

doi:10.11835/j.issn.2096-6717.2019.031



钢骨-组合 L 形钢管混凝土柱的轴压承载力

王博, 赵均海, 张冬芳, 马康凯

(长安大学 建筑工程学院, 西安 710061)

摘要:采用统一强度理论对轴心受压钢骨-组合 L 形钢管混凝土短柱的核心混凝土、型钢钢管在三向受压应力状态下的轴向极限承载力进行分析;根据截面形状组成特点,将 L 形钢管分为一个矩形和一个方形,通过考虑宽厚比对钢管的影响和引入考虑尺寸效应影响的混凝土强度折减系数,将钢管长短边非均匀约束等效为环向均匀约束,推导并建立了轴压短柱的承载力公式;在此基础上,参照钢结构设计规范,建立了中长柱轴压承载力公式。计算结果与试验结果吻合较好,验证了理论公式的正确性,并进行了短柱轴压承载力参数分析,得到了参数 k 及材料拉压比 α 、含骨率 ρ 对承载力的影响。结果表明:该计算式具有良好的适用性和广泛的应用性,对试验所提出的公式进行了理论上的补充。

关键词:统一强度理论;钢管混凝土柱;异形柱;钢骨混凝土;轴压承载力

中图分类号:TU398.9 **文献标志码:**A **文章编号:**2096-6717(2019)02-0070-09

Axial compressive bearing capacity of composite L-shaped steel tubular columns filled with steel-reinforced concrete

Wang Bo, Zhao Junhai, Zhang Dongfang, Ma Kangkai

(School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, P. R. China)

Abstract: Based on the unified strength theory, the axial ultimate bearing capacities of composite L-shaped steel tube short columns filled with steel-reinforced concrete (CLSC-SRC) under three-dimensional stress were analyzed in this paper. According to characteristic of section shape, the column was firstly divided into one rectangle and one square steel tubular columns filled with steel-reinforced concrete. Then, considering the influence of width to thickness ratio on steel tube and a concrete strength reduction factor was introduced with scale effect. Because nonuniform constraint of the long and short edge of the steel tube was equivalent to the uniform constraint of the circumferential direction, a formula for calculation of axial compressive bearing capacity of CLSC-SRC can be developed. Finally, the formula for calculating the compression bearing capacity of the steel bone L-shaped concrete-filled steel tubular long columns was proposed referring to the code for design of steel structure. The proposed formula was validated by

收稿日期:2018-05-15

基金项目:国家自然科学基金(51878056);陕西省自然科学基金(2018JQ5119、2018JQ5023);长安大学中央高校基本科研业务费(300102288112)

作者简介:王博(1991-),男,主要从事组合结构研究,E-mail:398585730@qq.com。

赵均海(通信作者),男,教授,博士生导师,E-mail:zhaojh@chd.edu.cn。

Received:2018-05-15

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (No. 51878056); The Natural Science Foundation of Shaanxi Province(No. 2018JQ5119, 2018JQ5023); The Special Fund for Basic Scientific Research of the Central Colleges(No. 300102288112)

Author brief: Wang Bo (1991-), main research interest: composite structure, E-mail:398585730@qq.com.

Zhao Junhai (corresponding author), professor, doctoral supervisor, E-mail: zhaojh@chd.edu.cn.

comparing the calculation results with the corresponding test data. Results show that the proposed formulations are correct and reasonable. The effects of the parameters and Pull pressure ratio of Material and Osseous rate were obtained in the theoretical analysis. More importantly, the proposed formula has good applicability and extensive applications, offering a useful supplement to existing formulas obtained from experiments.

Keywords: unified strength theory; concrete-filled steel tube column; special shaped column; steel-reinforced concrete; axial compressive bearing capacity

钢管混凝土柱凭借其较高的承载力以及良好的抗震性能,越来越多地应用于建筑结构中。随着研究的不断深入,为了使不同位置柱的布置更加合理,提出了异形钢管混凝土柱(T形、L形、十字形)^[1-3]。异形钢管混凝土柱采用边柱 T 形、角柱 L 形、中间柱十字形的方式广泛应用于中高层建筑结构,此类布置方式能有效避免柱阴阳角的出现,提高建筑的使用面积。随着现代结构向大跨度、大开间、重载方向发展,为提高异形钢管混凝土柱的承载力,提出将异形钢管混凝土柱中内置型钢钢管组成内置钢骨的异形钢管混凝土柱,两者的结合将更加有效地发挥各自的特点。

学者们已经对异形截面钢管混凝土柱轴压性能进行了大量研究。Xiong 等^[4]对通过垂直双钢板连接的 L 形钢管混凝土柱进行了轴压试验,研究了柱的破坏模式、荷载-变形关系、应变分布、延性和强度指标;陈雨等^[5]对 T 形钢管混凝土短柱进行了轴压试验研究,考察了无加劲措施 T 形钢管混凝土柱的变形特征、破坏模式和承载能力;Chen 等^[6]对 6 组 L 形钢管混凝土短柱和一组 L 形钢管空心短柱进行了轴压试验,描述了试件的非线性损伤过程和破坏模式,进行了结构参数对承载力的影响研究;雷敏等^[7]基于单双向偏心受压试验结果,建立了纤维模型程序,分析其承载力的本构模型,在验证本构模型合理性的基础上,对 T 形钢管混凝土柱轴压稳定性进行了参数研究。以上对异形钢管混凝土柱轴压承载力的研究表明异形钢管混凝土柱的合理性与适用性,但阴角易发生屈曲,重载下延性不足,混凝土斜裂缝的产生使得外包钢管对核心混凝土约束下降等问题依旧未得到解决,从而提出了内置钢骨的组合异形钢管混凝土柱。目前,对于内置钢骨的组合异形钢管混凝土柱轴压承载力研究,能够查阅到的研究文献还比较有限,宋鑫^[8]通过对内置钢骨的组合 L 形截面钢管混凝土短柱轴心受压试验,研究了其破坏形态、荷载-位移曲线特征、各参数对其轴压力学性能的影响。杜国锋等^[9-10]在试验基础上考虑

