

带孔板灌浆套管连接受弯性能研究

黄振宇^{1,2*}, 周宇², 周英武², 李涛³, 黄桐²

(1. 暨南大学 力学与建筑工程学院, 广州 510632; 2. 深圳大学 广东省滨海土木工程耐久重点实验室, 广东 深圳 518060; 3. 武汉理工大学 土木工程与建筑学院, 武汉 430070)

摘要: 节点作为装配式结构的关键传力部件, 其力学性能直接影响整体结构的安全性与可靠性。文中提出了一种带孔板内钢管灌浆套管连接节点, 通过对12个足尺节点开展三点受弯试验, 系统研究了该节点的传力机制和破坏模式, 深入分析了内管长度、宽厚比、开孔参数、灌浆料钢纤维含量等变量对节点承载力、刚度与延性的影响规律。试验结果表明: 该类节点的主要破坏模式为灌浆料受剪滑移伴随内管断裂, 其中内管长度、开孔形状和栓钉布置形式对节点受弯性能影响显著。基于弹塑性计算理论, 结合节点实际应变分布特征, 建立了该类节点的受弯承载力计算公式, 且理论预测结果与试验值吻合良好, 可为带孔板灌浆套管连接的优化设计提供试验与理论支撑。

关键词: 灌浆套管节点; 抗弯性能; 开孔剪力键; 高强灌浆料; 装配式结构; 传力机制; 破坏机理

中图分类号: TU398.9

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2026)03-0017-10

DOI: 10.13969/j.jzgjz.20250530002

Flexural Performance of Grouted-Perforated Inner Tube Sleeve Connections

HUANG Zhenyu^{1,2*}, ZHOU Yu², ZHOU Yingwu², LI Tao³, HUANG Tong²

(1. School of Mechanics and Construction Engineering, Jinan University, Guangzhou 510632, China;
2. Guangdong Provincial Key Laboratory of Durability for Civil Engineering, Shenzhen University, Shenzhen 518060, China; 3. School of Civil Engineering and Architecture, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China)

*Corresponding author: huangzhenyu@jnu.edu.cn

Abstract: As critical load-transfer components in prefabricated structures, the mechanical performance of connection directly governs the overall structural safety and reliability. This study proposes a novel grouted sleeve connection with perforated inner steel tubes and systematically investigates its load-transfer mechanism and failure modes through three-point bending tests on twelve full-scale specimens. A comprehensive analysis is conducted on the influence of key parameters—including inner tube length, width-to-thickness ratio, perforation geometry, and steel fiber content in grout—on connection flexural resistance, stiffness and ductility. The test results demonstrate that the primary failure involves shear-induced slip of the grout accompanied by inner tube fracture, with inner tube length, perforation shape, and stud arrangement pattern identified as dominant factors affecting flexural performance. By integrating elastoplastic theory with experimentally observed strain distribution patterns, an analytical model to predict flexural resistance is developed, showing excellent agreement with test results. These findings provide both experimental validation and theoretical foundations for optimizing grouted-perforated inner tube sleeve connections.

Keywords: grouted sleeve connection; flexural behavior; perforated shear key; high-strength grout; prefabricated structure; load-transfer mechanism; failure mode

收稿日期: 2025-05-30

基金项目: 广东省杰出青年基金(2022B1515020037), 深圳市基础研究项目(JCYJ20240813143019025, KQTD20200820113004005)

作者简介:

黄振宇(1984—), 男, 博士, 教授, 主要从事钢-混凝土组合结构方面的研究。E-mail: huangzhenyu@jnu.edu.cn。(通信作者)

随着建筑工业化、智能化与绿色化发展需求的不断提升,装配式建筑凭借施工高效、质量可控、环境友好等优势,已成为推动现代建筑行业发展的主要方向^[1-3]。然而,装配式结构的广泛应用受限于节点连接技术瓶颈,节点的力学性能直接决定了整体结构的可靠性、安全性与耐久性。钢筋灌浆套筒连接是预制混凝土结构中常用的连接方式,且在大量的试验研究与工程应用中得到持续优化完善。LING等^[4]和WU等^[5]研究了灌浆套筒节点的破坏模式与荷载-位移关系,发现增设主动约束可有效缩短钢筋所需的埋入深度。郑永峰等^[6]提出了一种新型灌浆变形钢筋套筒(gouted deformed pipe splice)节点,其试验抗拉性能满足《钢筋机械连接技术规程》(JGJ 107—2016)^[7]中的要求,但该节点对制造工艺与安装精度的要求较高。在实际工程中,混凝土构件中钢筋数量大且分布密集,钢筋套筒灌浆连接常面临施工定位不准、灌浆密实度不足等问题^[8-9],给工程结构带来安全隐患。基于海上风电单桩基础过渡区域灌浆连接(gouted connection)的原理^[10],近年来有学者提出了矩形套管灌浆连接技术,即通过高强灌浆料与带肋套管之间的咬合作用传递剪力,在减少传统钢筋灌浆套筒使用数量的同时,满足结构承载力的要求。

