

doi: 10.11835/j.issn.1000-582X.2024.259

多腔中空薄壁方钢管混凝土短柱轴压性能研究

张 潇, 龚 俊, 邵永波, 黄伟峰, 李紫君

(西南石油大学 土木工程与测绘学院, 成都 610500)

摘要: 为了提升中空夹层钢管混凝土 (concrete-filled double-skin steel tubular, CFDST) 短柱的轴压性能, 提出并设计了薄壁方套方中空夹层多腔钢管混凝土 (multi-cavity concrete-filled double-skin tubular, MCFDST) 短柱, 对其轴压力学性能进行了试验研究。试验试件包括 15 个方套方 MCFDST 短柱试件和 3 个方套方 CFDST 短柱试件。以混凝土抗压强度、外钢管宽厚比、空心率和是否设置拉肋为参数, 通过分析试件的变形、荷载-位移曲线、破坏现象和延性系数, 探究了各参数对试件的极限承载力、失效模式和延性的影响。试验结果显示: 混凝土抗压强度从 58 MPa 提升至 90 MPa, 试件承载力提升 46%, 延性系数最高降低 74%; 外钢管宽厚比从 39 降低到 29, 试件承载力提升 12.5%, 延性系数明显增大; 空心率从 0.31 增大到 0.38, 试件承载力提升了 1.3%, 延性系数仅提升 1%; 增设拉肋使构件承载力提升 14.2%, 延性系数最高提升 282%。其次, 利用试验数据验证了数值建模方法的有效性和模型的正确性, 并开展了大量有限元参数分析, 讨论了现行规范对该短柱轴压承载力的适用性, 发现日本规范 AIJ 的预测公式可以精确估计 MCFDST 短柱轴压承载力。

关键词: 方套方中空夹层多腔钢管混凝土短柱; 试验研究; 轴压性能; 失效模式; 极限承载力; 延性系数

中图分类号: TU 398.9

文献标志码: A

文章编号: 1000-582X(2025)02-086-16

Axial compressive behavior of thin-walled multi-cavity concrete-filled double-skin (square inner and square outer) steel tubular stub columns

ZHANG Xiao, GONG Jun, SHAO Yongbo, HUANG Weifeng, LI Zijun

(School of Civil Engineering and Geomatics, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, P. R. China)

Abstract: To improve the axial performance of concrete-filled double-skin steel tubular (CFDST) stub columns, a novel thin-walled multi-cavity concrete-filled double-skin tubular (MCFDST) stub column was proposed. Experimental investigations were conducted to evaluate the axial compressive behavior of these columns. A total of fifteen MCFDST stub columns and three CFDST stub columns were designed and fabricated, with four key parameters examined: concrete compressive strength (CCS), width-to-thickness ratio (WTR) of the outer tube, hollow ratio (HR), and the presence of tensile ribs. The study assessed deformation, load-displacement behavior,

收稿日期: 2024-01-25 网络出版日期: 2024-03-28

基金项目: 四川省青年科技创新团队项目 (2019JDTD0017); 中国博士后科学基金 (2022M722639); 四川省自然科学基金 (2023NSFSC0889)。

Supported by the Scientific Innovation Group for Youths of Sichuan Province (2019JDTD0017), China Postdoctoral Science Foundation (2022M722639), and Natural Science Foundation of Sichuan Province, China (2023NSFSC0889).

作者简介: 张潇 (1997—), 男, 硕士研究生, 主要从事钢管混凝土力学性能方面的研究, (E-mail) 289290215@qq.com。

通信作者: 龚俊 (1993—), 男, 博士, 讲师, 主要从事钢结构抗震和组合结构方面的研究, (E-mail) jun.gong@swpu.edu.cn。

damage patterns, and ductility coefficient to determine the ultimate bearing capacity, failure mode, and ductility performance of the columns. Experimental results show that increasing the CCS from 58 MPa to 90 MPa enhances the bearing capacity by 46%, while reducing the ductility coefficient by 74%. A decrease in WTR from 39 to 29 results in a 12.5% improvement in bearing capacity alongside a notable increase in ductility coefficient. The HR increase from 0.31 to 0.38 yields marginal improvements in bearing capacity(1.3%) and ductility coefficient(1.0%). Notably, the presence of tensile ribs significantly increases the bearing capacity and ductility coefficient by 14.2% and 282%, respectively. Moreover, the experimental data validated the effectiveness and accuracy of numerical modeling, which facilitated extensive finite element parameter analyses. The applicability of current design methods for predicting axial bearing capacity was also discussed, indicating that the prediction formula in Japanese standard AIJ is suitable for estimating the axial compressive bearing capacity of MCFDST stub columns.

Keywords: multi-cavity concrete-filled double-skin tubular stub column; experimental study; axial compressive behavior; failure mode; ultimate bearing capacity; ductility coefficient

中空夹层钢管混凝土柱(concrete-filled double-skin steel tube, CFDST)是在钢管混凝土柱(concrete filled steel tube, CFST)的基础上发展的新型钢-混凝土组合结构,是由内外钢管和钢管之间填充的核心混凝土组成。CFDST柱具备CFST柱的强度高、延性好和施工方便等优点^[1]。此外,因CFDST柱双层钢管和空心的特殊构造,相比CFST柱,它还具有自重轻、抗弯刚度高和抗火性能好等特点。因此,CFDST柱被广泛运用在高层建筑、大跨度桥梁的桥墩、输电塔和风力发电塔等大型工程结构中。CFDST柱可以有多种截面形式,比如:圆形和椭圆形截面^[2-5]。相比上述2种截面,方形和矩形截面的CFDST柱方便生产且易于节点连接,所以在工程中更受欢迎。不少学者对方形CFDST柱进行了大量的试验与数值分析^[6-11],提出了实用的设计方法。但是,方形截面的CFDST柱在承受轴压时钢管的平板处易发生局部屈曲,特别是薄壁钢管。Tao等^[12-13]和王志滨等^[14]采用试验与有限元方法开展研究,发现焊接纵向加劲肋可以明显延缓CFDST柱中钢管的局部屈曲,显著提升了构件的整体抗弯刚度。此外,Liang等^[15]在钢管上焊接纵向平板肋、角钢和槽钢来改善CFDST柱力学性能。徐阳^[16]将4块冷弯薄壁钢板焊接成外钢管,形成双层加劲肋。研究表明,这些加劲方式均有效地延缓了钢管的局部屈曲,提高了构件的承载能力、抗弯刚度和延性。上述研究只加固了外钢管或内钢管,使得加劲肋的利用率受到限制。Shen等^[17]和Ding等^[18]采用冷弯薄壁钢板组装的方式,设计了一种新型两腔CFDST柱,即一组拉肋在一个水平方向上连接内外钢管和一组短肋在另一个水平方向上加固外钢管,这种新型CFDST柱被称为中空多腔钢管混凝土柱(multi-cavity concrete-filled double-skin steel tube, MCFDST)。研究表明,该方法不仅能有效地延缓钢管的局部屈曲,提升截面的抗弯刚度,提高钢管和混凝土相互作用,还能使内外钢管协同作用,提高构件整体稳定性。然而,在短肋方向上,该MCFDST柱的抗弯刚度相对较弱。

MCFDST柱是一种新型钢-混凝土组合柱,对其力学性能的研究较少。笔者创新了一种方套方MCFDST柱的加工工艺,设计15个方套方MCFDST短柱(四腔+双向拉肋)和3个方套方CFDST短柱,开展轴压力学性能试验。为进一步了解影响MCFDST短柱轴压力学性能的关键因素,以混凝土强度、宽厚比、空心率和是否设置拉肋作为变量,研究其对短柱的极限承载力、失效模式和延性的影响。基于试验结果,验证有限元建模方法和模型,并开展大量参数分析工作。最后,利用试验和有限元数据对各国规范的设计公式的预测精度进行评估,为方套方MCFDST短柱的工程设计提供参考。

1 试件设计及试验装置

以混凝土抗压强度、宽厚比、空心率和是否设置拉肋为变量,共设计3个CFDST短柱试件和15个MCFDST短柱试件。对于方形截面的钢管混凝土柱,钢管对混凝土的约束主要集中在角部,为了防止角部焊缝开裂以及减少焊接残余应力造成的初始缺陷,将外钢管角部的钢材进行冷弯处理,冷弯的回转半径为1.5倍外钢管的厚度,内钢管采用无缝钢管。为了保证轴压试验时试件全截面受力均匀,在试件的两端焊接厚度

20 mm,宽度比外钢管宽度大20 mm的承压端板,材质为Q355B级钢材。为了防止“象脚”屈曲破坏^[18],在试件两端设置环向可拆卸的紧箍件。钢管加工工艺和柱截面形式如图1所示。

试验分3组进行,G1、G2分别是柱宽为160 mm和200 mm的MCFDST短柱试件,G3是CFDST短柱试件。为防止构件发生整体屈曲,所有试件的高宽比设计为3^[19]。在表1中,3个CFDST试件采用“SS”编号,15个MCFDST试件采用“M-SS”编号,“B”为对应试件的备用件。试验试件的详细设计参数如表1所示。