钢管对核心混凝土的约束效应,依据数据拟合,提出了内置钢管 L 形、T 形钢管混凝土短柱的承载力公式。对于内置钢骨的组合异形钢管混凝土柱轴压承载力,部分研究主要以试验为主,所提出的承载力公式大多是从试验数据回归分析或简化计算得到,理论依据不够明确,不具备推广性;而部分研究所提出的承载力计算公式^[10],在考虑钢管对混凝土的约束时,未合理考虑组合异形截面钢管的约束效应,同时,未考虑核心混凝土侧向约束对中心钢管抗压强度提高的影响。

鉴于以上研究中存在的问题,本文以内置钢骨的组合 L 形钢管混凝土柱为研究对象,将组合 L 形短柱分为一个矩形钢管和一个方形钢管。考虑宽厚比对钢管纵向应力及环向应力的影响,将钢管长短边非均匀约束等效为环向均匀约束,引入混凝土强度折减系数,考虑侧向约束折减。基于统一强度理论,分别推导核心混凝土和钢骨的承载力公式,并建立钢管-L 形钢管混凝土短柱轴压承载力计算式。在此基础上,参考钢结构设计规范,提出轴压中长柱的承载力计算公式,为钢管-组合 L 形钢管混凝土柱轴压承载力提供了理论依据。

1 统一强度理论

统一强度理论是俞茂宏^[11]在 1991 年提出的,考虑了中间主应力对材料破坏的影响,适用于各种不同材料。具有简单而统一的数学表达式,清晰合理的物理概念和统一的力学模型,能够吻合学者们所得出的不同材料的大量试验结果,其数学表达式为

$$F = \sigma_1 - \frac{\alpha}{1+b} (b\sigma_2 + \sigma_3) = \sigma_1 \quad (\sigma_2 \leq \frac{\sigma_1 + \alpha\sigma_3}{1+\alpha}) \quad (1a)$$

$$F' = \frac{1}{1+b} (\sigma_1 + b\sigma_2) - \alpha\sigma_3 = \sigma_1 \quad (\sigma_2 \geq \frac{\sigma_1 + \alpha\sigma_3}{1+\alpha}) \quad (1b)$$

$$\alpha = \frac{\sigma_c}{\sigma_t}, b = \frac{(1+\alpha)\tau_s - \sigma_c}{\sigma_c - \tau_s} \quad (2)$$

式中: F, F' 为主应力强度理论函数; $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 分别为

3 个主应力; σ_t 、 σ_c 、 τ_s 分别为材料的拉伸、压缩、剪切屈服应力; α 为材料拉压强度比; b 为反映中间主切应力以及相应面上的正应力对材料破坏影响程度的系数。

2 钢管-组合 L 形钢管混凝土短柱轴压承载力计算

2.1 钢管-组合 L 形钢管混凝土短柱轴心受压破坏机理

钢管-L 形钢管混凝土柱在轴压状态下,钢管、混凝土与钢管共同承担轴向荷载作用。杜国锋等^[10]试验研究表明,在加载初期,钢管对核心混凝土的约束较小,钢管、混凝土与钢管均处于各自单独工作的弹性阶段。随着轴向压力的不断增大,钢管和钢管纵向应变、钢管横向应变呈非线性增长,此时,钢管处于轴向受压、环向受拉状态。混凝土的横向变形加大,钢管对混凝土起到约束作用,核心混凝土受到钢管与钢管的双重套箍作用,处于三向复杂应力状态下。随着加载的进行,达到极限荷载时,钢管和钢管的应变开始迅速增长,钢管对混凝土的约束明显增强,试件各面微鼓变大,在矩形钢管的长边,钢管局部向外鼓出较其他各边更为明显。因此,本文依据轴压破坏机理,合理考虑钢管所处应力状态及对核心混凝土的约束作用,对轴压短柱极限承载力进行分析。

2.2 钢管宽厚比对环向及轴向应力的影响

Ge 等^[12]研究表明,钢管宽厚比是影响钢管混凝土试件承载力的主要因素,在轴向压力作用下,钢管处于轴向受压、径向受压、环向受拉的三向应力状态下,而径向受力相比环向与轴向较小,可忽略其影响。故基于 VonMises 屈服准则,当 $R > 0.85$ 时(R 为钢管长短边宽厚比参数),认为钢管长边发生局部屈曲破坏;当 $R \leq 0.85$ 时,可不考虑试件局部屈曲。利用文献^[12]的研究成果,考虑在 L 形钢管混凝土柱中钢管宽厚比对环向及轴向应力的影响,计算公式为

$$R = \frac{B}{t_1} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{4\pi^2}} \sqrt{\frac{f_y}{E_s}} \quad (3)$$

当 $R > 0.85$ 时

$$f_a = \left(\frac{1.2}{R} - \frac{0.3}{R^2} \right) f_y \quad (4)$$

$$f_{sr} = \frac{f_a - \sqrt{4f_y^2 - 3f_a^2}}{2} \quad (5)$$

当 $R \leq 0.85$ 时

$$f_a = 0.89f_y \quad (6)$$

$$f_{sr} = -0.19f_y \quad (7)$$

式中: B 为钢管边长; E_s 、 ν 为钢管的弹性模量、泊松比; f_a 、 f_{sr} 分别为钢管轴向抗压强度、环向抗拉强度。

2.3 钢管等效侧向约束力作用

核心混凝土分为有效约束区和非有效约束区,有效约束区混凝土抗压强度高于非有效约束区,非有效约束区所受的侧向压力是不均匀的^[13]。根据组合 L 形特点,假定核心混凝土有效约束区的边界线为二次抛物线,如图 1 所示,对有效约束区和非有效约束区进行划分。