针对圆形套管灌浆节点,学者们开展了大量的试验研究并建立了组合套管节点的极限承载力计算模型,研究并一致认为,圆钢管与灌浆料之间的黏结力和机械咬合力可为节点提供足够的承载力^[11-15]。与海洋结构对于流线型的特殊要求不同,方形截面套管-灌浆组合节点因其构造简单、施工便捷,具有良好的工程应用前景。但方形套管对混凝土的约束作用相对较弱,导致其力传递机理和破坏模式与圆形套管存在差异,因此DAI等^[16]、SUI等^[17]、HUANG等^[18]对方形套管灌浆组合节点在轴向荷载、弯剪荷载和滞回荷载作用下的力学行为开展了系统的试验、理论与数值模拟研究,发现其主要破坏模式表现为灌浆料与钢管之间的界面滑移、灌浆料开裂、或伴随内管断裂等模式,具体失效模式与管体几何参数、灌浆料材料性能等因素显著相关。HUANG等^[18]根据传力机理提出了轴向抗拉作用下套管灌浆节点的极限承载力理论模型,为准确预测和评估组合节点轴向性能提供了重要理论基础。李涛等^[19]对套管灌浆节点的滞回性能进行了试验研究,结果表明该节点具有较好的耗能能力和延性性能。HUANG等^[20]研究了套管节点的弯剪性能,发现该连接可设计为高抗弯承载、高延性的节点形式。过高强度的灌浆料会导致节点局部刚度偏大,会因内管过度变形诱发内管断裂,因此在对节点变形能力要求较高的应用场景中,可适当降低灌浆料强度,提升钢管与灌浆料之间的协调适配能力,从而提高节点的耗能变形能力。

受上述研究启发,本文提出了一种内钢管采用开孔

形式的灌浆套管节点,以高强水泥基材料(HSG)作为灌浆料,通过材料与内管开孔构造的协同优化提升节点抗弯性能。该节点的新颖性体现在两个方面:(1)内钢管开孔形成多向剪力键,增强内管与灌浆料之间的机械咬合作用,抑制界面滑移;(2)取消常规套管灌浆节点的加肋构造,内管开孔构造的施工更具便捷性。本文通过三点弯曲试验揭示了该节点的传力机制和破坏机理,系统研究了内管几何参数、开孔尺寸、灌浆料性能及栓钉布置对节点破坏模式与抗弯承载力的影响,并结合应变分析与理论建模,为新型带孔板灌浆套管连接节点的精细化设计提供理论和试验依据,推动装配式结构节点向高性能方向发展。

1 试验概况

1.1 试件设计

试验共设计制作了12个内钢管开孔剪力键的足尺灌浆套管连接节点(图1),并对其进行受弯试验,主要研究参数包括内管长度、内管宽厚比、开孔直径、钢纤维掺量、开孔形状和栓钉间距,栓钉布置于外钢管内表面且位于内管长度范围内。基准试件的外钢管截面尺寸为 $250\text{ mm}\times 250\text{ mm}\times 12\text{ mm}$,内钢管截面尺寸为 $170\text{ mm}\times 170\text{ mm}\times 8\text{ mm}$,开孔直径为 80 mm ,开孔圆心间距为 120 mm 。表1给出了各试件的具体参数,所有钢板厚度经实测,偏差均 $\leq \pm 0.3\text{ mm}$ 。试件命名规则如下:其中L表示内管长度(即灌浆长度),B表示内管宽度,D表示开孔直径,()中表示灌浆料中钢纤维掺量,后缀C或E表示开孔形状,C为圆孔,E为椭圆孔,H后缀1、2表示不同的栓钉布置情况。图2为试件的构造详图。

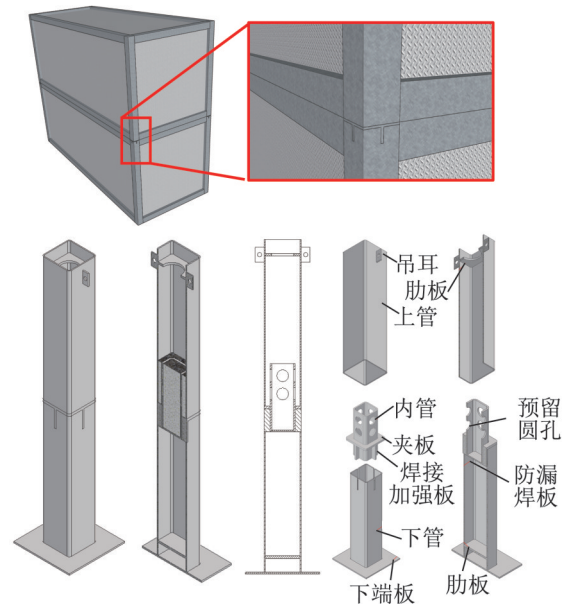


图1 试件构造示意

Fig. 1 Construction diagram of specimen

表1 试件参数

Table 1 Parameters of specimens

试件编号	内管长度/ mm	内管宽度/ mm	开孔直径/ mm	纤维含量/ %	开孔 形状	栓钉 分布	内管厚度/ mm	外管厚度/ mm
L280B170D80(0)-C	280	170	80	0	圆形	—	8.0	12.1
L160B170D80(0)-C	160	170	80	0	圆形	—	8.1	12.0
L400B170D80(0)-C	400	170	80	0	圆形	—	8.1	11.8
L280B160D80(0)-C	280	160	80	0	圆形	—	8.0	12.1
L280B180D80(0)-C	280	180	80	0	圆形	—	7.9	12.2
L280B170D70(0)-C	280	170	70	0	圆形	—	8.2	12.0
L280B170D90(0)-C	280	170	90	0	圆形	—	8.0	11.9
L280B170D80(1)-C	280	170	80	1	圆形	—	8.1	11.9
L280B170D80(2)-C	280	170	80	2	圆形	—	8.0	12.1
L280B170D80(0)-E	280	170	80	0	椭圆	—	8.0	12.0
L280B160D80(0)-C-H1	280	160	80	0	圆形	2×2	7.9	12.3
L280B160D80(0)-C-H2	280	160	80	0	圆形	2×3	8.1	12.1

