

# 矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱轴压性能研究

任庆新<sup>1,2</sup>, 付然<sup>1,3</sup>, 王庆贺<sup>1</sup>

(1. 沈阳建筑大学土木工程学院, 辽宁 沈阳 110168; 2. 佛山科学技术学院交通与土木建筑学院, 广东 佛山 528225; 3. 辽宁省建设科学研究院有限责任公司, 辽宁 沈阳 110005)

**摘要** 目的 研究矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱的轴压性能, 提出轴压稳定承载力实用计算方法。方法 基于 ABAQUS 有限元分析软件, 建立矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱有限元模型, 分析其不同参数下的工作机理; 采用叠加原理并结合现行相关规范, 给出适用于矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱的轴压稳定承载力计算公式。结果 矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱的破坏形态表现为在构件的中间位置产生侧向挠曲, 最终因丧失稳定而破坏; 长细比  $\lambda$  和外围混凝土强度  $f_{cu, out}$  是影响叠合长柱轴压峰值荷载的关键参数; 当  $\lambda$  由 29 增加到 42 和 55 时, 峰值荷载分别降低 7.3% 和 15.3%; 当  $f_{cu, out}$  由 40 MPa 提高到 60 MPa 和 80 MPa 时, 峰值荷载分别提高 21.4% 和 44.8%; 轴压承载力简化计算公式与有限元模拟所得结果之比的均值和变异系数分别为 0.927 和 0.017。结论 矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱具有良好的抗压性能和初始刚度, 所提出的简化计算公式可为实际工程应用提供计算依据。

**关键词** 矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱; 轴压性能; 稳定承载力; 有限元分析

中图分类号 TU398.1

文献标志码 A

**引用格式:** 任庆新, 付然, 王庆贺. 矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱轴压性能研究[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2024, 40(2): 212-222. (REN Qingxin, FU Ran, WANG Qinghe. Behavior of rectangular concrete-encased CFDST long columns under axial compression[J]. Journal of Shenyang jianzhu university(natural science), 2024, 40(2): 212-222.)

## Behavior of Rectangular Concrete-encased CFDST Long Columns under Axial Compression

REN Qingxin<sup>1,2</sup>, FU Ran<sup>1,3</sup>, WANG Qinghe<sup>1</sup>

(1. School of Civil Engineering, Shenyang Jianzhu University, Shenyang, China, 110168; 2. School of Transportation, Civil Engineering & Architecture, Foshan University, Foshan, China, 528225; 3. Liaoning Province Building Science Research Institute Co. Ltd., Shenyang, China, 110005)

**Abstract:** In order to analyze behavior of rectangular concrete-encased CFDST long columns under axial compression, and a practical calculation method for axial compression stability loading

收稿日期: 2023-12-01

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)

作者简介: 任庆新(1978—), 男, 教授, 博士, 主要从事组合结构与混合结构等方面研究。

capacity is proposed. A finite element model of rectangular CFDST long column is established on ABAQUS, and its working mechanism was analyzed under different parameters. Finally, by adopting the principle of superposition and combining with the relevant existing codes, the formulae for calculating the axial compression stability load capacity applicable to rectangular concrete-encased CFDST long columns are proposed. Results showed that the damage pattern of the rectangular concrete-encased CFDST long column is characterized by deflection in the middle of the column and eventual damage due to loss of stability. The length to slenderness ratio( $\lambda$ ) and the strength of the outer concrete( $f_{cu, out}$ ) are key parameters affecting the top axial compression load of long stacked columns. As  $\lambda$  increases from 29 to 42 and 55, the top load capacity decreases by 7.3% and 15.3% respectively; as  $f_{cu, out}$  increases from 40 MPa to 60 MPa and 80 MPa, the top load increases by 21.4% and 44.8% respectively. The mean and the coefficient of variation of the ratio between the simplification formula for the axial bearing capacity and the results derived from the FEM simulations are 0.927 and 0.017 respectively. The conclusions show that rectangular concrete-encased CFDST long columns have excellent compressive properties and initial stiffness, and the simplified calculation formulae can provide basis for calculation in practical engineering.

**Key words:** rectangular concrete-encased CFDST long columns; axial compression behavior; stable bearing capacity; finite element analysis

由于技术和经济上的限制,传统的钢结构或钢筋混凝土结构往往不适合在强震区建造桥梁,因此迫切需要研发具有高承载力、良好抗震性能、设计简单和经济可行的新结构形式。中空夹层钢管混凝土叠合构件,是在传统实心钢管混凝土叠合构件基础上衍生出的一种新型叠合构件形式。此类构件自重轻、承载力强且抗弯刚度大,在高层建筑、工业厂房、桥梁主拱支撑柱和高墩中具有广阔应用前景<sup>[1]</sup>,因此对于解决上述技术和经济等限制问题有着重大研究意义。

近年来,对中空夹层钢管混凝土构件和中空钢管混凝土叠合构件的研究逐渐增多。S. Vernardoss 等<sup>[3]</sup>对20年来的大量试验及其相关结果进行总结,研究了CFDST构件的轴压性能,分析不同截面形状下CFDST构件的结构响应和失效机制并对其进行了参数化分析。F. X. Ding 等<sup>[4]</sup>对大空心率的方中空夹层钢管混凝土的轴压性能进行了试验研究,结果表明,内钢管对夹层混凝土没有明显的约束作用,空心率的增大会削弱外钢管对夹层混凝土的约束作用。M. Rizwan 等<sup>[5]</sup>对矩形中空夹层钢管混凝土柱的压弯性能进行

了有限元分析,考虑了内外钢管的屈曲作用和材料的非线性,其模拟结果与试验吻合良好。任庆新等<sup>[6]</sup>基于有限元法对中空钢管混凝土叠合构件的轴压、偏压和纯弯受力全过程进行了模拟分析,结果表明,中空钢管混凝土叠合构件在减轻自重的条件下,具有较好的承载能力、刚度和延性。J. Y. Chen 等<sup>[9]</sup>对箱型钢管混凝土叠合构件进行了试验研究,结果表明,当使用直径较大的钢管时,箱型钢管混凝土叠合构件的极限强度和延性得到改善。赵晖等<sup>[10]</sup>对内钢板中空方形钢管混凝土叠合构件进行了轴压试验,并基于ABAQUS有限元分析软件对典型构件的受力全过程、各部分间的接触作用和承载力进行了模拟分析。

