

DOI:10.11918/202408057

薄壁钢箱混凝土短柱的弱约束效应

王欢^{1,2}, 康玲¹, 陈明¹, 邹圻¹, 牟廷敏^{1,2}

(1. 四川省公路规划勘察设计研究院有限公司, 成都 610041; 2. 四川省桥梁与结构工程实验室, 成都 610041)

摘要: 为研究薄壁钢箱混凝土的弱约束效应, 开展了9个薄壁钢箱混凝土短柱轴压试验和6个圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土短柱对照组试验, 获得了构件破坏模式、荷载-位移曲线、极限承载能力、组合强度、轴压刚度、截面应变分布等力学行为。与圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土构件进行对比分析, 系统阐明了薄壁钢箱对混凝土的弱约束效应、薄壁钢箱与混凝土的变形协调关系。基于薄壁钢箱对混凝土强度的提升贡献, 建立了考虑弱约束效应的薄壁钢箱混凝土短柱轴压承载力计算方法。结果表明: 极限承载力和轴压刚度随含钢率、约束效应系数的增大而增大, 随钢板宽厚比的增大而减小; 弱约束效应下, 薄壁钢箱在30%~40%极限荷载时局部鼓曲, 此后钢箱与混凝土出现变形不协调现象, 混凝土达到极限状态时呈脆性压溃, 截面有效承压面积减小、下降段陡峭、承载力下降迅速, 但后期依靠钢箱维持承载而延性较好; 矩形钢箱混凝土和圆形钢管混凝土在小含钢率情况下, 弹性、弹塑性阶段的力学行为相似、极限承载力和轴压刚度相近, 但圆形截面呈延性破坏且下降段约束效应优于矩形截面; 薄壁钢箱混凝土比普通钢筋混凝土承载能力提升约15%、轴压刚度提升约5%, 且施工无需绑扎钢筋和安拆模板, 在结构方案设计时具备竞争优势与潜力。所提承载力计算方法经验证精度可靠, 可为薄壁钢箱混凝土结构设计提供指导。

关键词: 薄壁钢箱混凝土; 组合结构; 弱约束效应; 变形协调关系; 轴压试验

中图分类号: TU398.9; TU317.1

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2024)11-0162-09

Weak confinement effect of concrete-filled thin-walled steel box short column

WANG Huan^{1,2}, KANG Ling¹, CHEN Ming¹, ZOU Qi¹, MU Tingmin^{1,2}

(1. Sichuan Highway Planning, Survey, Design and Research Institute Ltd., Chengdu 610041, China;

2. Bridge and Structural Engineering Laboratory of Sichuan Province, Chengdu 610041, China)

Abstract: To investigate the weak confinement effect of concrete-filled thin-walled steel box (CFTSB), the axial compression tests of 9 CFTSB short columns and 6 control group tests of circular concrete-filled steel tube (CFST) and ordinary reinforced concrete (RC) short columns are carried out. The mechanical behaviors such as failure mode, load-displacement curve, ultimate bearing capacity, composite strength, axial compression stiffness, and sectional strain distribution were obtained, and the weak confinement effect of CFTSB and the deformation coordination relationship between thin-walled steel box and concrete are described in detail by comparing with circular CFST and ordinary RC components. Based on the contribution of thin-walled steel box to the strength improvement of concrete, an axial compressive capacity calculating method of CFTSB short column with weak confinement effect is established. The results show that the ultimate bearing capacity and axial compression stiffness increase with the increase of steel ratio and confinement coefficient, but decrease with the increase of width-to-thickness ratio. Under the weak confinement effect, the thin-walled steel box partially buckled at 30%–40% of the ultimate load, and then the deformation of the steel box and concrete appeared uncoordinated phenomenon. The concrete is crushed when it reached ultimate state, and the bearing capacity declined rapidly because of the decrease of effective bearing area, but the ductility during later period is better maintained by the steel box. In the case of small steel ratio, the mechanical behavior of CFTSB and CEST is similar in elastic and elastic-plastic stage as well as similar ultimate bearing capacity and axial compressive stiffness, but the circular section shows ductile failure and the constraint effect of falling stage is better than that of the rectangular section. The bearing capacity and stiffness of CFTSB are about 15% and 5% higher than that of ordinary RC, respectively, and the construction does not need to tie steel bars and install and disassemble formworks. The proposed bearing capacity calculation method is proved to be reliable and can provide useful guidance for the design of CFTSB structure.

Keywords: concrete-filled thin-walled steel box; composite structure; weak confinement effect; deformation compatibility relationship; axial compression experiment

收稿日期: 2024-08-28; 录用日期: 2024-10-19; 网络首发日期: 2024-11-13

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20241112.1448.004>

基金项目: 四川省交通运输科技项目(2022-ZL-07, 2022-ZL-08); 四川省科技计划资助项目(2023YFG0376); 企业级横向科研项目([2022]94号)

作者简介: 王欢(1995—), 男, 工程师; 牟廷敏(1964—), 男, 教授级高级工程师, 博士生导师

通信作者: 康玲, kangling@schdri.com

随着桥梁建设向着深沟峡谷、复杂跨线、越江通道、远洋深海等场景发展,桥梁结构也向着高墩大跨、大尺度发展^[1]。对于高耸桥墩、缆索承重桥梁桥塔、超大跨拱桥拱肋这类大尺度受压结构,采用钢筋混凝土结构在混凝土收缩徐变、恒活载和温度作用的耦合影响下易产生开裂;采用钢结构由于要克服钢壁板受压稳定问题,需要设置大量加劲构造,用钢量大、构造复杂、制造难度大、一次性建养成本高^[2];钢管混凝土组合结构综合集成上述两种结构的性能优势而被广泛应用,体现了较高承载力、较大刚度和较好的韧性和抗震性能^[3-5]。大尺度场景下,由于圆形截面尺寸受到大直径钢管制造的限制,钢管混凝土构件也进一步发展至方形、矩形或多边形的大尺寸箱形截面^[6];这种在钢壁板围成的闭口箱形截面内填充混凝土构成组合截面协同受力的组合结构,被定义为钢箱混凝土结构^[2],其相对传统钢管混凝土的典型特点是截面尺寸大、形状造型多样。比如,南京长江五桥的钢箱混凝土桥塔截面尺寸为 5.6 m × 7 m,灞河元朔大桥的钢箱混凝土桥塔截面尺寸达 10 m × 11 m,西班牙的 Alamillo Bridge 钢箱混凝土截面尺寸达 8.7 m × 11.9 m,在建的沱江特大桥桥塔底部钢箱混凝土最大断面尺寸高达 8.5 m × 20 m,截面尺寸不断突破。