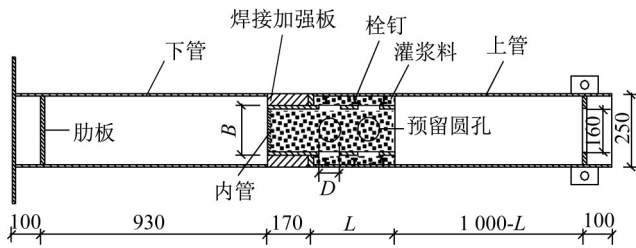


图2 试件尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Dimensions of specimen (unit: mm)

1.2 材料性能

表2给出了不同配合比高强灌浆料HSG的材料用量,根据28d抗压强度需求,通过调整水胶比,使外掺不同含量钢纤维的灌浆料保持抗压强度基本一致。表3为HSG的基本材料力学性能,结果表明,掺入1%和2%钢纤维后,灌浆料的抗压强度、弹性模量和泊松比与未掺钢纤维的灌浆料基本一致。试验所用钢材为Q235钢,屈服强度(f_y)和抗拉强度(f_u)通过ASTM E8/E8M-16^[21]标准测试,测试结果如表4所示。

表2 不同配合比HSG的材料用量

Table 2 Material quantities of HSG with different mix ration

灌浆料种类	水灰比	水/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	水泥/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	硅灰/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	矿粉/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	砂子/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	钢纤维/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	减水剂/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	减缩剂/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)
HSG	0.19	209.4	824.1	135.4	169.2	1 050	0	7.28	6.30
HSG-1%	0.21	213.8	750.2	130.3	166.1	1 110	77.9	7.14	6.41
HSG-2%	0.24	228.9	704.9	120.3	156.1	1 140	155.9	5.82	6.86

表3 HSG材料性能

Table 3 Material properties of HSG

灌浆料种类	f_{cu}/MPa	E_c/GPa	f_t/MPa	泊松比
HSG	94.5	41.3	5.3	0.185
HSG-1%	103.7	42.6	6.0	0.182
HSG-2%	106.1	44.1	6.1	0.192

注: f_{cu} 为立方体抗压强度; E_c 为混凝土弹性模量; f_t 为狗骨抗拉强度。

1.3 试验装置与方案

如图3所示,试验采用三点受弯加载形式,支座设置为简支。荷载通过作动器施加于试件跨中区域,作动器与试件间设置了力传感器用以记录施加的荷载。预加载确认试验装置无误后,以 $0.2\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ 的位移速率进行正式加载。当荷载值下降至峰值荷载的85%以下,或者加载位移超过100 mm时,停止试验。图4为试件的应变片和位移计的布置方案。

表4 钢管材料性能

Table 4 Material properties of steel

试件	钢材牌号	E_s /GPa	f_y /MPa	f_u /MPa
内管边长钢狗骨	Q235	202.3	261.4	414.6
内管角部钢狗骨	Q235	205.9	480.8	528.5
外管边长钢狗骨	Q235	204.1	327.3	453.1
外管角部钢狗骨	Q235	206.7	463.7	542.7
内钢管与下柱区夹板	Q235	205.2	380.1	533.9

注: E_s 为钢材弹性模量; f_y 为钢材屈服强度; f_u 为钢材抗拉强度。

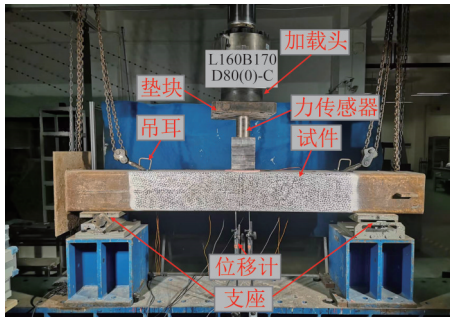


图3 受弯试验装置

Fig. 3 Test setup of bending test

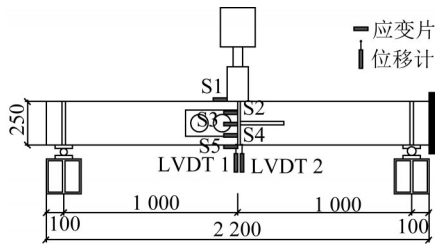


图4 位移计和应变片布置(单位:mm)

Fig. 4 Arrangement of displacement meters and strain gauges (unit: mm)

2 试验结果及分析

2.1 破坏模式

由图7可知,该类型节点在弯曲荷载作用下主要存在两种典型破坏模式:(1)内钢管断裂破坏;(2)灌浆料界面滑移破坏。表5总结了所有试件的破坏模式,图7展示了所有试件的破坏详图,其中红色区域为内管开裂区域,黄色区域为灌浆料剪切破坏区域。

