of self-stress on the failure mode, load-displacement curve, ultimate bearing capacity, failure displacement and load-strain curve of the specimens were analyzed. The self-stressing CFST axial compression short column finite element model (FEM) was established by using the finite element software ABAQUS, and the simulation results agree well with experiment results. The influences of self-stress on ultimate bearing capacity, load distribution between steel tube and concrete, contact stress and so on were further analyzed. The influence mechanism of self-stress on the axial compression performance of short columns was illustrated by the change of contact stress between steel tube and concrete, and longitudinal stress of concrete. Finally, based on the method of statistical analysis, the partial correlation analysis of the factors affecting the self-stress was carried out, and a self-stress prediction model was proposed. The results show that self-stress does not affect the failure form of the specimens, and the influence of self-stress on ultimate bearing capacity has an optimal level in the test, the average ultimate bearing capacity of the 12% expansion agent content group is the highest. The failure displacement corresponding to the specimens reaching the ultimate bearing capacity decreases with the increase of self-stress. The effect of self-stress on load-displacement and load-strain is not significant. Improving the concrete strength, steel tube strength and wall thickness can improve the ultimate bearing capacity of specimens.

Key words: concrete-filled steel tube; expansive agent; self-stress; short column; axial compression performance

0 引言

钢管混凝土结构具有优良的力学性能,已被广泛应用于桥梁、高层和超高层建筑中,但混凝土的收缩徐变有可能导致钢管与混凝土脱黏、脱空,影响钢管与混凝土的协同工作,降低钢管混凝土结构承载力^[1-3]。微膨胀自应力混凝土可以补偿普通混凝土的收缩徐变,并利用钢管约束其膨胀,使自应力混凝土处于三向受力状态,从而增强钢管与混凝土的协同作用,充分发挥钢管混凝土这一组合结构的承载潜能,改善混凝土与钢管的脱黏、脱空问题。

目前,钢管混凝土柱研究成果丰富^[4-8],但针对钢管填充自应力混凝土柱的研究相对较少。一般来说,添加膨胀水泥或膨胀剂可使普通水泥产生微膨胀效应,从而完成自应力混凝土的制备。已有学者^[9-12]开展了添加膨胀水泥制备的钢管自应力混凝土柱的轴压试验,研究柱的轴压力学性能。樊舰艇^[13]添加 UEA 膨胀剂(U 型膨胀剂)配制自应力混凝土,并进行圆钢管自应力混凝土柱轴压试验,得到混凝土自应力值为 1.41~2.38 MPa,结果表明 12%膨胀剂掺量的钢管混凝土自应力柱承载力最高。徐礼华等^[3,14-15]利用 HCSA 高性能膨胀剂配制

自应力混凝土,并开展了钢管自应力混凝土中长柱轴心受压、短柱轴心受压及短柱偏心受压试验,得到其自应力值分别为 3.11~5.43 MPa、2.72~5.35 MPa、3.61~5.48 MPa,结果表明自应力对中长柱轴压极限承载力提高幅度可达 19%,对短柱轴压极限承载力的提高幅度可达 21%,偏压短柱的极限承载力可提高 11.7%;同时基于试验结果和国家规范,建立了相应的承载力计算公式。王金兰^[16]进行了添加 UEA 膨胀剂的圆钢管自应力混凝土短柱的轴压试验,混凝土自应力低于 0.71 MPa,研究发现自应力可提高柱弹性阶段的刚度,提高幅度可达 8.3%,但自应力对短柱极限承载力的影响不显著。李悦等^[17]研究了添加高性能膨胀剂的钢管自应力混凝土柱轴压力学性能,混凝土自应力在 1 MPa 以内,研究发现钢管自应力混凝土柱的轴压承载力相较于普通柱提高了约 7%。方圆等^[18]开展了圆钢管自应力钢渣增强混凝土柱轴压试验,研究了钢渣混凝土膨胀率、径厚比、长径比对柱轴压性能的影响,并提出了柱的承载力计算公式及应力-应变关系预测模型。Xu 等^[19]添加膨胀剂制备自应力混凝土,研究了不同膨胀剂掺量、钢管壁厚、养护龄期对钢管自应力混凝土柱轴压力学性能的影响,提出了基于

混凝土自由变形的自应力计算方法;利用 ABAQUS 对混凝土抗压强度、钢管与自应力混凝土的相互作用进行分析,提出了钢管自应力混凝土柱轴压承载力计算公式。

从已有文献看,掺膨胀剂的圆钢管自应力混凝土柱的自应力多处于低应力水平(小于 1 MPa)或高应力水平(大于 3 MPa),对于自应力在中低水平内变化的钢管自应力混凝土柱研究较少。相对于钢管自应力混凝土柱的试验研究,鲜有文献利用有限元软件对其轴压力学性能进行分析,阐明自应力对柱轴压性能的影响机理。此外,分析影响自应力值的因素,定量预测自应力,是研究钢管自应力混凝土柱承载能力的重要保证,但目前仅 Liu 等^[11]提出了一种定量预测自应力的方法。

UEA 膨胀剂是以硫酸铝、氧化铝、硫酸铝钾等为主要膨胀源的一种混凝土膨胀剂。本文通过掺入 UEA 膨胀剂制备自应力在中低水平内变化的钢管混凝土短柱,通过轴压试验分析自应力对短柱破坏形态、极限承载力、破坏位移、荷载-应变曲线等的影响。在此基础上,利用有限元软件 ABAQUS 施加温度荷载模拟自应力,结合约束混凝土应力-应变关系和混凝土塑性损伤模型,建立钢管自应力混凝土轴压短柱有限元模型并进行验证,进一步研究自应

力对短柱的极限承载力、钢管与混凝土的荷载分配、接触应力等的影响,通过钢管与混凝土接触应力、混凝土纵向应力的变化阐明自应力对短柱轴压性能的影响机制。最后,采用统计分析方法对影响自应力的主要因素进行偏相关分析,提出自应力的定量化预测模型。

1 试验概况

1.1 试件设计

为研究自应力对钢管混凝土短柱轴压性能的影响,采用不同掺量(5%、10%、12%、15%)的膨胀剂制作钢管自应力混凝土柱。根据概率统计知识,每种膨胀剂掺量设计 3 个试件,共 12 根钢管自应力混凝土短柱,试件设计参数见表 1。钢管采用直焊热镀锌管,长度为 636 mm,外径为 159 mm,壁厚为 4 mm,柱两端分别焊 10 mm 厚的端板,按国家规范^[20]规定开展拉伸试验,测得钢管屈服强度 $f_s=307.2$ MPa,抗拉强度 $f_u=379.1$ MPa,弹性模量 $E_s=201\ 800$ MPa,泊松比 $\nu_s=0.3$ 。混凝土中水、水泥、中砂、碎石的掺量分别为 258.5、572.8、624.3、945.1 kg·m⁻³,膨胀剂掺量按水泥质量的百分比称取。实测的混凝土立方体抗压强度及其他参数见表 1。

表 1 试件参数及测量结果

Table 1 Specimen parameters and measurement results

组别	试件编号	D/mm	L/mm	t/mm	f_{cu}/MPa	$\epsilon_\theta/10^{-6}$	$\epsilon_z/10^{-6}$	σ_{cz}/MPa	q/MPa	η
I	EC-5-1	159	636	4	33.8	55.61	32.87	1.16	0.78	0.023
	EC-5-2	159	636	4	33.8	72.69	33.28	1.29	0.97	0.029
	EC-5-3	159	636	4	33.8	77.45	30.96	1.27	1.02	0.030
II	EC-10-1	159	636	4	34.5	82.34	70.22	2.23	1.21	0.035
	EC-10-2	159	636	4	34.5	85.45	62.98	2.08	1.23	0.036
	EC-10-3	159	636	4	34.5	42.38	31.28	1.33	0.61	0.018
III	EC-12-1	159	636	4	37.8	119.20	112.95	3.49	1.80	0.048
	EC-12-2	159	636	4	37.8	127.66	108.67	3.45	1.88	0.050
	EC-12-3	159	636	4	37.8	136.21	124.25	3.88	2.04	0.054
IV	EC-15-1	159	636	4	35.7	130.25	109.63	3.49	1.92	0.054
	EC-15-2	159	636	4	35.7	178.02	143.65	4.63	2.60	0.073
	EC-15-3	159	636	4	35.7	143.08	125.48	3.96	2.12	0.059