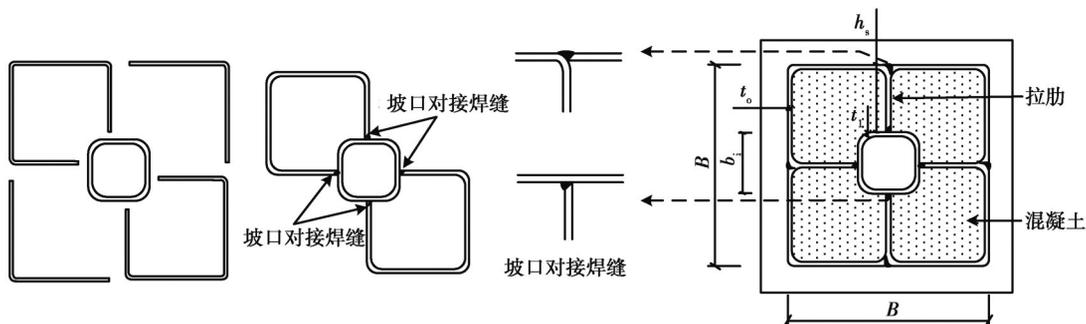


图1 MCFDST短柱的加工工艺和截面形式

Fig. 1 MCFDST stub column processing method and cross-sectional form

表1 试件设计信息

Table 1 Design details

组别	试件编号	B/mm	t_o/mm	h_s/mm	B_i/mm	t_i/mm	B/t	χ	ζ	f_{cu}/MPa	$P_{ul,exp}/\text{kN}$	$P_{ul,FE}/\text{kN}$	DI
G1	M-SS1	160	2.07	52.93	50	4.39	39	0.31	0.59	58.0	1 931	2 095	5.05
	M-SS2	160	2.05	52.95	50	4.29	39	0.31	0.50	67.9	2 119	2 194	2.03
	M-SS2B	160	2.06	52.94	50	4.31	39	0.31	0.49	69.2	2 225	2 223	1.92
	M-SS3	160	2.04	52.96	50	4.24	39	0.31	0.41	81.7	2 603	2 483	1.26
	M-SS4	160	2.04	52.96	50	4.36	39	0.31	0.37	90.2	2 640	2 655	1.33
	M-SS5	160	2.02	47.98	60	4.30	40	0.38	0.58	58.0	1 996	2 025	—
	M-SS6	160	2.76	52.24	50	4.32	29	0.31	0.82	58.0	2 174	2 175	—
G2	M-SS7	160	2.78	47.22	60	4.27	29	0.38	0.82	58.0	2 203	2 208	—
	M-SS8	200	2.05	72.95	50	4.47	49	0.25	0.46	58.0	2 607	2 789	2.81
	M-SS9	200	2.03	72.97	50	4.26	49	0.25	0.39	67.9	2 719	2 906	2.12
	M-SS9B	200	2.04	72.96	50	4.33	49	0.25	0.39	69.2	3 116	3 066	1.88
	M-SS10	200	2.08	72.92	50	4.29	48	0.25	0.33	81.7	3 472	3 616	1.30
	M-SS11	200	2.06	72.94	50	4.38	49	0.25	0.30	90.2	3 806	3 892	2.85
	M-SS12	200	2.04	57.96	80	4.24	49	0.40	0.46	58.0	2 671	2 827	—
G3	M-SS13	200	2.75	72.25	50	4.22	36	0.25	0.64	58.0	2 791	3 055	—
	SS15	160	2.04	0	50	4.19	78	0.31	0.58	58.0	1 747	1 856	1.32
	SS16	200	2.06	0	50	4.32	97	0.25	0.47	58.0	2 356	2 541	1.56
	SS16B	200	2.04	0	50	4.27	98	0.25	0.46	58.0	2 282	2 484	1.68

注: B 和 B_i 为外钢管宽度和内钢管宽度; t_i 和 t_o 为内和外钢管厚度; h_s 为拉肋长度; χ 为空心率,即 $\chi=(B_i/(B-2t_o))$; ζ 为约束效应系数; f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度; $P_{ul,exp}$ 为试件试验承载力; $P_{ul,FE}$ 为试件有限元承载力;DI为延性系数。

1.1 试件材性试验

所有试件的外钢管均采用Q235B级钢材,内钢管均采用Q355B级钢材以保证其在轴压过程中不发生屈曲破坏。依据《金属材料拉伸试验 第一部分:室温试验方法》(GB/T 228.1—2021)^[20]的拉伸试验方法进行材性试验,测得的钢材力学性能数据如表2所示。

混凝土的制备选用硅酸盐水泥(PC 42.5R)、水、高效减水剂、硅灰、粉煤灰、5~20 mm连续级配粗骨料和级配较好的中砂等材料。按照《普通混凝土配合比设计规程》(JGJ 55—2011)^[21]规定,浇筑MCFDST短柱试

件并制备同批次的标准混凝土立方体试块,养护 28 d 后,依据《混凝土物理力学性能试验方法标准》(GB/T 50081—2019)^[22]相关规定对混凝土进行抗压强度试验。测试得到的混凝土标准立方体抗压强度及相关材料的配合比如表 3 所示。

表 2 钢材的材性结果

Table 2 Material properties of steel

材料	E/GPa	f_y/MPa	f_u/MPa	$\delta/\%$
平板处 2 mm	201.3	304.6	419.9	45.4
平板处 3 mm	201.0	311.0	418.3	45.3
角部 2 mm	203.5	352.2	446.6	34.5
角部 3 mm	203.2	403.5	470.3	21.1
内管 4 mm-50	200.0	446.6	557.3	26.7
内管 4 mm-60	201.4	485.0	578.2	27.4
内管 4 mm-80	203.1	466.6	577.8	34.4

注: E 为钢材弹性模量; f_y 和 f_u 为钢材屈服强度和极限强度; δ 为伸长率。

表 3 混凝土配合比及抗压强度

Table 3 Concrete mix ratio and compressive strength

编号	水泥/kg	水/kg	粗骨料/kg	细骨料/kg	高性能减水剂/kg	硅灰/kg	粉煤灰/kg	f_{cu}/MPa
C50	400	180	1 080	720	—	—	—	58.0
C60	480	175	1 070	720	0.96	—	—	67.9
C80	536	165	1 002	715	1.61	—	—	81.7
C90	387	155	1 015	677	1.66	44.4	122	90.2

1.2 试验加载及测点布置

试验加载装置为量程 10 000 kN 的微机控制电液伺服压力试验机,设备满足试验要求,试验装置如图 2(a) 所示,试验采用分级加载。第一级加载采用力控制,加载到极限承载力的 1/10,加载速率为 1 N/s,持荷 2 min;第二级加载采用力控制,加载到极限承载力的 1/4,加载速率为 5 N/s,持荷 2 min;第三级加载采用力控制,加载到极限承载力的 1/2,加载速率保持在 5 N/s,持荷 2 min;第四级加载采用位移控制,加载速率为 0.5 mm/min。当试件加载至外钢管出现明显的屈曲现象或荷载降至极限荷载的 1/2 时,停止加载并终止试验。

为采集钢管混凝土短柱从受荷开始到破坏过程中的轴向应变、环向应变和位移数据,在柱中布置 4 个环向应变片(T1、T2、T3 和 T4)和 4 个纵向应变片(L1、L2、L3 和 L4),沿试件的纵向布置 3 个位移计(D1、D2 和 D3)。应变片(以 A 面为例)和位移计的测点布置如图 2(b) 所示。

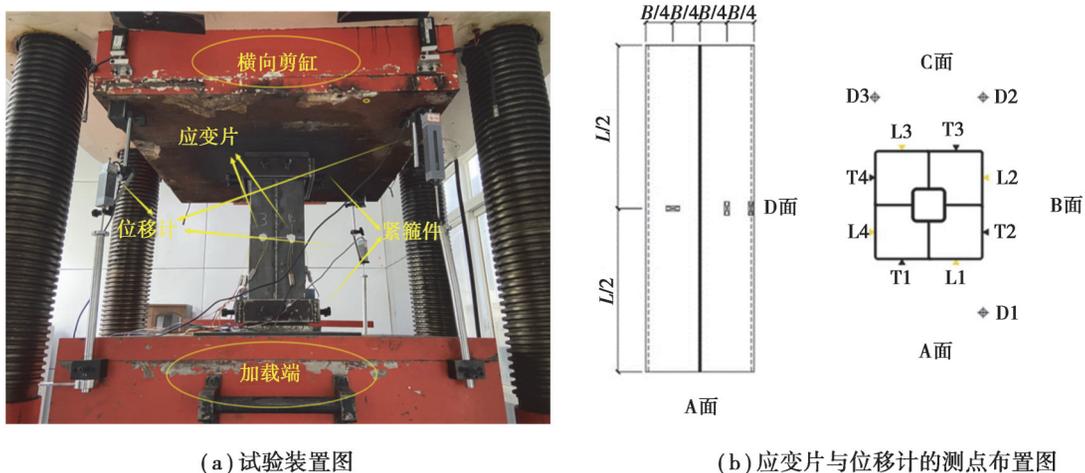


图 2 试验装置及测点布置
Fig. 2 Experimental apparatus and the arrangement of strain gauges and LVDTs