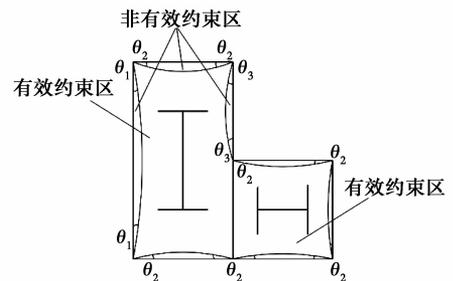


图 1 横截面核心混凝土有效约束区

Fig. 1 Effectively confined concrete of cross-section

核心混凝土在钢管与中心钢管的双重约束作用下,处于复杂应力状态,考虑到钢管角部约束较强、中部约束较弱所产生的非均匀约束,借鉴 Mander 等^[14]提出的箍筋约束混凝土等效侧向约束应力。将钢管对混凝土的非均匀侧向压力等效为均匀侧向压力,如图 2 所示,钢管各边对核心混凝土的等效侧向约束应力为 f_{h1} 、 f_{h2} 、 f'_{h1} 、 f'_{h2} 。

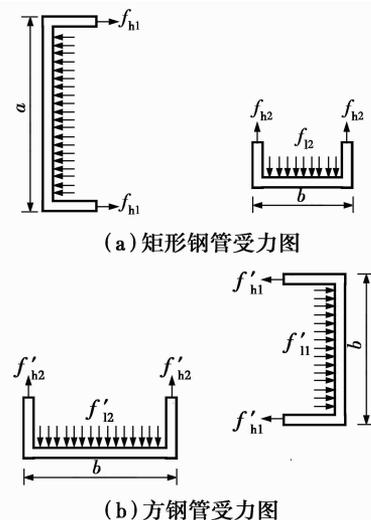


图 2 钢管受力示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the force of a steel tube

由平衡条件,得矩形钢管约束应力为

$$f_{11} = k_e \frac{2f_{h1}}{\frac{a}{t} - 2} \quad (8)$$

$$f_{12} = k_e \frac{2f_{h2}}{\frac{b}{t} - 2} \quad (9)$$

方钢管约束应力为

$$f'_{11} = k'_e \frac{2f'_{h1}}{\frac{b}{t} - 2} \quad (10)$$

$$f'_{12} = k'_e \frac{2f'_{h2}}{\frac{b}{t} - 2} \quad (11)$$

式中: a 为矩形钢管的长边边长; b 为矩形钢管短边边长和方形钢管边长; t 为钢管壁厚; k_e 、 k'_e 分别为矩形钢管和方形钢管对混凝土的有效约束系数; f_{h1} 、 f_{h2} 分别为矩形钢管短边和长边的环向应力; f'_{h1} 、 f'_{h2} 分别为方形钢管沿矩形钢管短边和长边方向的环向应力。

考虑到有效约束区较非有效约束区约束力强, 依据面积占比, 核心混凝土有效约束系数为

$$k_e = \frac{A_{c1}}{A_{c1}} = 1 - \frac{(a-2t)\tan\theta_1}{6(b-2t)} - \frac{(b-2t)\tan\theta_2}{3(a-2t)} - \frac{(a-b-2t)^2\tan\theta_3}{6(a-2t)(b-2t)} \quad (12)$$

$$k'_e = \frac{A_{c2}}{A_{c2}} = 1 - \frac{\tan\theta_2}{2} \quad (13)$$

式中: θ_1 、 θ_2 、 θ_3 为约束界限边切角, 考虑到长边和短边对核心混凝土的约束作用不同, 采用龙跃凌等^[15] 基于试验数据所提出的公式。

$$\theta_1 = -0.078\zeta_1^2 + 4.8\zeta_1 - 22.6 \quad (14)$$

$$\theta_2 = -0.078\zeta_2^2 + 4.8\zeta_2 - 22.6 \quad (15)$$

$$\theta_3 = -0.078\zeta_3^2 + 4.8\zeta_3 - 22.6 \quad (16)$$

$$\zeta_1 = \frac{f_y}{a/t} \quad (17)$$

$$\zeta_2 = \frac{f_y}{b/t} \quad (18)$$

$$\zeta_3 = \frac{f_y}{(a-b)/t} \quad (19)$$

式中: f_y 为钢管的屈服强度; ζ_1 、 ζ_2 、 ζ_3 分别为 θ_1 、 θ_2 、 θ_3 的约束界限边切角系数, 其中 θ_1 、 θ_2 、 θ_3 的计算公式适用于长宽比 a/b 为 1.0 ~ 2.0, 宽厚比 b/t 为 20 ~ 50 的矩形钢管混凝土。

赵均海等^[16] 将方形钢管混凝土柱按面积相等等效为圆钢管混凝土柱, 依据厚壁圆筒理论, 在厚壁圆筒环向应力屈服条件下, 得到侧向约束应力, 且承载力公式与试验数据吻合较好。借鉴文献^[16] 中的方法, 依据面积等效原则, 将矩形混凝土等效成圆形

混凝土。同时, 按照侧向约束力相等原则, 考虑钢管环向应力未达到屈服, 将钢管各边侧向均匀约束等效为圆形钢管均匀约束, 使得核心混凝土处于常三轴受压应力状态下, 从而使得 $0 > \sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_r > \sigma_3$ 。

依据面积等效原则, 将矩形混凝土等效成圆形混凝土, 故

$$\pi R_1^2 = (a-2t)(b-2t) \quad (20)$$

依据面积等效原则, 将方形混凝土等效成圆形混凝土, 得

$$\pi R_2^2 = (b-2t)(b-2t) \quad (21)$$

式中: t 为钢管壁厚; R_1 、 R_2 分别为矩形和方形混凝土等效为圆形混凝土的半径。

可得到

$$R_1 = \sqrt{\frac{(a-2t)(b-2t)}{\pi}} \quad (22)$$

$$R_2 = \sqrt{\frac{(b-2t)(b-2t)}{\pi}} \quad (23)$$

依据侧向约束力等效原则, 可得

$$\sigma_r = \frac{(a-2t)f_{11} + (b-2t)f_{12}}{\pi R_1} \quad (24)$$

$$\sigma'_r = \frac{(b-2t)f'_{11} + (b-2t)f'_{12}}{\pi R_2} \quad (25)$$

式中: σ_r 、 σ'_r 分别为将矩形与方形等效为圆形的环向、侧向约束力。将式(22)、式(23)代入式(24)、式(25)中可知, 等效圆形侧向约束力的大小与 $\frac{(a-2t)}{(b-2t)}$ 有关, 说明侧向约束力与 $\frac{a}{b}$ 有关, 且随 $\frac{(a-2t)}{(b-2t)}$ 增大而增大, 当 $a=b$ 时, 与 $\frac{(a-2t)}{(b-2t)}$ 无关。