与小尺寸钢管混凝土构件不同,大尺寸钢箱混凝土构件受制于经济性约束,通常截面含钢率 α_s 较低、约束效应系数 ξ 较小,钢板宽厚比 D/T 较大,呈现弱约束效应特征。文献[7]对比研究了国内外多本行业规范,提出了弱约束效应的内涵: $\alpha_s \leq 0.04$ 、 $\xi \leq 0.6$ 、 $D/T \geq 60$ 。弱约束效应下,钢箱对核心混凝土的约束作用下降,钢箱可能过早局部鼓曲而与混凝土变形不协调,难以充分发挥组合结构的受力优势^[8-9]。此外,矩形钢箱混凝土的约束效应不如圆形或方形钢管混凝土显著,长短边约束效应不一、核心混凝土应力分布差异大、钢箱屈曲形态更为复杂、承载力计算方法尚未统一^[10-12]。为研究钢箱混凝土的弱约束效应,一些学者开展了矩形薄壁钢箱混凝土的试验研究,文献[13]开展了 24 个矩形薄壁钢箱混凝土短柱轴压试验,约束效应系数 $\xi = 0.5 \sim 1.3$,研究发现此类结构具有较好的承载能力和延性,但轴压力学性能受约束效应系数的影响规律不明显,仍需进一步研究。文献[14]开展了 4 个矩形薄壁钢箱混凝土短柱轴压试验,约束效应系数 $\xi = 1.0 \sim 1.1$,试验表明薄壁钢箱混凝土承载能力提升约 25%,钢箱对混凝土的弱约束效应不容忽视。文献[15]对 26 个带肋薄壁方钢管短柱进行轴压试验,截面参数 $\alpha_s = 0.04 \sim 0.09$ 、 $D/T = 60 \sim 100$,试验

结果表明,弱约束效应下的方钢管对混凝土的约束作用较弱,钢管过早屈服、下降段陡峭、后期延性较差,文献[16]在 32 个矩形薄壁钢箱混凝土短柱轴压试验中也得出了类似结论。文献[17]开展了 4 个薄壁矩形钢管混凝土短柱轴压试验,约束效应系数 $\xi = 1.4 \sim 1.8$,研究表明虽然矩形钢管混凝土约束效应不及方钢管混凝土,但其弱约束效应仍不可忽略,文献[18]在 9 个矩形薄壁钢箱混凝土短柱轴压试验中也得出了类似结论。

上述研究综合分析了截面含钢率、约束效应系数、钢板宽厚比等表征约束效应的参数对薄壁钢箱混凝土力学性能的影响,但这些约束效应参数范围仍在规范下限以上,对于截面含钢率、约束效应系数极小、钢板宽厚比极大的钢箱混凝土构件,研究成果还缺乏指导作用。而超小含钢率钢箱混凝土由于无需绑扎钢筋和安拆模板、钢材消耗少,对比普通钢筋混凝土有较强的竞争优势,具备较大的应用潜力。为探明弱约束效应薄壁钢箱混凝土的力学行为,本文首先开展了 9 个短柱轴压试验,弱约束效应参数设置:含钢率 $\alpha_s = 0.02 \sim 0.10$ 、约束效应系数 $\xi = 0.26 \sim 1.30$ 、钢板宽厚比 $D/T = 83 \sim 413$,获得构件破坏模式、荷载-位移曲线、极限承载能力、组合强度、轴压刚度、截面应变分布等力学行为,并分析了薄壁钢箱对混凝土的约束作用、薄壁钢箱与混凝土的变形协调关系;其次,开展了 6 个相同含钢率的圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土短柱轴压试验,讨论了矩形薄壁钢箱混凝土与圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土的力学行为差异;最后,考虑薄壁钢箱对混凝土强度的提升贡献,建立了弱约束效应钢箱混凝土短柱轴压承载力计算方法。本文研究成果可为拓宽薄壁钢箱混凝土应用场景提供技术支撑。

1 试验

1.1 构件设计与制作

钢管混凝土构件尺寸根据某斜拉桥钢箱混凝土桥塔截面进行缩尺设计,缩尺比例为 1:50。根据不同含钢率设计 3 组钢箱混凝土构件,每组构件进行 3 次重复性试验,共计 9 个构件。含钢率分别设计为 $\alpha_s = 0.02$ (J2 构件)、0.05 (J5 构件)、0.10 (J10 构件),约束效应系数 $\xi = 0.26 \sim 1.30$,长边 $D/T = 83 \sim 413$,短边 $D/T = 33 \sim 163$ 。J2、J5 构件含钢率、约束效应系数小于或接近《公路钢管混凝土拱桥设计规范》(JTG/T D65-06—2015)^[19]的下限值,钢板长宽比大于或接近规范中的上限;J10 构件为正常约束效应对照组,其含钢率、约束效应系数、长宽比均处于规范界定范围。此外,为了对比矩形钢箱混

混凝土与圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土构件的轴压力学性能差异,以 J5 构件作为基准组,增设了 3 个圆形钢管混凝土构件(Y 构件)和 3 个普通钢筋混凝土构件(P 构件)。3 种构件的截面面积、含钢率一致,截面形式见图 1,截面参数设计见表 1。 N_{ue} 为构件实测承载力,其中 P-1 构件未加强构件两端而出现两端破坏,影响对照组分析,不罗列测试数据; σ_{sc} 为构件截面的实测等效应力, $\sigma_{sc} = N_{ue}/A_{sc}$, A_{sc} 为全截面面积。为避免端部效应,构件高度均为 1 m,为截面边长或直径的 3~4 倍。