2 试验结果分析

2.1 破坏形态

G1试件为外宽180 mm、高540 mm的MCFDST短柱。完成轴压试验后,试件的失效模式如图3(a)所示,所有试件的试验现象基本一致,各面焊缝均无破坏。以M-SS4为例进行说明:加载初期,荷载处于弹性上升阶段,随着荷载的增大,核心混凝土逐渐被压实,外钢管表面基本无变化。因高强混凝土弹性模量大、延性差,在加载过程中,出现了清晰的混凝土碎裂声,且在达到承载力极限后碎裂声更加密集。在加载中期,荷载处于弹塑性上升阶段,外钢管表面开始出现轻微鼓曲现象。在加载后期,荷载开始进入下降段,试件的纵向变形显著变大,外钢管的鼓曲更加明显。加载结束后,观察到外钢管表面出现向外的小半径半波鼓曲,且鼓曲位置基本不在相同的横截面。

G2试件均为外宽200 mm、高600 mm的MCFDST短柱,完成轴压试验后,试件的失效模式如图3(b)所示。试验的加载过程和试件的破坏现象与第一组基本相同。存在细微差别在于:当试验进入下降后的稳定阶段,外钢管表面鼓曲的变形量比第一组小。

G3试件为3个CFDST短柱,完成轴压试验后,其失效模式如图3(c)所示。第三组试件与第一、二组试件的试验现象大致相同,不同之处在于外钢管的鼓曲形态。G3试件外钢管的管壁出现了半径较大的连续波状鼓曲,且柱中鼓曲最为严重。

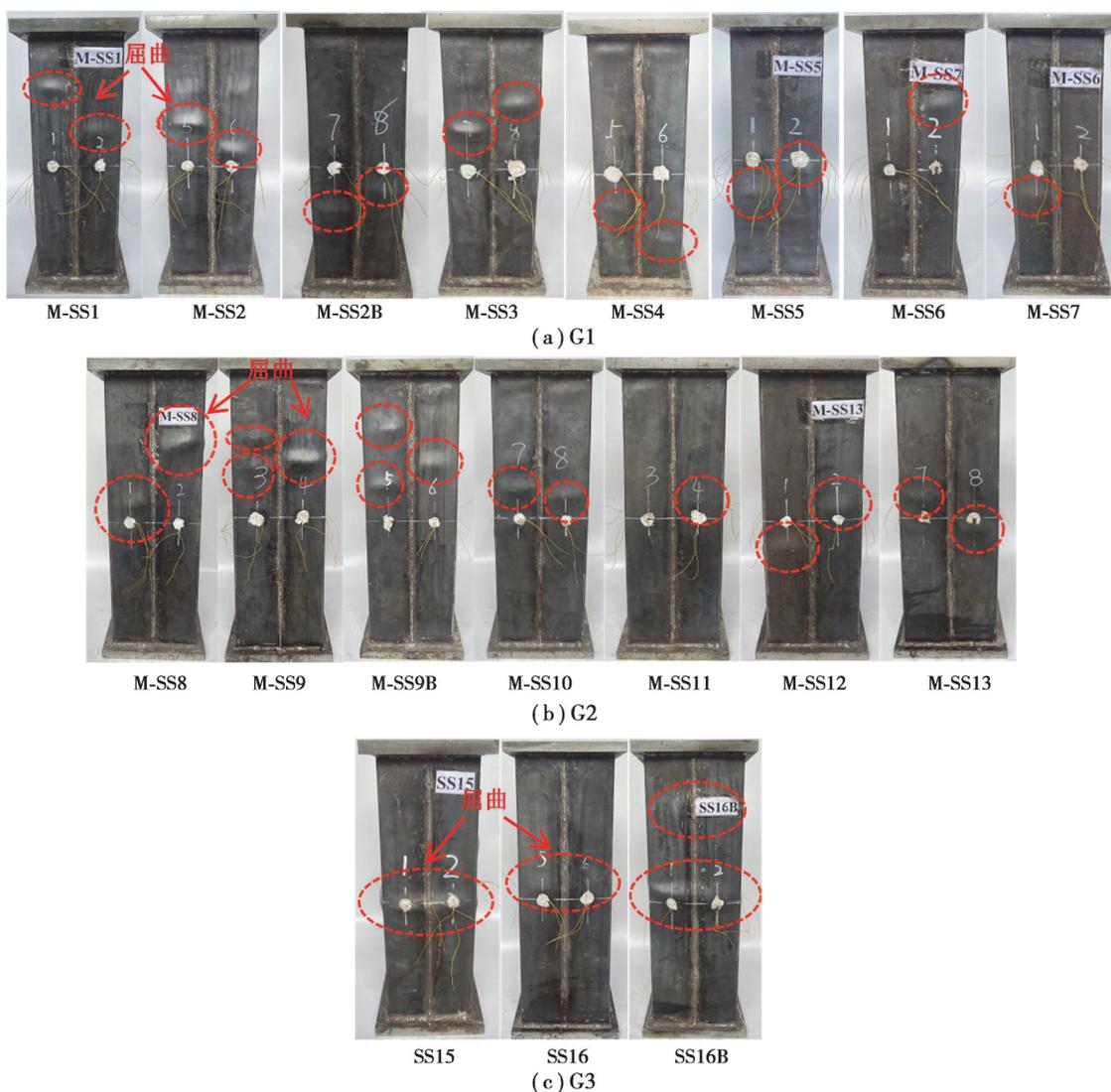


图3 G1~G3组试件失效模式

Fig. 3 Failure modes of specimens in groups G1 to G3

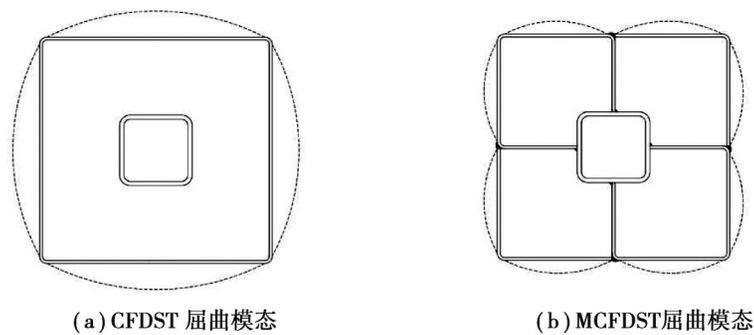
在试验结束后,对试件 M-SS1、M-SS4、M-SS8、M-SS11、SS-15、SS-16 进行了剖切,如图 4 所示。可见钢管鼓曲处的核心混凝土均被压碎,且核心混凝土破坏形式为剪切型破坏,这是因为薄壁钢管混凝土试件的套箍系数较小,在轴心受压时,混凝土的主应力是沿着竖直方向或水平方向,最大切应力所在平面与主应力的所在平面成 45° 夹角。将试件 M-SS4 的核心混凝土取出,可观察到:核心混凝土的石子分布均匀,加劲肋和内管均未发现明显屈曲现象,仅外钢管发生屈曲,达到试验目的。

从图 5 中的 2 种典型的外钢管屈曲模态可以看出:纵向拉肋限制了内外钢管鼓曲,同时增大了对混凝土的约束,对构件的极限承载力可能有提升作用,通过后文的分析将其明确。



图 4 试件的剖切结果

Fig. 4 Cutting results of specimens



(a) CFDST 屈曲模态

(b) MCFDST 屈曲模态

图 5 截面屈曲模态

Fig. 5 Section buckling mode

2.2 荷载位移曲线与承载力

通过轴压性能试验得到的荷载-位移曲线如图 6 所示。由图 6 可知,荷载-位移曲线大致分为 4 个阶段:弹性上升段、弹塑性上升段、下降段和稳定段。在弹性上升段,荷载线性增大,各试件的刚度差别不大。在弹塑性上升段,荷载上升速率放缓,曲线斜率逐渐变小。当荷载达到最大值后,进入下降段,其下降速率由快变慢。随着混凝土强度增加,下降段斜率变大。当下降段斜率减小的速率放缓时,荷载进入稳定阶段。试件 M-SS11 与 SS16B 的荷载-位移曲线与其他曲线有明显区别,荷载达到峰值后并未立即下降,是因为混凝土在

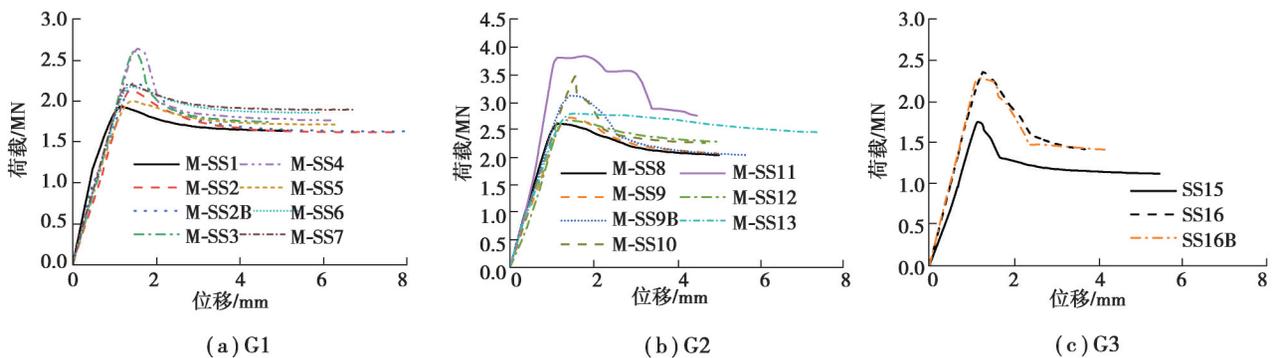


图 6 荷载-位移曲线

Fig. 6 Load-displacement curves

柱体内的浇筑质量不一致。在试件达到极限荷载后,构件内部混凝土某一截面发生碎裂,但由于混凝土浇筑质量存在离散性,该截面未全截面失效,混凝土裂缝发展较慢,构件负荷一定位移后,裂缝才快速发展,试件承载力再下降。