将式(8)、式(9)、式(22)代入式(24), 得

$$\sigma_r = \frac{2tk_e(f_{h1} + f_{h2})}{\sqrt{\pi} \sqrt{(a-2t)(b-2t)}} \quad (26)$$

将式(10)、式(11)、式(23)代入式(25), 得

$$\sigma'_r = \frac{2tk'_e(f'_{h1} + f'_{h2})}{\sqrt{\pi}(b-2t)} \quad (27)$$

考虑环向应力未达到屈服, 依据钢管环向应力式(5)、式(7), 可得

$$f_{h1} = \frac{f_a - \sqrt{4f_y^2 - 3f_a}}{2} \quad (28)$$

$$f'_{h1} = f'_{h2} = f_{h2} = 0.19f_y \quad (29)$$

将式(28)、式(29)分别代入式(26)、式(27), 得

$$\sigma_r = \frac{2tk_e}{\sqrt{\pi} \sqrt{(a-2t)(b-2t)}} \cdot \left(\frac{f_a - \sqrt{4f_y^2 - 3f_a}}{2} + 0.19f_y \right) \quad (30)$$

$$\sigma'_r = \frac{0.76tk'_e}{\sqrt{\pi}(b-2t)} f_y \quad (31)$$

2.4 核心混凝土的轴压强度

核心混凝土在三轴受压应力状态下, $0 > \sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_r > \sigma_3$, 将主应力代入统一强度理论式(1)的判别式中, 可知: $\sigma_2 - \frac{\sigma_1 + \alpha\sigma_3}{1 + \alpha} = \frac{\alpha(\sigma_1 - \sigma_3)}{1 + \alpha} \geq 0$, 因此, 取式(1a)作为计算公式, 可得

$$\sigma_3 = f_c + k\sigma_r \quad (32)$$

考虑到矩形钢管约束力不如等效圆钢管约束力强, 引入折减系数 γ_u , 得

$$\sigma'_3 = f_c + \gamma_u k\sigma_r \quad (33)$$

$$\sigma''_3 = f_c + \gamma_u k\sigma'_r \quad (34)$$

式中: σ'_3 为矩形钢管核心混凝土的抗压强度, 即 f_{c1} ; σ''_3 为方钢管核心混凝土的抗压强度, 即 f_{c2} ; $k = \frac{1 + \sin \theta}{1 - \sin \theta} = \frac{f_c}{f_t} = \frac{1}{\alpha}$, 反映材料拉压异性的影响, 对于三轴受压混凝土, 相应值一般取 $1.0 \sim 7.0$, 钢管混凝土计算时常取 $k = 1.5 \sim 3.0$, 本文考虑钢管对混凝土套箍作用的提高, 取 $k = 3.0$ 。对钢管混凝土计算时, θ 为混凝土的内摩擦角, 具体取值可由试验确定; γ_u 为折减系数, 可由钢管外直径 D 确定^[17], 当 $D \geq 100$ mm 时, $\gamma_u = 1.67D^{-0.112}$; 当 $D < 100$ mm 时, 取 $\gamma_u = 1$ 。

将式(30)、式(31)分别代入式(33)、式(34), 可得

$$f_{c1} = \sigma'_3 = f_c + \frac{4\gamma_u t k_e k}{\sqrt{\pi} \sqrt{(a-2t)(b-2t)}} \cdot \left[\frac{f_a - \sqrt{4f_y^2 - 3f_a}}{2} + 0.19f_y \right] \quad (35)$$

$$f_{c2} = \sigma''_3 = f_c + \frac{0.76t\gamma_u k k'_e}{\sqrt{\pi}(b-2t)} f_y \quad (36)$$

2.5 钢管承载力

考虑钢管处于有效约束区内, 侧向约束对钢管的约束力较强, 故取 $k_e = k'_e = 1$, 此时矩形钢管钢管处于三轴受压应力状态, $0 > \sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_r > \sigma_3$, 由于 $\sigma_2 > \frac{\sigma_1 + \alpha\sigma_3}{1 + \alpha}$, 代入统一强度理论式(1), 可得

$$\frac{1}{1+b}(\sigma_1 + b\sigma_2) - \alpha\sigma_3 = f_{st} \quad (37)$$

式中: f_{st} 为钢管拉伸屈服强度; α 为钢管材料拉伸强度 f_{st} 和压缩强度极限 f_{sc} 的比值。

公式中取压为正, 拉为负, 根据式(37)可得

$$f_{s1} = \sigma_3 = \sigma_r + f_{sc} \quad (38)$$

$$f_{s2} = \sigma'_3 = \sigma'_r + f_{sc} \quad (39)$$

式中: f_{s1} 、 f_{s2} 分别为矩形钢管钢管和方形钢管钢管的抗压承载力; f_{sc} 为钢管抗压强度。

将式(30)、式(31)分别代入式(38)、式(39), 得

$$f_{s1} = \frac{2t}{\sqrt{\pi} \sqrt{(a-2t)(b-2t)}} \cdot \left[\frac{f_a - \sqrt{4f_y^2 - 3f_a}}{2} + 0.19f_y \right] + f_{sc} \quad (40)$$

$$f_{s2} = \frac{0.76t}{\sqrt{\pi}(b-2t)} f_y + f_{sc} \quad (41)$$

2.6 L形短柱轴压承载力计算

组合短柱的轴压承载力由3部分组成, 分别是钢管纵向承载力、受约束混凝土所提供的承载力以及中心钢骨所提供的承载力。轴压短柱承载力公式为

$$N_u = N_{u1} + N_{u2} \quad (42)$$

$$N_{u1} = f_{yt1} A_{t1} + f_{c1} A_{c1} + f_{s1} A_{s1} \quad (43)$$

$$N_{u2} = f_{yt2} A_{t2} + f_{c2} A_{c2} + f_{s2} A_{s2} \quad (44)$$

式中: N_u 为L形短柱承载力; N_{u1} 、 N_{u2} 分别为矩形和方形钢管混凝土短柱承载力; f_{yt} 为钢管压应力, 当短柱达到极限承载力时; A_t 、 A_c 、 A_s 分别为钢管的承压面积、混凝土的承压面积以及钢骨的承压面积。 f_{yt} 按照式(7)、式(9)算得。