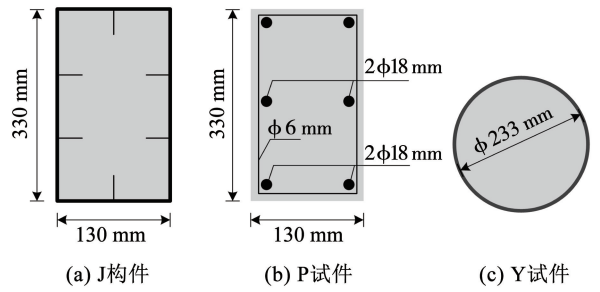


图 1 不同构件的截面形式

Fig. 1 Section forms of different components

表 1 构件参数

Tab. 1 Parameters of components

试件编号	截面尺寸	钢箱壁厚/mm	α_s	ξ	N_{ue}/kN	σ_{sc}/MPa
J2-1	330 mm × 130 mm	1.0	0.02	0.26	3 603	68.84
J2-2	330 mm × 130 mm	1.0	0.02	0.26	2 950	68.76
J2-3	330 mm × 130 mm	1.0	0.02	0.26	3 720	71.08
J5-1	330 mm × 130 mm	2.0	0.05	0.60	3 500	81.59
J5-2	330 mm × 130 mm	2.0	0.05	0.60	3 510	81.82
J5-3	330 mm × 130 mm	2.0	0.05	0.60	3 540	82.52
J10-1	330 mm × 130 mm	4.0	0.10	1.30	4 007	93.40
J10-3	330 mm × 130 mm	4.0	0.10	1.30	4 114	95.90
J10-4	330 mm × 130 mm	4.0	0.10	1.30	4 047	94.34
Y-1	φ233 mm	2.5	0.05	0.60	3 568	83.17
Y-2	φ233 mm	2.5	0.05	0.60	3 491	81.38
Y-3	φ233 mm	2.5	0.05	0.60	3 545	82.63
P-1	330 mm × 130 mm		0.05			
P-2	330 mm × 130 mm		0.05		3 120	72.73
P-3	330 mm × 130 mm		0.05		3 390	79.02

钢箱制作时,在平钢板上相应位置焊接加劲肋,形成薄壁钢板加劲单元,再弯折钢板形成 3 条棱边连续的开口箱形截面并预留一道棱边对接缝,最后将对接缝焊接形成钢箱。钢管制作时,将平钢板卷制成圆并预留一道对接缝,焊接对接缝形成钢管。普通钢筋骨架制作时,按设计尺寸绑扎形成钢筋骨架,将钢筋骨架放入木模板并安装固定。制作完成的钢箱、钢管、钢筋骨架如图 2 所示,根据试验需求预埋传感器后,从顶部连续灌入混凝土并磨平顶面后,封盖围焊顶部加载端板和端部加劲板后,即完成构件制作。普通钢筋混凝土拆模养护后,两端缠裹 3 层碳纤维布加强。

1.2 材料性能试验

试验混凝土的水灰比为 0.378,砂与石子的质量配比为 1:1.224,中石与大石比例为 3:7;浇筑时坍落度为 255 mm,扩展度为 650 mm,扩展时间 15 s。混凝土实测 28 d 立方体抗压强度 $f_c = 52.8$ MPa, 28 d 轴心抗压强度 $f'_c = 43.2$ MPa。钢箱、钢管的实测钢材屈服强度 $f_y = 227.6$ MPa,抗拉极限强度 $f_u = 330.8$ MPa。

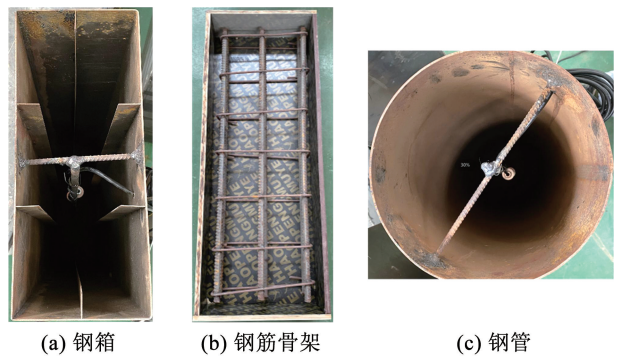


图 2 构件制作

Fig. 2 Processing of components

1.3 试验加载方案

轴压试验在 2 000 t 级微机控制电液伺服压剪试验机进行,加载方案和测点布置如图 3 所示。正式加载前 3 次预加载以消除非弹性变形,预加载以 5% N_{ue} 一级加载至 20% N_{ue} 。正式加载分 3 个阶段进行:1) 以 10% N_{ue} 一级加载至 40% N_{ue} ,每级持续时间 2 min;2) 以 5% N_{ue} 一级加载至 70% N_{ue} ,每级持续时间 2 min;3) 转为位移加载,以 0.5 mm/min 的加载速率加载至结构破坏,加载全过程中记录数

据、拍照摄影留底。试验卸载准则:1) 轴向压缩量达到试件高度的 5%;2) 钢箱(管)外表面出现爆裂或焊缝胀开;3) 加载值下降至 20% N_{uc} 。三者出现其一时试验加载立即停止。

为研究截面应变分布规律,在 J 试件中间截面的加劲肋位置、两加劲肋间隔中点、4 个角部区域、角部与加劲肋间隔中点布置横向和竖向钢应变片;

在 Y 试件 0° 、 90° 、 180° 、 270° 正交布置横向、竖向钢应变片;在 P 试件边长中部和角部布置横向和竖向混凝土应变片。试件压缩变形采用两个拉线式位移计来测量,钢箱(管)面外鼓曲变形通过在构件中部截面、顶部截面架设弹杆式位移计来测量。此外,为测试轴压作用下的核心混凝土应变,在 J 试件、Y 试件、P 试件中部均设置 1 个混凝土埋入式应变计。