内钢管断裂破坏多发生在截面含钢率较大、开孔直径较小的试件(如试件L280B170D80(0)-C)中。加载初期(0~150 kN),节点刚度较高,外钢管与灌浆料协同工作,界面无明显滑移;随着荷载增加(150~300.9 kN),跨中开口位移逐渐扩大,内钢管受拉区翼缘进入屈服阶段,灌浆料出现局部开裂但未发生整体滑移;达到峰值荷载后,如图7所示,内钢管在开孔直径最大截面处发生脆性

断裂,节点承载力骤降。对节点进行剖切分析发现,断裂截面附近的灌浆层仍然保持完整,外钢管与灌浆料的界面滑移量极小,表明此类破坏主要由内钢管截面过度变形诱发断裂(图5),与内管宽厚比和开孔设计密切相关。内管开孔处为刚度突变区域,开孔处的应力集中效应是诱发内钢管断裂的根本原因,直接导致开孔边缘区域首先出现微裂纹,且微裂纹随变形持续增加不断扩展,最终引发截面断裂。此外,灌浆料与钢管的协同工作机制在荷载后期逐步失效,当灌浆料出现斜向裂缝后,外钢管与灌浆料的协同作用急剧减弱,使得内钢管需独立承担更大的弯矩,最终在开孔最大截面处发生断裂。

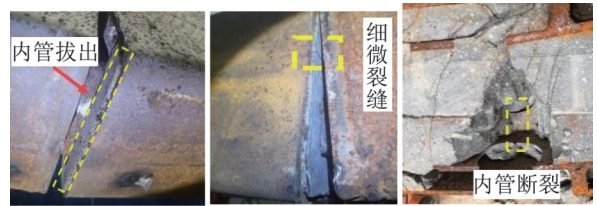


图5 内管断裂破坏

Fig. 5 Fracture failure of inner tube

灌浆料界面滑移破坏则多见于截面含钢率较小、钢纤维掺量较低或开孔形状为椭圆形的试件(如试件L280B170D80(0)-E)中。此类破坏的特征为界面黏结滑移失效:峰值荷载后,外钢管与灌浆料间产生显著的界面剪切滑移(图6),跨中开口持续扩大,节点承载力稳定在峰值荷载的80%以上,位移延性系数可达3.0~5.0。剖切节点可以发现,灌浆层发生受剪破碎,内钢管因界面滑移部分出现拔出现象,说明灌浆料的抗剪性能与内管的机械咬合作用对节点延性影响显著。

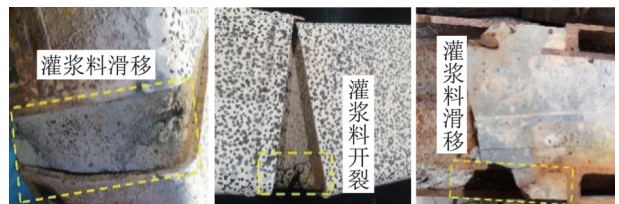


图6 灌浆料剪切滑移破坏

Fig. 6 Slippage failure of grout

2.2 参数分析

图8中给出了所有试件的弯矩-曲率关系曲线图,完整刻画了两种不同破坏模式下试件的弯矩和曲率的发展规律。对比各曲线发现,通过合理的参数设计,此类节点可实现较好的延性。同时,在考虑截面削弱的情况下,同尺寸标准钢柱在内管未开裂情况下的抗弯承载力为179.54 kN·m,本试验中连接节点的实际抗弯承载力为150.45 kN·m,表明该节点具有良好的抗弯性能。