基于上述研究,笔者采用ABAQUS有限元分析软件建立矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱在轴向荷载作用下的力学模型,分析典型长柱的工作机理、钢管与混凝土间的接触关系以及不同参数对其峰值荷载和初始刚度的影响;并基于叠加法和现行相关规范,提出适用于矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱稳定承载力的实用计算方法;研究表明:矩形

中空夹层钢管混凝土叠合长柱具有良好的抗压性能和初始刚度,笔者所提出的简化计算公式可为实际工程应用提供计算依据。

1 有限元模拟与试验验证

1.1 模型参数

基于 ABAQUS 有限元分析软件建立矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱典型计算模型,模拟叠合长柱的全过程受力分析过程,进一步探索矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱的轴压性能。矩形中空夹层钢管混凝土叠合柱是由外围矩形中空钢筋混凝土和内部矩形中空夹层钢管混凝土所构成,截面形式如图 1 所示。

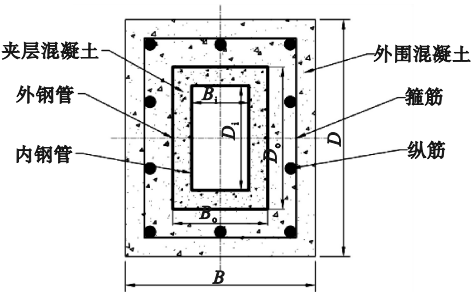


图 1 截面示意图

Fig. 1 The schematic diagram of cross-section

截面长 × 宽 ( $D \times B$ ) = 250 mm × 200 mm,高  $L=2\ 200$  mm。外钢管截面长 × 宽 ( $D_o \times B_o$ ) = 150 mm × 100 mm,内钢管截面长 × 宽 ( $D_i \times B_i$ ) = 110 mm × 60 mm;内外钢管均采用 Q345,其壁厚  $t_o = t_i = 3.2$  mm。内外混凝土分别取 C60 和 C40,空心率为  $\chi = \sqrt{B_i D_i / [(B_o - 2t_o)(D_o - 2t_o)]} = 0.70$ 。纵筋采用  $\Phi 6 @ 100$ ,纵筋配筋率  $\alpha_1 = 3.23\%$ ;箍筋按照  $\Phi 6 @ 100$  布置,混凝土保护层厚度为 20 mm。

1.2 材料本构关系

混凝土采用塑性损伤模型,其中外围混凝土和夹层混凝土分别采用文献[11]建议的箍筋约束混凝土模型和文献[12]建议的核心混凝土本构模型;受拉性能则采用能量破坏准则。混凝土弹性模量参照文献[13]

中所建议的公式计算,泊松比  $\mu_c = 0.2$ 。钢管和钢筋分别按照文献[1]中建议的五段式应力 - 应变关系和文献[14]建议的双折线模型描述。钢材的弹性模量  $E_s = 2.06 \times 10^5$  Pa,泊松比  $\mu_s = 0.3$ 。

1.3 有限元模型

考虑到初始缺陷对叠合长柱轴压性能的影响,笔者采用千分之一柱高作为初挠度(即初始偏心距  $e_0 = L/1\ 000$ )进行模拟计算。

1.3.1 单元类型和网格划分

采用八节点减缩积分格式的三维实体单元模拟端板和混凝土;采用四节点完全积分格式的壳单元模拟钢管;钢筋骨架选取两节点格式的桁架单元。模型的网格尺寸为 30 mm。叠合长柱的有限元模型详见图 2。

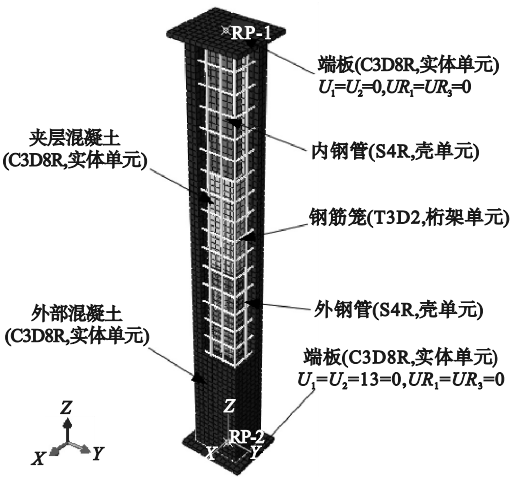


图 2 有限元模型

Fig. 2 The finite element model

1.3.2 接触方式、边界条件和加载方式

钢管与混凝土在法线方向采用“硬”接触模型,切向方向采用库伦摩擦模型,摩擦系数取 0.25<sup>[15]</sup>。端板与构件绑定,钢筋骨架内置于外围混凝土中。边界条件设置为两端铰接模式,并在耦合点 RP-1(参考点与端板上表面耦合)处施加 Z 方向位移来模拟轴向加载。

1.4 试验验证

目前尚未有关于矩形中空夹层钢管混凝土

土叠合长柱轴压试验的相关数据,因此根据构件的组合形式,将分别验证矩形中空夹层钢管混凝土柱<sup>[16]</sup>和方中空钢管混凝土叠合柱<sup>[17]</sup>的试验数据,进而验证上述有限元模拟方法的准确性。

表1和图3分别给出了有限元模拟与试验的对比结果。其均值和变异系数分别为0.993和0.031,误差在10%以内,因此笔者所建立的有限元模型可用来研究矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱的轴压性能。