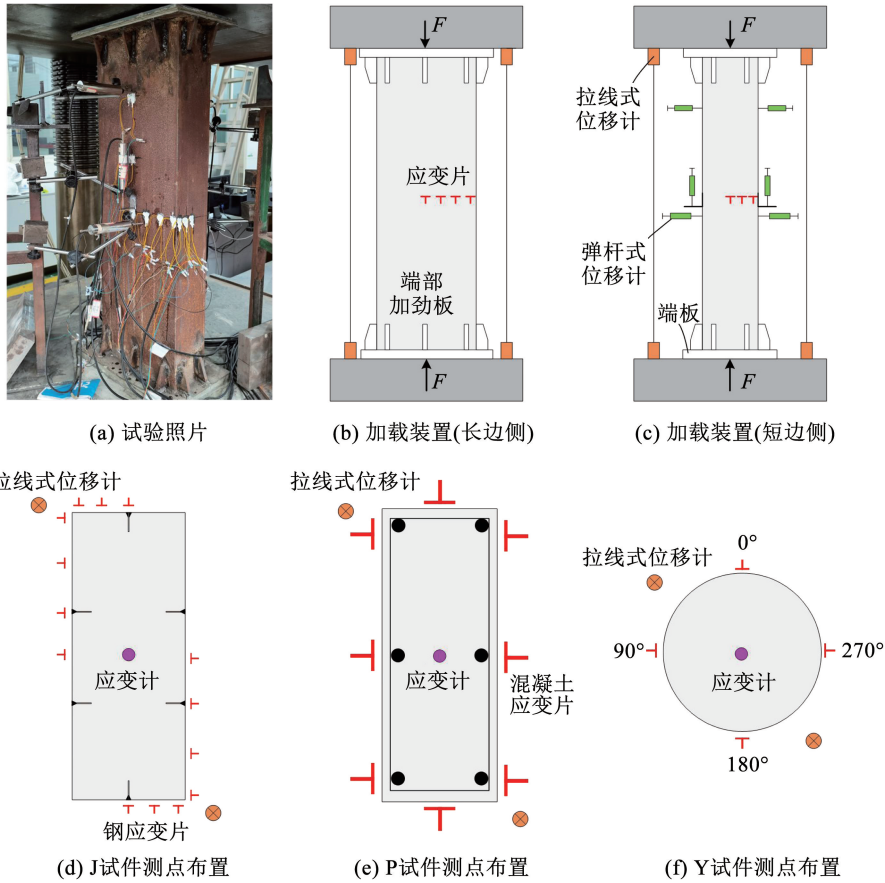


图 3 加载方案与测点布设

Fig. 3 Loading scheme and measuring point layout

2 试验结果与分析

2.1 破坏模式

钢箱混凝土短柱最终破坏形态如图 4 所示,加载过程中 J2、J5 构件由于含钢率小、宽厚比大,在 $30\% N_{uc} \sim 40\% N_{uc}$ 时钢板就开始局部鼓曲,钢箱屈服后混凝土也很快达到 $\epsilon_{cu} = 0.002$ 极限压应变,压溃时呈脆性破坏、核心混凝土出现爆裂声,此后承载力骤降、下降段陡峭,钢箱鼓突继续增大;而正常含钢率构件 J10 在下降段才开始产生局部鼓曲,且极限状态混凝土压溃声音减弱、下降段放缓。可见,在弱约束效应下,构件延性随含钢率的减小而降低。此外,从钢箱鼓曲情况可看出,J2 构件产生 5~6 个半波鼓曲,鼓曲数量密集但变形峰值小;J5 构件产生 3~4 个半波鼓曲,鼓曲数量和变形峰值适中;J10

构件产生 1~2 个半波鼓曲,鼓曲数量少但变形峰值大。说明弱约束效应下随着含钢率的降低,构件大部分区域出现局部鼓曲,钢箱对混凝土约束作用不足;而大含钢率构件仅局部鼓曲,其余部位仍能继续约束核心混凝土,抗变形能力更强。加载过程中,鼓曲均是先出现在长边,再是短边鼓曲贯通构件 4 条棱边,且长边鼓曲变形更大,说明短边约束效应优于长边。

如图 5 所示,圆形钢管混凝土构件最终为剪切破坏,加载过程中的破坏阶次为: $40\% N_{uc}$ 时钢管轻微鼓曲,钢管屈服后混凝土很快达到 $\epsilon_{cu} = 0.002$ 极限压应变,核心混凝土压溃时无爆裂声,下降段承载力缓慢、鼓曲继续增大、延性较好。小含钢率的圆形钢管混凝土钢管鼓曲数量和剪切变形角度与矩形钢箱混凝土相近。普通钢筋混凝土破坏阶次: $80\% N_{uc}$

时构件外表面出现纵向开裂,达到极限状态时一条斜裂缝发展为主裂缝,最后形成多条平行斜裂缝,混凝土被压溃,压溃时声音较小、承载力骤降,下降段保护层混凝土不断剥落,箍筋间的纵筋相继鼓出。



图 4 薄壁钢箱混凝土的破坏模式

Fig. 4 Failure mode of CFTSB



图 5 不同结构破坏模式对比

Fig. 5 Comparison of failure mode of different structures

2.2 荷载 - 位移曲线

图 6 为薄壁钢箱混凝土的荷载 - 压缩变形曲线,根据曲线特征点分为弹性段(OA段)、弹塑性段(AB段)、塑性强化段(BC段)、下降段(CE段)。OA段:荷载与位移呈线性增长,压缩变形增长缓慢,

A点(75% N_{uc})为核心混凝土损伤开裂起点。AB段:核心混凝土在轴向荷载作用下裂缝不断开展,横向变形系数超过钢箱泊松比,其变形受到外部钢箱的约束,二者产生相互作用力,使混凝土由单轴受压转向三向受压;且随着纵向变形的增加,这种约束作用不断增加,接着在B点达到90% N_{uc} 时钢材屈服。BC段:钢箱持续约束核心混凝土,钢箱横向应变增长迅速,由于含钢率、约束效应系数较小,钢箱对混凝土的约束作用不足且约束持续时间短暂,塑性强化段很短,很快进入下降段;C点为承载力极限状态,J2、J5、J10试件的承载力分别为2 950、3 516、4 056 kN,极限承载力随含钢率的增加近似呈线性增长趋势。CE段:混凝土脆性压溃后,承载力在CD段急剧下降至20% N_{uc} ,DE段荷载不变而变形急剧增大,仅剩钢箱截面的承载力、延性贡献。

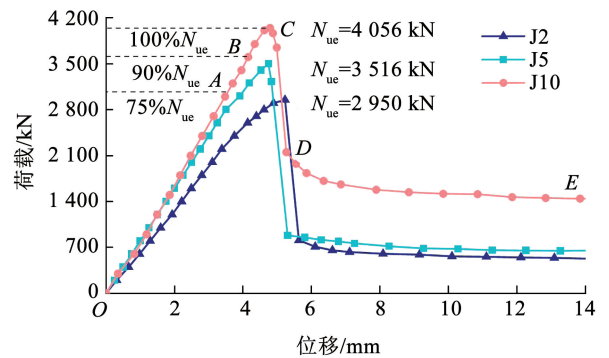


图 6 钢箱混凝土构件荷载 - 位移曲线

Fig. 6 Load-displacement curve of CFTSB

图 7 展示了矩形钢箱混凝土、圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土的荷载 - 位移曲线,在截面面积和含钢率相同的情况下,钢箱混凝土承载力比普通钢筋混凝土提升约 10%,但由于薄壁钢箱大面积鼓突后内部素混凝土起到主要承载作用,破坏模式类似素混凝土的脆性破坏。弱约束效应下,矩形钢箱混凝土和圆形钢管混凝土在下降段之前曲线规律相近、承载能力相当。二者区别在下降段:一是圆形截面的延性明显优于矩形截面;二是圆形截面在下降段还能继续约束核心混凝土,剩余承载力由钢管和部分混凝土共同组成,而矩形截面在下降段后期基本不再约束内部混凝土,剩余承载力仅剩钢箱截面面积的贡献。

