

方中空夹层钢管混凝土叠合长柱轴压性能

李明伦,任庆新,王庆贺,丁纪楠

(沈阳建筑大学土木工程学院,辽宁 沈阳,110168)

摘要 目的 基于方中空夹层钢管混凝土叠合长柱轴压性能有限元分析,阐述轴压长柱受力状态,提出轴压承载力计算方法。方法 建立并验证方中空夹层钢管混凝土叠合长柱有限元模型,定义荷载-变形曲线上6个力学特征点,分析不同特征点处柱中部截面应力分布。研究材料强度、配筋率、空心率、截面径宽比、钢管径厚比及长细比等因素对叠合长柱轴压性能的影响。运用叠加法和折减法计算长柱轴压稳定承载力。结果 方中空夹层钢管混凝土叠合长柱力学性能良好,轴压性能受外钢管径厚比、外部混凝土强度以及长细比影响显著;综合叠加法与折减法计算的叠合长柱轴压承载力与有限元计算结果之比的平均值和标准差分别为1.013和0.038。结论 方中空夹层钢管混凝土叠合长柱具有较好的轴压性能,基于叠加与折减理论提出的计算公式可较好地计算其轴压承载力。

关键词 中空夹层钢管混凝土;叠合长柱;有限元;轴压性能;轴压承载力

中图分类号 TU398.1 文献标志码 A

Axial Compressive Performance of Square Hollow Concrete – encased Double-skin Steel Tubular Composite Slender Column

LI Minglun, REN Qingxin, WANG Qinghe, DING Ji'nan

(School of Civil Engineering, Shenyang Jianzhu University, Shenyang, China, 110168)

Abstract: Finite-element models of the axial compressive behavior of square hollow concrete-encased CFDST (concrete-filled double-skin steel tubular) composite slender column are established and benchmarked, to explore the mechanical behavior and the main influence factors under axial compression, based on which the calculate procedures are proposed to predict the bearing capacity. Six characteristic points were defined on the typical specimen's load-deformation curve to analyze the stress state on each characteristic point; the influence of material strength,

收稿日期:2021-10-27

基金项目:国家自然科学基金项目(51808351);辽宁省“兴辽英才计划”项目(XLYC1902027);辽宁省重点研发计划项目(2020JH2/10300110);住房和城乡建设部科学技术计划项目(2019-K-054);辽宁省博士科研启动项目(2019-BS-193);沈阳市中青年科技创新人才支持计划项目(RC200144, RC200143)

作者简介:李明伦(1992—),男,博士研究生,主要从事钢-混凝土组合结构等方面研究。

reinforcement ratio, hollow ratio, diameter-width ratio, diameter-thickness ratio and slenderness ratio on the bearing performance were quantified; finally the bearing capacity was calculated using both superposition and reduction method, and compared with finite element results. The results showed that square hollow concrete-encased CFDST composite slender columns exhibited good axial bearing behavior, and the diameter-thickness ratio and concrete strength and the slenderness ratio were the main influence factors on the axial bearing behavior; the design procedures based on superposition and reduction principal could provide reasonable predictions of the axial bearing capacity, with the average value and standard deviation between the calculated and FE results of 1.013 and 0.038 respectively.

Key words: concrete-filled double-skin steel tube; composite slender column; finite element modeling; axial compressive performance; bearing capacity

现有建筑工程中已广泛采用以钢管混凝土为核心的钢-混凝土组合结构,其具有诸多优点^[1-3]。近年来对钢管混凝土组合构件的研究不断向轻质高强、传力合理、高经济性和低耗能力等高性能发展,中空钢管混凝土叠合构件和中空夹层钢管混凝土构件应运而生。中空钢管混凝土叠合构件是将空钢管包裹在钢筋混凝土内的结构形式,具有自重小、抗弯和抗扭刚度大、防火与耐久性好、施工便利等优点。中空夹层钢管混凝土构件是在两个同轴安置的内、外钢管间灌注混凝土形成的钢管混凝土构件,该构件具有承载力高、塑性和韧性强、耐火性能佳、施工便捷等特点。

近年来,学者分别对中空钢管混凝土叠合构件和中空夹层钢管混凝土构件进行了纯弯、压弯等静力性能试验和数值模拟研究,分析了构件受力时截面应力的分布规律、钢管与混凝土间的相互作用,并提出承载力实用计算方法^[4]。黄宏^[5]研究了圆、方中空夹层钢管混凝土构件在单调加载下的受力性能和承载力计算方法;任庆新等^[6-7]通过试验和有限元模拟研究了方中空钢管混凝土叠合构件压弯性能和设计方法;Y. Essopjee 等^[8]控制长细比等参数进行了圆中空夹层钢管混凝土构件轴压试验,并提出承载力简化计算公式;谌扬宇等^[9]提出适用于不同受力状态的中空夹层钢管混凝土构件截面承载力与 N -