所有试件的轴压承载力 $P_{ul,exp}$ 定义为轴压试验过程中其所承受的最大荷载值,数值列于表1中,试验中不同参数对轴压承载力的影响对比结果如图7中所示。

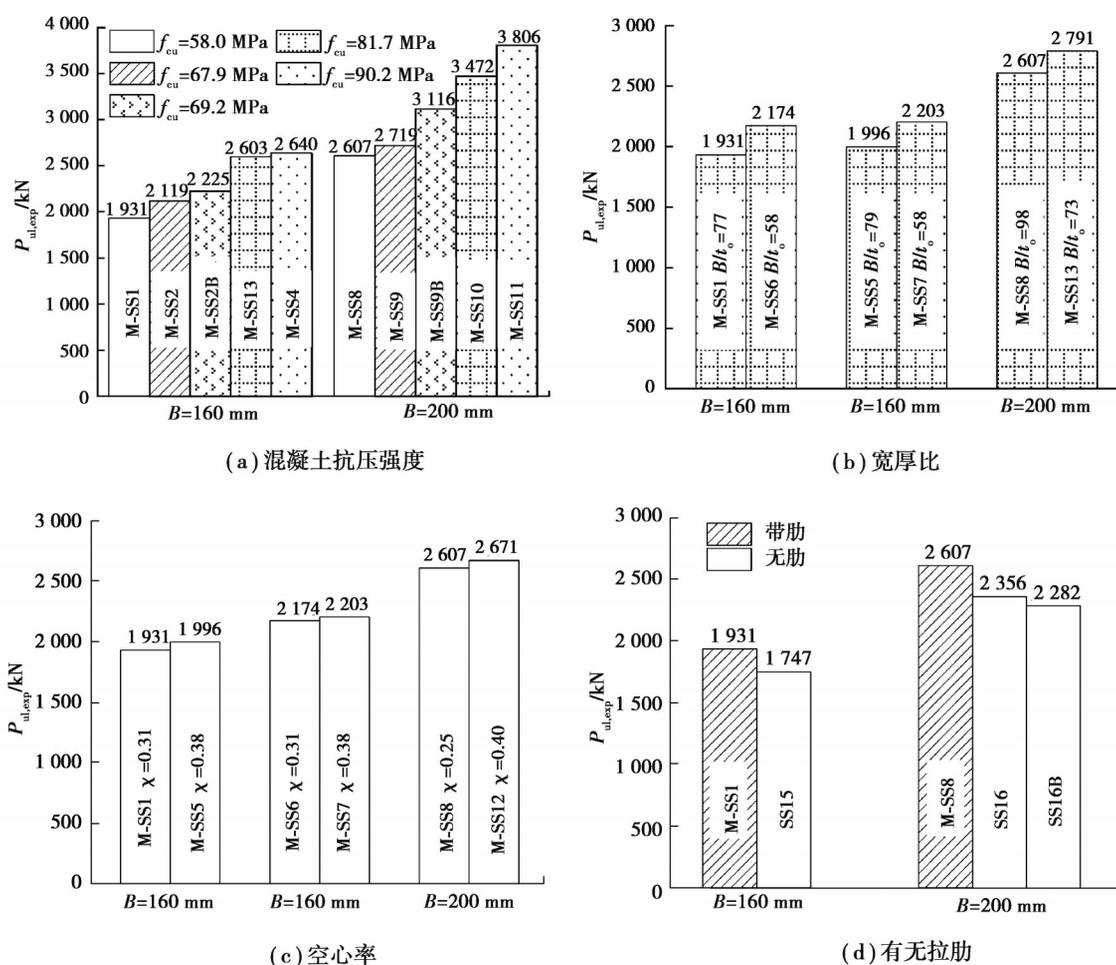


图7 试验结果对比

Fig. 7 Comparison of test results

MCFDST短柱的轴压承载力随混凝土强度的增大而显著提高。试件M-SS1~M-SS4(外宽160mm)的核心混凝土抗压强度 f_{cu} 从58MPa依次提升到67.9、69.2、81.7、90MPa,试件的极限承载力分别提升了9.8%、15.3%、34.8%和36.8%;试件M-SS8~M-SS11(外宽200mm)的核心混凝土抗压强度从61.6MPa依次提升到67.9、69.2、81.7、90MPa,试件的极限承载力分别提升了4.3%、19.6%、27.8%和46%。

MCFDST短柱的轴压承载力随外钢管宽厚比的减小而提高。当宽厚比从39降低到29(M-SS1和M-SS6),从49降低到29(M-SS5和M-SS7),从49降低到36(M-SS8和M-SS13),试件的极限承载力分别提升了12.5%、10.3%和7.1%。

在一定范围内,空心率对试件承载力的影响很小。空心率从0.31增大到0.38(M-SS1和M-SS5),从0.31增大到0.38(M-SS6和M-SS7),从0.25增大到0.40(M-SS8和M-SS12),试件承载力分别提升了3.4%、1.3%和2.4%。在空心率增大的情况下,试件的承载力可能增大,也可能降低,但在本试验中略有增大。因为在空心率变化不大的情况下,内管用钢量增加对承载力有提升作用,而核心混凝土的减少导致承载力降低,在本试验中前者略大于后者。在实际工程中,以保证承载力为前提,可以通过适当增大空心率来减轻结构自重。

设置连接内外钢管的拉肋对试件轴压承载力有显著提升。将外宽为160mm的试件M-SS1与SS15相比,外宽为200mm的试件M-SS8与SS16和SS16B相比,试件极限承载力分别提升了10.5%、10.6%和14.2%。

2.3 延性系数分析

为分析试验参数对延性系数DI的影响,利用Tao等^[12,23]对延性系数的定义(式(1))来对试件延性进行定量计算,计算结果如表1所示。

$$DI = \frac{\varepsilon_{85\%}}{\varepsilon_{75\%}/0.75}, \quad (1)$$

式中: $\varepsilon_{85\%}$ 为荷载下降至极限荷载的85%时的应变; $\varepsilon_{75\%}$ 为荷载上升至75%极限荷载时的应变。

延性系数越大说明试件的延性越好。试件M-SS5~M-SS7与试件M-SS12~M-SS13因荷载未下降至极限荷载的85%以下,故未算得延性系数。但这些试件的荷载-位移曲线在进入稳定段时,荷载依然在极限荷载的85%以上,可判定其具有较好延性。从表1可以分析得到:试件M-SS1~M-SS4延性系数从5.05降低到1.33,试件M-SS8~M-SS10的延性系数从2.81降低至1.3,说明混凝土抗压强度越大,MCFDST短柱的延性越差。将试件M-SS8与M-SS12相比,延性系数从2.81增大到2.85,即空心率的增大可以轻微提升试件的延性。比较M-SS1和M-SS6以及M-SS8和M-SS12,发现增大外钢管壁厚(减小宽厚比),可以提高试件的延性。将试件M-SS1和SS15相比,设置纵向拉肋使短柱的延性系数提升了282%;将试件M-SS8与SS16和SS16B相比,设置拉肋使延性系数分别提升80.2%和67.3%。这表明连接内外钢管的拉肋能显著提高中空夹层钢管混凝土短柱的延性。

3 有限元分析

3.1 有限元模型建立

在Abaqus软件中分别建立MCFDST短柱和CFDST短柱的有限元分析模型,如图8所示。其中,内外钢管和拉肋均采用S4R壳单元,混凝土、端板和紧箍件采用C3D8R实体单元。对于钢管与混凝土之间的接触面,其法线方向定义为硬接触,切线方向定义为摩擦,摩擦系数取0.6^[24]。柱的上下端板定义为刚体,与钢管采用Tie连接,且设置上、下参考点与其耦合约束。为与试验保持一致,紧箍件也定义为刚体,其与外钢管接触面的法线方向定义为硬接触,切线方向定义为摩擦,摩擦系数也为0.6。在上端板顶面,只释放垂直于平面的法向约束,而下端板底面采用完全固定约束。在有限元计算中,荷载的施加采用与试验相同的控制方法。

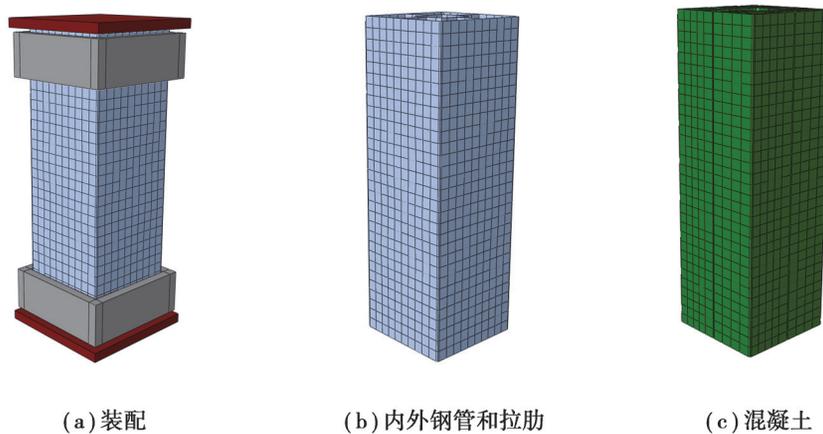


图8 有限元模型

Fig. 8 Finite element model

钢材的本构采用理想弹塑性模型,将外钢管分为冷弯强化角部区域和无强化平板区域,角部强化区域由角部弯曲段和两侧长度为 $0.5\pi r$ 的平直段组成(r 为倒角半径),但在外钢管焊缝处的冷弯薄壁钢板不考虑冷弯效应对钢材强度的提升^[25]。为准确描述变形过程中横截面积的变化,将名义应力与应变转化为真应力与真应变,转换公式为式(2)和式(3)。

$$\sigma_{true} = \sigma(1 + \varepsilon), \quad (2)$$

$$\varepsilon_{true}^{pl} = \ln(1 + \varepsilon) - \frac{\sigma_{true}}{E_s}, \quad (3)$$