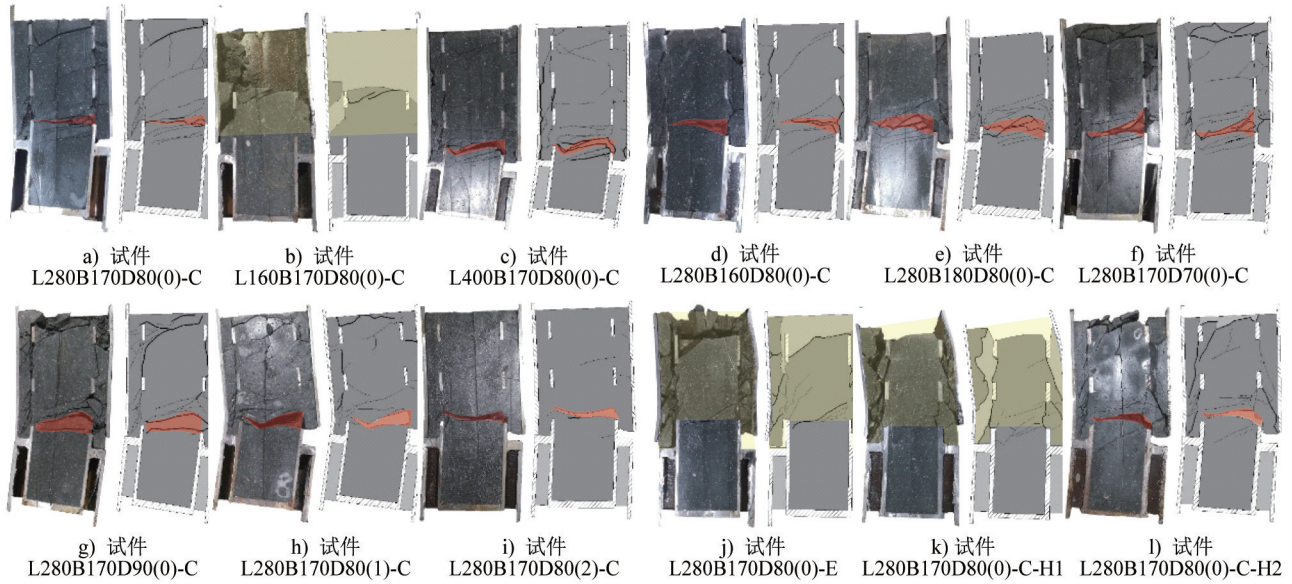


图7 各试件破坏详图

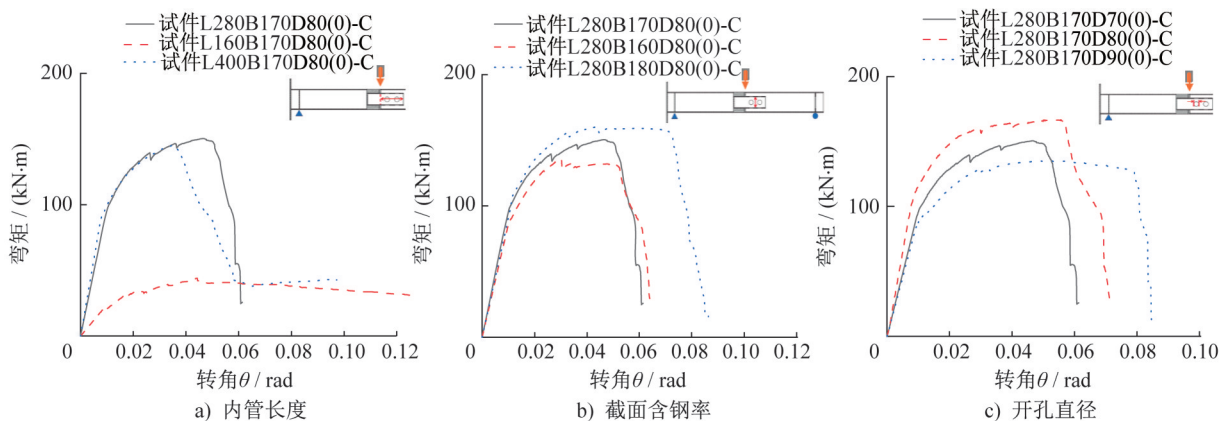
Fig. 7 Failure diagrams of specimens

表5 试验结果

Table 5 Test results

试件编号	F_p/kN	$M_p/(kN \cdot m)$	Δ_p/mm	$\Phi_f/(10^{-6} rad/mm)$	Δ_{max}/mm	破坏模式
L280B170D80(0)-C	300.9	150.45	30.9	76.0	40.9	内管断裂
L160B170D80(0)-C	88.0	44.00	29.3	72.1	83.2	灌浆料滑移
L400B170D80(0)-C	290.0	145.00	22.9	56.3	63.2	内管断裂
L280B160D80(0)-C	272.1	136.05	20.1	49.4	42.7	内管断裂
L280B180D80(0)-C	319.9	159.95	28.8	70.8	57.6	内管断裂
L280B170D70(0)-C	333.4	166.70	37.1	91.3	47.6	内管断裂
L280B170D90(0)-C	270.0	135.00	32.7	80.4	56.4	内管断裂
L280B170D80(1)-C	324.9	162.45	26.7	65.7	38.1	内管断裂
L280B170D80(2)-C	340.7	170.35	22.3	54.9	34.7	内管断裂
L280B170D80(0)-E	232.9	116.45	71.5	175.9	100.1	灌浆料滑移
L280B160D80(0)-C-H1	250.6	125.30	64.3	158.2	99.9	灌浆料滑移
L280B160D80(0)-C-H2	306.6	153.30	31.3	77.0	52.3	内管断裂