M 曲线应力积分算法。

基于钢-混凝土组合结构具有“1+1>2”的受力性能^[1-3],笔者将上述两种构件进一步组合,建立了方中空夹层钢管混凝土叠合长柱轴压有限元模型,通过模型受力全过程的荷载-变形曲线分析叠合长柱轴压受力状态,进而研究不同参数对叠合长柱轴压性能的影响,并验证了通过叠加法和稳定系数折减法推导出的叠合长柱轴压承载力公式的适用性。

1 有限元模型建立与验证

1.1 模型参数

方中空夹层钢管混凝土叠合长柱有限元模型由外部钢筋混凝土和内部中空夹层钢管混凝土两部分组成(见图1)。试件 SA0 模型参数:高度 $H = 4\ 075\ \text{mm}$, 宽度 $B = 220\ \text{mm}$, 外钢管直径 $D_o = 154\ \text{mm}$, 内钢管直径 $D_i = 88\ \text{mm}$, 内外钢管壁厚 $t_i = t_o = 3\ \text{mm}$; 纵筋采用 $\Phi 12$ 钢筋, 型号为 HRB400, 箍筋采用 $\Phi 6$ 钢筋, 型号为 HPB300, 箍筋间距为 $100\ \text{mm}$; 内外钢管均采用 Q355 钢材; 外部混凝土和夹层混凝土强度等级分别为 C40 和 C60, 混凝土保护层厚度为 $25\ \text{mm}$ 。

1.2 材料本构关系

钢管部分本构采用韩林海推荐的五段式钢材应力-应变关系模型^[1], 钢筋部分本构采用双折线简化钢材应力-应变关系模

型^[6]。钢管和钢筋部分弹性阶段弹性模量 $E_s = 206 \text{ GPa}$ 、泊松比 $\mu = 0.3$ (模型验证时取相应试验的材性实测值), 钢筋部分模型强化阶段弹性模量取 $0.01 E_s$ ^[6]。

笔者采用塑性损伤模型来描述混凝土本构关系, 钢管外部混凝土的应力 - 应变关系曲线和弹性模量按照文献[10]中规定计算。钢管间夹层混凝土的应力 - 应变关系曲线和弹性模量参照文献[1]计算。混凝土弹性阶段泊松比取 0.2。

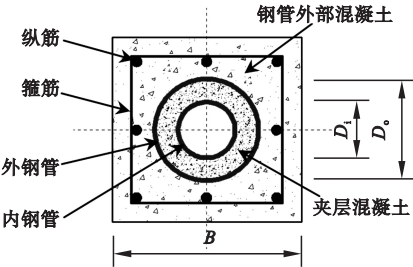


图 1 构件截面形式

Fig. 1 Cross-section profile of specimens

1.3 模型建立

1.3.1 单元类型及网格划分

有限元模型见图 2。钢管采用四节点壳单元(S4R), 单元厚度方向采用 9 个积分点的 Simpson 积分; 混凝土和端板采用八节点三维实体单元(C3D8R); 钢筋采用两节点三维桁架单元(T3D2)。

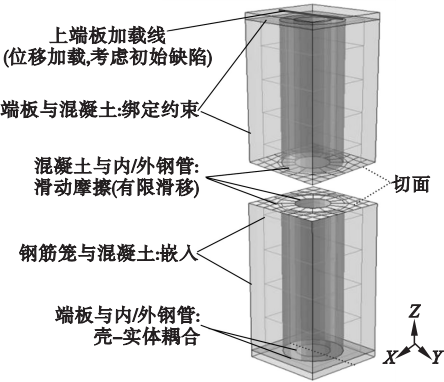


图 2 有限元模型

Fig. 2 Finite element models

通过 ABAQUS 的结构化网格划分功能确保网格划分均匀对称; 保持各接触部件间网格尺寸一致且单元节点对应, 保证部件间

良好的传力效果。内外钢管、夹层混凝土环向采用 16 等分点划分网格, 部件横向网格按 8 等分点划分, 纵向按 100 等分点划分。

1.3.2 界面接触、加载方式及边界条件

钢筋骨架整体嵌入外部混凝土内部。钢管与混凝土接触面间法向采取硬接触处理, 切向采用罚函数模拟界面相对滑移, 界面摩擦系数取 0.6^[7]。端板与钢管端部采用壳 - 实体耦合约束, 端板与混凝土端部采用绑定约束, 钢管与混凝土间设为有限滑移^[7]。

采用位移加载方式, 加载点与上端板顶面加载线耦合, 加载线在顶面中线位置附加 $L/1000$ 的初始偏心距模拟长柱初始几何缺陷^[3], 通过加载点施加 Z 方向竖向位移。限制下端板底面中线 X、Y、Z 方向的位移, 模拟固定铰支座; 限制上端板加载线 X、Y 两个方向的位移, 模拟滑动铰支座。