表1 有限元模拟与试验结果对比

Table 1 The comparisons between finite element simulation results with test data									
试件编号	$D/\text{mm}$	$B/\text{mm}$	$L/\text{mm}$	$\chi$	$N_{u,e}/\text{kN}$	$N_{u,m}/\text{kN}$	$N_{u,FE}/\text{kN}$	$N_{u,FE}/N_{u,e}$	数据来源
DST1-1a	150	100	1 214	0.50	1 290	1 276	1 294	1.003	文献[16]
DST1-1b	150	100	1 214	0.50	1 250	1 276	1 294	1.035	
DST2-1a	150	100	2 314	0.50	1 214	1 225	1 227	1.011	
DST2-1b	150	100	2 314	0.50	1 235	1 225	1 227	0.994	
HSRC1-1	200	200	1 800	0.40	1 158	1 170	1 109	0.958	文献[17]
HSRC1-2	200	200	1 800	0.40	1 182	1 170	1 109	0.938	
HSRC2-1	200	200	3 600	0.40	664	650	652	0.982	
HSRC2-2	200	200	3 600	0.40	636	650	652	1.025	

注; $D$ 和 $B$ 分别为试件截面的长与宽; $L$ 为试件高; $\chi$ 为空心率; $N_{u,e}$ 和 $N_{u,FE}$ 分别为试验与有限元模拟的峰值荷载; $N_{u,m}$ 为两个相同试件试验峰值荷载平均值。

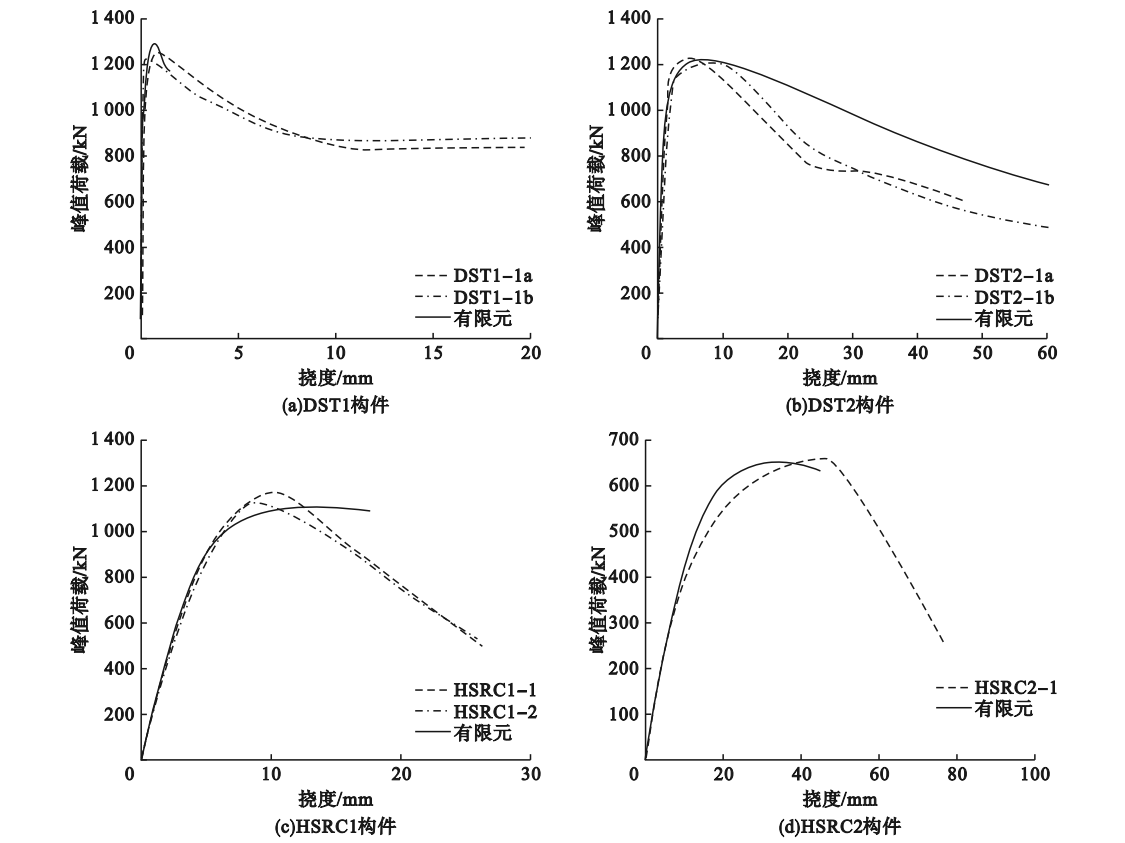


图3 有限元模拟与试验结果对比

Fig. 3 The comparisons between finite element simulation results with test data

2 受力全过程分析

2.1 轴向荷载-柱中挠度曲线分析

图4给出了典型叠合长柱的轴向荷载( $N$ )-柱中挠度( $u_m$ )曲线,3个特征点分别为:特征点A,叠合长柱从弹性阶段进入弹塑性阶段;特征点B,叠合长柱达到峰值荷载;特征点C,叠合长柱荷载下降至峰值荷载的85%。

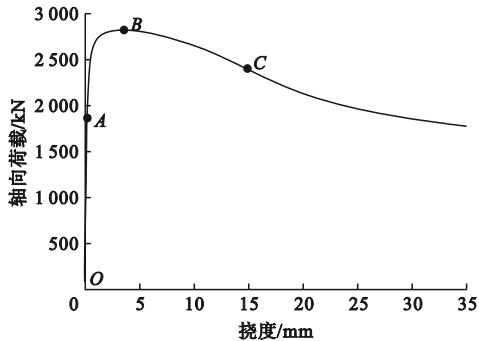


图4 轴向荷载-柱中挠度曲线

Fig. 4 The deflection curve of the column in the middle with different axial load

图5为混凝土在特征点处的纵向应力( $S_{33}$ )分布。对应于典型叠合长柱 $N-u_m$ 曲线的三个阶段:

(1)弹性阶段(OA):叠合长柱整体保持弹性状态,其轴向荷载与柱中挠度之间处于线性增长关系。A点时混凝土处于整体受压状态,并且角部和边缘区域的压应力数值最大。

(2)弹塑性阶段(AB):随着轴向荷载的增加,叠合长柱的柱中挠度增长加快。B点时叠合长柱达到其自身承载力峰值,此时外围混凝土也达到了压应力峰值。

(3)下降阶段(BC):叠合长柱的轴向荷载呈现下降趋势,外围混凝土的压应力逐渐减小,受拉区开始出现拉应力。夹层混凝土由于受到内外钢管双重约束,其压应力持续增加,并逐渐由两端向柱中部位发展。