注:试件编号中 EC 表示自应力混凝土,接着的数字表示膨胀剂的掺量,如“5”表示膨胀剂掺量为水泥质量的 5%,最后的数字为柱的序号;
 D 为钢管外径; L 为柱长(不含端板); t 为钢管壁厚; f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度; ϵ_θ 、 ϵ_z 分别为钢管环向、纵向应变; σ_{cz} 为核心混凝土的纵向应力; q 为核心混凝土的径向应力,即自应力; η 为自应力水平,取混凝土的径向自应力与立方体抗压强度之比。

1.2 核心混凝土自应力的计算

为得到核心混凝土膨胀产生的自应力,在钢管中部按间隔 90°均匀布置 4 组环向、纵向应变片,浇筑核心混凝土 24 h 后,连续 28 d 测量钢管环向和

纵向应变。图 1 为部分试件钢管环向、纵向应变随时间的变化曲线。可以看出,曲线在前期波动较大,15 d 后趋于稳定,原因是:钢管限制混凝土的膨胀存在膨胀剧烈阶段和稳定阶段^[13],混凝土前期水化

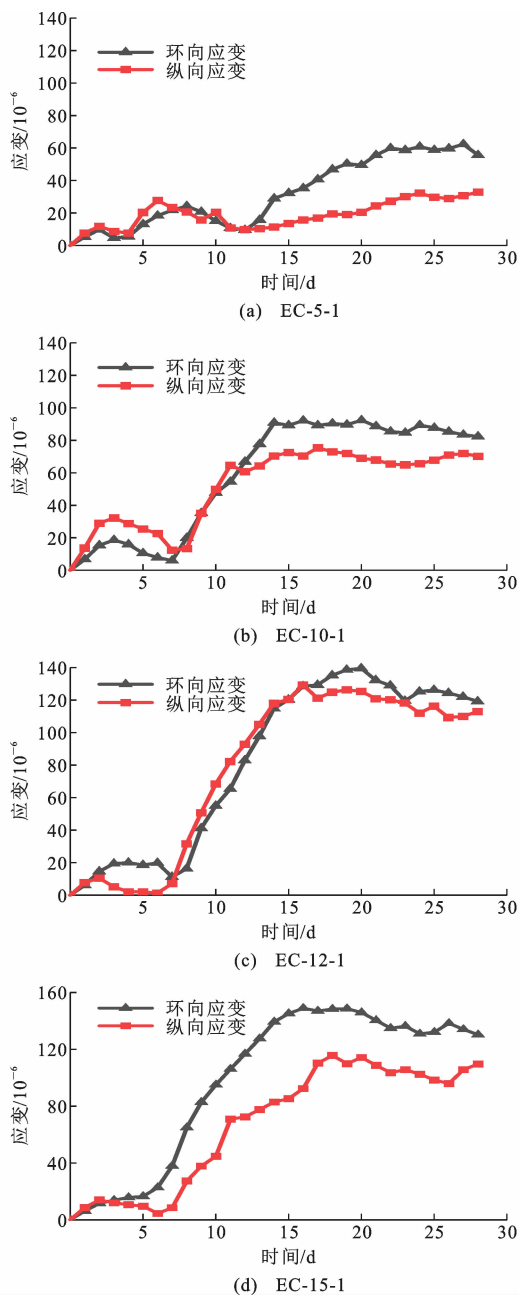


图1 试件应变与时间的关系

Fig. 1 Relationship between strain and time of specimens

反应剧烈,产生的膨胀不仅可以抵消混凝土的冷缩、自收缩,还有余能作用于钢管使其发生较大变形;水化后期,混凝土由于徐变产生体积收缩,且内部反应趋于稳定,膨胀产生的自应力大部分用于抵消混凝土的收缩,故曲线趋于稳定。

自应力混凝土由于钢管约束膨胀而在环向、轴向均受拉(图2)。由于钢管管壁较薄,可假设环向应力沿着壁厚均匀分布,同时不考虑钢管较小的径向应力。由胡克定律得

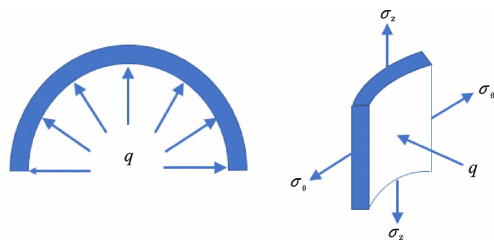


图2 钢管受力示意图

Fig. 2 Schematic diagram of steel tube stress

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\theta} &= \frac{E_s}{1-\nu_s^2} (\epsilon_{\theta} + \nu_s \epsilon_z) \\ \sigma_z &= \frac{E_s}{1-\nu_s^2} (\epsilon_z + \nu_s \epsilon_{\theta}) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: σ_{θ} 、 σ_z 分别为钢管的环向、纵向应力。

由图2钢管的平衡条件 $qd=2t\sigma_{\theta}$ 得核心混凝土的自应力为

$$q = \frac{2t\sigma_{\theta}}{d} \quad (2)$$

根据轴向的平衡条件 $A_s\sigma_z = A_c\sigma_{cz}$ 得混凝土的纵向应力为

$$\sigma_{cz} = \frac{A_s\sigma_z}{A_c} \quad (3)$$

式中: d 为钢管内径; A_s 、 A_c 分别为钢管和混凝土的截面面积。

本文取28d龄期的最终钢管环向、纵向应变计算核心混凝土膨胀产生的自应力,根据式(1)、(2)、(3)计算得到混凝土的径向、纵向自应力见表1。

1.3 加载制度及测点布置

试验在广西大学土木建筑工程学院实验室的1000t液压试验机上进行。轴压试验全程采用单调位移控制加载制度。正式加载前,先对试件进行预加载,确定设备是否正常工作并消除可能存在的内部间隙。正式加载时,以 $0.2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 的速率单调连续加载。在柱两侧间隔 180° 均匀布置2个位移计,测量试件整体的纵向位移;在柱中部间隔 90° 均匀布置4组环向、纵向应变片,用来测量试件的环向、纵向应变。试验装置及测点布置示意如图3所示。

2 试验结果与分析

2.1 自应力对短柱破坏形态的影响

图4为部分试件的破坏形态。试件从开始加载到荷载达到峰值荷载的80%这一阶段并无明显变形;当加载接近弹塑性阶段的峰值荷载时,试件产生轻微的侧向弯曲,中部附近出现鼓曲;继续加载,柱

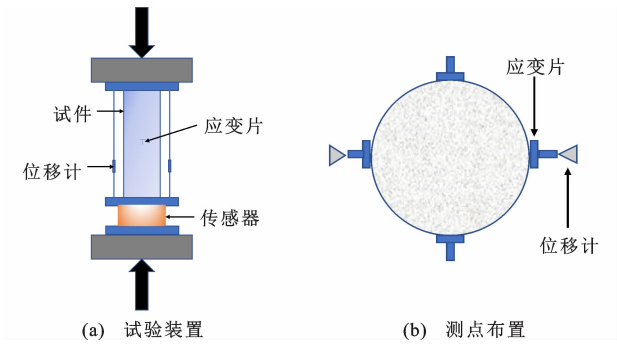


图 3 试验装置及测点布置示意图

Fig. 3 Schematic diagram of test device and measuring point layout

的纵向变形发展较快,在上端部、中部附近表面出现明显鼓曲,混凝土被压碎后沿剪切破坏面产生滑移,钢管也向着破坏的一边滑移。当加载位移达到柱长的 5% 左右时试验停止,试件发生剪切滑移破坏。所有试件的破坏形态相似,说明自应力不影响钢管

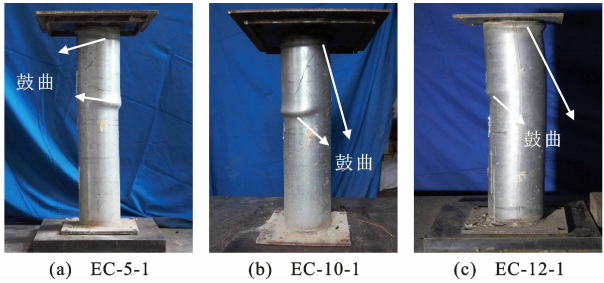


图 4 试件破坏形态

Fig. 4 Damage forms of specimens

自应力混凝土轴压短柱的破坏形态。

2.2 自应力对短柱极限承载力、破坏位移的影响

图 5 为试件的荷载-位移曲线,表 2 为试件的试验结果。由图 5 可以看出:所有试件的荷载-位移曲线变化趋势相似,均经历弹性变形、上升至弹塑性极限承载力、平稳接近理想塑性的阶段;自应力对试件荷载-位移曲线变化趋势无影响,但自应力大的试件