1.4 模型验证

通过上述建模方法, 按照笔者进行的一组轴压试验 (包含两个对比试件) 参数建立有限元模型, 试件参数: $H = 1\,076 \text{ mm}$, $B = 180 \text{ mm}$, $D_o = 114 \text{ mm}$, $D_i = 60 \text{ mm}$, 纵筋采用 $\Phi 8$ 钢筋, 其余参数同 SA0。将有限元计算结果与试验结果对比, 破坏形态对比见图 3, 荷载 - 位移 ($N - \Delta$) 曲线和荷载 - 挠度 ($N - u_m$) 曲线对比分别见图 4、图 5。由图可知, 有限元计算结果与试验结果吻合较好, 笔者提出的有限元模型可以用来研究此类构件的轴压性能。

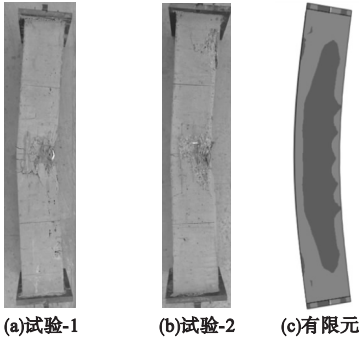


图 3 破坏形态对比

Fig. 3 Comparison of failure shape

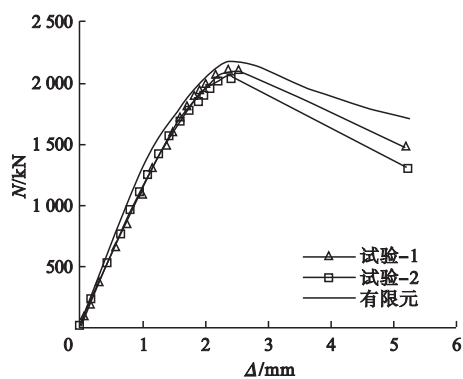


图4 荷载-位移曲线对比

Fig. 4 Comparison of load-deformation curves

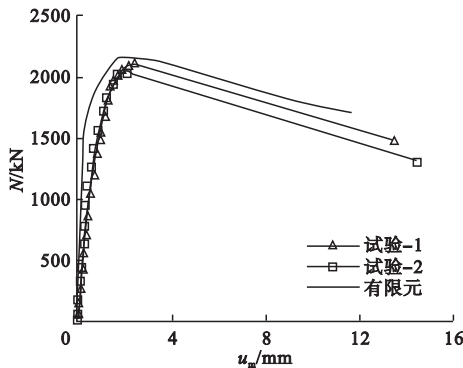


图5 荷载-挠度曲线对比

Fig. 5 Comparison of load-deflection curves

2 受力状态分析

2.1 荷载-纵向应变关系曲线全程分析

笔者基于上述模型研究轴心受压下方中空夹层钢管混凝土叠合长柱的受力状态,图6为试件SA0受力全过程荷载-纵向应变($N-\varepsilon$)曲线。图中受力特征点定义如下,特征点A:曲线由弹性变化转为弹塑性变化,随后受压侧外部混凝土边缘应力达到抗压强度;特征点B:受压侧纵筋和外钢管屈服,承载力达到峰值开始下降,随后受压侧夹层混凝土边缘应力达到抗压强度,受压侧外部混凝土边缘达到极限压应变,受压侧内钢管屈服;特征点C:受压侧夹层混凝土边缘达到极限压应变,受拉侧纵筋屈服,随后受拉侧外钢管屈服,承载力继续下降;特征点D:受拉侧内钢管屈服,承载力下降趋缓;特征点E:受拉侧纵筋和外钢管边缘纤维应变达到0.01,