将式(5)、式(35)、式(40)代入式(43), 可得

$$N_{u1} = f_{yt1} A_{t1} + A_{c1} \left[f_c + \frac{2\gamma_u t k_e k}{\sqrt{\pi} \sqrt{(a-2t)(b-2t)}} \cdot \left(\frac{f_a - \sqrt{4f_y^2 - 3f_a}}{2} + 0.19f_y \right) \right] + A_{s1} \left[\frac{2t}{\sqrt{\pi} \sqrt{(a-2t)(b-2t)}} \cdot \left(\frac{f_a - \sqrt{4f_y^2 - 3f_a}}{2} + 0.19f_y \right) + f_{sc} \right] \quad (45)$$

将式(6)、式(36)、式(41)代入式(44), 可得

$$N_{u2} = f_{yt2} A_{t2} + A_{c2} \left[f_c + \frac{0.76t\gamma_u k k'_e}{\sqrt{\pi}(b-2t)} f_y \right] + A_{s2} \left[\frac{0.76t}{\sqrt{\pi}(b-2t)} f_y + f_{sc} \right] \quad (46)$$

将式(45)、式(46)代入式(42), 可得

$$N_u = f_{yt1} A_{t1} + f_{yt2} A_{t2} + A_c f_c + A_s f_{sc} + \frac{t(f_a - \sqrt{4f_y^2 - 3f_a} + 0.38f_y)}{\sqrt{\pi} \sqrt{(a-2t)(b-2t)}} (A_{c1} \gamma_u k_e k + A_{s1}) + \frac{0.76t f_y}{\sqrt{\pi}(b-2t)} (A_{c2} \gamma_u k k'_e + A_{s2}) \quad (47)$$

3 钢管-组合L形钢管混凝土中长柱轴压承载力计算

3.1 中长柱稳定系数计算公式

根据中国相关规程, 包括 GB 50936—2014、CECS28:2012、DL/T—5085—1999 中对于中长柱

承载力的计算,普遍采用短柱轴压承载力乘以稳定系数。本文采用式(47)所得到的短柱承载力计算结果再乘以稳定系数,确定长柱承载力,计算式为

$$N_L = \varphi N_u \quad (48)$$

$$\varphi = \begin{cases} 1 - 0.65\bar{\lambda}^2 & \bar{\lambda} \leq 0.215 \\ \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} [0.965 + 0.3\bar{\lambda} + \bar{\lambda}^2 - \sqrt{(0.965 + 0.3\bar{\lambda} + \bar{\lambda}^2)^2 - 4\bar{\lambda}^2}] & \bar{\lambda} > 0.215 \end{cases} \quad (49)$$

相对长细比公式为

$$\bar{\lambda} = \frac{L_0}{\pi} \sqrt{\frac{N_u}{\gamma E_c I_c + E_t I_t + E_s I_s}} \quad (50)$$

式中: N_u 为短柱承载力,按照式(47) 计算; L_0 为柱的计算长度; E_t 、 E_s 、 E_c 分别为钢管、钢骨、混凝土的弹性模量; I_t 、 I_s 、 I_c 分别为钢管、钢骨、混凝土的截面最小形心惯性矩,计算公式由 3.2 节给出; γ 为混凝土刚度折减系数, $E_c I_c$ 所占比重较小,故取 $\gamma=1$ 。

3.2 L 形钢骨-钢管混凝土柱最小形心主惯性矩的确定

组合异形柱形心的确定对于轴压承载力的研究有重要的意义,L 形钢骨-钢管混凝土柱由钢管、混凝土以及钢骨组成,三部分的材料不同,从而刚度以及弹性模量不同,故其形心不能按照外形确定。本文按照刚度换算截面法来确定形心,将混凝土的面积按照等刚度原则换算成钢材的面积,然后分别和矩形和方形两部分的钢管面积、钢骨面积相加,组成形心不变、刚度相等的两部分面积 A_1 和 A_2 ,建立坐标如图 3,利用形心公式计算 L 形钢骨-钢管混凝土柱的形心。

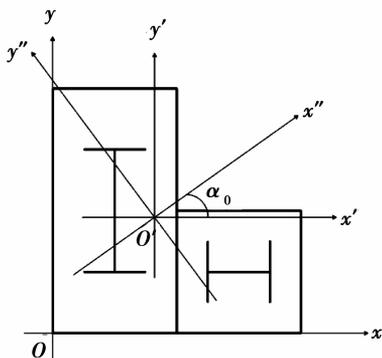


图 3 L 形组合柱形心

Fig. 3 L-shaped Composite column centroid

图 3 建立的 X - Y 坐标系中, O 为坐标原点,等效刚度公式为 $A_c = \frac{E_t A_t}{E_c}$, $A_1 = A_{c1} + A_{t1} + A_{s1}$, $A_2 = A_{c2} + A_{t2} + A_{s2}$,根据形心公式得

$$\bar{X} = \frac{0.5bA_1 + 1.5bA_2}{A_1 + A_2} \quad (51)$$

根据中国《钢结构设计规范》,引入钢管混凝土柱相对长细比 $\bar{\lambda}$,使得新型组合柱的屈服线与轴压钢柱的屈服线一致,然后,根据钢柱的 φ - $\bar{\lambda}$ 曲线确定组合柱的稳定系数(式(49)),计算式如式(50)所示^[18]。