2.3 组合强度与轴压刚度

借鉴钢管混凝土“统一理论”,引入钢箱混凝土截面的平均压应力作为其等效组合应力 $\sigma_{sc} = N/A_{sc}$ 。图 8 给出了钢箱混凝土构件的等效应力 - 应变曲线,将曲线峰值点的组合应力定义为截面的组合强度 f_{sc} ,J2、J5、J10 构件的组合强度分别为

68.8 MPa, 81.6 MPa 和 93.4 MPa。如图 9 所示, 截面组合强度 f_{sc} 是混凝土 28 d 轴心抗压强度 f_c 的 1.5 ~ 2.1 倍, 且提高程度随约束效应系数 ξ 的增大而增加, 可见钢箱对核心混凝土的弱约束效应不应被忽略。取等效应力 - 应变曲线弹性段的割线模量作为截面组合弹模 E_{sc} (表征构件轴压刚度), 如图 10 所示, E_{sc} 随 ξ 的增大而近似线性增大, 该试验结果补充了规范在极小含钢率下的查表范围。

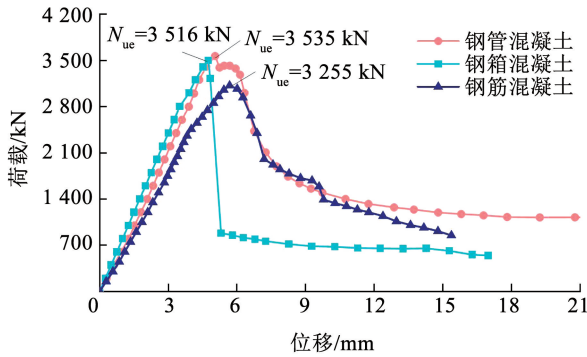


图 7 不同构件的荷载 - 位移曲线

Fig. 7 Load-displacement curve of different structures

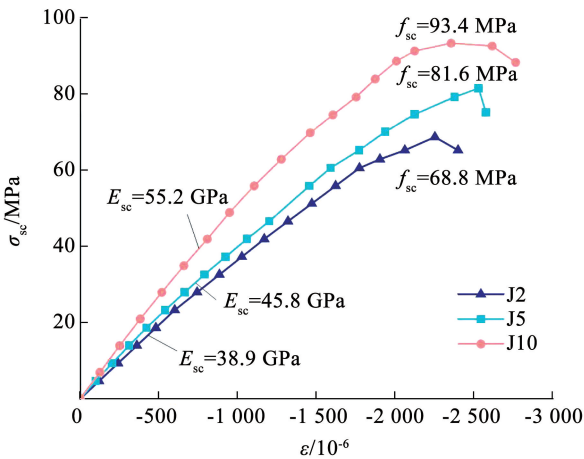


图 8 薄壁钢箱混凝土的等效应力 - 应变曲线

Fig. 8 Equivalent stress-strain curve of CFTSB

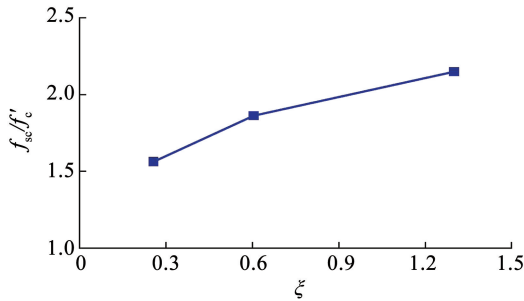


图 9 组合强度与约束效应系数的关系

Fig. 9 Relationship between composite strength and confinement coefficient

如图 11 所示为矩形钢箱混凝土、圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土的等效应力 - 应变曲线, 弱约束效应下, 钢箱混凝土与圆形钢管混凝土的组合强度、轴压刚度基本一致。在截面面积和含钢率相同的情

况下, 钢箱混凝土比普通钢箱混凝土组合强度提升 20.9%, 组合弹模提升 4.8%, 表明在混凝土外设置薄壁钢箱, 不仅可以简化普通钢筋混凝土的密集钢筋绑扎、大量模板安拆等工艺工序, 而且还提高了构件强度和刚度。

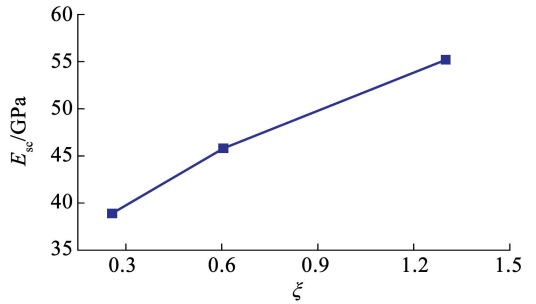


图 10 组合弹模与约束效应系数的关系

Fig. 10 Relationship between composite modulus of elastic and confinement coefficient

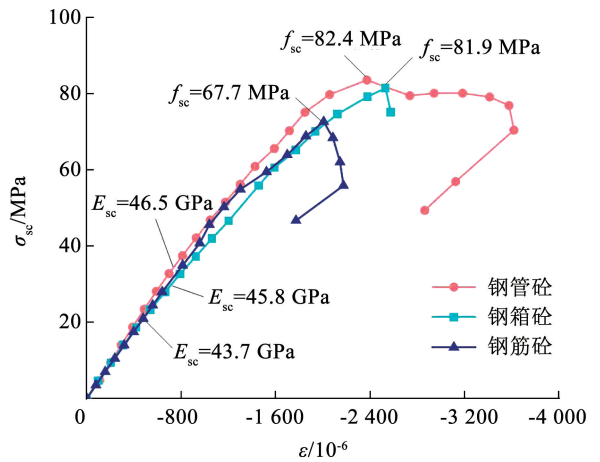


图 11 不同结构的等效应力 - 应变曲线

Fig. 11 Equivalent stress-strain curve of different structures

2.4 荷载 - 应变曲线

图 12 为矩形薄壁钢箱混凝土 (J5 试件) 长边中点、短边中点、核心混凝土在加载全过程中的应变演变规律, 可以反映钢箱对混凝土约束状态、钢箱与混凝土变形协调关系, 其中, 负值应变为竖向应变, 正值应变为横向应变。根据曲线特征点划分为 5 个阶段。