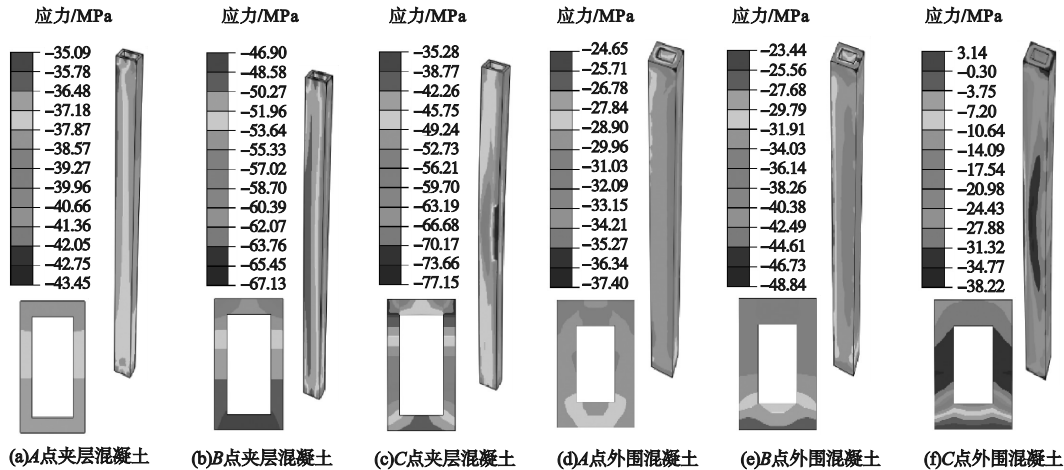


图5 特征点处混凝土纵向应力分布

Fig. 5 The longitudinal stress distribution in concrete at feature points

图6为内外钢管和钢筋笼的应力分布云图。在此典型算例中可看出,当叠合长柱达到峰值承载力时,外钢管受压区和受拉区都已经进入屈服阶段,内钢管受压区进入屈服阶段。其表现均为柱中部位首先到达屈服,随后逐渐向构件两端发展。叠合长柱钢筋笼在A点时,纵向受压钢筋均匀受力,压应力

最大值为252.77 MPa,箍筋承受拉应力最大值为74.33 MPa,此时箍筋与纵向受压钢筋均处于弹性阶段。B点时,其承载力达到峰值,纵向受压钢筋与箍筋在受压区已经进入屈服阶段,随柱中挠度的增大,屈服区域逐渐由柱中向两端发展。



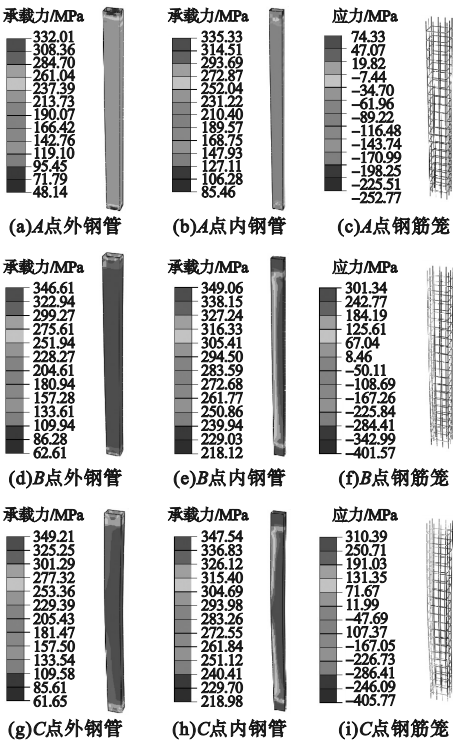


图6 特征点处钢材应力分布

Fig. 6 The stress distribution in steel at feature points

2.2 混凝土与钢管之间的接触

图7(a)为叠合长柱柱中截面外钢管与外围混凝土的接触应力( $P_1$ ) - 柱中挠度( $u_m$ )关系曲线,对应于典型 $N-u_m$ 曲线的特征点分析如下:OA段外围混凝土处于弹性阶段,其泊松比小于外钢管,两者之间产生的接触应力 $P_1$ 呈线性增长关系。A点时 $P_1$ 达

到峰值约为1.54 MPa;A点之后,外围混凝土进入弹塑性阶段,其横向变形大于外钢管, $P_1$ 逐渐减小。当柱中挠度达到0.84 mm时, $P_1$ 降至0 MPa,此时外围混凝土与外钢管脱离。B点之后,柱中挠度迅速增加,此时外钢管横向变形受到外围钢筋混凝土的约束作用,二者之间再次产生接触应力。

图7(b)为叠合长柱柱中截面外钢管与夹层混凝土的接触应力( $P_2$ ) - 柱中挠度( $u_m$ )关系曲线,柱中挠度在达到0.65 mm之前,夹层混凝土与外钢管之间存在微小的接触应力。A~B点之间,随着夹层混凝土泊松比的增加, $P_2$ 随之增大;B点之后角部(接触点2和4)应力增长幅度远大于边缘位置(接触点3和5)。

图7(c)为叠合长柱柱中截面内钢管与夹层混凝土的接触应力( $P_3$ ) - 柱中挠度( $u_m$ )关系曲线。加载初期,内钢管与夹层混凝土之间存在接触应力 $P_3$ ,A点时达到峰值。当柱中挠度达到1.32 mm时, $P_3$ 降至0 MPa,内钢管与夹层混凝土脱离。随着柱中挠度的增大,受拉区内钢管存在外凸趋势,但夹层混凝土的横向变形要大于内钢管,因此对其产生约束作用,二者再次产生接触。此时角部(接触点4)的接触应力约为受拉区边缘(接触点5)的2倍。