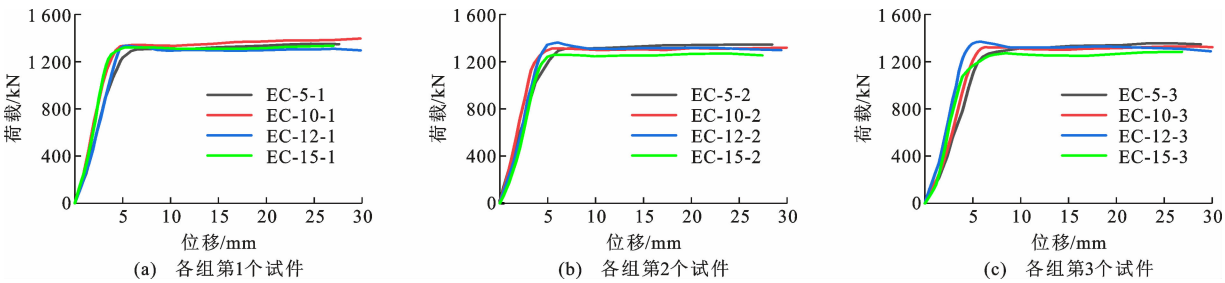


图 5 试件荷载-位移曲线

Fig. 5 Load-displacement curves of specimens

表 2 试件试验结果

Table 2 Test results of specimens

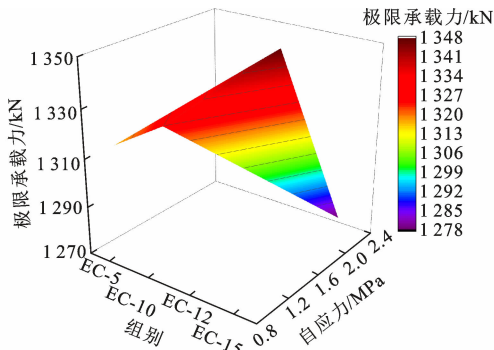
组别	试件编号	f_{cu}/MPa	f_s/MPa	q/MPa	q_a/MPa	N_u/kN	N_a/kN	u/mm	u_a/mm	N_m/kN	N_u/N_m
I	EC-5-1	33.8	307.2	0.78	0.92	1 309.8	1 316.1	6.90	6.82	1 365.5	0.96
	EC-5-2	33.8	307.2	0.97		1 318.9		7.02		1 366.1	0.97
	EC-5-3	33.8	307.2	1.02		1 319.6		6.54		1 366.2	0.97
II	EC-10-1	34.5	307.2	1.21	1.02	1 338.0	1 327.0	5.24	5.39	1 375.1	0.97
	EC-10-2	34.5	307.2	1.23		1 312.2		5.46		1 375.2	0.96
	EC-10-3	34.5	307.2	0.61		1 330.7		5.48		1 373.3	0.97
III	EC-12-1	37.8	307.2	1.80	1.91	1 322.9	1 348.4	5.28	5.28	1 415.7	0.93
	EC-12-2	37.8	307.2	1.88		1 362.6		5.21		1 415.9	0.93
	EC-12-3	37.8	307.2	2.04		1 359.8		5.36		1 416.4	0.96
IV	EC-15-1	35.7	307.2	1.92	2.21	1 315.8	1 277.7	5.51	5.09	1 376.5	0.96
	EC-15-2	35.7	307.2	2.60		1 254.0		5.51		1 378.3	0.91
	EC-15-3	35.7	307.2	2.12		1 263.3		4.25		1 377.0	0.92
平均值											0.953
标准偏差											0.020
变异系数											0.021

注: N_u 为试件弹塑性阶段极限荷载; N_a 为每组 3 个试件极限荷载的平均值; N_m 为有限元模型计算的极限承载力; q_a 为每组 3 个试件的平均自应力; u 为极限荷载对应的破坏位移; u_a 为每组试件破坏位移的平均值。

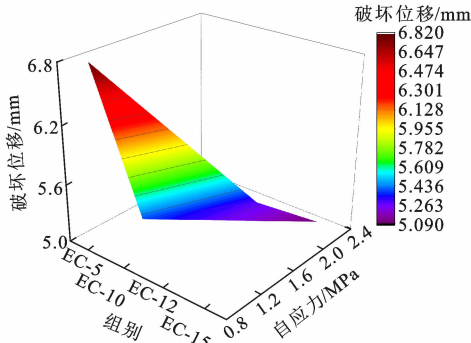
初始刚度稍大,表现为曲线斜率更大。出现理想塑性性段的原因可能是:钢管的套箍作用较大,在混凝土被压碎而向外扩张时提供了良好的套箍作用,使试件保持较高的承载能力和良好的延性。

图 6(a)为自应力与各组试件平均极限承载力的关系。I、II、III、IV 组的膨胀剂掺量分别为 5%、10%、12%、15%,平均自应力分别为 0.92、1.02、1.91、2.21 MPa,平均极限承载力分别为 1 316.1、1 327.0、1 348.4、1 277.7 kN。膨胀剂掺量为 12% 时平均极限承载力最大,较最小值高约 5.5%。因此,试验中膨胀剂掺量为 12% 时自应力提升极限承载力处于最佳水平。

图 6(b)为自应力与各组试件平均破坏位移的关系。I、II、III、IV 组的平均破坏位移分别为 6.82、5.39、5.28、5.09 mm,随着自应力的增大,试件的破坏位移有减小的趋势。



(a) 自应力与极限承载力的关系



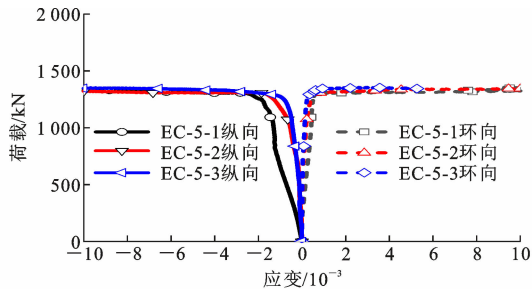
(b) 自应力与破坏位移的关系

图 6 自应力与极限承载力、破坏位移的关系

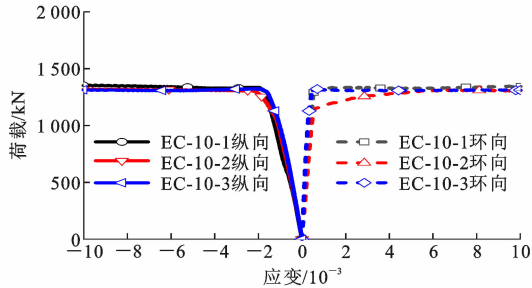
Fig. 6 Relationship between self-stress and ultimate bearing capacity, failure displacement

2.3 自应力对短柱应变的影响

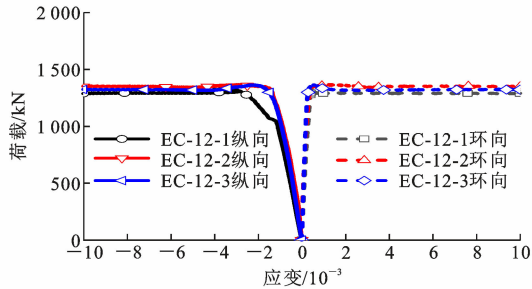
图 7 为各组试件的荷载-应变曲线,正值表示环向应变,负值表示纵向应变,环向和纵向应变均为试件 4 个中部测点的平均值。在弹性阶段,每组的 3 个试件钢管应变几乎相等,大部分试件荷载-应变曲线近似呈线性变化。当试件进入弹塑性阶段时,试