式中: σ 、 ε 为名义应力和名义应变; σ_{true} 、 ε_{true}^{pl} 为真实应力和真实塑性应变; E_s 为钢材弹性模量。

混凝土采用塑性损伤模型(concrete damaged plasticity),其应力-应变关系采用Tao等^[26]提出的本构关系,如图9所示。

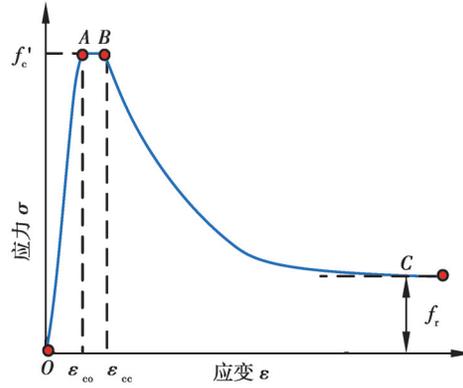


图9 混凝土本构关系

Fig. 9 Concrete constitutive model

引入套箍系数 ζ ,计算公式如式(4)(5)所示。在混凝土CDP模型中还需定义的塑性参数包括:拉压子午线第二应力不变量比值 K_c (见式(7))、膨胀角 $\psi=40^\circ$ 、流动势偏移量 $e=0.1$ 、黏性系数 $\nu=0.0005$ 、双轴抗压强度与单轴抗压强度的比值 f_{bo}/f'_c (见式(8))、混凝土受拉强度($0.1f'_c$)和断裂能 G_F ^[27](见式(6))。

$$\zeta = \frac{A_{so} \cdot f_{yo}}{A_c \cdot f'_c}, \quad (4)$$

$$f'_c = \left[0.76 + 0.2 \log_{10} \left(\frac{f_{cu}}{19.6} \right) \right], \quad (5)$$

$$G_F = (0.0469d_{max}^2 - 0.5d_{max} + 26) \left(\frac{f'_c}{10} \right)^{0.7}, \quad (6)$$

式中: A_{so} 、 f_{yo} 、 A_c 、 f'_c 和 f_{cu} 分别是外钢管面积、外钢管屈服强度、混凝土面积、混凝土圆柱体抗压强度和混凝土立方体抗压强度。

$$K_c = \frac{5.5}{5 + 2(f'_c)^{-0.075}}, \quad (7)$$

$$f_{bo}/f'_c = 1.5(f'_c)^{-0.075}. \quad (8)$$

混凝土本构关系中应力和应变计算方法如下,

$$\frac{\sigma}{f'_c} = \frac{A \cdot X + B \cdot X^2}{1 + (A-2)X + (B+1)X^2}, \quad 0 < \varepsilon < \varepsilon_{co}, \quad (9)$$

式中: $X = \varepsilon/\varepsilon_{co}$, $A = \frac{E_c \varepsilon_{co}}{f'_c}$, $B = \frac{(A-1)^2}{0.55} - 1$ 。 ε 和 σ 为混凝土应变和应力; E_c 为混凝土弹性模量, ε_{co} 为单轴压缩下峰值应力时的应变,计算公式为

$$E_c = 4700\sqrt{f'_c}, \quad (10)$$

$$\varepsilon_{co} = 0.00076 + \sqrt{(0.626f'_c - 4.33) \times 10^{-7}}. \quad (11)$$

混凝土本构关系中AB段应力应变计算方法为

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = e^k, \quad k = (2.9224 - 0.00367f'_c) \left(\frac{f_B}{f'_c} \right)^{0.3124 + 0.002f'_c}, \quad (12)$$

$$f_B = \left(\frac{0.25 \times (1 + 0.0027f_y) \cdot e^{-\frac{0.02\sqrt{B^2+D^2}}{t}}}{1 + 1.6e^{-10} \cdot (f'_c)^{4.8}} \right) \circ \quad (13)$$

混凝土本构关系中BC段应力应变计算方法为

$$\sigma = f_r + (f_c' - f_r) \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{cc}}{\alpha} \right)^\beta \right], \quad (14)$$

式中: $f_r = 0.1f_c'$, 为残余应力; 系数 $\alpha = 0.005 + 0.0075\xi$, $\beta = 0.92$ 。

3.2 模型验证

试验的所有工况均建立了有限元模型进行数值计算, 得到的 MCFDST 短柱和 CFDST 短柱极限承载力 $P_{ul,FE}$ 列于表 1 中。为了节省篇幅, 图 10 与图 11 仅比较了部分试件的试验和有限元轴压全过程荷载-位移曲线和失效模式, 在达到峰值荷载前, 有限元和试验的荷载位移曲线吻合较好, 但在下降段, 二者略有差异, 主要是核心混凝土的离散性所致; 试验与有限元中试件失效模式吻合良好。图 12 比较了所有试件轴压承载力的试验结果和有限元结果, 二者吻合较好, 误差均在 10% 以内。综上所述, 3.1 节建立的有限元模型可以模拟 MCFDST 和 CFDST 短柱的轴压受荷过程, 并能较准确地计算短柱的轴压极限承载力。

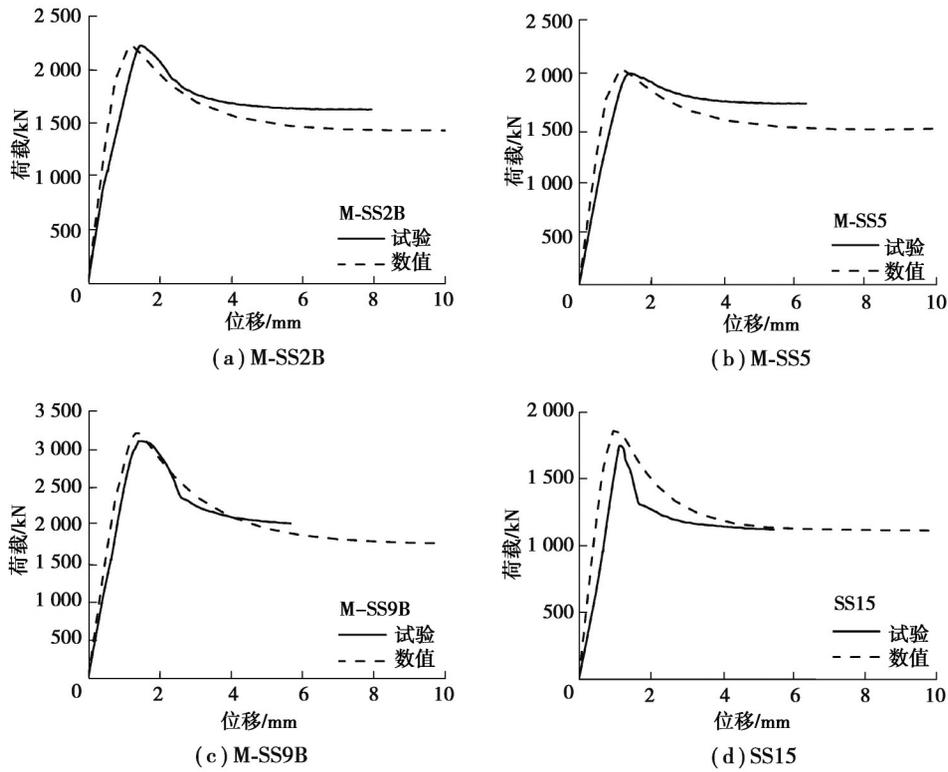


图 10 数值和试验的荷载-位移曲线对比

Fig. 10 Comparison of load-displacement curves obtained by numerical and experimental methods