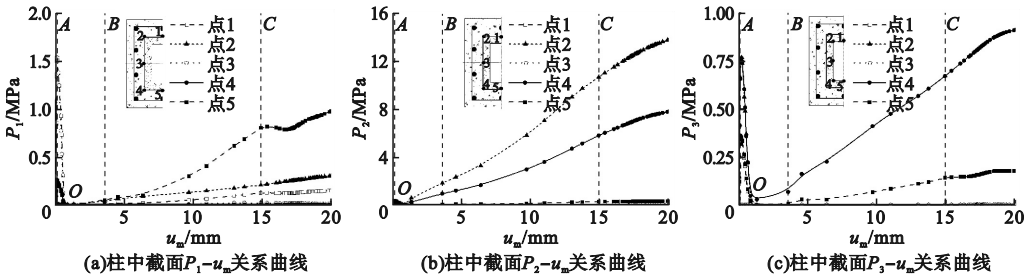


图7 柱中截面不同位置处 $P-u_m$ 曲线

Fig. 7 The  $P-u_m$  curves at different locations in the middle section

3 参数分析

基于上述分析,建立不同参数下矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱,探究长细比、材

料强度、径厚比、纵筋配筋率、空心率和含中空夹层钢管混凝土率对叠合长柱峰值荷载( $N-u_m$ 曲线上的最高点)和初始刚度( $N-u_m$ 曲线弹性段斜率)的影响规律。

3.1 长细比

不同长细比  $\lambda$  下试件的  $N-u_m$  曲线如图 8 所示。当长细比由 29 增加到 42 和 55 时,峰值荷载由 2 822 kN 减小至 2 616 kN 和 2 390 kN,分别降低 7.3% 和 15.3%。初始刚度由  $1.684 \times 10^4$  kN/mm 减小至  $5.00 \times 10^3$  kN/mm 和  $2.08 \times 10^3$  kN/mm,分别降低 70.3% 和 87.6%。可见,叠合长柱的峰值荷载和初始刚度随着长细比的增加而大幅度降低。其原因在于,长细比越大,初始偏心距所导致的二阶效应越明显。

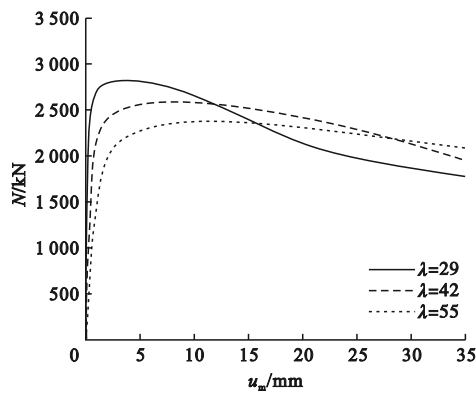


图 8 不同长细比下的  $N-u_m$  曲线  
Fig. 8 The  $N-u_m$  curves with different slenderness ratios

3.2 夹层混凝土强度

不同夹层混凝土强度  $f_{cu, core}$  下试件的  $N-u_m$  曲线如图 9 所示。当夹层混凝土强度由 40 MPa 提高到 60 MPa 和 80 MPa 时,峰

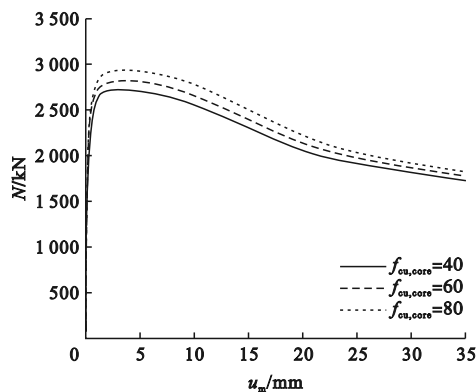


图 9 不同夹层混凝土强度下的  $N-u_m$  曲线  
Fig. 9 The  $N-u_m$  curves with different inner concrete strengths

值荷载由 2 715 kN 增加至 2 822 kN 和 2 935 kN,分别提高 3.9% 和 8.1%。初始刚度由  $1.671 \times 10^4$  kN/mm 增加至  $1.684 \times 10^4$  kN/mm 和  $1.696 \times 10^4$  kN/mm,分别提高 0.8% 和 1.5%。可见,叠合长柱的峰值荷载和初始刚度均随夹层混凝土强度的提高而略有增加。

3.3 外围混凝土强度

不同外围混凝土强度  $f_{cu, out}$  下试件的  $N-u_m$  曲线如图 10 所示。当外围混凝土强度由 40 MPa 提高到 60 MPa 和 80 MPa 时,峰值荷载由 2 822 kN 增加至 3 425 kN 和 4 085 kN,分别提高 21.4% 和 44.8%。初始刚度由  $1.684 \times 10^4$  kN/mm 增加至  $1.957 \times 10^4$  kN/mm 和  $2.197 \times 10^4$  kN/mm,分别提高 16.2% 和 30.4%。显然,随着外围混凝土强度的提高,叠合长柱的峰值荷载和初始刚度均有大幅度提升。

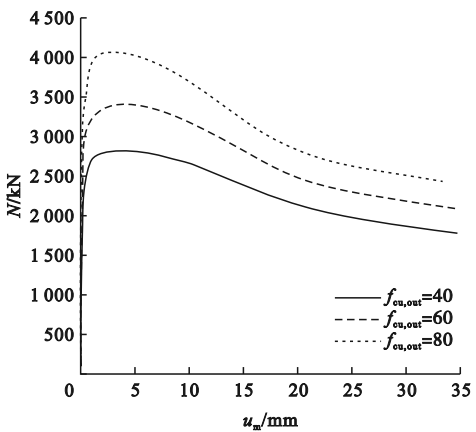


图 10 不同外围混凝土强度下的  $N-u_m$  曲线  
Fig. 10 The  $N-u_m$  curves with different outer concrete strengths

3.4 内钢管强度

不同内钢管强度  $f_{syi}$  下试件的  $N-u_m$  曲线如图 11 所示。内钢管强度由 345 MPa 提高到 390 MPa 和 420 MPa 时,峰值荷载由 2 822 kN 增加至 2 862 kN 和 2 884 kN,分别提高 1.4% 和 2.2%。叠合长柱的初始刚度无明显变化。