承载力降幅进一步趋缓;特征点F:受拉侧内钢管边缘纤维应变达到0.01,之后承载力变化趋于平稳。

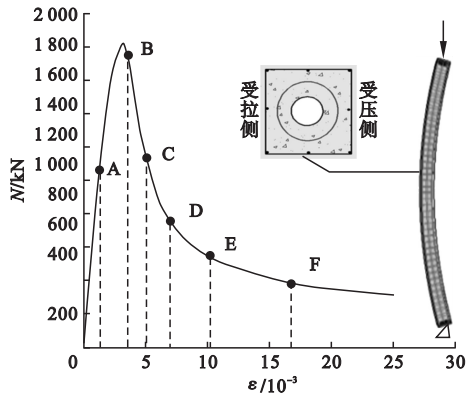


图6 典型试件荷载-变形关系曲线

Fig. 6 The load-deformation curve for the typical specimen

2.2 中部截面混凝土纵向应力分布

图6中各受力特征点时的中部截面混凝土纵向应力和纵向应变分布情况如图7所示,图中 f_c 表示混凝土抗压强度。从图中可以看出,特征点A时,混凝土全截面受压,内外混凝土受压侧纵向压应力均大于受拉侧,且角部应力相对较大;特征点B时,内外混凝土受压侧边缘纵向应变接近峰值,外部混凝土截面出现受拉区,其纵向压应力峰值从受压区边缘移至截面中部;特征点B~D间,截面中和轴由受拉侧向受压侧移动至近截面水平中线,外部混凝土截面纵向压应力持续降低,最大压应力向中和轴和外钢管过渡;特征点B~C间,夹层混凝土纵向压应力沿截面受压区近线性分布,至特征点D时,受内外钢管约束作用,除中和轴附近小部分地区外,夹层混凝土纵向压应力在截面受压区内均匀分布且超过其抗压强度;特征点D后,混凝土截面中和轴维持在水平中线处,夹层混凝土截面最大压应力区域持续缩减,但缩减速度和压应力降幅趋缓,外部混凝土截面纵向压应力变化趋势不变;至特征点F时,外部混凝土截面受压区纵向应力基本降至 $0.266 f_c$ 以下。

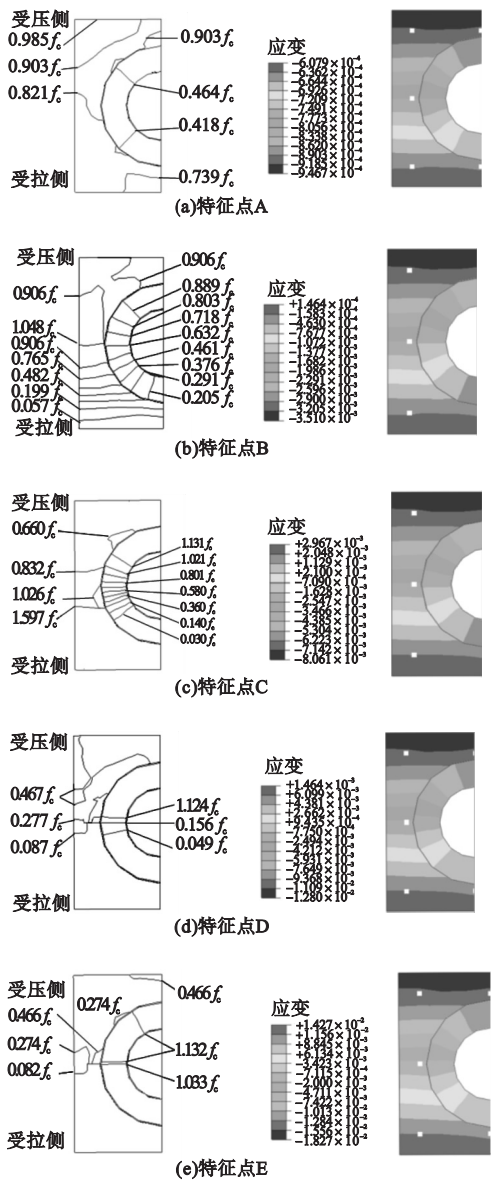


图 7 各特征点中部截面混凝土纵向应力应变分布
Fig. 7 Distribution of longitudinal stress (S33) and strain (E33) in concrete at mid-height

3 参数分析

笔者选取混凝土抗压强度 f_{cu} 、纵筋屈服强度 f_{y1} 、纵筋配筋率 ρ 、钢管空心率 χ 、钢管屈服强度 f_{ys} 、外钢管径厚比 D_o/t_o 、内钢管径厚比 D_i/t_i 、截面径宽比 D_o/B 及长细比为参数研究叠合长柱轴压性能,试件参数见表 1。试件 SA0 作为对比试件,内、外混凝土抗压

强度分别为 60 MPa 和 40 MPa,纵筋配筋率为 3.04%,纵筋屈服强度为 400 MPa,空心率为 0.59,钢管屈服强度为 355 MPa,内、外钢管径厚比分别为 29.3 和 51.3,截面径宽比为 0.7,长细比为 60。

3.1 混凝土强度的影响

图 8 为不同混凝土强度下试件的荷载 - 纵向应变($N - \varepsilon$)关系曲线。图中, $f_{cu,in}$ 为夹层混凝土强度, $f_{cu,out}$ 为外部混凝土强度。

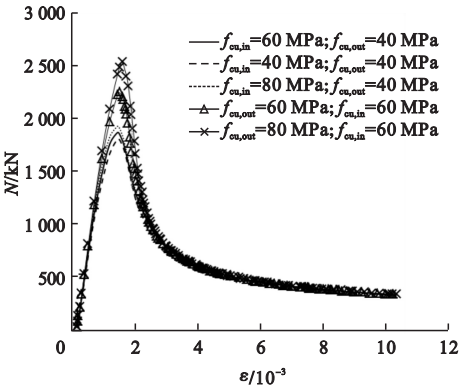


图 8 不同混凝土强度下 $N - \varepsilon$ 关系曲线
Fig. 8 $N - \varepsilon$ curves corresponding different concrete strength