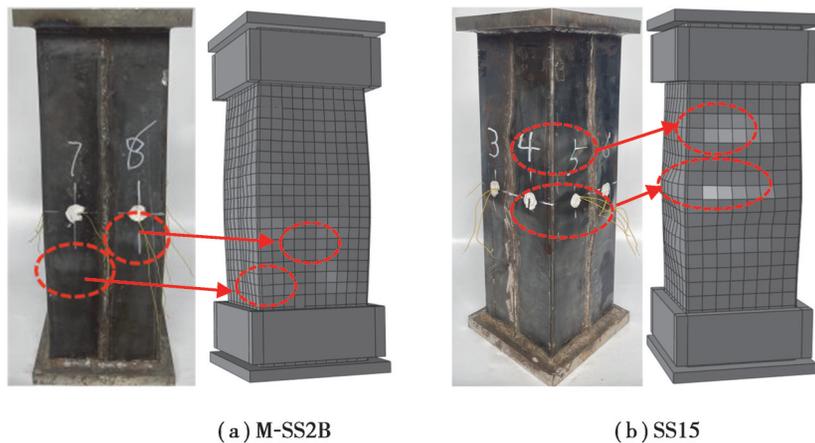


图 11 数值和试验的失效模式对比

Fig. 11 Comparison of failure modes by numerical and experimental methods

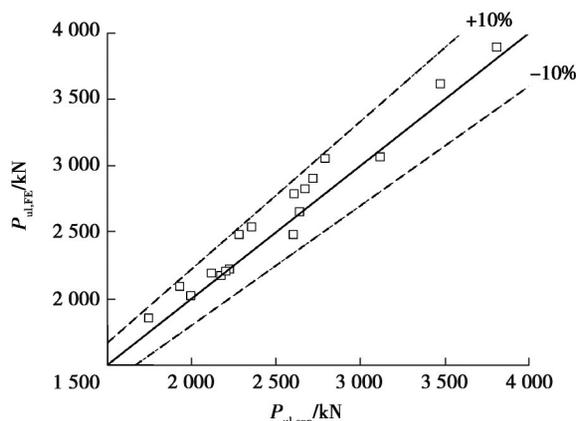


图12 数值和试验的极限承载力对比

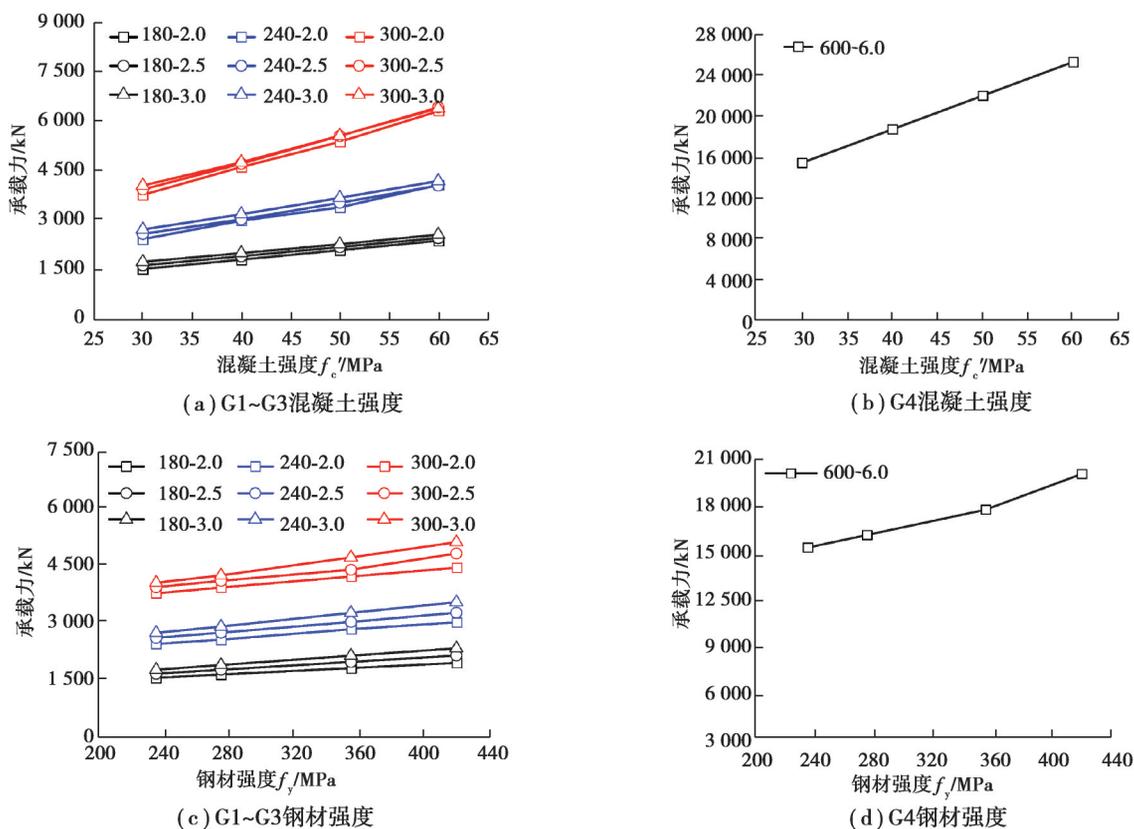
Fig. 12 Comparison of bearing capacities obtained by numerical and experimental methods

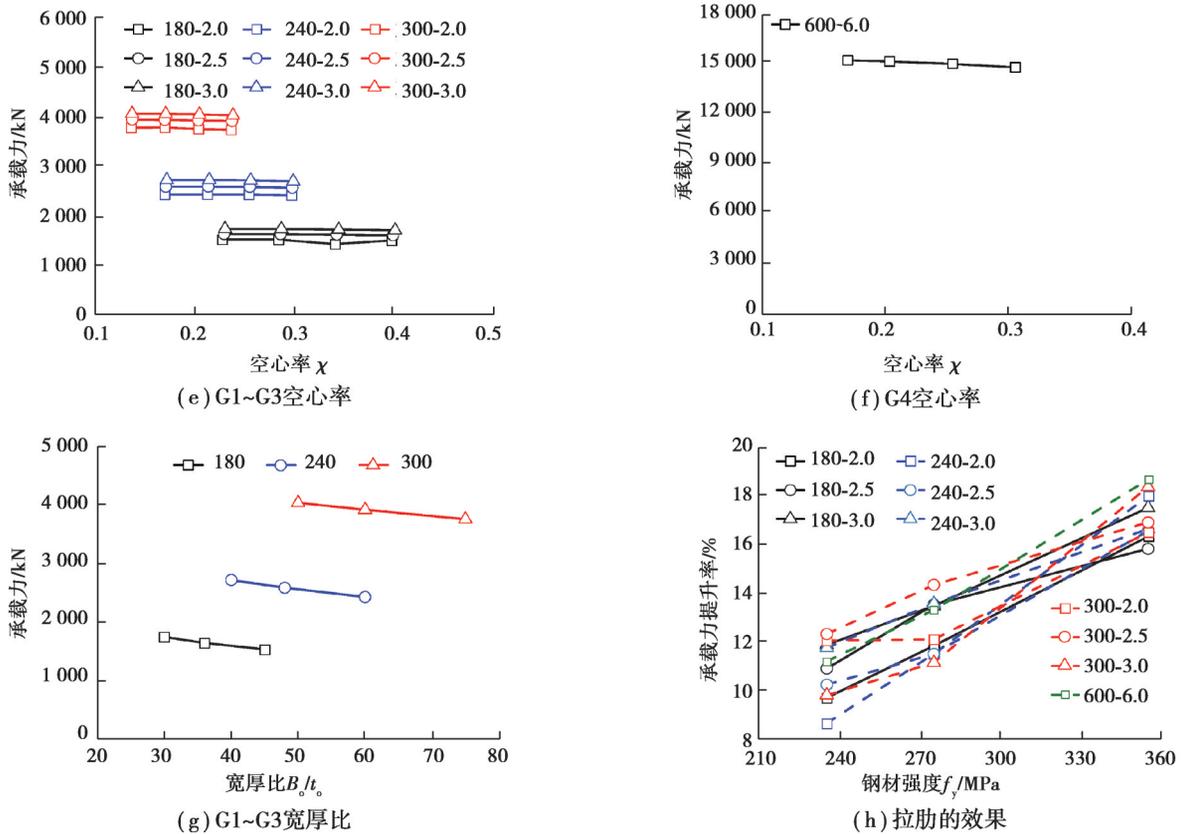
3.3 参数分析

为了进一步分析影响MCFDST轴压极限承载力的关键因素,基于3.2节验证后的有限元建模方法,对MCFDST短柱进行参数分析。以外钢管宽度为分组标准,将有限元分析分为G1~G3(缩尺短柱模型)和G4(足尺短柱模型)4组,共计120个MCFDST短柱模型。

G1~G3组中内钢管均使用屈服强度为355 MPa,厚度为3 mm的钢材,变化的参数包括外钢管宽度(180、240、300 mm)、混凝土圆柱体抗压强度(30、40、50、60 MPa)、外钢管屈服强度(235、275、355、420 MPa)、外钢管壁厚(2、2.5、3 mm)、内管宽度(40、50、60、70 mm)和是否设置拉肋。G4组中的模型外钢管宽度为600 mm,内外钢管厚度均为6 mm,内钢管屈服强度为355 MPa,其他参数还包括混凝土圆柱体抗压强度(30、40、50、60 MPa)、外钢管的屈服强度(235、275、355、420 MPa)、内管宽度(100、120、150、180 mm)和是否设置拉肋。

图13展示了构件的轴压承载力随不同参数的变化情况。





注:图(a)~(h)中线名以图(b)中 600-6.0 为例进行说明,600 为外钢管宽度,6.0 为外钢管厚度。

图 13 参数分析结果

Fig. 13 Parameter analysis results

从图 13 可知,钢材屈服强度从 235 MPa 提升到 420 MPa,构件承载力提升了 11%~32%;混凝土圆柱体抗压强度从 30 MPa 增加到 60 MPa,构件承载力提升了 47%~68%;随着空心率逐渐增大,承载力略微下降,下降幅度均在 3% 以内;宽厚比越小,外钢管对核心混凝土的约束越大,试件承载力越高;设置连接内外钢管的拉肋能较大程度提升试件的承载力,且提升效果随着钢管屈服强度的提升而更加明显。