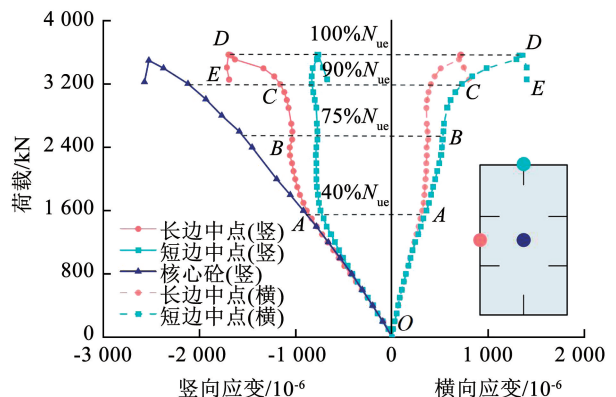


图 12 薄壁钢箱混凝土的荷载 - 应变曲线

Fig. 12 Load-strain curve of CFTSB

OA 段:由于钢材比混凝土泊松比更大,钢箱与混凝土单独受力,二者竖向应变曲线基本重合;由于钢箱长边、短边与混凝土还未产生约束效应,长短边的应变曲线也基本重合。A 点(40% N_{ue})为钢箱局部鼓曲起点。

AB 段:钢箱鼓曲后与混凝土部分脱离,钢箱竖向、横向应变不再增长,但混凝土竖向应变发展加快,二者开始出现变形不协调现象,核心混凝土起主要承载贡献;混凝土在荷载作用下内部微裂纹萌生并发展,B 点(75% N_{ue})为混凝土表面开裂时刻。

BC 段:混凝土开裂后竖向应变增长加快,混凝土横向变形系数超过钢箱泊松比,钢箱开始约束核心混凝土,钢箱横向应变开始缓慢增长;短边横向应变比长边增长更快,表明短边约束效应比长边更强;C 点(90% N_{ue})钢箱竖向应变开始屈服。

CD 段:混凝土裂缝发展较多,截面应力部分转移给钢箱,钢箱竖向应变突然增大;混凝土横向变形继续增长,钢箱持续约束核心混凝土而横向应变骤增;钢箱横向应变屈服后,核心混凝土很快达到极限压应变,由于薄壁钢箱约束效应不足,极限状态后立即进入下降段。

DE 段:混凝土压溃后承载力突降,仅剩钢箱承载。

作为对比,图 13 给出了圆形钢管混凝土 4 个象限点和核心混凝土的荷载 - 应变曲线,与矩形钢管混凝土的差异表现在:1) 变形协同行为不同,圆形钢管混凝土在弹性、弹塑性段,核心混凝土与钢管竖向应变增长规律始终同步,钢管与混凝土变形协调性比矩形截面更好;2) 截面应变分布不同,圆形截面 4 个象限点和核心混凝土的应变差异较小,应变分布比矩形截面更均匀;3) 约束效应持久性不同,钢管横向应变在 AB 段、BC 段、CD 段、DE 段始终缓慢增长,表明钢管约束核心混凝土的历程较长,而矩形钢管混凝土只在 BC 段、CD 段对核心混凝土有短暂的约束效应;4) 极限状态瞬间的力学行为不同,矩形截面由于薄壁钢箱约束效应较弱,达极限状态后马上进入下降段。而圆形钢管混凝土达到极限状态后荷载轻微下降 2% ~ 5% 并伴有短暂平台段,可能因为:极限状态时内部混凝土裂缝发展较多,有效承压面积瞬时减少,荷载微微下降 2% ~ 5%;下降后混凝土横向变形立即受到钢管有效约束而进入平台段,钢管横向应变骤增,钢管横向应变屈服后,缓慢进入下降段。

2.5 截面应变分布规律

图 14 为矩形钢管混凝土、圆形钢管混凝土构件达到极限状态时的实测竖向应变分布。从 J2、J5、J10 构件的截面应变分布情况来看,矩形截面应变

分布不均匀,呈现明显的区域分布特征。核心混凝土竖向应变明显大于钢箱表面应变,说明极限状态时混凝土起主要承载作用。而圆形钢管混凝土全截面应变分布均匀,钢管与混凝土受力协同。此外,钢箱 4 个角部及 6 个 PBL 加劲肋处应变值较大,为“强约束”区域;而角部与加劲肋之间、加劲肋与加劲肋之间为“浅约束”区域;应变从“强约束”区向“浅约束”区顺势过渡,呈现“核心混凝土应变 > 角部应变 > 加劲肋处应变 > 浅约束区应变”的分布规律。

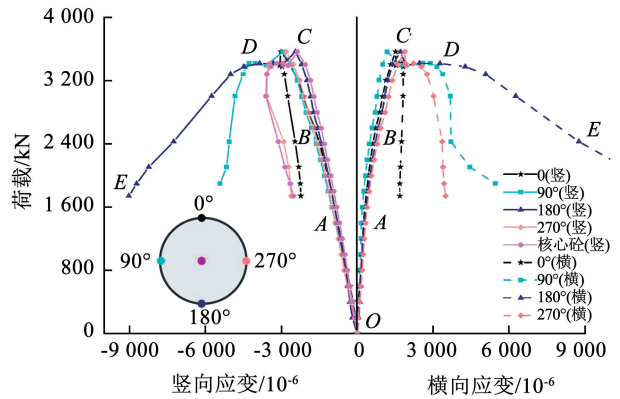


图 13 圆形钢管混凝土的荷载 - 应变曲线

Fig. 13 Load-strain curve of circular CFST

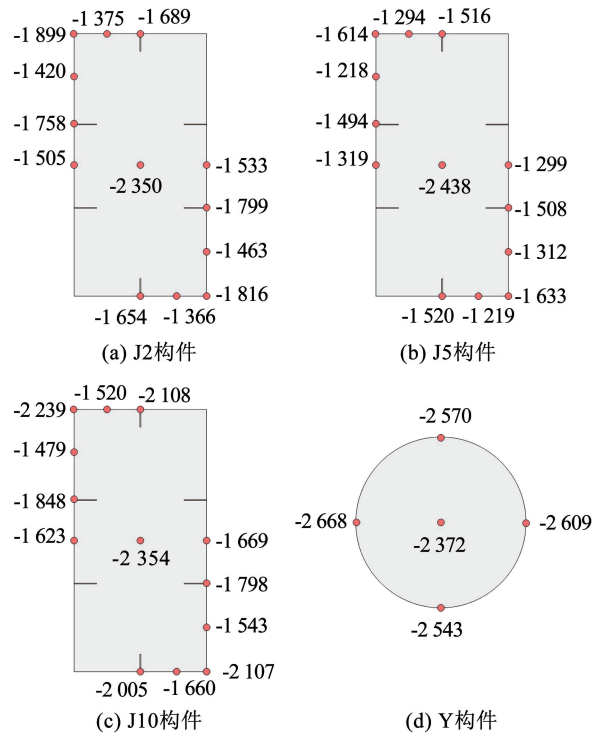


图 14 截面纵向应变分布 (10^{-6})