注： F_p 为峰值荷载； M_p 为峰值弯矩； Δ_p 为峰值跨中位移； Φ_f 为峰值跨中曲率； Δ_{max} 为最大跨中位移。



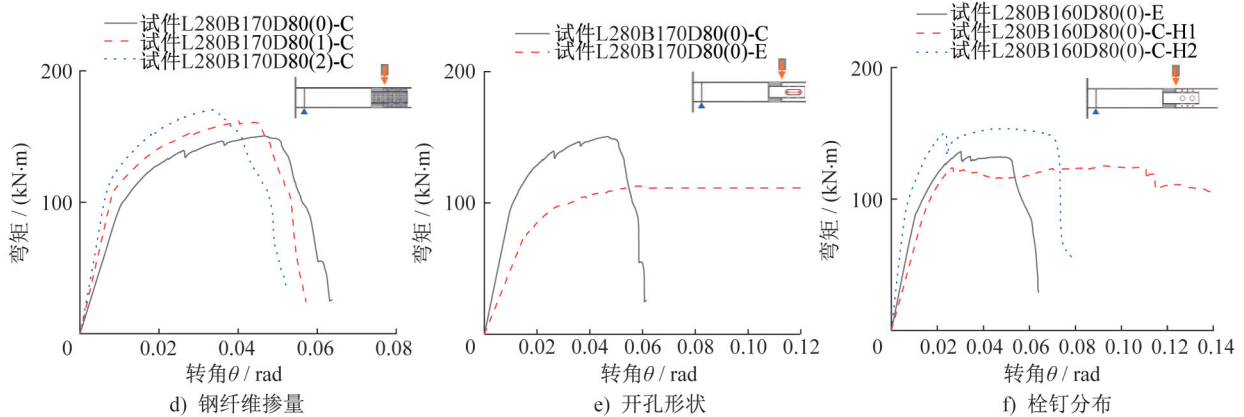


图8 不同参数下试件的荷载-位移曲线

Fig. 8 Load-displacement curves of specimens with different parameters

2.2.1 内管长度

当内管长度从160 mm增至280 mm时,节点的破坏模式由灌浆料界面滑移主导逐渐转变为内钢管断裂,峰值弯矩从44 kN·m显著提升至150.45 kN·m,增幅达241.9%;跨中位移从29.3 mm小幅增加至30.9 mm,增幅达5.5%,表明增加内管长度可有效强化内钢管对节点的抗弯贡献。但当内管长度进一步增至400 mm时,节点弯矩承载力降低至145 kN·m,降幅为3.6%,位移也从30.9 mm减少至22.9 mm,降幅达25.9%,说明内管长度存在临界值,超过该值后,内钢管的局部屈曲风险显著增加,导致节点抗弯效率趋于饱和。为平衡节点承载力与稳定性,建议通过优化截面尺寸或增设加劲措施来抑制钢管的局部屈曲效应。

2.2.2 截面含钢率

当内管宽厚比从160/12增至180/12时,截面含钢率由23.75%提升至25.29%,节点峰值弯矩从136.05 kN·m提升至159.95 kN·m,增幅为17.5%;位移延性系数从2.1增至3.0,增幅为42.9%。如图8所示,提高截面含钢率,能在一定程度上提升节点抗弯承载力和延性。但剖切分析显示,该组试件的破坏模式最终均表现为内钢管断裂,说明通过改变含钢率提高节点承载力和延性的效果存在局限性。

2.2.3 开孔直径

当开孔直径从70 mm增至90 mm时,内钢管的有效截面面积被削弱,导致节点峰值弯矩从166.7 kN·m下降至135 kN·m,降幅为19.0%,弹性阶段刚度同步衰减23%。小孔径试件因截面完整性较好,抗弯效率更高;而大孔径试件则因应力集中效应加剧,灌浆料发生滑移的风险显著上升。试验结果表明,增大开孔直径虽能提升施工便利性,但需通过局部补强(如加厚孔边钢板)或优化孔径比例(如限制孔径不超过内管宽的30%),平衡节

点承载力与界面滑移特性。

2.2.4 钢纤维掺量

当钢纤维掺量从0%增至1%时,节点峰值弯矩从150.45 kN·m提高至162.45 kN·m,增幅为8.0%,且灌浆料的裂缝扩展受到显著抑制,灌浆层完整性保持良好;峰值位移从30.9 mm减少至26.7 mm,降幅为13.6%,表明钢纤维可通过桥接微裂纹有效抑制灌浆料裂缝扩展,改善节点延性。当钢纤维掺量进一步增加至2%,节点初始刚度持续提升,峰值位移进一步降至22.3 mm,对应峰值荷载为340.7 kN,与1%掺量相比,位移再降16.5%、峰值荷载提升4.9%,同时荷载下降段最为平缓,最大位移仅34.7 mm。这说明高掺量钢纤维不仅能提升灌浆料的抗变形能力,还可以通过更密集的微裂纹桥接作用显著延缓节点的失效进程,该组试件的破坏模式均表现为内钢管断裂,这一特性在动态荷载下尤为重要,为兼顾承载力与韧性的灌浆料配比设计提供了直接参考。总体而言,增加钢纤维掺量可提高节点的承载力和初始刚度,但增益幅度随掺量提高逐渐趋缓,呈现边际效应递减特性。

2.2.5 开孔形状

与圆形开孔试件(峰值弯矩为150.45 kN·m)相比,椭圆形开孔试件的峰值弯矩降低至116.45 kN·m,降幅为22.6%,但峰值位移从30.9 mm大幅增加至100.1 mm,增幅达224.0%,位移延性系数提升至5.0。椭圆孔可通过分散孔边应力集中延缓局部破坏进程,但其对截面强度的削弱副作用需通过优化孔的长宽比来平衡延性增益与承载力损失。这一结果表明,开孔形状的设计需综合考虑节点的承载力与延性需求,在动态荷载作用的工况下,可优先选用椭圆孔以提升节点的耗能能力。