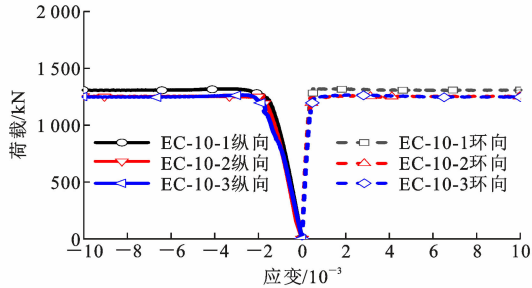
(a) I 组试件



(b) II 组试件



(c) III 组试件



(d) IV 组试件

图 7 试件荷载-应变曲线

Fig. 7 Load-strain curves of specimens

件的应变随着荷载的变化迅速发展。每组试件的 3 根柱由于自应力不同,环向、纵向应变的发展稍有差异,但自应力对应变发展的影响不明显,同时,不同组试件应变发展规律也相似。当荷载接近极限荷载时,各组试件的钢管纵向应变、环向应变均在 $0 \sim 2 \times 10^{-3}$ 范围内变化。

3 有限元参数分析

3.1 有限元建模

为研究自应力对钢管混凝土短柱轴压性能的影响机理,利用 ABAQUS 建立圆钢管自应力混凝土

轴压短柱的有限元模型。钢管采用四节点四边形线性减缩积分的壳单元(S4R),核心混凝土采用八节点减缩积分格式的三维实体单元(C3D8R),两种单元已被广泛应用于钢管混凝土的模拟。

钢管和混凝土的界面采用面-面接触,界面法向接触采用硬接触,切线方向采用库仑摩擦模型,摩擦因数取为 0.6。采用位移加载的方式,加载端约束 X、Y 两个方向的平动及 U_{R1} 、 U_{R2} 、 U_{R3} 三个方向的转动,另一端约束所有自由度。

Xu 等^[19]在有限元建模时对核心混凝土施加温度荷载使核心混凝土热膨胀,从而在钢管约束下产生自应力。本文参考该方法模拟实际构件中混凝土自应力产生过程。混凝土的膨胀系数取 $1 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$,钢管的膨胀系数取 0,升温时混凝土产生膨胀变形,钢管未变形且约束混凝土的膨胀变形,从而产生了自应力。自应力与施加温度的关系如图 8 所示。需要注意,实际构件中自应力产生的过程为化学变化,但有限元模拟时施加温度荷载为物理方法,并未考虑添加的膨胀剂或膨胀水泥对混凝土内部结构的影响,与实际情况有差异,但模拟的自应力大小可与实际相同。

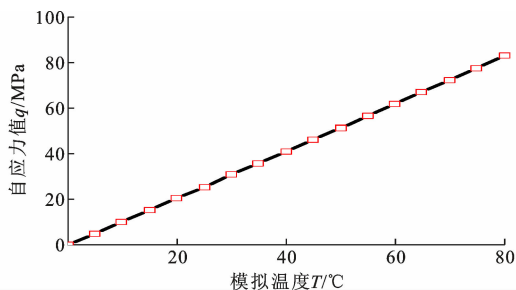


图 8 自应力与模拟温度的关系

Fig. 8 Relationship of self-stress variation with simulated temperature

3.2 材料本构

钢管的应力-应变关系采用二次塑流模型。混凝土采用塑性损伤模型^[21],膨胀角 Ψ 取 30° ,流动偏心参数 e 取 0.1,双轴等压受压与单轴受压强度比 f_{b0}/f_c 取 1.16,拉压子午线第二应力不变量之比 K_c 取 0.666 7,黏性系数取 0.000 5。弹性模量和泊松比分别取 $4\,700\sqrt{f_c}$ 和 0.2^[22]。核心混凝土应力-应变关系表达式为^[21]

$$y = \begin{cases} 2x - x^2 & x \leq 1 \\ \frac{x}{\beta_0(x-1)^\eta + x} & x > 1 \end{cases} \quad (4)$$

$$y = \sigma/\sigma_0 \quad (5)$$

$$x = \epsilon/\epsilon_0 \quad (6)$$

$$\sigma_0 = f'_c \quad (7)$$

$$\epsilon_0 = \epsilon_c + 800\xi^{0.2} \times 10^{-6} \quad (8)$$

$$\epsilon_c = (1\,300 + 12.5f'_c) \times 10^{-6} \quad (9)$$

$$\beta_0 = (2.36 \times 10^{-5})^{0.25 + (\xi - 0.5)^7} \times (f'_c)^{0.5} \times 0.5 \geq 0.12 \quad (10)$$

式中: σ 、 ϵ 分别为应力和应变; σ_0 、 ϵ_0 分别为核心混凝土峰值应力和峰值应变; f'_c 为混凝土圆柱体抗压强度; $\eta=2$; ξ 为约束效应系数,即套箍系数。

利用 ABAQUS 中的混凝土破坏能量准则来考虑混凝土的受拉软化性能即应力-断裂能关系。开裂应力 σ_{t0} 按式(11)确定,断裂能也按文献[23]取值。

$$\sigma_{t0} = 0.26(1.25f'_c)^{2/3} \quad (11)$$

3.3 有限元模型验证

图 9 为部分试件有限元模拟与试验的荷载-位移对比,极限承载力见表 2,试验值与模拟值比值的平均值为 0.953,标准差为 0.020,变异系数为 0.021。初始刚度有误差是因为有限元模型理想化,未考虑试件可能存在的初始缺陷等。模拟与试验对比结果说明本文的有限元模型能合理准确地预测钢管自应力混凝土柱的极限承载力,可用于钢管自应力混凝土柱的后续研究。

3.4 自应力的影响机理研究

设计了 28 根钢管自应力混凝土短柱,为研究自应力对短柱轴压性能的影响机理,保持 $D=159 \text{ mm}$ 、 $L=636 \text{ mm}$ 、 $t=4 \text{ mm}$ 、 $f_s=235 \text{ MPa}$ 、 $f_{cu}=30 \text{ MPa}$ 不变,自应力分别取 0、2、4、6 MPa 进行模拟分析。图 10 为 $q=6 \text{ MPa}$ 时混凝土的 PEEQ 图和钢管的 Mises 图。可以看出,混凝土中部附近的塑性应变最大,钢管中部附近的应力最大。

图 11(a)为不同自应力时试件的荷载-位移曲线。可以看出,自应力为 0、2、4、6 MPa 时极限承载力分别为 1 139.42、1 171.65、1 184.36、1 201.58 kN,自应力为 6 MPa 时较无自应力的极限承载力高 5.46%。极限承载力随着自应力的增大而增大,这与试验的情况不同,因为试验中添加膨胀剂会改变混凝土配合比,过多的膨胀剂会破坏混凝土内部结构导致其强度下降(如本文中 15% 掺量试件的混凝土强度较 12% 掺量试件低),故试验中试件的极限承载力并不一定随膨胀剂掺量(自应力)的增大而增大;在有限元分析时控制了混凝土强度不变,单独研究自应力的影响。

图 11(b)为不同自应力时混凝土、钢管单独承载的荷载-位移曲线。可以看出,增大自应力并不改

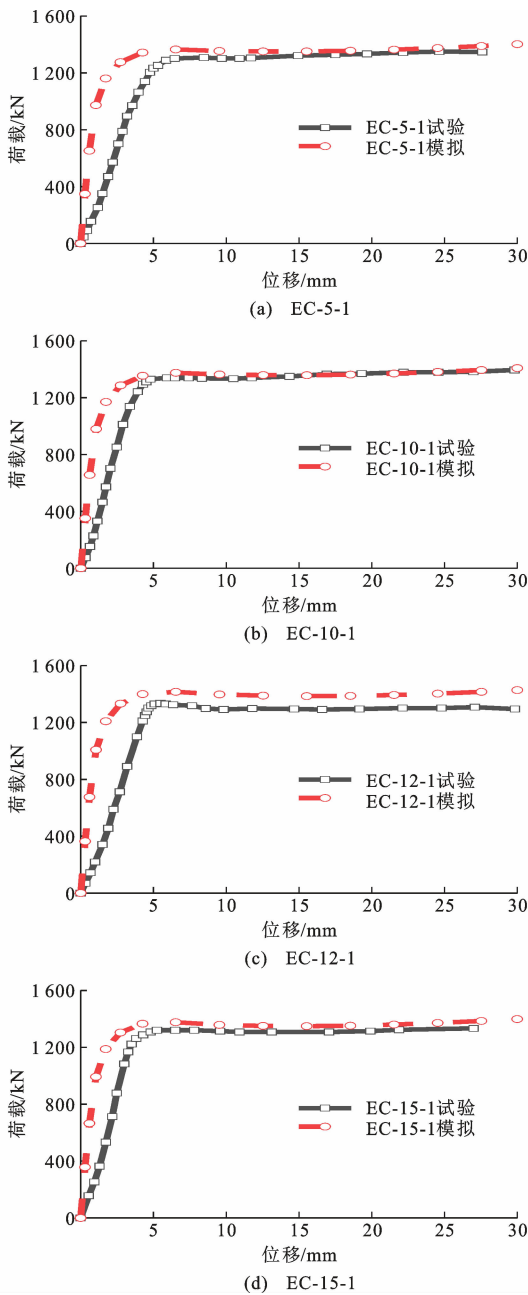


图 9 有限元模拟结果与试验结果对比

Fig. 9 Comparison of finite element simulation results and test results

变钢管的承载趋势,但可提升混凝土的承载能力。这可解释为:钢管具有一定承载能力,能分担一部分荷载,但主要的承载部分是核心混凝土。增大自应力,钢管约束混凝土的膨胀,使核心混凝土的抗压强度提高,而且自应力越大,钢管约束越强,混凝土的抗压强度提高越多,故增大自应力使混凝土的承载能力提升。