Fig. 14 Longitudinal strain distribution (10^{-6})

3 承载能力计算方法

《矩形钢管混凝土结构技术规程》(CECS 159: 2018)^[20] 不考虑矩形钢管混凝土的约束效应,认为其承载能力为钢材和混凝土的简单叠加。从试验结

果可见,薄壁钢箱对核心混凝土强度有一定的提升作用,若完全忽略此约束效应,保守设计思想可能引发材料浪费。《战时军港抢修早强型组合结构设计规程》(GJB 4142—2000)提出了考虑约束效应的方钢管混凝土承载力计算公式。文献[16-17]考虑薄壁钢箱对混凝土的约束效应,引入混凝土强度提高系数建立了相关计算公式。但这些公式基本上是针对约束效应系数 $\xi > 1.0$ 而建立的,对含钢率、约束效应系数极低的薄壁钢箱混凝土适应性不足。

为此,本文借鉴钢管混凝土“统一理论”,建立了考虑弱约束效应的钢箱混凝土短柱轴压承载力短柱计算公式,本公式适用条件为 $\xi \leq 1.5$ 。将钢箱混凝土视为一种组合材料,用截面的整体几何特性(全截面面积 A_{sc} 和抵抗矩 I_{sc} 等)和截面组合性能指标(组合抗压强度 f_{sc} 、组合弹模 E_{sc} 等)来计算构件承载力,不再区分钢箱和混凝土。该方法考虑了钢箱约束效应对混凝土的抗压强度提升,并且公式简

单、使用方便。所提计算公式为

$$N_u = f_{sc} A_{sc}$$

$$f_{sc} = (1.2743 + 1.2336\xi - 0.4315\xi^2)f'_c, \xi \leq 1.5$$

其中: ξ 为考虑加劲肋贡献的截面约束效应系数, f'_c 为 28 d 混凝土轴心抗压强度。

为验证所提计算方法的可靠性,以文献[13]和文献[14]开展的薄壁钢箱混凝土短柱轴压试验为例,采用本文公式获得理论承载力 N_u ,并与试验实测值 N_{ue} 进行误差分析。文献[13]约束效应系数设计为 $\xi = 0.49 \sim 1.58$,文献[14]约束效应系数设计为 $\xi = 1.04 \sim 1.12$ 。如表 2 所示,对于文献[13]中的 24 个构件, N_u/N_{ue} 的平均值为 1.06,平均误差为 6%;如表 3 所示,对于文献[14]中的 4 个构件, N_u/N_{ue} 的平均值为 1.03,平均误差为 3%,表明本文计算方法与试验结果吻合较好,计算精度可靠,可为薄壁钢箱混凝土结构设计提供有益指导。

表 2 理论值与文献[13]试验值对比

Tab. 2 Comparison of theoretical values with experimental values in literature[13]

构件编号	$b \times h \times t$	ξ	A_{sc}/mm^2	f_{sc}/MPa	N_u/kN	N_{ue}/kN	N_u/N_{ue}
rc1	100 mm × 100 mm × 2.86 mm	0.72	10 000	79.50	795	780	1.02
rc2	120 mm × 120 mm × 2.86 mm	0.58	14 400	75.85	1 092	1 021	1.07
rc3	110 mm × 100 mm × 2.86 mm	0.68	11 000	78.55	864	852	1.01
rc4	150 mm × 135 mm × 2.86 mm	0.49	20 250	72.72	1 473	1 380	1.07
rc5	90 mm × 70 mm × 2.86 mm	0.94	6 300	84.30	531	565	0.94
rc6	100 mm × 75 mm × 2.86 mm	0.85	7 500	82.64	620	656	0.94
rc7	120 mm × 90 mm × 2.86 mm	0.69	10 800	78.92	852	780	1.09
rc8	140 mm × 105 mm × 2.86 mm	0.58	14 700	75.85	1 115	1 065	1.05
rc9	150 mm × 115 mm × 2.86 mm	0.53	17 250	74.31	1 282	1 235	1.04
rc10	160 mm × 120 mm × 7.60 mm	1.58	19 200	88.10	1 692	1 795	0.94
rc11	130 mm × 85 mm × 2.86 mm	0.69	11 050	78.93	872	790	1.10
rc12	140 mm × 80 mm × 2.86 mm	0.70	11 200	79.13	886	810	1.09

表 3 理论值与文献[14]试验值对比

Tab. 3 Comparison of theoretical values with experimental values in literature[14]

构件编号	$b \times h \times t$	ξ	A_{sc}/mm^2	f_{sc}/MPa	N_u/kN	N_{ue}/kN	N_u/N_{ue}
HSR12	100 mm × 120 mm × 3.8 mm	1.12	12 000	87.87	1 055	1 075	0.98
HSR14	100 mm × 140 mm × 3.8 mm	1.04	14 000	86.97	1 217	1 157	1.05

4 结 论

开展了 9 个薄壁钢箱混凝土短柱轴压试验和 6 个圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土短柱对照组试验,获得了构件破坏模式、荷载-位移曲线、极限承载能力、组合强度、轴压刚度、截面应变分布等力学行为。与圆形钢管混凝土、普通钢筋混凝土构件进行对比分析,系统阐明了薄壁钢箱对混凝土的弱约束效应、薄壁钢箱与混凝土的变形协调关系。最后,根据“统一理论”,考虑弱约束效应的钢箱混凝土短柱轴压承载力短柱计算公式。主要研究结论如下:

1) 薄壁钢箱混凝土极限承载力和轴压刚度随含钢率、约束效应系数的增大而增大,随钢板宽厚比的增大而减小;弱约束效应下,薄壁钢箱在 30% $N_{ue} \sim 40\% N_{ue}$ 时就开始局部鼓曲,此后钢箱与混凝土出现变形不协调现象,混凝土达到极限状态时破坏瞬间为脆性压溃,截面有效承压面积减小、下降段陡峭、承载力下降迅速,但后期依靠钢箱维持承载而延性较好。

2) 薄壁钢箱混凝土截面约束效应区域分布特性明显,短边约束效应优于长边;核心混凝土应变比钢箱表面更大,混凝土起主要承载贡献;核心混凝土

区域、截面角部、PBL 加劲肋处应变值较大,为“强约束”区域;而角部与加劲肋之间、加劲肋与加劲肋之间为“浅约束”区域。

3)在极小含钢率情况下,矩形薄壁钢箱混凝土和圆形钢管混凝土在弹性、弹塑性阶段的力学行为相似、极限承载力和轴压刚度相近,但圆形截面呈延性破坏,圆形钢管对核心混凝土的约束效应更强且约束持续历程更长;薄壁钢箱混凝土比普通钢筋混凝土承载能力提升约 15%、轴压刚度提升约 5%,且施工无需绑扎钢筋和安拆模板,在结构方案设计时具备竞争优势与潜力。