从图 8 可以看出,随着 $f_{cu,in}$ 提高,试件轴压承载力 N_u 略有提高。 $f_{cu,in}$ 由 40 MPa 提高至 60 MPa 和 80 MPa 时, N_u 由 1762.8 kN 增加到 1 823.6 kN 和 1 881.7 kN,分别提高了 3.4% 和 6.3%,增幅不明显。峰值荷载对应应变 ε_0 相近,表明提高夹层混凝土强度对弹性阶段刚度 K_e 影响小。分析原因,夹层混凝土受压面积较外部混凝土小,且混凝土刚度小于钢管,因此对试件轴压承载力和刚度影响有限。

$f_{cu,out}$ 由 40 MPa 提高至 60 MPa 和 80 MPa 时, N_u 由 1 823.6 kN 增至 2 198.5 kN 和 2 481.6 kN,分别提高了 20.6% 和 36.1%,与提高 $f_{cu,in}$ 相比增幅显著,表明试件轴压承载力与受压混凝土面积成正比。试件轴压承载力增幅随 $f_{cu,out}$ 增大而降低, K_e 、 ε_0 以及试件后期承载力变化不大。

表 1 试件参数

Table 1 Parameters of specimens

试件编号	H/mm	D_o/mm	t_o/mm	D_i/mm	t_i/mm	$f_{\text{cu},\text{in}}/\text{MPa}$	$f_{\text{cu},\text{out}}/\text{MPa}$	f_{yl}/MPa	$A_{\text{sl}}/\text{mm}^2$	f_{ys}/MPa
SA0	4075	154	3	88	3	60	40	400	904	355
SA1-1	4075	154	3	88	3	40	40	400	904	355
SA1-2	4075	154	3	88	3	80	40	400	904	355
SA1-3	4075	154	3	88	3	60	60	400	904	355
SA1-4	4075	154	3	88	3	60	80	400	904	355
SA2-1	4075	154	3	88	3	60	40	335	904	355
SA2-2	4075	154	3	88	3	60	40	500	904	355
SA3-1	4075	154	3	88	3	60	40	400	628	355
SA3-2	4075	154	3	88	3	60	40	400	1608	355
SA4-1	4075	154	3	88	3	60	40	400	904	235
SA4-2	4075	154	3	88	3	60	40	400	904	420
SA5-1	4075	154	3	55	3	60	40	400	904	355
SA5-2	4075	154	3	121	3	60	40	400	904	355
SA6-1	4075	154	3	88	5	60	40	400	904	355
SA6-2	4075	154	3	88	7	60	40	400	904	355
SA7-1	4075	154	5	88	3	60	40	400	904	355
SA7-2	4075	154	7	88	3	60	40	400	904	355
SA8-1	4075	110	3	88	3	60	40	400	904	355
SA8-2	4075	132	3	88	3	60	40	400	904	355
SA9-1	2717	154	3	88	3	60	40	400	904	355
SA9-2	5434	154	3	88	3	60	40	400	904	355

注: A_{sl} 为全部纵筋截面积; $A_{\text{c,out}}$ 为钢管外混凝土截面积, $A_{\text{c,out}}=B^2-\pi D_o^2/4$; $\rho=A_{\text{sl}}/A_{\text{c,out}}$; $\chi=D_i/(D_o-2t_o)$ 。

3.2 钢筋参数的影响

图 9 为不同纵筋配筋率 ρ 和屈服强度 f_{yl} 下试件 $N-\varepsilon$ 关系曲线。由图可见, ρ 和 f_{yl} 对试件 K_e 和 ε_0 的影响很小。 ρ 从 2.1% 增大到 3.0%、5.4% 时, N_u 由 1 723.5 kN 增加到 1 823.6 kN、2 080.8 kN, 分别提高了 5.8% 和 20.7%, 增幅比较明显, 且增幅随 ρ 增大明显提高。 f_{yl} 从 335 MPa 提高到 400 MPa、500 MPa 时, N_u 由 1 777.5 kN 增加到 1 823.6 kN、1 851.5 kN, 分别提高了 2.6% 和 4.2%, 增幅较小, 试件延性变化也不明显, 反映了纵筋屈服强度对试件的轴压性能影响较小。

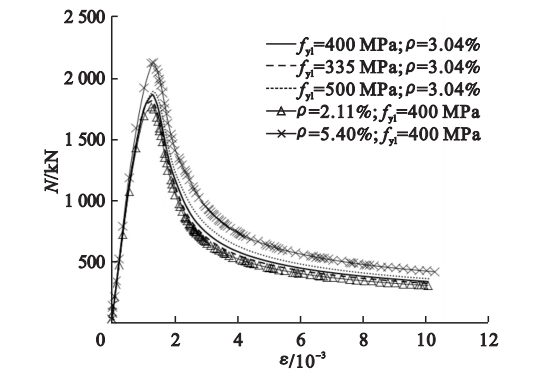


图 9 不同纵筋屈服强度和配筋率下 $N-\varepsilon$ 关系曲线

Fig. 9 $N-\varepsilon$ curves corresponding different yield strength of longitudinal reinforcements and reinforcement ratios