图 12 给出了极限承载力变化趋势。可以看出,试件整体的极限承载力、混凝土承受荷载呈现出随着自应力增大而提高的趋势。

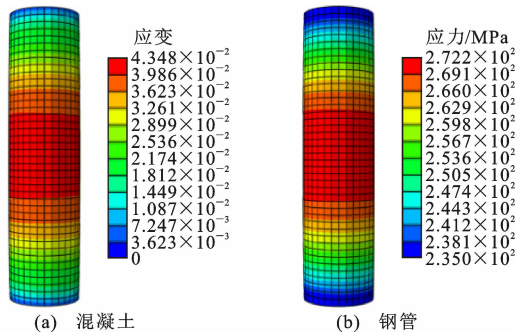


图 10 柱相应部位的应变和应力

Fig. 10 Strain and stress of corresponding part of column

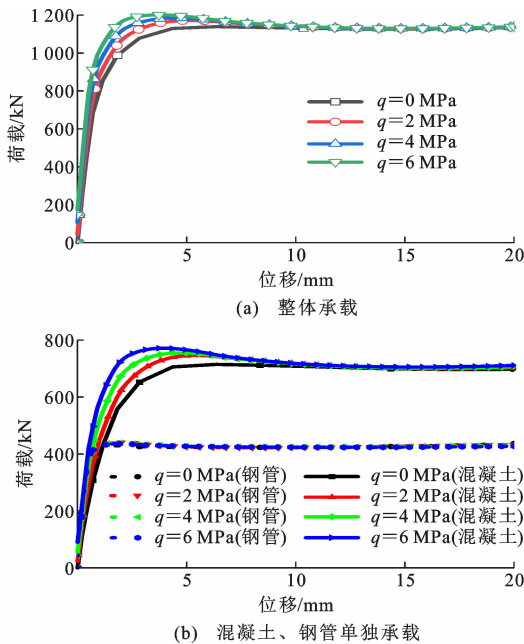


图 11 自应力与柱荷载-位移曲线的关系

Fig. 11 Relationship between self-stress and load-displacement curve of column

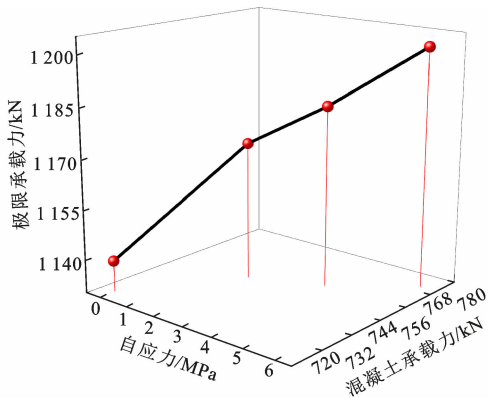


图 12 极限承载力变化趋势

Fig. 12 Change trend of ultimate bearing capacity

图 13 为不同自应力时试件达到极限承载力时钢管、混凝土的荷载贡献率。自应力从 0 增大到 6 MPa,混凝土的荷载贡献率从 0.628 提升至 0.642,

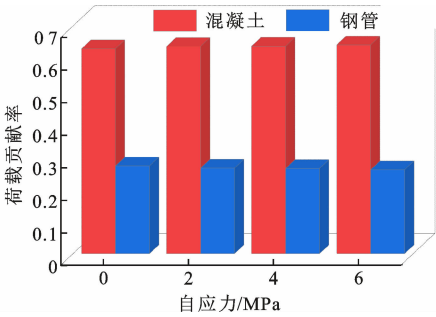


图 13 钢管与混凝土的荷载占比

Fig. 13 Load ratio of steel tube and concrete

钢管的荷载贡献率从 0.372 降至 0.358。这可以解释为:随着自应力的增大,钢管的约束作用越强,使得混凝土的抗压强度提高越多,故能承担更多的荷载。

图 14 为不同自应力值时钢管与混凝土接触应力变化曲线。无自应力的试件接触应力逐渐提升,但始终低于存在自应力的试件。存在自应力的试件从一开始有较大的接触应力,且初始接触应力随着自应力的增大而增大,说明受荷前钢管对混凝土就存在约束作用。但在受荷初期,存在自应力的试件接触应力均会有随纵向位移增大而减小的阶段,这是由钢管与混凝土的材料属性导致,因为钢管的泊松比大于混凝土的泊松比,钢管产生更大的横向变形,而混凝土横向变形小,二者变形不协调导致有分离的趋势,接触应力降低。在弹塑性阶段混凝土的横向变形加快,试件的接触应力逐渐增大,钢管为混凝土提供了有效约束,钢管与混凝土协同工作,充分发挥钢管混凝土结构的优势。在加载后期,短柱的变形均很大,各试件的接触应力趋近 6.5 MPa。可以看到,接触应力随着初始自应力的增大而增大,并始终大于无自应力的试件,自应力可使钢管与混凝土间的接触应力增大,充分利用钢管的约束作用,从而提高柱的轴压性能。

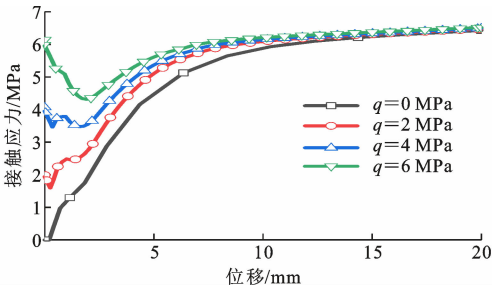


图 14 不同自应力时试件接触应力-位移曲线

Fig. 14 Contact stress-displacement curves of specimens under different self-stresses

图 15 为混凝土的纵向应力-位移曲线。可以发

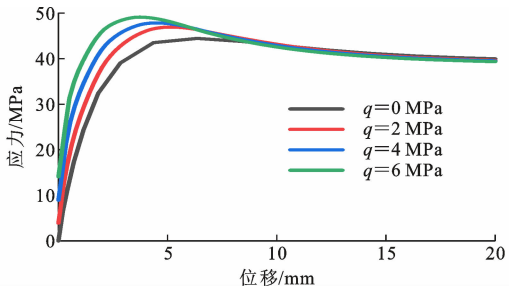


图 15 不同自应力时混凝土纵向应力-位移曲线

Fig. 15 Concrete longitudinal stress-displacement curves of specimens under different self-stresses

现,存在自应力的试件在受荷前混凝土已受到纵向压应力,这是因为混凝土在受荷前由于膨胀,使钢管受到纵向拉应力,钢管反作用于核心混凝土,使其受到纵向压应力,且初始纵向压应力随着混凝土自应力的增大而增大,故核心混凝土在受荷前已存在初应变,使混凝土脆性增大,更容易发生破坏,表现为试件达到极限承载力时的破坏位移更小。但钢管的约束作用随自应力增大而增大,使混凝土的抗压强度提升更多,故试件的极限承载力随自应力的增大而增大。