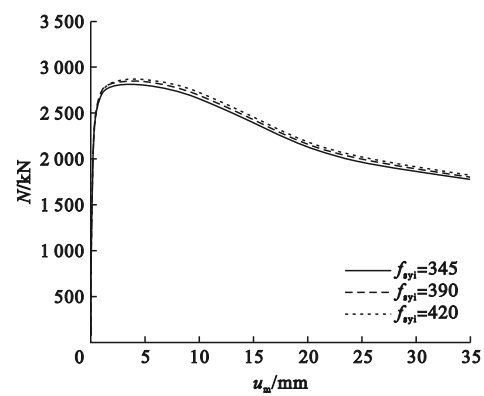


图 11 不同内钢管强度下的  $N-u_m$  曲线

Fig. 11 The  $N-u_m$  curves with different inter steel tube strengths

3.5 外钢管强度

不同外钢管强度  $f_{syo}$  下试件的  $N-u_m$  曲线如图 12 所示。当外钢管强度由 345 MPa 提高到 390 MPa 和 420 MPa 时,峰值荷载由 2 822 kN 增加至 2 888 kN 和 2 929 kN,分别提高 2.3% 和 3.8%。叠合长柱初始刚度无明显变化。

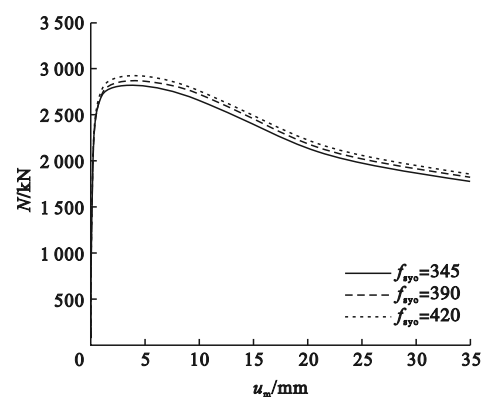


图 12 不同外钢管强度下的  $N-u_m$  曲线

Fig. 12 The  $N-u_m$  curves with different outer steel tube strengths

3.6 内钢管径厚比

不同内钢管径厚比  $D_i/t_i$  下试件的  $N-u_m$  曲线如图 13 所示。当内钢管径厚比由 34.4 ( $t_i = 3.2$  mm) 减小到 26.2 ( $t_i = 4.2$  mm) 和 21.2 ( $t_i = 5.2$  mm) 时,峰值荷载由 2 822 kN 增加至 2 934 kN 和 3 042 kN,分别提高 4.0% 和 7.8%。叠合长柱初始刚度无明显变化。

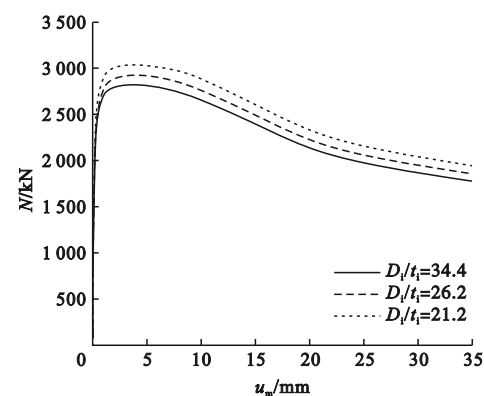


图 13 不同内钢管径厚比下的  $N-u_m$  曲线

Fig. 13 The  $N-u_m$  curves with different ratios between diameter and thickness of inner steel tube

3.7 外钢管径厚比

不同外钢管径厚比  $D_o/t_o$  下试件的  $N-u_m$  曲线如图 14 所示。当外钢管径厚比由 46.9 ( $t_o = 3.2$  mm) 减小到 35.7 ( $t_o = 4.2$  mm) 和 28.9 ( $t_o = 5.2$  mm) 时,峰值荷载由 2 822 kN 增加至 2 956 kN 和 3 104 kN,分别提高了 4.7% 和 10.0%。初始刚度由  $1.684 \times 10^4$  kN/mm 增加至  $1.728 \times 10^4$  kN/mm 和  $1.768 \times 10^4$  kN/mm,分别提高了 2.6% 和 5.0%。可见,叠合长柱的峰值荷载和初始刚度均随外钢管径厚比的减小而增大。

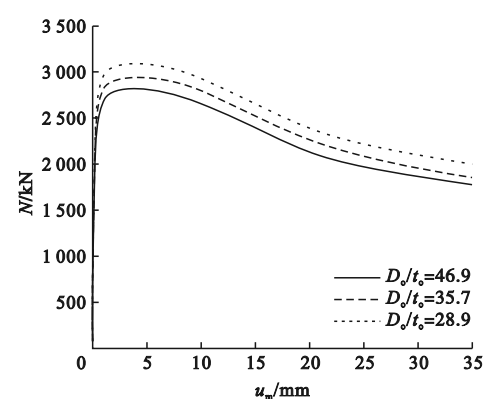


图 14 不同外钢管径厚比下的  $N-u_m$  曲线

Fig. 14 The  $N-u_m$  curves with different ratios between diameter and thickness of outer steel tube

3.8 纵筋配筋率

不同纵筋配筋率  $\alpha_1$  下试件的  $N-u_m$  曲线如图 15 所示。当纵筋配筋率由 3.2%



( $d = 12\text{ mm}$ ) 提高到 4.4% ( $d = 14\text{ mm}$ ) 和 5.7% ( $d = 16\text{ mm}$ ) 时,峰值荷载由 2 822 kN 增加至 2 986 kN 和 3 175 kN,分别提高 5.8% 和 12.5%。初始刚度由  $1.684 \times 10^4\text{ kN/mm}$  增加至  $1.795 \times 10^4\text{ kN/mm}$  和  $1.990 \times 10^4\text{ kN/mm}$ ,分别提高 6.6% 和 18.2%。可知,随着纵筋配筋率的提高,叠合长柱的峰值荷载和初始刚度也有所提升。