4)根据“统一理论”,考虑弱约束效应的钢箱混凝土短柱轴压承载力短柱计算公式,经验证该方法计算精度可靠,可为薄壁钢箱混凝土结构设计提供有益指导。

参考文献

- [1]曹万林,王如伟,殷飞,等.异形截面多腔钢管混凝土巨型柱偏压性能[J].哈尔滨工业大学学报,2020,52(6):149
CAO Wanling, WANG Ruwei, YIN Fei, et al. Behavior of special-shaped multi-cell concrete-filled steel tube mega-columns under eccentric compression[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2020, 52(6): 149
- [2]刘永健,孙立鹏,周绪红,等.钢管混凝土桥塔工程应用与研究进展[J].中国公路学报,2022,35(6):1
LIU Yongjian, SUN Lipeng, ZHOU Xuhong, et al. Progress in the application of research on concrete-filled steel tubular bridge towers[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(6): 1
- [3]HU Wei, LIU Jiang, LIU Yongjian, et al. Construction alignment and closure control of CFST truss arch bridges based on temperature effect[J]. Structures, 2024, 63:106471
- [4]HOU Chao, HAN Linhai, MU Tingmin, et al. Analytical behaviour of CFST chord to CHS brace truss under flexural loading[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 134: 66
- [5]李艳华,张素梅,王焰,等.钢管约束的钢管混凝土轴压短柱长期变形性能[J].哈尔滨工业大学学报,2023,55(9):101
LI Yanhua, ZHANG Sumei, WANG Yan, et al. Deformation behavior of steel tube-confined concrete-filled steel tube columns under sustained axial compression[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2023, 55(9): 101
- [6]王欢,康玲,牟廷敏,等.空间异形桥塔的稳定极限承载力计算方法[J].公路交通科技,2024,41(4):110
WANG Huan, KANG Ling, MU Tingmin, et al. Calculation method for stable ultimate bearing capacity of irregular space-shaped bridge pylon[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2024, 41(4): 110
- [7]尹强,王欢,肖军,等.弱约束效应超体量钢箱混凝土力学行为研究[J].建筑结构,2023,53(增刊1):1937
YIN Qiang, WANG Huan, XIAO Jun, et al. Study on mechanical behavior of super-scale concrete-filled steel box under shallow confinement effect[J]. Building Structure, 2023, 53(Sup.1): 1937
- [8]张国靖,刘永健,侯蓓蓓,等.薄壁空心钢箱混凝土墩抗震性能参数分析[J].建筑科学与工程学报,2019,36(1):101
ZHANG Guojing, LIU Yongjian, HOU Beibei, et al. Parameter analysis of seismic performance of hollow thin-walled steel-box concrete pier[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2019, 36(1): 101
- [9]郭兰慧,张素梅.截面长宽比对矩形钢管高强混凝土力学性能的影响[J].哈尔滨工业大学学报,2007,39(4):530
GUO Lanhui, ZHANG Sumei. Influence of height-to-breadth ratio on the behaviors of high strength concrete-filled RHS tubes[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2007, 39(4): 530
- [10]周绪红,刘永健,姜磊,等.PBL加劲型矩形钢管混凝土结构力学性能研究综述[J].中国公路学报,2017,30(11):45
ZHOU Xuhong, LIU Yongjian, JIANG Lei, et al. Review on mechanical behavior research of concrete filled rectangular hollow section tube stiffened with PBL[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(11): 45
- [11]CHEN Jinyang, LI Wei, HAN Linhai, et al. Structural behaviour of concrete-encased CFST box stub columns under axial compression[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 158: 248
- [12]王宇航,聂建国,樊健生.矩形钢管混凝土柱在扭矩作用下的截面剪应变分布研究[J].工程力学,2014,31(5):101
WANG Yuhang, NIE Jianguo, FAN Jiansheng. Cross sectional shear strain distribution of rectangular concrete filled steel tube columns subjected to torsion[J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(5): 101
- [13]韩林海,杨有福.矩形钢管混凝土轴心受压构件强度承载力的试验研究[J].土木工程学报,2001,34(4):22
HAN Linhai, YANG Youfu. Study on axial bearing capacity of concrete-filled-steel-tube columns with rectangular section[J]. China Civil Engineering Journal, 2001, 34(4): 22
- [14]蒋涛.薄壁矩形钢管混凝土结构的理论和试验研究[D].上海:同济大学,2003
JIANG Tao. Theoretical and experimental research on concrete-filled rectangular thin-wall steel tube[D]. Shanghai: Tongji University, 2003
- [15]郭世壮.带肋薄壁方钢管混凝土短柱轴压力学性能研究[D].内蒙古:内蒙古科技大学,2017
GUO Shizhuang. Research on mechanical behavior of the concrete-filled stiffened thin-walled square steel tubular columns[D]. Inner Mongolia: Inner Mongolia University of Science & Technology, 2017
- [16]张忠杰,周新刚,宋振宇,等.矩形薄壁钢管混凝土短柱轴心受压性能试验研究[J].烟台大学学报(自然科学与工程版),2020,33(2):218
ZHANG Zhongjie, ZHOU Xingang, SONG Zhenyu. Experimental study on axially compressive behavior of rectangular concrete-filled thin-walled steel tube short column[J]. Journal of Yantai University (Natural Science and Engineering Edition), 2020, 33(2): 218
- [17]王蕾,江雪.矩形钢管混凝土短柱受压承载力计算[J].桂林理工大学学报,2003,23(4):441
WANG Lei, JIANG Xue. Calculation of load capacities for short concrete-filled steel-tube columns with rectangular section[J]. Journal of Guilin University of Technology, 2003, 23(4): 441
- [18]WEN Yang, ZHANG Qiufang, TAO Jiaqing, et al. Axial compressive performance of thin-walled square steel tube concrete short column with built-in steel slag block[J]. Structures, 2024, 65: 106747
- [19]公路钢管混凝土拱桥设计规范:JTG/T D65-06—2015[S].北京:人民交通出版社,2015
Specifications for design of highway concrete-filled steel tubular arch bridges: JTG/T D65-06—2015[S]. Beijing: China Communications Press, 2015
- [20]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 structures with concrete-filled rectangular steel tube members: CECS 159: 2004[S]. Beijing: China Planning Press, 2004