3.5 混凝土强度

保持 $D=159\text{ mm}$ 、 $L=636\text{ mm}$ 、 $t=4\text{ mm}$ 、 $f_s=235\text{ MPa}$ 不变,混凝土强度分别取 30、40、50 MPa 进行分析,结果如图 16 所示。可以发现,不同自应力作用下,提高混凝土强度均可提高试件的极限承载力及达到极限承载力时混凝土的荷载贡献率,但会使钢管的荷载贡献率降低。显然,提高混凝土强度可使混凝土承担更多的荷载。

3.6 钢管屈服强度

保持 $D=159\text{ mm}$ 、 $L=636\text{ mm}$ 、 $t=4\text{ mm}$ 、 $f_{cu}=30\text{ MPa}$ 不变,钢管屈服强度分别取 235、270、345 MPa 进行分析,结果如图 17 所示。可以发现,不同自应力作用下,提高钢管屈服强度可提高试件的极限承载力及达到极限承载力时钢管的荷载贡献率,但会使混凝土的荷载贡献率降低。

3.7 钢管壁厚

保持 $D=159\text{ mm}$ 、 $L=636\text{ mm}$ 、 $f_{cu}=30\text{ MPa}$ 、 $f_s=235\text{ MPa}$ 不变,钢管壁厚分别取 3、4、5 mm 进行分析,结果如图 18 所示。可以发现,不同自应力作用下,增大钢管壁厚,可提高试件的极限承载力及达到极限承载力时钢管的荷载贡献率,但会使混凝土的荷载贡献率降低。当钢管壁厚从 3 mm 增大到 5 mm 时,钢管的荷载贡献率提高,混凝土的荷载贡献率下降。

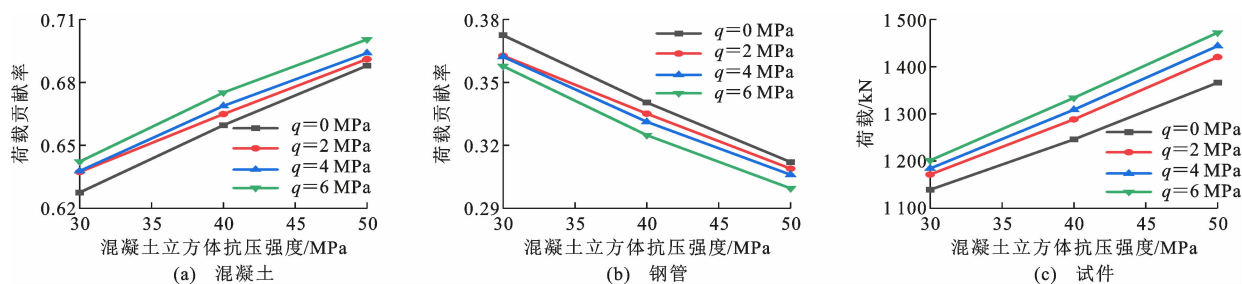


图 16 混凝土强度与承载力的关系

Fig. 16 Relationship between concrete strength and bearing capacity

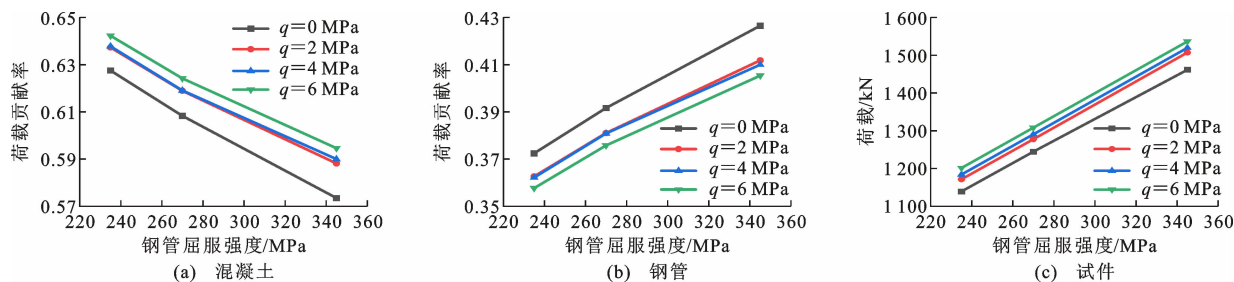


图 17 钢管屈服强度与承载力的关系

Fig. 17 Relationship between steel tube yield strength and bearing capacity

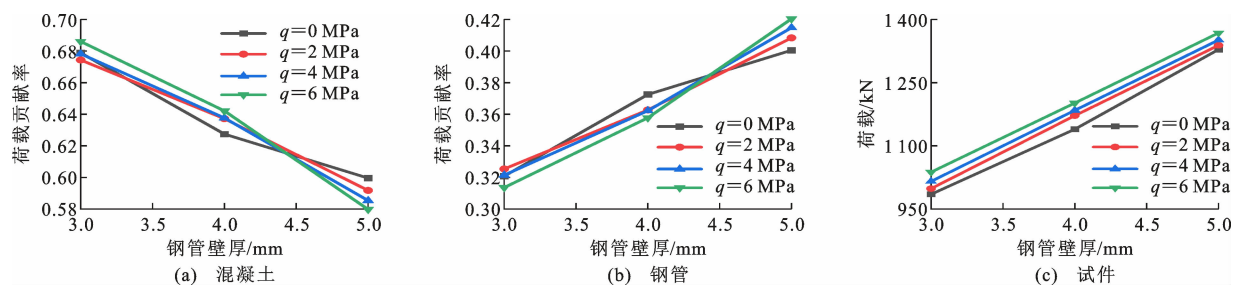


图 18 钢管壁厚与承载力的关系

Fig. 18 Relationship between steel tube wall thickness and bearing capacity

4 自应力预测模型

准确预测混凝土的自应力数值对自应力混凝土的工程应用有重要意义,但是现有的混凝土自应力数值大多是通过试验实测的钢管应变换算而得,无法在试验前预测自应力。为此,本文提出了混凝土自应力的预测模型,量化各参数之间对混凝土自应力的影响规律。

首先,归纳总结现有文献中的钢管自应力混凝土柱的构造和材料参数,如表 3 所示。表 3 中共有 50 组数据,通过偏相关分析可以在剔除其余变量影响的基础上研究两个变量间的相关性。本文分别对水灰比、径厚比、套箍系数、混凝土强度、钢材屈服强度与自应力进行偏相关分析,确定各因素与自应力的相关性,识别主要的控制因素,结果见表 4。

由表 4 可知,在控制变量情况下, D/t 、 ω/c 与自

应力间存在着强负相关,这一结论与 Liu 等^[11]的研究结果吻合。 D/t 、 ω/c 对自应力有显著影响,原因可能是:当钢管越厚时,钢管对混凝土的约束效应则越强,更多的膨胀能可转化为自应力。当水灰比降低时,混凝土密实度增加,由于粗骨料的约束效应,膨胀能更多地转为自应力。在剔除其余因素时,套箍系数 ξ 、混凝土强度 f_{cu} 与自应力间有弱的相关性。在构建自应力预测模型时主要考虑 D/t 、 ω/c 这两个因素,基于 Liu 等^[11]的研究结果及本文的偏相关分析,初步确定自应力 q_0 的函数关系式为

$$q_0 = A(D/t)^{B(\omega/c)+C} \quad (12)$$

根据式(12)可知,自变量为 D/t 、 ω/c ,因变量为自应力预测值,待定系数为 A 、 B 、 C 。利用本文的自应力数据库,按自应力预测模型函数式(12),代入数据进行多元非线性回归,得到 A 、 B 、 C 的值,因此自应力函数的具体公式变为

表 3 自应力钢管混凝土柱的构造和材料参数

Table 3 Construction and material parameters of self-stressing concrete-filled steel tube columns