3.3 钢管参数的影响

图 10 为不同空心率 χ 和钢管屈服强度 f_{ys} 下 $N-\varepsilon$ 关系曲线。由图可见,内外钢管 f_{ys} 同时从 235 MPa 提高到 355 MPa、420 MPa 时, N_u 由 1 679.0 kN 增加到 1 823.6 kN、1 857.4 kN,分别提高了 8.6% 和 10.6%,增幅较明显,但增幅随 f_{ys} 提高而明显降低; χ 由 0.37 增加到 0.59 和 0.82 时, N_u 由 1 822.8 kN 变至 1 823.6 kN、1 806.8 kN,变化很小。钢管屈服强度和空心率对试件 K_e 和 ε_0 影响小。

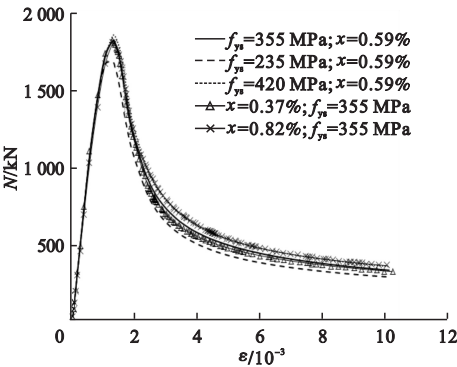


图 10 不同空心率和钢管屈服强度下 $N-\varepsilon$ 关系曲线
Fig. 10 $N-\varepsilon$ curves corresponding different hollow ratio and yield strength of steel tubes

图 11 为不同内外钢管径厚比下试件 $N-\varepsilon$ 关系曲线。由图可见, t_i 由 3 mm 增加到 5 mm 和 7 mm 时(对应 D_i/t_i 分别为 29.3、17.6、12.6), N_u 由 1 823.6 kN 增加到 1 916.1 kN、2004.4 kN,分别提高了 5.1% 和

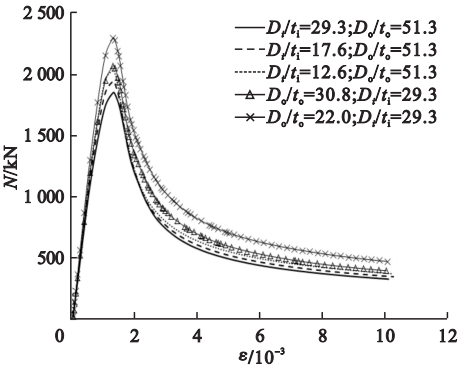


图 11 不同钢管径厚比下 $N-\varepsilon$ 关系曲线
Fig. 11 $N-\varepsilon$ curves corresponding different diameter - thickness ratios

9.9%; t_o 由 3 mm 增加到 5 mm 和 7 mm 时(对应 D_o/t_o 分别为 51.3、30.8、22.0), N_u 由 1 823.6 kN 增加到 2 039.4 kN、2 266.9 kN,分别提高了 11.8% 和 24.3%。表明增加内、外钢管壁厚均可明显提高试件轴压承载力,后者提高效果显著,且随外钢管径厚比增加承载力增幅亦有提升,原因在于,外钢管截面增量大于内钢管,对承载力和延性的贡献更加突出。

3.4 长细比和截面径宽比的影响

图 12 为不同长细比和截面径宽比下试件 $N-\varepsilon$ 关系曲线。由图可见,增加 D_o/B 对试件 K_e 和 ε_0 影响小。 D_o/B 由 0.5 增加到 0.6 和 0.7 时, N_u 由 1 672.2 kN 增加到 1 720.9 kN、1 823.6 kN,分别提高了 2.9% 和 9.1%,增幅不显著。分析原因,外钢管直径越大,钢管混凝土部分在叠合柱中占比越大,其轴压性能越接近于钢管混凝土柱,反之越接近于钢筋混凝土柱^[12]。

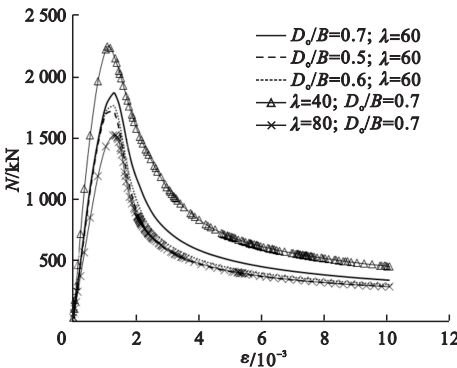


图 12 不同长细比和截面径宽比下 $N-\varepsilon$ 关系曲线
Fig. 12 $N-\varepsilon$ curves corresponding different slenderness ratios and diameter - to - width ratios