4 规范设计公式

引入可靠性系数 $\beta^{[28]}$ 来评估 MCFDST 短柱的安全性,计算方法如式(15)所示。当 β 大于 2.5 时,设计满足可靠性要求^[29],且构件不会发生突发性和大范围连续性破坏。式中, P 代表试验承载力除以设计规范预测的承载力的平均值, V_p 代表 P 的变异系数, $M=1.1, F=1, \alpha=0.7, V_M=0.05, V_F=0.193, \phi=0.75^{[26]}$ 。

$$\beta = \frac{\ln\left(\frac{P \cdot M \cdot F}{\phi}\right)}{\alpha \sqrt{V_M^2 + V_P^2 + V_F^2}} \quad (15)$$

对于 CFDST 短柱,欧洲规范 EC4^[30] 给出计算公式为

$$P_{ul,EC4} = A_{so} f_{yo} + A_{si} f_{yi} + A_{ss} f_{ys} + 0.85 A_c f_c', \quad (16)$$

式中: A_{so} 、 A_{si} 、 A_{ss} 和 A_c 分别为外钢管、内钢管、加劲肋的截面面积和混凝土截面面积; f_{yo} 、 f_{yi} 、 f_{ys} 和 f_c' 分别为外钢管、内钢管、加劲肋的屈服强度和混凝土圆柱体抗压强度。

英国规范 BS5400^[31] 给出计算公式为

$$P_{ul,BS5400} = A_{so} f_{yo} + A_{si} f_{yi} + A_{ss} f_{ys} + 0.675 A_c f_{cu}, \quad (17)$$

式中: f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度。

中国规范 GB/T51446^[32] 给出计算公式为

$$P_{ul,GB} = A_{sc} f_{sc} + A_{si} f_{yi} + A_{ss} f_{ys}, \quad (18)$$

$$A_{sc} = A_{so} + A_c, \quad (19)$$

$$f_{sc} = \frac{f_{scy}}{\gamma_{sc}}, f_{scy} = (1.14 + 1.02\zeta) f_{ck}, \quad (20)$$

$$f_{ck} = 0.67f_{cu}, \zeta = \frac{A_{so} \cdot f_{yo}}{A_c \cdot f_{ck}}, \quad (21)$$

式中: f_{ck} 为混凝土轴心抗压强度标准值; f_{scy} 是钢管混凝土轴心抗压强度标准值; f_{sc} 是钢管混凝土轴心抗压强度设计值; γ_{sc} 是钢管混凝土轴心抗压强度分项系数, 取 1.2。

中国福建地方标准 DBJ^[33] 给出计算公式为

$$P_{ul,DBJ} = A_{sc}(1.18 + 0.85\zeta) f_{ck} + A_{si} f_{yi} + A_{ss} f_{ys}, \quad (22)$$

$$\zeta = \frac{A_{so} \cdot f_{yo}}{A_c \cdot f_c}, \quad (23)$$

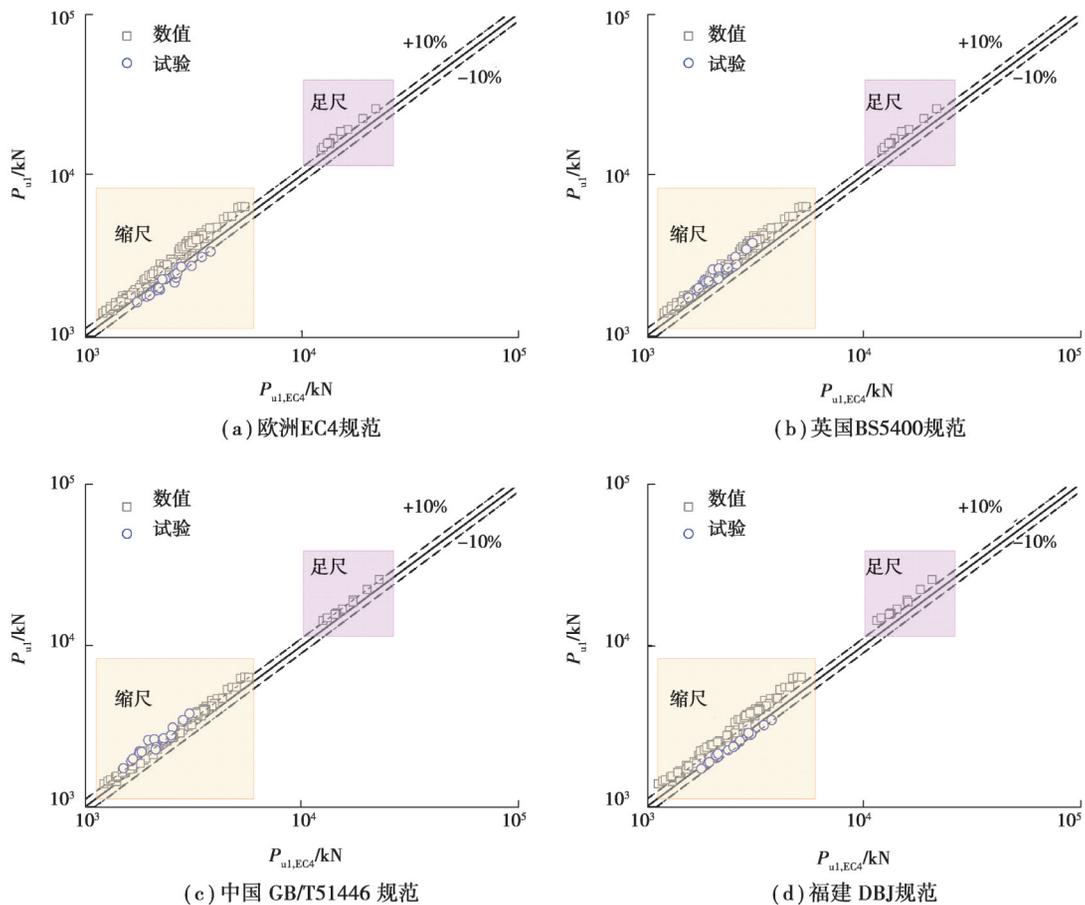
式中: A_{sc} 为外钢管截面和混凝土截面面积之和。

日本规范 AIJ^[34-35] 给出计算公式为

$$P_{ul,AIJ} = 1.27FA_{so} + A_{si} f_{yi} + A_{ss} f_{ys} + 0.85A_c f_c', \quad (24)$$

式中: F 为外钢管钢材的抗拉强度设计值, 取 f_{yo} 和 0.7 倍 f_{yu} 的较小值; f_{yu} 为外钢管钢材的抗拉强度。

使用上述计算方法对第 2 节试验和第 3 节有限元试件进行承载力估计, 估计结果如图 14 所示。可以看到 DBJ 的预测结果最保守, $P_{ul,DBJ}/P_{ul,FE}$ 和 $P_{ul,DBJ}/P_{ul,exp}$ 的平均值为 0.83, 标准差为 0.052, β 为 3.92。BS5400、GB/T5144、EC4 的预测结果较为接近, 可靠性系数均远远大于目标值 2.5, $P_{ul,BS5400}/P_{ul,FE}$ 和 $P_{ul,BS5400}/P_{ul,exp}$ 的平均值为 0.87, 标准差为 0.032, β 为 3.63; $P_{ul,GB}/P_{ul,FE}$ 和 $P_{ul,GB}/P_{ul,exp}$ 的平均值为 0.90, 标准差为 0.047, β 为 3.39; $P_{ul,EC4}/P_{ul,FE}$ 和 $P_{ul,EC4}/P_{ul,exp}$ 的平均值为 0.88, 标准差为 0.034, β 为 3.55。上述 3 种规范对足尺试件承载力的预测均偏于保守。规范 AIJ 的预测结果是: $P_{ul,AIJ}/P_{ul,FE}$ 的平均值为 0.95, 标准差为 0.042, β 为 3.06。说明日本规范能较为准确地预测 MCFDST 短柱的轴压承载力, 且具有经济的安全性系数。



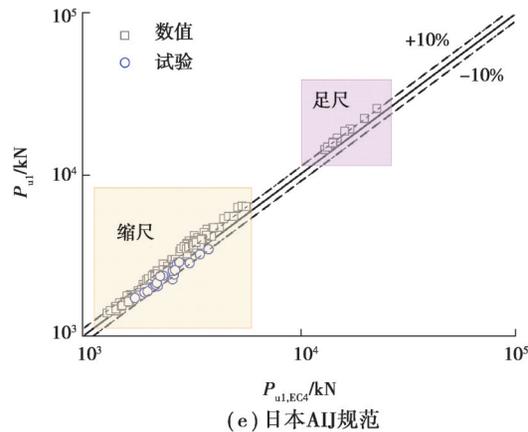


图 14 规范方法估计结果与有限元、试验结果比较

Fig. 14 Comparison of results obtained by code methods as well as numerical and experimental methods

5 结 论

1) 在外宽 160 mm 和 200 mm 的方套方中空夹层钢管混凝土(CFDST)短柱中设置连接内外钢管的纵向拉肋,使试件的极限承载力分别提升了 10.5% 和 14.2%,也使试件延性系数分别提升了 282% 和 67.3%。说明纵向拉肋对短柱承载力和延性的提升显著,参数分析结果显示,钢材强度越高,拉肋对承载力的提升效果越好。