序号	试件编号	D/mm	t/mm	D/t	L/D	f_{cu}/MPa	f_s/MPa	ξ	w/c	q_t/MPa	q_c/MPa	q_t/q_c	数据来源
1	S1-1	114	3.50	32.6	3	35.3	289	1.35	0.35	5.03	5.40	0.931	文献[9]
2	S1-2	114	4.00	28.5	3	35.3	289	1.84	0.35	5.17	5.83	0.887	
3	S1-3	165	3.50	47.1	3	35.3	289	1.08	0.35	4.18	4.38	0.953	
4	S1-4	165	4.00	41.3	3	35.3	289	1.25	0.35	4.53	4.73	0.957	
5	S1-5	220	4.25	51.8	3	35.3	289	0.98	0.35	3.93	4.14	0.949	
6	S1-6	220	4.50	48.9	3	35.3	289	1.04	0.35	4.08	4.29	0.952	
7	S2-1	114	3.50	32.6	3	43.2	289	1.31	0.35	5.60	5.40	1.037	
8	S2-2	114	4.00	28.5	3	43.2	289	1.51	0.35	5.75	5.82	0.987	
9	S2-3	165	3.50	47.1	3	43.2	289	0.88	0.35	4.65	4.33	1.074	
10	S2-4	165	4.00	41.3	3	43.2	289	1.02	0.35	5.04	4.70	1.071	
11	S2-5	220	4.25	51.8	3	43.2	289	0.80	0.35	4.37	4.06	1.076	
12	S2-6	220	4.50	48.9	3	43.2	289	0.85	0.35	4.54	4.22	1.075	
13	S3-1	114	3.50	32.6	3	52.2	289	1.08	0.35	6.33	5.38	1.177	
14	S3-2	114	4.00	28.5	3	52.2	289	1.25	0.35	6.49	5.81	1.116	
15	S3-3	165	3.50	47.1	3	52.2	289	0.73	0.35	5.25	4.21	1.246	
16	S3-4	165	4.00	41.3	3	52.2	289	0.84	0.35	5.69	4.63	1.228	
17	S3-5	220	4.25	51.8	3	52.2	289	0.66	0.35	4.93	3.91	1.262	
18	S3-6	220	4.50	48.9	3	52.2	289	0.70	0.35	5.13	4.09	1.254	
19	L1C1S1-1	159	4	40.6	5	64.8	367.35	0.88	0.45	3.65	3.69	0.990	文献[3]
20	L2C1S1-2	159	4	40.6	8	64.8	367.35	0.88	0.45	3.27	3.69	0.887	
21	L2C1S2-3	159	4	40.6	8	65.2	367.35	0.87	0.43	5.43	3.86	1.405	
22	L3C1S1-4	159	4	40.6	10	64.8	367.35	0.88	0.45	3.18	3.69	0.863	
23	L4C1S1-5	159	4	40.6	12	64.8	367.35	0.88	0.45	3.41	3.69	0.925	
24	L2C2S1-6	159	4	40.6	8	76.4	367.35	0.74	0.36	3.11	4.48	0.694	
25	L2C3S1-7	159	4	40.6	8	84.8	367.35	0.67	0.33	3.51	4.71	0.745	
26	T1C1S1-7	159	3.14	50.6	3	64.8	345.54	0.65	0.45	2.72	3.05	0.893	文献[14]
27	T1C1S1-7	159	3.14	50.6	3	64.8	345.54	0.65	0.45	2.79	3.05	0.916	
28	T1C1S1-7	159	3.14	50.6	3	64.8	345.54	0.65	0.45	3.28	3.05	1.077	
29	T2C1S1-1	159	3.92	40.6	3	64.8	367.35	0.88	0.45	3.65	3.69	0.990	
30	T2C1S1-1	159	3.92	40.6	3	64.8	367.35	0.88	0.45	3.34	3.69	0.906	
31	T2C1S1-1	159	3.92	40.6	3	64.8	367.35	0.88	0.45	2.86	3.69	0.776	
32	T3C1S1-8	159	4.68	34.0	3	64.8	346.79	1.00	0.45	3.52	4.15	0.848	
33	T3C1S1-8	159	4.68	34.0	3	64.8	346.79	1.00	0.45	3.84	4.15	0.925	
34	T3C1S1-8	159	4.68	34.0	3	64.8	346.79	1.00	0.45	3.33	4.15	0.802	
35	T2C1S2-2	159	3.92	40.6	3	65.2	367.35	0.87	0.43	5.35	3.86	1.384	
36	T2C1S2-2	159	3.92	40.6	3	65.2	367.35	0.87	0.43	4.87	3.86	1.260	
37	T2C1S2-2	159	3.92	40.6	3	65.2	367.35	0.87	0.43	4.46	3.86	1.154	
38	T2C2S1-3	159	3.92	40.6	3	76.4	367.35	0.74	0.36	3.17	4.48	0.708	
39	T2C2S1-4	159	3.92	40.6	3	77.8	367.35	0.73	0.36	3.87	4.47	0.866	
40	T2C2S1-5	159	3.92	40.6	3	84.8	367.35	0.67	0.36	3.41	4.38	0.778	
41	T2C2S1-6	159	3.92	40.6	3	85.3	367.35	0.67	0.36	3.92	4.38	0.895	
42	t2.5-a-0	150	2.50	60.0	3.33	45.3	305.3	0.69	0.33	3.85	3.84	1.002	文献[1]
43	t3.5-a-0	150	3.50	42.9	3.33	45.3	329.7	1.06	0.33	4.81	4.85	0.992	
44	t4-a-0	150	4.25	35.3	3.33	45.3	327.5	1.30	0.33	5.14	5.41	0.949	
45	t2.5-b-0	150	2.50	60.0	3.33	53.9	305.3	0.58	0.28	4.43	4.16	1.064	
46	t3.5-b-0	150	3.50	42.9	3.33	53.9	329.7	0.89	0.28	5.68	5.42	1.047	
47	t4-b-0	150	4.25	35.3	3.33	53.9	327.5	1.09	0.28	6.09	6.06	1.005	
48	t2.5-c-0	150	2.50	60.0	3.33	61.3	305.3	0.51	0.23	4.75	4.48	1.060	
49	t3.5-c-0	150	3.50	42.9	3.33	61.3	329.7	0.79	0.23	5.89	6.05	0.974	
50	t4-c-0	150	4.25	35.3	3.33	61.3	327.5	0.96	0.23	6.66	6.77	0.984	
平均值												1.000	
标准差												0.159	
变异系数												0.159	

注： L/D 为柱的长径比； D/t 为柱的径厚比；套箍系数 $\xi=f_sA_s/(f_cA_c)$ ， $f_c=0.67f_{cu}$ ； w/c 为混凝土的水灰比，取水的用量与水泥用量之比； q_t 为实测的径向自应力值； q_c 为公式计算的自应力值。

表 4 不同因素与自应力的偏相关分析

Table 4 Partial correlation analysis of different factors to self-stress

因素	D/t	w/c	ξ	f_{cu}	f_s
偏相关系数	-0.630	-0.574	-0.410	-0.385	-0.023
显著系数	0.000	0.000	0.005	0.008	0.878
相关性	强	强	较弱	较弱	无

$$q_0 = 36.295(D/t)^{-0.656}(w/c)^{-0.325} \tag{13}$$

从偏相关分析结果可发现,套箍系数 ξ 、混凝土抗压强度 f_{cu} 与自应力间有弱相关性,且套箍系数 ξ 与自应力间相关性稍强,故考虑套箍系数 ξ 对自应力的影响,对式(13)进行修正。通过实测自应力 q_t 与式(13)中预测自应力 q_0 比值与套箍系数的关系(图 19),可以得到 q_0/q_t 与套箍系数 ξ 的定量化关系式。

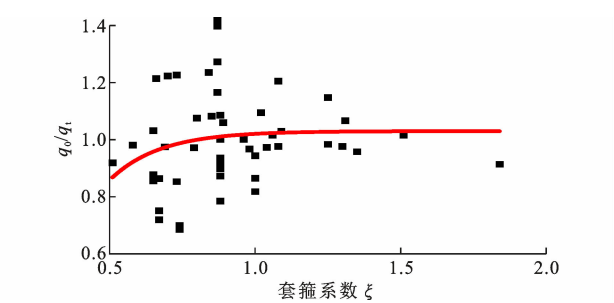


图 19 q_0/q_t 与套箍系数 ξ 的关系

Fig. 19 Relationship between q_0/q_t and hoop coefficient ξ

综上,考虑水灰比、径厚比、套箍系数对自应力的影响,可得自应力的预测模型为

$$q_c = (-0.310e^{-\xi/0.173} + 1.030) \cdot 36.295(D/t)^{-0.656}(w/c)^{-0.325} \tag{14}$$

将公式(14)预测的自应力与文献实测的自应力进行比较,结果见图 20。图 20 中, q_c/q_t 的平均值为 1.000,标准偏差为 0.159,变异系数为 0.159,说明公式(14)能较为准确地预测自应力的大小,可为工程实际中预测与设计混凝土自应力提供参考。