2.2.6 栓钉分布

未焊接栓钉的试件破坏模式为内钢管断裂,峰值弯

矩为 150.45 kN·m, 峰值位移为 30.9 mm, 表明未设置栓钉加强时, 节点失效由钢管强度主导。在外钢管内表面焊接两排两列栓钉后, 节点破坏模式转为灌浆料剪切滑移, 峰值弯矩降至 125.3 kN·m, 降幅为 16.7%, 但峰值位移大幅增至 64.3 mm, 增幅为 108.1%, 原因是两排两列栓钉的局部约束引发应力集中, 导致灌浆料抗剪强度降低, 进而引发滑移破坏。当栓钉布置进一步增加为三排两列时, 节点的破坏模式恢复为内钢管断裂, 峰值承载力和位移与未焊接栓钉的试件基本一致, 表明栓钉密集分布虽优化了应力传递, 但未能有效提升节点的承载力或延性, 说明栓钉对节点极限承载力的直接贡献有限。若需提高节点延性, 可采用两排两列栓钉配置, 以牺牲部分承载力换取延性的提升。

2.3 设计建议

基于试验研究和参数分析, 本节提出以下综合构造设计建议: 在确定内钢管尺寸时, 需要满足内管埋入深度与外管直径的比值 $L/B_{out} \geq 1.1$, 宽厚比 $B/t \geq 15$ 的要求, 以提高截面承载力和延性; 开孔设计需根据具体工程需求选择, 若以承载力为主导, 建议采用直径不超过管宽 0.3 倍的圆形孔, 过大的开孔直径会导致节点承载力下降; 若工程更注重延性性能, 则推荐采用长宽比不超过 1.5 的椭圆形孔, 虽会牺牲部分承载力, 但可显著提升节点延性。在灌浆料选择方面, 掺入 1% 钢纤维的灌浆料在保证施工流动性的同时有效抑制裂缝扩展, 实现性能与成本的较佳平衡。在栓钉布置策略上, 在高延性需求场景下建议采用栓钉阵列, 当栓钉距厚比为 $s/t = 11.25$ 时, 可实现较佳的经济性和力学性能。

2.4 应变分析

由图 9 可知, 钢管应变数据揭示了灌浆套管节点在受弯荷载下的应力分布特征, 也为理论模型的修正提供了依据。外钢管跨中应变测量结果表明, 所有试件外钢管底部测点(S5)的应变均未超过钢材屈服应变, 说明外钢管底部区域在受弯过程中几乎未参与节点的抗弯贡献, 原因是该类灌浆节点的开口构造特点, 导致外管为非连续构件, 外钢管与灌浆料之间发生滑移, 协同工作性能减弱, 在外钢管内侧增设栓钉可改善这一问题。外钢管顶部测点(S1)的应变同样低于屈服值, 原因是应变片布置避开了开口区域的高应力集中位置, 导致测量值无法反映实际的局部屈服状态。

进一步分析表明, 节点的开口变形主导了应变分布的非均匀性: 受弯荷载作用下, 上下柱交界处的开口位移持续增大, 导致外钢管与灌浆料界面产生分离趋势, 外钢管侧向测点(S3、S4)的应变普遍低于 1 000 个微应变, 进一步验证了外管对节点整体抗弯的贡献有限。同时也可

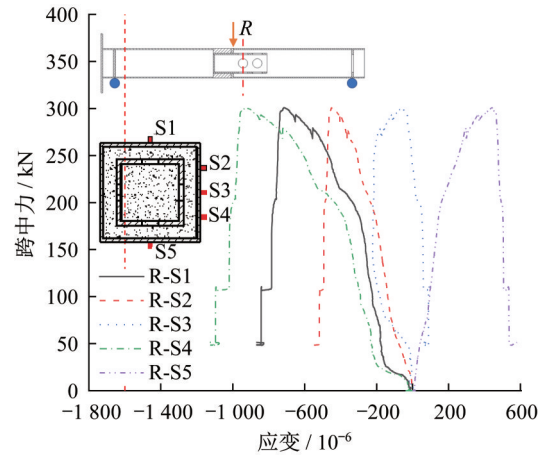


图 9 外钢管荷载-应变曲线

Fig. 9 Load-strain curves of outer steel tube

推断, 节点的抗弯承载力主要由内钢管和灌浆料共同承担, 后续可采用数值模拟方法反演其应变状态。

上述应变发展特征为理论模型的计算假定提供了试验依据: 外钢管底部及侧向的抗弯贡献可忽略不计, 节点承载力主要由内钢管与灌浆料协同承担。

3 抗弯承载力计算公式

3.1 计算假定

根据外钢管的应变发展规律, 试件在侧向力荷载作用下, 上下柱交界处发生开口变形, 此时外钢管基本不提供抗弯贡献; 在试件发生内管断裂前, 内管截面的应变分布符合平截面假定, 可认为内钢管与核心区灌浆料承担了节点的大部分抗弯贡献。因此, 试件的抗弯承载力简化计算公式基于内管屈服的破坏模式建立, 并按以下基本假定考虑: (1) 灌浆套管连接中, 内钢管与灌浆料界面无黏结滑移, 内管应变分布符合平截面假定; (2) 忽略外钢管底部区域和内钢管外侧混凝土受拉区域的贡献; (3) 忽略节点内外管截面的倒角半径以及栓钉焊接对节点的影响。此外, 试验发现, 外钢管对灌浆料的约束非常有限, 尤其是灌浆料开裂后, 该约束作用几乎失效, 因此计算公式中忽略了钢管的约束作用。