2) 在短柱承受偏压作用时,纵向拉肋能有效抵抗钢管向偏压方向发生的挠曲变形,提高截面抗弯刚度;拉肋对内外钢管有拉结作用,有效延缓了内外钢管平板处的局部屈曲,显著改善了构件的失效模式。

3) MCFDST 和 CFDST 短柱均为薄壁钢管组合结构,因套箍系数较小,其核心混凝土发生剪切型破坏。

4) 混凝土强度对短柱承载力的影响最大,混凝土强度提高,承载力增大,但延性系数减小。宽厚比越小,承载力越大,延性系数增大。空心率对承载力影响很小,可通过合理设计空心率来降低结构自重,改善结构的抗震性能。

5) 现行规范对薄壁方套方 MCFDST 短柱承载力的预测结果均偏于保守,其中,日本规范 AIJ 的设计方法可较为精确地预测 MCFDST 短柱的轴压极限承载力,且具有经济的可靠性系数。

参考文献

- [1] Han L H, Li W, Bjorhovde R. Developments and advanced applications of concrete-filled steel tubular (CFST) structures: members[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 100: 211-228.
- [2] Zhao X L, Grzebieta R, Elchalakani M. Tests of concrete-filled double skin CHS composite stub columns[J]. Steel and Composite Structures, 2002, 2(2): 129-146.
- [3] 陶忠, 韩林海, 黄宏. 圆中空夹层钢管混凝土柱力学性能研究[J]. 土木工程学报, 2004, 37(10): 41-51.
Tao Z, Han L H, Huang H. Mechanical behaviour of concrete-filled double skin steel tubular columns with circular cular sections[J]. China Civil Engineering Journal, 2004, 37(10): 41-51. (in Chinese)
- [4] Tao Z, Han L H, Zhao X L. Behaviour of concrete-filled double skin (CHS inner and CHS outer) steel tubular stub columns and beam-columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2004, 60(8): 1129-1158.
- [5] Yang H, Lam D, Gardner L. Testing and analysis of concrete-filled elliptical hollow sections[J]. Engineering Structures, 2008, 30(12): 3771-3781.
- [6] Zhao X L, Grzebieta R. Strength and ductility of concrete filled double skin (SHS inner and SHS outer) tubes[J]. Thin-Walled Structures, 2002, 40(2): 199-213.
- [7] 谢力, 陈梦成, 张安哥. 矩形中空夹层钢管混凝土短柱力学性能的数值分析[J]. 华东交通大学学报, 2005, 22(1): 4-6.
Xie L, Chen M C, Zhang A G. Numerical analysis of double skin concrete-filled steel tubular short columns with rectangular section[J]. Journal of East China Jiaotong University, 2005, 22(1): 4-6. (in Chinese)

- [8] 谢力,林博洋,袁方,等.方中空夹层钢管混凝土柱压-弯-剪受力性能试验研究[J].建筑结构学报,2015,36(S1):230-234.
Xie L, Lin B Y, Yuan F, et al. Experimental study on compressive-flexural-shear behavior of concrete-filled steel tubular columns with square hollow sandwich[J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(S1): 230-234. (in Chinese)
- [9] 陶忠,韩林海,黄宏.方中空夹层钢管混凝土偏心受压柱力学性能的研究[J].土木工程学报,2003,36(2):33-40,51.
Tao Z, Han L H, Huang H. Concrete-filled double skin steel tubular column with square section under eccentric loads[J]. China Civil Engineering Journal, 2003, 36(2): 33-40, 51. (in Chinese)
- [10] Hassanein M F, Elchalakani M, Karrech A, et al. Behaviour of concrete-filled double-skin short columns under compression through finite element modelling: SHS outer and SHS inner tubes[J]. Structures, 2018, 14: 358-375.
- [11] 黄宏,朱彦奇,陈梦成,等.矩形中空夹层再生混凝土钢管短柱轴压试验研究[J].实验力学,2016,31(1):67-74.
Huang H, Zhu Y Q, Chen M C, et al. Experimental investigation on axial compression of rectangular recycled concrete-filled double-skin steel tube short column[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2016, 31(1): 67-74. (in Chinese)
- [12] Tao Z, Han L H, Wang Z B. Experimental behaviour of stiffened concrete-filled thin-walled hollow steel structural (HSS) stub columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2005, 61(7): 962-983.
- [13] 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.
- [14] 王志滨,陶忠.带肋薄壁方钢管混凝土轴压短柱设计探讨[J].工业建筑,2007,37(12):13-17.
Wang Z B, Tao Z. Design of concrete-filled thin-walled stiffened steel tubular stub columns with square sections[J]. Industrial Construction, 2007, 37(12): 13-17. (in Chinese)
- [15] Liang W, Dong J F, Wang Q Y. Mechanical behaviour of concrete-filled double-skin steel tube (CFDST) with stiffeners under axial and eccentric loading[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 138: 215-230.
- [16] 徐阳.带肋方中空夹层钢管混凝土短柱轴压性能研究[D].四川:西南石油大学,2023.
Xu Y. Axial compressive behavior of stiffened thin-walled concrete-filled double-skin (square inner and square outer) steel tubular stub columns[D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2023. (in Chinese)
- [17] Shen L, Ding M, Feng C, et al. Axial compressive behavior of thin-walled concrete-filled double-skin steel tubular stub columns with connecting strips[J]. Journal of Structural Engineering, 2022, 148(2): 04021267.
- [18] Ding M, Shen L, Yang B. FE simulation of a new type of concrete-filled double skin steel tube with stiffeners under axial loading[M]// Lecture Notes in Civil Engineering. Springer Singapore, 2021, 101: 1725-1735.
- [19] Wang F Y, Young B F A, Gardner L. Experimental study of square and rectangular CFDST sections with stainless steel outer tubes under axial compression[J]. Journal of Structural Engineering-ASCE, 2019, 145(11) 1-15.
- [20] 国家市场监督管理总局,国家标准化管理委员会.金属材料 拉伸试验 第1部分:室温试验方法:GB/T 228.1—2021[S].北京:中国标准出版社,2021.
State Administration for Market Regulation, Standardization Administration of the People's Republic of China. Metallic materials: tensile testing: part 1: method of test at room temperature: GB/T 228.1—2021[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021. (in Chinese)
- [21] 中华人民共和国住房和城乡建设部.普通混凝土配合比设计规程:JGJ 55—2011[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. Specification for mix proportion design of ordinary concrete: JGJ 55—2011[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011. (in Chinese)
- [22] 中华人民共和国住房和城乡建设部,国家市场监督管理总局.混凝土物理力学性能试验方法标准:GB/T 50081—2019[S].北京:中国建筑工业出版社,2019.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, State Administration for Market Regulation. Standard for test methods of concrete physical and mechanical properties: GB/T 50081—2019[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2019. (in Chinese)
- [23] Tao Z, Han L H, Wang D Y. Strength and ductility of stiffened thin-walled hollow steel structural stub columns filled with concrete[J]. Thin-Walled Structures, 2008, 46(10): 1113-1128.
- [24] Rabbat B G, Russell H G. Friction coefficient of steel on concrete or grout[J]. Journal of Structural Engineering, 1985, 111(3):

505-515.

- [25] Abdel-Rahman N, Sivakumaran K S. Material properties models for analysis of cold-formed steel members[J]. *Journal of Structural Engineering*, 1997, 123(9): 1135-1143.
- [26] Tao Z, Wang Z B, Yu Q. Finite element modelling of concrete-filled steel stub columns under axial compression[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2013, 89: 121-131.
- [27] Bazant Z P, Becq-Giraudon E. Statistical prediction of fracture parameters of concrete and implications for choice of testing standard[J]. *Cement and Concrete Research*, 2002, 32(4): 529-556.
- [28] Lai Z C, Varma A H. High-strength rectangular CFT members: database, modeling, and design of short columns[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2018, 144(5): 154-171.
- [29] Minimum design loads for buildings and other structures: ASCE/SEI 7-10[S]. Reston, Virginia: American Society of Civil Engineers, 2010.
- [30] Eurocode 4: design of composite steel and concrete structures: part 1-1: general rules and rules for buildings: DS/EN 1994-1-1[S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2007.
- [31] Steel, concrete and composite bridges, Part 5: Code of practice for design of composite bridges: BS5400-5[S]. London, UK: British Standards Institutions, 2005.
- [32] 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 concrete-filled steel tubular hybrid structures: GB/T 51446—2021[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2021. (in Chinese)
- [33] 福建住房和城乡建设厅. 钢管混凝土结构技术规程: DBJ/T13-51-2020[S]. 北京: 北京建筑工业出版社, 2020.
Fujian Department of Housing and Urban Rural Development. Technical specification for concrete-filled steel tubular structures: DBJ/T13-51-2020[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2020. (in Chinese)
- [34] Recommendations for design and construction of concrete filled steel tubular structures: AIJ-CFT 2008[S]. Tokyo: Architectural Institute of Japan, 2008.
- [35] Li Z, Gong J, Shao Y, et al. Axial compressive behaviors of multi-cavity concrete-filled double-skin tubular stub columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2024, 216: 108619.

(编辑 郑洁)