$$\bar{Y} = \frac{0.5aA_1 + 0.5bA_2}{A_1 + A_2} \quad (52)$$

从而确定形心位置 O' 点,以 O' 为中心点建立 X' - Y' 坐标系,分别计算钢管、混凝土、钢骨的形心惯性矩,即 I_{xt} 、 I_{xc} 、 I_{xs} 、 I_{yt} 、 I_{yc} 、 I_{ys} 、 I_{xyc} 、 I_{xyt} 、 I_{xys} ,可得形心惯性矩及惯性积为

$$I_{x'} = I_{xc} + I_{xt} + I_{xs} \quad (53)$$

$$I_{y'} = I_{yc} + I_{yt} + I_{ys} \quad (54)$$

$$I_{x'y'} = I_{xyc} + I_{xyt} + I_{xys} \quad (55)$$

故可求得形心主惯性轴转动角度的正切值

$$\tan 2\alpha_0 = \frac{-2I_{x'y'}}{I_{x'} - I_{y'}} \quad (56)$$

从而计算出正弦值和余弦值,代入形心主惯性矩公式中,分别得到钢管、混凝土、钢骨最小形心主惯性矩 I_{y1t} 、 I_{y1c} 、 I_{y1s} ,再代入式(50),计算得到 $\bar{\lambda}$ 值,主惯性矩公式为

$$I_{x1} = \frac{I_x + I_y}{2} + \frac{I_x - I_y}{2} \cos 2\alpha - I_{xy} \sin 2\alpha \quad (57)$$

$$I_{y1} = \frac{I_x + I_y}{2} - \frac{I_x - I_y}{2} \cos 2\alpha + I_{xy} \sin 2\alpha \quad (58)$$

式中: I_{x1} 、 I_{y1} 为主惯性矩。

4 理论公式验证及参数分析

4.1 理论公式验证

文献[10]与文献[19]分别对内置钢骨组合 L 形截面钢管混凝土短柱以及长柱轴压性能进行研究,其中,短柱与中长柱设计制作了各 15 组试件,在不同钢管与钢骨厚度,不同配箍率和配骨率条件下,进行轴压承载力试验并得出试验值。本文采用该文献的试验资料代入式(47)和式(48)进行验证,结果列于表 1、表 2,从表中可知,短柱理论值与试验值之比平均值为 0.972,均方差为 0.049,中长柱理论值与试验值之比平均值为 1.06,均方差为 0.06,数据吻合较好。其中,中长柱所验证数据的研究区间介于短柱和长柱之间的工程中,常用尺寸的中长柱长细比 $18.1 \leq \lambda \leq 50.3$,长细比 λ 采用公式 $\frac{L}{i}$ 计算,其中 L 为试件计算长度, i 为截面中工程轴 y 的回转半径,其中,按照 ACI^[20] 中的公式计算,取最小值。

而对于长细比更大的中长柱以及长柱,缺少试验研究数据,有待进一步对承载力公式进行验证。同时,在表 2 中增加长细比 λ 相关数据。

表 1 L 形短柱承载力计算与试验值比较

Table 1 Comparisons of L-shaped short column between calculation results and experiment results of bearing capacities

试件编号	L_0/mm	t_1/mm	t_2/mm	θ	ρ	N_u^1/MN	N_u^2/MN	N_u^3/N_u^2
1	500	3	4	1.11	0.41	2.478	2.315	1.070
2	500	4	4	1.38	0.43	2.698	2.549	1.058
3	500	5	4	1.81	0.45	3.029	2.782	1.089
4	500	3	6	1.14	0.62	2.610	2.627	0.994
5	500	4	6	1.42	0.64	2.826	2.601	1.087

续表 1

试件编号	L_0/mm	t_1/mm	t_2/mm	θ	ρ	N_u^1/MN	N_u^2/MN	N_u^3/N_u^2
6	500	5	6	1.85	0.67	3.156	2.881	1.095
7	500	3	8	1.16	0.73	2.656	2.804	0.947
8	500	4	8	1.45	0.76	2.871	3.000	0.957
9	500	5	8	1.90	0.80	3.198	3.022	1.058
10	700	4	4	1.38	0.43	2.698	2.524	1.069
11	700	4	6	1.42	0.64	2.826	2.803	1.008
12	700	4	8	1.45	0.76	2.871	2.900	0.990
13	500	3	0	1.06	0.00	1.958	1.987	0.985
14	500	4	0	1.32	0.00	2.173	2.071	1.049
15	500	5	0	1.72	0.00	2.498	2.402	1.040

注: N_u^1 为按照本文推导公式所得结果; N_u^2 为文献[9]试验结果。

表 2 L 形中长柱承载力计算与试验值比较

Table 2 Comparisons of L-shaped long column between calculation results and experiment results of bearing capacities

试件编号	L_0/mm	t_1/mm	t_2/mm	θ	ρ	λ	$\bar{\lambda}$	φ	N_u^1	N_u^2	N_u^3/N_u^2
1	900	4	4	1.38	0.43	18.1	0.15	0.986	2.651	2.573	1.03
2	900	4	6	1.42	0.64	18.9	0.21	0.987	2.790	2.6995	1.03
3	900	4	8	1.45	0.76	19.6	0.20	0.988	2.829	3.015	0.94
4	1 200	4	6	1.42	0.64	25.2	0.17	0.981	2.762	2.697	1.02
5	1 500	3	4	1.11	0.41	29.8	0.26	0.966	2.402	2.133	1.13
6	1 500	4	4	1.38	0.43	30.2	0.35	0.964	2.590	2.499	1.04
7	1 500	5	4	1.81	0.45	29.7	0.36	0.963	2.917	2.592	1.13
8	1 500	3	6	1.14	0.62	30.9	0.36	0.973	2.547	2.227	1.14
9	1 500	4	6	1.42	0.64	31.4	0.31	0.970	2.733	2.581	1.06
10	1 500	5	6	1.85	0.67	30.7	0.33	0.968	3.064	2.839	1.08
11	1 500	4	8	1.45	0.76	32.6	0.34	0.978	2.807	2.848	0.99
12	1 500	5	8	1.90	0.80	31.8	0.28	0.976	3.128	3.02	1.04
13	1 800	4	6	1.42	0.64	37.7	0.30	0.956	2.691	2.496	1.08
14	1 800	5	6	1.85	0.67	36.9	0.39	0.952	3.015	2.592	1.16
15	2 400	4	6	1.42	0.64	50.3	0.41	0.927	2.611	2.45	1.07