笔者改变试件长度(L 取 2 717 ~ 5 434 mm)控制长细比变化(λ 取 40 ~ 80), λ 由 40 增大到 60 和 80 时, N_u 由 2 201.9 kN 减小到 1 823.6 kN、1 480.5 kN,分别降低了 17.2% 和 32.8%,降幅显著且降幅变化不大;试件 ε_0 增加, K_e 随之降低,试件延性降低。

4 轴压承载力计算

笔者基于叠加法和折减原理提出方中空夹层钢管混凝土叠合长柱的轴压稳定承载力计算式:

$$N_u = N_{u,orc} + N_{u,icfst} \tag{1}$$

$$N_{u,orc} = 0.9\varphi(f_{ck}A_c + f_{yl}A_s) \tag{2}$$

$$N_{u,icfst} = \varphi(f_{scy}A_{sco} + f_{ysi}A_{si}) \tag{3}$$

式中: $N_{u,orc}$ 、 φ 分别外部钢筋混凝土部分的轴压稳定承载力和稳定系数; $N_{u,icfst}$ 、 φ 分别为内部中空夹层钢管混凝土部分的轴压稳定承载力和稳定系数。

φ 参照《混凝土结构设计规范》(GB50010—2010)^[10]线性内插取值, φ 参考文献[5]中方法计算:

$$\varphi' = \begin{cases} 1.0, \lambda \leq \lambda_0; \\ a\lambda^2 + b\lambda + c, \lambda_0 < \lambda \leq \lambda_p; \\ d(-0.23\lambda^2 + 1)/(\lambda + 35)^2, \lambda > \lambda_p. \end{cases} \tag{4}$$

式中: λ_0 、 λ_p 分别为试件发生弹性和弹塑性失稳时的临界长细比, $\lambda_p = 1\,743/\sqrt{f_{ys}}$, $\lambda_0 = \pi/\sqrt{(420\xi + 550)/f_{scy}}$, ξ 为外钢管约束效应

系数; $a = \frac{1 + (35 + 2\lambda_p - \lambda_0)e}{(\lambda_p - \lambda_0)^2}$; $b = e - 2a\lambda_p$; $c = 1 - a\lambda_0^2 - b\lambda_0$; $d = \left[13\,000 + 4\,657\ln\left(\frac{235}{f_{ys}}\right)\right]\left(\frac{25}{f_{ck} + 5}\right)^{0.3}\left(\frac{\alpha_n}{0.1}\right)^{0.05}$;
 $e = \frac{-d}{(\lambda_p + 35)^3}$; α_n 为外钢管名义含钢率。

f_{scy} 为外钢管与核心混凝土的组合轴压强度,参照文献[13],计算如下:

$$f_{scy} = C_1\alpha^2f_{ys0} + C_2(1.02\xi + 1.14)f_{ck} \tag{5}$$

式中: $C_1 = \alpha/(1 + \alpha)$, $C_2 = (1 + \alpha_n)/(1 + \alpha)$ 。

采用式(1)计算不同参数下试件轴压承载力,结果见表2。从表中可以得出,简化计算结果与有限元计算结果比值的平均值为1.013、标准差为0.038,结果吻合较好。

表2 试件承载力计算结果
Table 2 Calculation values of specimens

试件编号	N_{uc1}/kN	N_{uc2}/kN	N_{uc2}/N_{uc1}
SA0	1 823.6	1 859.4	1.020
SA1 - 1	1 762.8	1 790.7	1.016
SA1 - 2	1 881.7	1 936.8	1.029
SA1 - 3	2 198.5	2 113.8	0.961
SA1 - 4	2 481.6	2 367.9	0.954
SA2 - 1	1 777.5	1 816.8	1.022
SA2 - 2	1 851.5	1 925.7	1.040
SA3 - 1	1 723.5	1 778.9	1.032
SA3 - 2	2 080.8	2 064.9	0.992
SA4 - 1	1 679.0	1 654.0	0.985
SA4 - 2	1 857.4	1 964.4	1.058
SA5 - 1	1 822.8	1 940.4	1.065
SA5 - 2	1 806.8	1 706.2	0.944
SA6 - 1	1 916.1	1 982.1	1.034
SA6 - 2	2 004.4	2 098.7	1.047
SA7 - 1	2 039.4	2 134.6	1.047
SA7 - 2	2 366.9	2 419.7	1.022
SA8 - 1	1 672.2	1 583.0	0.947
SA8 - 2	1 720.9	1 717.9	0.998
SA9 - 1	2 201.9	2 160.5	0.981
SA9 - 2	1 480.5	1 582.7	1.069