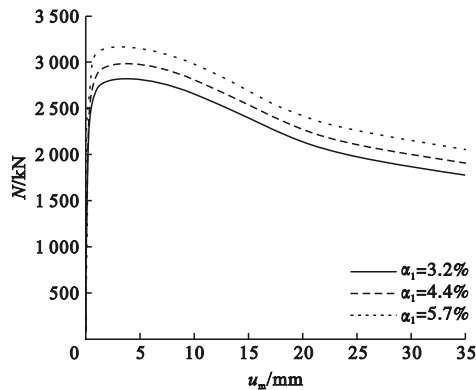


图 15 不同纵筋配筋率下的  $N - u_m$  曲线  
Fig. 15 The  $N - u_m$  curves with different longitudinal reinforcement ratios

3.9 空心率

不同空心率  $\chi$  下试件的  $N - u_m$  曲线如图 16 所示。当  $\chi$  由 0.70 减小至 0.61、0.52 和 0.42 时,峰值荷载由 2 822 kN 增加至 2 860 kN、2 875 kN 和 2 895 kN,分别提高 1.4%、1.9% 和 2.6%。初始刚度由  $1.684 \times 10^4\text{ kN/mm}$  减小至  $1.674 \times 10^4\text{ kN/mm}$ 、 $1.656 \times 10^4\text{ kN/mm}$  和  $1.649 \times 10^4\text{ kN/mm}$ ,

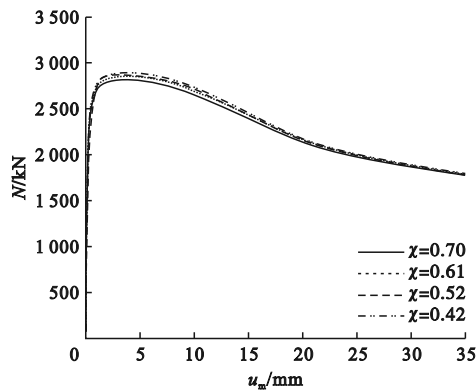


图 16 不同空心率下的  $N - u_m$  曲线  
Fig. 16 The  $N - u_m$  curves with different hollow ratios

分别降低 0.6%、1.7% 和 2.1%。显然,叠合长柱的峰值荷载随空心率的减小而增大,初始刚度随空心率的减小而减小。

3.10 含中空夹层钢管混凝土率

不同含中空夹层钢管混凝土 (CFDST) 率下试件的  $N - u_m$  曲线如图 17 所示。当  $\psi$  由 30% 增加至 35% 和 40% 时,峰值荷载由 2 822 kN 增加至 2 833 kN 和 2 890 kN,分别提高 0.4% 和 2.4%。初始刚度由  $1.684 \times 10^4\text{ kN/mm}$  增加至  $1.763 \times 10^4\text{ kN/mm}$  和  $2.036 \times 10^4\text{ kN/mm}$ ,分别提高 4.7% 和 20.9%。显然,叠合长柱的初始刚度随含 CFDST 率的增加而显著提高。

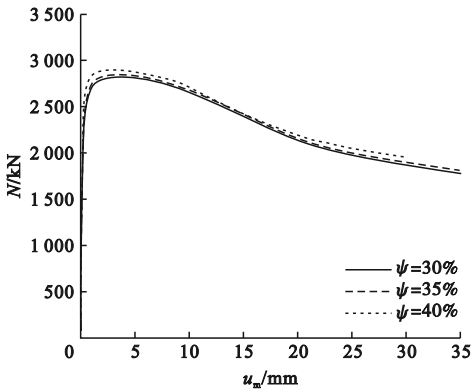


图 17 不同含 CFDST 率下的  $N - u_m$  曲线  
Fig. 17 The  $N - u_m$  curves with different CFDST ratios

4 轴压稳定承载力计算公式

当矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱达到峰值荷载时,外围钢筋混凝土构件与内部中空夹层钢管混凝土构件几乎无接触应力,二者独立。因此可采用叠加法来计算矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱轴压稳定承载力  $N_{u,cr\circ}$

$$N_{u,cr} = \varphi(N_{u,RC} + N_{u,CFDST}). \tag{1}$$

式中:  $\varphi$  为中空夹层钢管混凝土叠合长柱的稳定系数,可根据长细比按文献[18]计算;  $N_{u,RC}$  和  $N_{u,CFDST}$  分别为外围钢筋混凝土部件和中空夹层钢管混凝土部件的轴压承载力。

$N_{u,RC}$  按文献[19]计算:

$$N_{u,RC} = f_{ck,out} A_{c,out} + f_{yz} A_z. \tag{2}$$

式中: $f_{ck,out}$ 和 $f_{yz}$ 分别为外围混凝土轴心抗压强度标准值和纵筋屈服强度; $A_{c,out}$ 和 $A_z$ 分别为外围混凝土面积(除去纵筋总面积)和纵筋总面积。

$N_{u,CFDST}$ 按照文献[16]计算:

$$N_{u,CFDST} = N_{osc,u} + N_{i,u}. \tag{3}$$

$$N_{osc,u} = f_{scy} A_{sco}. \tag{4}$$

$$N_{i,u} = A_{si} f_{syi}. \tag{5}$$

式中: $N_{osc,u}$ 为外钢管和夹层混凝土截面的轴压承载力; $N_{i,u}$ 为内钢管轴压承载力。 $A_{sco}$ 为外钢管和夹层混凝土截面面积之和; $A_{si}$ 和 $f_{syi}$ 分别为内钢管横截面面积和钢材屈服强度。

$f_{scy}$ 为矩形中空夹层钢管混凝土轴压强度指标,根据文献[16]所建议的公式计算:

$$f_{scy} = C_1 \chi^2 f_{syo} + C_2 (1.18 + 0.85\xi) f_{ck,core}. \tag{6}$$

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

综上所述,矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱轴压稳定承载力计算公式如下:

$$N_{u,cr} = \varphi (f_{ck,out} A_{c,out} + f_{yz} A_z + f_{scy} A_{sco} + A_{si} f_{syi}). \tag{7}$$