注: N_u^1 为按照本文推导公式所得结果; N_u^2 为文献[19]试验结果。

4.2 影响因素分析

4.2.1 混凝土 k 的影响 对于钢管混凝土, $k = 1.5 \sim 3.0$, 考虑钢骨对于混凝土套箍作用的提高, 取 $k = 3.0$ 。取短柱 3 号试件(见表 1), 其他参数不变, 系数 k 在 $1.5 \sim 3.0$ 变化时, 由图 4 可知, 随着 k 的增长, 短柱轴压承载力随之呈线性增长, 但 k 值也不可能无限增大, 它与材料的轴压性能有关。 k 的增大表明混凝土内摩擦角增大, 抗拉强度增强。

对于内置钢骨的钢管混凝土而言, 由于钢骨的存在, 一方面有效延缓了混凝土斜裂缝的产生, 使核心混凝土的抗剪切能力提高; 另一方面, 外包钢管对

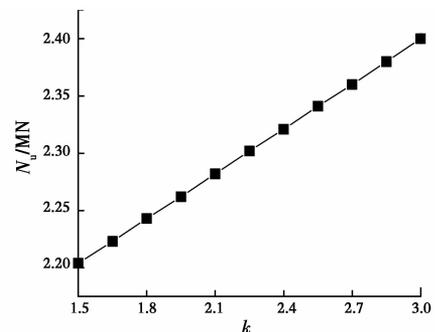


图 4 k 对承载力的影响

Fig. 4 Effect of k on the bearing capacity

核心混凝土的套箍作用得以提高,相应地增大了混凝土内摩擦角,使得该类异形组合柱承载力提高。在 $k = 3.0$ 时,所得承载力与试验数据吻合较好。

4.2.2 钢骨材料拉压比 α 的影响 组合短柱轴压承载力受钢骨影响较大,而钢骨的承载力主要与拉压比 α 、含骨率 ρ 有关。但对于高强钢材,考虑钢材的 SD 效应,材料拉压比不再等于 1,对于韧性金属材料, α 一般为 $0.77 \sim 1.00$ ^[21-22] (如 AISI 4330, $\alpha \approx 0.87$; AISI 4320, $\alpha \approx 0.92$; AISI 4310, $\alpha \approx 0.95$ ^[23])。图 5 为基于式(47)得到的钢骨-组合 L 形钢管混凝土短柱轴压承载力随材料拉压比 α 和含骨率 ρ 的变化曲线。由图 5 可知,随着拉压比 α 的增加,轴压承载力不断降低;当保持 α 不变,随着含骨率 ρ 的不断增大,L 形组合结构承载力不断增大。

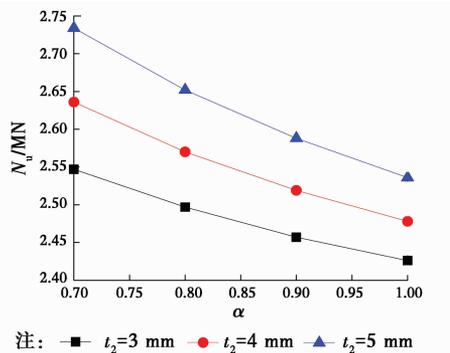


图 5 拉压比 α 、含骨率与承载力 N_u 的关系

Fig. 5 Relationship of bearing capacity and pull pressure ratio α , osseous rate ρ

由图 5 可以看出,拉压比 α 对短柱承载力的影响相对较小。当拉压比取值相差超过 0.3 时,对于承载力的影响接近 3%,故在计算钢骨承载力时,可忽略拉压比的影响,但对于材料拉压比 α 较小时,考虑其影响能够取得更加精确的承载力计算值。钢骨含骨率对短柱承载力影响较大,当其他参数不变,钢骨厚度增加 1 mm,对承载力的影响超过 5%。

5 结论

1) 基于统一强度理论,对钢骨-组合 L 形钢管混凝土短柱以及中长柱轴压受力性能进行了理论研究,分别建立了其轴压承载力计算公式,并与试验数据进行对比验证,吻合较好,从而验证了本文研究方法的正确性,为内置钢骨的组合异形钢管混凝土柱轴压承载力计算提供了参考。

2) 随着 k 值的增大,即混凝土内摩擦角不断增大,短柱轴压承载力增大,而钢骨的存在能够有效提高对混凝土的套箍作用,提高混凝土的内摩擦角,从而取得较高的承载力。

3) 材料拉压比 α 对短柱承载力具有一定影响,随着材料拉压比 α 的增大,承载力不断降低,对于拉压比较小的钢材,考虑拉压比能够取得更加精确的承载力计算值;含骨率 ρ 对短柱承载力有较大的影响,随着含骨率 ρ 的增加,短柱承载力逐渐增大。

4) 所得计算式能充分考虑钢骨拉压比的不同,具有广泛应用性;合理考虑钢骨组合 L 形钢管混凝土柱的划分方法、承载力影响因素以及应用统一强度理论,为工程应用提供了相应的理论依据。

参考文献:

- [1] LIU J C, YANG Y L, LIU J P, et al. Experimental investigation of special-shaped concrete-filled steel tubular column to steel beam connections under cyclic loading [J]. Engineering Structures, 2017, 151: 68-84.
- [2] RONG B, FENG C X, ZHANG R Y, et al. Compression-bending performance of L-shaped column composed of concrete filled square steel tubes under eccentric compression [J]. International Journal of Steel Structures, 2017, 17(1): 325-337.
- [3] 张继承, 周灵姣, 吕行, 等. T 形钢管混凝土柱-钢梁平面框架抗震性能研究[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(3): 76-83.
ZHANG J C, ZHOU L J, LYU X, et al. Experimental research on seismic behavior of concrete filled T-section steel tube columns and steel beam planar frames [J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(3): 76-83. (in Chinese)
- [4] XIONG Q Q, CHEN Z H, ZHANG W, et al. Compressive behaviour and design of L-shaped columns fabricated using concrete-filled steel tubes [J]. Engineering Structures, 2017, 152: 758-770.
- [5] 陈雨, 沈祖炎, 雷敏, 等. T 形钢管混凝土短柱轴压试验[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2016, 44(6): 822-829.
CHEN Y, SHEN Z Y, LEI M, et al. Experimental investigation on concrete-filled T-shaped steel tube stubs subjected to axial compression [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2016, 44(6): 822-829. (in Chinese)
- [6] CHEN Z Y, SHEN Z Y. Behavior of L-shaped concrete-filled steel stub columns under axial loading: experiment [J]. Advanced Steel Construction, 2010, 6(2): 688-697.
- [7] 雷敏, 沈祖炎, 李元齐, 等. T 形钢管混凝土柱轴心受压稳定承载性能研究[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2016, 44(4): 520-527.

- LEI M, SHEN Z Y, LI Y Q, et al. Behavior of concrete-filled T-shaped steel tube intermediate long columns subjected to axial loading [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2016, 44 (4): 520-527. (in Chinese)
- [8] 宋鑫. 内置钢骨的组合 L 形钢管混凝土柱轴心受压力学性能研究[D]. 湖北 荆州: 长江大学, 2013.
- SONG X. Research on axially loaded Composite L-section steel tubes filled with steel-reinforced concrete columns [D]. Jingzhou, Hubei: Yangtze University, 2013. (in Chinese)
- [9] 杜国锋, 余思平, 宋鑫, 等. 钢管-T形钢管混凝土短柱轴心受压试验研究[J]. 建筑结构, 2012, 42(2): 144-147.
- DU G F, YU S P, SONG X, et al. Experiment study on steel bone-T shaped concrete-filled steel tubular column under axial compression [J]. Building Structure, 2012, 42(2): 144-147. (in Chinese)
- [10] 杜国锋, 宋鑫, 余思平. 内置钢管组合 L 形截面钢管混凝土短柱轴压性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2013, 34(8): 82-89.
- DU G F, SONG X, YU S P. Experimental research on axially loaded composite L-section steel tubular short columns filled with steel-reinforced concrete [J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(8): 82-89. (in Chinese)
- [11] YU M H. Unified strength theory and its applications [M]. Berlin: Springer, 2004.
- [12] GE H B, USAMI T. Strength analysis of concrete-filled thin-walled steel box columns [J]. Journal of Constructional Steel Research, 1994, 30(3): 259-281.
- [13] VARMA A H, SAUSE R, RICLES J M, et al. Development and validation of fiber model for high strength square concrete filled steel tube beam-columns [J]. ACI Structural Journal, 2005, 102(1): 73-84.
- [14] MANDER J B, PRIESTLEY M J N, PARK R. Theoretical stress-strain model for confined concrete [J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1988, 114(8): 1804-1826.
- [15] 龙跃凌, 蔡健, 黄炎生. 矩形钢管混凝土短柱轴压承载力[J]. 工业建筑, 2010, 40(7): 95-99.
- LONG Y L, CAI J, HUANG Y S. Ultimate capacity of axially-loaded rectangular cft stub columns [J]. Industrial Construction, 2010, 40 (7): 95-99. (in Chinese)
- [16] 赵均海, 侯玉林, 张常光. 方形高强钢管混凝土叠合柱轴压极限承载力分析[J]. 土木建筑与环境工程, 2016, 38(5): 20-26.
- ZHAO J H, HOU Y L, ZHANG C G. Ultimate bearing capacity of square steel tube-reinforced high strength concrete column under axial compression [J]. Journal of Civil, Architectural & Environmental Engineering, 2016, 38(5): 20-26. (in Chinese)
- [17] 赵均海, 代岩, 张常光. CFRP和角钢复合加固混凝土矩形柱轴心受压承载力[J]. 西安建筑科技大学学报(自然科学版), 2016, 48(5): 625-631.
- ZHAO J H, DAI Y, ZHANG C G. Bearing capacity of rectangular concrete columns strengthened with both CFRP and angel steel under axial compression [J]. Journal of Xi'an University of Architecture & Technology, 2016, 48(5): 625-631. (in Chinese)
- [18] 矩形钢管混凝土结构技术规程: CECS 159—2004 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2004.
- Technical specification for concrete structures of the rectangular steel pipe: CECS 159—2004 [S]. Beijing: China Planning Press, 2004. (in Chinese)
- [19] 杜国锋, 宋鑫, 张志忠, 等. 内置钢骨的 L 形截面钢管混凝土中长柱轴心受压试验研究[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2013, 45(5): 43-50.
- DU G F, SONG X, ZHANG Z Z, et al. Experimental research on axially loaded composite L-section steel tubes of middle long columns filled with steel-reinforced concrete [J]. Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition), 2013, 45(5): 43-50. (in Chinese)
- [20] Building code requirements for structural concrete and commentary: ACI 318-99 [S]. Detroit: Farmington Hills MI Press, 1999.
- [21] THEOCARIS P S. A general yield criterion for engineering materials, depending on void growth [J]. Meccanica, 1986, 21(2): 97-105.
- [22] THEOCARIS P S. Yield criteria based on void coalescence mechanisms [J]. International Journal of Solids and Structures, 1986, 22(4): 445-466.
- [23] DRUCKER D C. Plasticity theory strength-differential (SD) phenomenon, and volume expansion in metals and plastics [J]. Metallurgical Transactions, 1973, 4(3): 667-673.