注: N_{uc1} 为试件轴压稳定承载力的有限元计算结果;
 N_{uc2} 为试件轴压稳定承载力式(1)计算结果。

5 结 论

(1)方中空夹层钢管混凝土叠合长柱的轴压受力过程经历了纵筋和内外钢管受压屈服、外部混凝土压溃、夹层混凝土压碎、纵筋和内外钢管受拉屈服等阶段,破坏状态为整体压弯破坏,外部钢筋混凝土和内部中空夹层钢管混凝土两部分的力学性能能够有效发挥,叠合长柱具有良好的承载能力。

(2)叠合长柱达到极限载荷前外部钢筋混凝土与内部中空夹层混凝土纵向变形一致,两者协同受力性良好;轴压下外部钢筋混凝土可对外钢管提供有效约束,内钢管对夹层混凝土的约束作用在长柱压弯后期逐渐显

现。

(3)增大外部混凝土强度和外钢管厚度可显著提升叠合长柱轴压承载力;增大钢管强度、纵筋配筋率和内钢管厚度可一定程度提升叠合长柱轴压承载力;叠合长柱延性随外部混凝土强度提升和长细比增大显著降低;除长细比外,其他参数对试件弹性阶段刚度和峰值荷载对应应变的影响不明显。

(4)运用叠加法与稳定系数折减法提出的计算式可有效计算方中空夹层钢管混凝土叠合长柱的轴压承载力。

参考文献

- [1] 韩林海. 钢管混凝土结构—理论与实践[M]. 北京:科学出版社,2016.
(HAN Linhai. Concrete filled steel tubular structures-theory and practice [M]. Beijing: Science Press,2016.)
- [2] 韩林海,陶忠,王文达. 现代组合结构和混合结构—试验、理论和方法[M]. 北京:科学出版社,2009.
(HAN Linhai, TAO Zhong, WANG Wenda. Modern composite structures and mixed structures-test, theory and method [M]. Beijing: Science Press,2009.)
- [3] 陈博文. 高强方钢管高强混凝土柱受压性能及设计方法研究[D]. 沈阳:沈阳建筑大学,2021.
(CHEN Bowen. Study on compressive performance and design method of high-strength concrete-filled high-strength square steel tubular columns [D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University,2021.)
- [4] 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.)
- [5] 黄宏. 中空夹层钢管混凝土压弯构件的力学性能研究[D]. 福州:福州大学,2006.
(HUANG Hong. Behavior of concrete filled double-skin steel tubular beam-columns [D]. Fuzhou: Fuzhou University,2006.)
- [6] 任庆新,丁纪楠,李明伦,等. 中空钢管混凝土叠合柱偏压力学性能研究[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版),2021,37(1):35-42.
(REN Qingxin, DING Ji'nan, LI Minglun, et al. Research on mechanical properties of

hollow concrete-encased concrete filled steel tubes under eccentric compression [J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science),2021,37(1):35-42.)

- [7] 姜贺清. 方中空钢管混凝土叠合柱压弯性能研究[D]. 沈阳:沈阳建筑大学,2015.
(LOU Heqing. Study on compressive and flexural behavior of square hollow concrete-encased CFST columns [D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University,2015.)
- [8] ESSOPIEE Y, DUNDU M. Performance of concrete-filled double-skin circular tubes in compression [J]. Composite structures,2015,133:1276-1283.
- [9] 湛扬宇,宁寄慧,张永鑫,等. 中空夹层圆钢管混凝土短柱的压弯承载力计算法[J]. 建筑钢结构进展,2021,12:85-93.
(CHEN Yangyu, NING Jihui, ZHANG Yongxin, et al. Bearing capacity calculation method of circular concrete filled double skin steel tubular stub columns [J]. Progress in steel building structures,2021,12:85-93.)
- [10] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范:GB 50010—2010 [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. Code for design of concrete structures:GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press,2015.)
- [11] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete: ACI 318—19 [S]. Detroit: American Concrete Institute,2019.
- [12] 尧国皇,李永进,廖飞宇. 钢管混凝土叠合柱轴压性能研究[J]. 建筑结构学报,2013,34(5):114-121.
(RAO Guohuang, LI Yongjin, LIAO Feiyu. Behavior of concrete-filled steel tube reinforced concrete columns subjected to axial compression [J]. Journal of building structures,2013,34(5):114-121.)
- [13] TAO Z, HAN L H, ZHAO X L. Behavior of concrete-filled double skin (CHS inner and CHS outer) steel tubular stub columns and beam-columns [J]. Constructional steel research,2004,60:1129-1158.
- [14] TAO Z, UY B, HAN L H, et al. Analysis and design of concrete-filled stiffened thin-walled steel tubular columns under axial compression [J]. Thin-walled structures,2009,47(12):1544-1556.
- [15] HOU C C, HAN L H, WANG F C, et al. Study on the impact behaviour of concrete-encased CFST box members [J]. Engineering structures,2019,198:109536.
(责任编辑:杨永生 英文审校:刘永军)