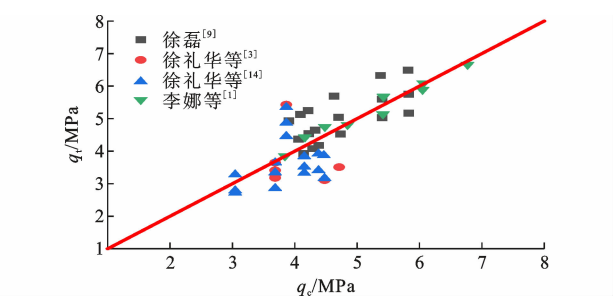


图 20 自应力预测值与实测值对比

Fig. 20 Comparison between predicted value and measured value of self-stress

5 结 语

(1)本文试验中自应力对钢管混凝土轴压短柱的破坏形态无影响,试件在轴压作用下发生剪切破坏;自应力对短柱极限承载力的影响存在一个最佳水平,12%掺量组别的试件平均极限承载力最高,但达到极限承载力时的破坏位移会随自应力的增大而减小;自应力对短柱位移、应变变化趋势的影响不明显。

(2)施加温度荷载模拟自应力,结合约束混凝土应力-应变关系和混凝土塑性损伤模型建立的钢管自应力混凝土轴压短柱的有限元模型,模拟结果与试验结果吻合良好。结果表明:自应力增大到 6 MPa 时短柱的极限承载力能提高 5.46%;混凝土承担的荷载、钢管与混凝土间的接触应力、混凝土的纵向应力会随着自应力的增大而增大,提高自应力有利于增强钢管与混凝土的协同作用,提高柱的轴压性能;提高混凝土强度、钢管强度、钢管壁厚均可提高短柱的极限承载力。

(3)本文基于统计分析方法提出的自应力预测模型与实测的自应力吻合良好,可用于自应力的预测。由于数据量限制,未来可进一步扩大数据库,以便于建立更科学、考虑因素更全面的自应力预测模型。

参考文献:

References:

[1] 李娜,卢亦焱,李杉,等.圆钢管自应力自密实混凝土短柱轴心受压性能研究[J].建筑结构学报,2019,40(11):162-171.
LI Na, LU Yihan, LI Shan, et al. Experimental study on self-stressing and self-compacting concrete-filled circular steel tube short columns subjected to axial compression[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(11):162-171.

[2] 李永进,王志滨,李东升.长期荷载作用下带脱空缺陷钢管混凝土柱的受力性能研究[J].建筑结构学报,2020,41(10):112-120.
LI Yongjin, WANG Zhibin, LI Dongsheng. Mechanical behavior of concrete-filled steel tubular columns with initial concrete imperfection under long-term sustained load [J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(10):112-120.

[3] 徐礼华,徐方舟,周鹏华,等.钢管自应力自密实高强混凝土中长柱受压性能试验研究[J].土木工程学报,2016,49(11):26-34,44.

- XU Lihua, XU Fangzhou, ZHOU Penghua, et al. Experimental research on axial compression performance of medium-and-long steel tubular columns filled with high-strength self-stressing self-compacting concrete [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2016, 49(11): 26-34, 44.
- [4] WEI Y, JIANG C, WU Y F. Confinement effectiveness of circular concrete-filled steel tubular columns under axial compression[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 158: 15-27.
- [5] AL-ANI Y R. Finite element study to address the axial capacity of the circular concrete-filled steel tubular stub columns[J]. *Thin-walled Structures*, 2018, 126: 2-15.
- [6] HOU C C, HAN L H, LIANG Z S, et al. Performance of concrete-encased CFST subjected to low-velocity impact; shear resistance analysis [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 150: 103798.
- [7] YU C H, TONG J Z, TONG G S. Behavior and design of slender concrete-filled wide rectangular steel tubular columns under axial compression[J]. *Structures*, 2021, 33: 3137-3146.
- [8] TAO Z, KATWAL U, UY B, et al. Simplified nonlinear simulation of rectangular concrete-filled steel tubular columns[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2021, 147(6): 04021061.
- [9] 徐 磊. 钢管自应力免振混凝土轴压柱设计理论研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2005.
- XU Lei. Research on the design theory for self-stressing and self-compacting concrete filled steel tube column under axial load[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2005.
- [10] 黄承逵, 徐 磊, 刘 毅. 钢管自密实自应力混凝土短柱轴压力学性能试验研究[J]. *大连理工大学学报*, 2006, 46(5): 696-701.
- HUANG Chengkui, XU Lei, LIU Yi. Research on mechanical performance of self-compacting and self-stressing concrete-filled steel tube short column under axial loading [J]. *Journal of Dalian University of Technology*, 2006, 46(5): 696-701.
- [11] LIU Z Z, LU Y Y, LI S, et al. Behavior of steel tube columns filled with steel-fiber-reinforced self-stressing recycled aggregate concrete under axial compression[J]. *Thin-walled Structures*, 2020, 149: 106521.
- [12] LI N, LU Y Y, LI S, et al. Axial compressive behaviour of steel fibre reinforced self-stressing and self-compacting concrete-filled steel tube columns[J]. *Engineering Structures*, 2020, 222: 111108.
- [13] 樊舰艇. 钢管自应力混凝土力学性能研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2013.
- FAN Jianting. Study on the mechanical properties of self-stressing concrete filled steel tube [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2013.
- [14] 徐礼华, 吴 敏, 周鹏华, 等. 钢管自应力自密实高强混凝土短柱轴心受压承载力试验研究[J]. *工程力学*, 2017, 34(3): 93-100.
- XU Lihua, WU Min, ZHOU Penghua, et al. Experimental investigation on high-strength self-stressing and self-compacting concrete filled steel tube columns subjected to uniaxial compression [J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(3): 93-100.
- [15] 徐礼华, 许明耀, 周鹏华, 等. 钢管自应力自密实高强混凝土柱偏心受压性能试验研究[J]. *工程力学*, 2017, 34(7): 166-176.
- XU Lihua, XU Mingyao, ZHOU Penghua, et al. Experimental study on self-stressing self-compacting and high-strength concrete filled steel tubular columns under eccentric compression[J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(7): 166-176.
- [16] 王金兰. 预应力钢管混凝土关键性参数对轴压性能的影响研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2017.
- WANG Jinlan. Research on the effects of key parameters to axial behavior for pre-stressed concrete filled tube [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2017.
- [17] 李 悦, 丁庆军, 胡曙光, 等. 钢管膨胀混凝土力学性能及其膨胀模式的研究[J]. *武汉工业大学学报*, 2000, 22(6): 25-28.
- LI Yue, DING Qingjun, HU Shuguang, et al. Study on the mechanical properties of expansive concrete filled steel tube and its expansion model [J]. *Journal of Wuhan University of Technology*, 2000, 22(6): 25-28.
- [18] 方 圆, 于 峰, 张 扬, 等. 圆钢管自应力钢渣增强混凝土柱的受力机制及承载力计算[J]. *复合材料学报*, 2020, 37(5): 1211-1220.
- FANG Yuan, YU Feng, ZHANG Yang, et al. Mechanical behavior and bearing capacity calculation of self-stressing steel slag aggregate reinforced concrete filled circular steel tube columns [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2020, 37(5): 1211-1220.
- [19] XU L, PAN J L, YANG X. Mechanical performance of self-stressing CFST columns under uniaxial compression[J]. *Journal of Building Engineering*, 2021, 44: 103366.
- [20] 金属材料拉伸试验第 1 部分: 室温试验方法: GB/T 228.1—2010[S]. 北京: 中国标准出版社, 2010.

Metallic materials — tensile testing — part 1:method of test at room temperature:GB/T 228. 1—2010[S]. Beijing:Standards Press of China,2010.

[21] WANG F C,ZHAO H Y,HAN L H. Analytical behavior of concrete-filled aluminum tubular stub columns under axial compression[J]. Thin-walled Structures,2019,140:21-30.

[22] Building code requirements for structural concrete and commentary: ACI 318 R-14 [S]. Farmington Mills; American Concrete Institute,2014.

[23] 任志刚,张 铭,魏 巍,等. 圆端形钢管混凝土中长柱轴压性能[J]. 建筑科学与工程学报,2020,37(3):18-27.

REN Zhigang,ZHANG Ming,WEI Wei,et al. Axial compression performance of RCFST middle long columns[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering,2020,37(3):18-27.