为验证简化计算式的可靠性,将式(7)计算结果与模拟结果进行比较,如图18所示。

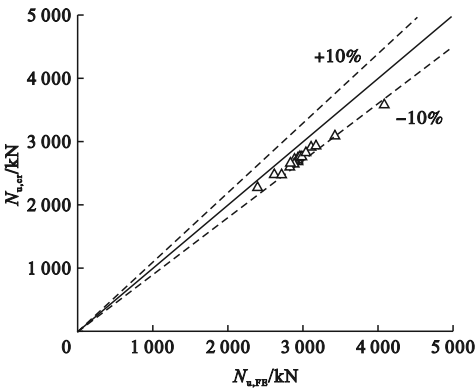


图18 简化计算与模拟结果对比  $N_{u,cr}/N_{u,FE}$   
Fig. 18 The comparisons between calculation and simulation results of  $N_{u,cr}/N_{u,FE}$

由图18可知,式(7)与模拟结果之比的均值为0.927,均方差为0.016,变异系数为0.017。可见,矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱稳定承载力简化计算公式计算结果与模拟结果吻合较好,误差均在10%以内。因此,笔者所提出的简化计算公式具有可靠性和适用性。

5 结 论

(1)轴向荷载作用下,矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱的破坏形态表现为柱中发生侧向挠曲,最终因丧失稳定而破坏;当矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱达到峰值荷载时,外围钢筋混凝土结构同时达到其自身承载力峰值。

(2)在笔者研究的参数范围内, $\lambda$ 和 $f_{cu,out}$ 对矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱的峰值荷载和初始刚度影响显著;当 $\lambda$ 由29增加到42和55时,峰值荷载分别降低7.3%和15.3%;初始刚度分别降低70.3%和87.6%。 $f_{cu,out}$ 由40 MPa提高到60 MPa和80 MPa时,峰值荷载分别提高21.4%和44.8%;初始刚度分别提高16.2%和30.4%。

(3)增加 $\psi$ 值可使叠合长柱的初始刚度显著提高,当 $\psi$ 由30%增加至35%和40%时,其初始刚度分别提高4.7%和20.9%。

(4)基于叠加法并结合现行相关规范,笔者所提出适用于矩形中空夹层钢管混凝土叠合长柱的轴压稳定承载力计算公式,误差小于10%,精度较好,可为实际工程提供计算依据。

参考文献

[1] 韩林海,李威,王文达,等. 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,2017.  
(HAN Linhai, LI Wei, WANG Wenda, et al. Modern composite structures and mixed structures-test, theory and method [M]. Beijing: Science Press, 2017.)  
[2] 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. )
- [3] VERNARDOSS S, GANTES C. Experimental behavior of concrete-filled double-skin steel tubular (CFDST) stub members under axial compression [J]. Structures, 2019, 22: 383 – 404.
- [4] DING F X, WANG W J, LU D R, et al. Study on the behavior of concrete-filled square double-skin steel tubular stub columns under axial loading [J]. Structures, 2020, 23: 665 – 676.
- [5] RIZWAN M, LIANG Q Q, HADI M N S. Numerical analysis of rectangular double-skin concrete-filled steel tubular slender columns incorporating interaction buckling [J]. Engineering structures, 2021, 245: 112960.
- [6] 任庆新, 魏秋宇, 王鹏, 等. 圆中空钢管混凝土叠合柱轴压性能研究[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2022, 38(3): 410 – 417.  
(REN Qingxin, WEI Qiuyu, WANG Peng, et al. Research on circle hollow concrete-encased concrete filled steel tubes slender column under axial compression [J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science), 2022, 38(3): 410 – 417. )
- [7] 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. )
- [8] 任庆新, 魏秋宇, 丁纪楠. 圆中空钢管混凝土叠合构件纯弯性能研究[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2021, 37(3): 437 – 444.  
(REN Qingxin, WEI Qiuyu, DING Ji'nan. Study on circle hollow concrete-encased CFST members subject to pure bending [J]. Journal of Shenyang Jianzhu university (natural science), 2021, 37(3): 437 – 444. )
- [9] CHEN J Y, LI W, HAN L H, et al. Structural behaviour of concrete-encased CFST box stub columns under axial compression [J]. Journal of constructional steel research, 2019, 158: 248 – 262.
- [10] 赵晖, 张颖, 王蕊. 内钢板中空方形钢管混凝土叠合柱轴压力学性能研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(6): 53 – 62.  
(ZHAO Hui, ZHANG Ying, WANG Rui. Study on mechanical behavior of square hollow concrete-encased CFST columns with inner steel plate under axial compression [J]. Journal of building structures, 2022, 43(6): 53 – 62. )
- [11] 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. )
- [12] 刘威. 钢管混凝土局部受压时的工作机理研究[D]. 福州:福州大学, 2005.  
(LIU Wei. Research on mechanism of concrete-filled steel tubes subjected to local compression [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2005. )
- [13] American Concrete Institute Committee. Building code requirements for structural concrete: ACI 318—19 [S]. Detroit: American Concrete Institute, 2019.
- [14] ZHAO X M, WU Y F, LEUNG A Y T. Analyses of plastic hinge regions in reinforced concrete beams under monotonic loading [J]. Engineering structures, 2012, 34: 466 – 482.
- [15] 谢力, 陈梦成, 黄宏. 矩形中空夹层钢管混凝土轴压构件的试验研究[J]. 工业建筑, 2013, 43(5): 128 – 131.  
(XIE Li, CHEN Mengcheng, HUANG Hong. Experimental study on rectangular concrete-filled double-skin steel tubes subjected to compressive load [J]. Industrial construction, 2013, 43(5): 128 – 131. )
- [16] TAO Z, HAN L H. Behaviour of concrete-filled double skin rectangular steel tubular beam-columns [J]. Journal of constructional steel research, 2006, 62: 631 – 646.
- [17] REN Q X, DING J N, WANG Q H, et al. Behavior of slender square hollow steel-reinforced concrete columns under eccentric compression [J]. Journal of building engineering, 2021, 43: 103 – 133.
- [18] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢管混凝土混合结构技术标准: GB/T 51446—2021 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2021.  
(Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Technical standard for steel pipe and concrete hybrid structures: GB/T 51446—2021 [S]. Beijing: China Construction Industry Press, 2021. )
- [19] 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, 2011.  
(Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Code for the design of concrete structures: GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Construction Industry Press, 2011. )
- (责任编辑: 刘春光 英文审校: 范丽婷)