3.2 材料本构模型

根据欧洲 EN 1993-1-1 规范^[22]中对钢材的要求, 选择理想弹塑性模型作为钢材本构模型, 具体应力-应变关系式如式(1)所示:

$$\sigma_s = \begin{cases} E_s \varepsilon & 0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_y \\ f_y & \varepsilon > \varepsilon_y \end{cases} \quad (1)$$

式中: E_s 为钢材的弹性模量; f_y 为钢材的屈服强度; ε_y 为钢材的屈服应变。

灌浆料受压本构模型采用 WEE 等^[23]、MANSUR 等^[24]提出的具有应变软化特性的模型。受拉本构模型

采用ISA等^[25]提出的具有应变硬化特征的模型。受压本构模型分为上升和下降段,其中上升段的函数如式(2)所示:

$$f_c = f_{cu} \left[\frac{\beta \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_p} \right)}{\beta - 1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_p} \right)^\beta} \right] \quad (2)$$

式中: f_{cu} 和 ϵ_p 为灌浆料的抗压强度与峰值应变。

下降段的函数如式(3)所示:

$$f_c = f_{cu} \left[\frac{k_1 \beta \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_p} \right)}{k_1 \beta - 1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_p} \right)^{k_2 \beta}} \right] \quad (3)$$

式中: k_1 和 k_2 为两个经验参数,具体的计算如式(4)、(5)所示:

$$k_1 = \left(\frac{50}{f_{cu}} \right)^3 \quad (4)$$

$$k_2 = \left(\frac{50}{f_{cu}} \right)^{1.3} \quad (5)$$

灌浆料的受拉应力-应变关系的上升、下降段如式(6)、(7)所示:

$$f_t = \frac{f_t - f_{tc}}{\epsilon_{tp}} \epsilon - f_{tc} \quad (6)$$

$$f_t' = \frac{f_{tu} - f_t}{\epsilon_{tu} - \epsilon_{tp}} \epsilon + b \quad (7)$$

式中: ϵ_{tp} 为灌浆料的峰值应变; ϵ_{tu} 为极限拉伸应变; f_{tu} 为极限抗拉强度。

3.3 对比分析

本模型针对内钢管屈服后断裂的破坏模式建立。基于分析模型的假定条件,首先假定灌浆套管连接节点的破坏由混凝土应变发展至极限应变导致,分别设定弹性、

弹塑性和塑性三种极限状态下的截面曲率,以此确定截面中性轴位置与截面应力应变分布。根据纤维单元法,将构件截面离散为微小的“纤维”单元,结合材料本构关系,较为精确地求解节点的弯矩-曲率响应和抗弯承载力,如式(8)、(9)所示。利用Matlab软件编制计算程序,求解三种极限状态下节点的抗弯承载力,并与试验结果进行对比分析。

(1) 弹性极限状态

将灌浆料和内外钢管均认定为弹性脆性材料,计算仅考虑其弹性段。当试件节点受到外部荷载作用时,截面中所有材料均处于弹性阶段内,材料达到弹性极限应变后即判定为失效。

(2) 弹塑性极限状态

将灌浆料和内外钢管假定为弹塑性材料,材料依据自身本构模型的发展规律,随荷载增大逐步过渡到塑性阶段。当钢材达到屈服阶段后,其应力保持不变;灌浆料达到峰值应变后,应力会随应变变化逐渐软化,当灌浆料达到其极限拉压应变后即判定为失效。

(3) 塑性极限状态

将灌浆料与内外钢管材料假定为塑性状态,当试件节点达到极限荷载时,材料呈现塑性应力分布。根据纤维单元法,在得到所有纤维单元的应变和应力后,通过积分(求和)便可得到整个截面的合内力。不断调整中性轴位置,直至计算出的轴力 N 与外荷载施加的轴力(通常为0或已知值)平衡,此时的弯矩 M 即为该曲率下截面所能抵抗的弯矩,如式(8)、(9)所示:

$$N = \sum A_c \sigma_c + \sum A_t \sigma_t + \sum A_{so} \sigma_{so} + \sum A_{si} \sigma_{si} \quad (8)$$

$$M = \sum A_c \sigma_c y_c + \sum A_t \sigma_t y_t + \sum A_{so} \sigma_{so} y_{so} + \sum A_{si} \sigma_{si} y_{si} \quad (9)$$

式中: A_c 、 A_t 、 A_{so} 和 A_{si} 分别为灌浆料压缩与拉伸及内外钢管的单元面积; σ_c 、 σ_t 、 σ_{so} 和 σ_{si} 分别为灌浆料压缩与拉伸以及内外钢管的单元应力; y_c 、 y_t 、 y_{so} 和 y_{si} 分别为灌浆料压缩与拉伸以及内外钢管的单元到中心轴距离。节点抗弯承载力的理论预测结果与试验结果对比如表6所示。

表6 抗弯承载力理论预测结果与试验结果对比

Table 6 Comparison of flexural resistance between prediction results and test results

试件编号	M_1/kN	$\frac{M_1}{M_P}$	M_2/kN	$\frac{M_2}{M_P}$	M_3/kN	$\frac{M_3}{M_P}$
L280B170D80(0)-C	105.9	0.70	132.2	0.88	143.0	0.95
L160B170D80(0)-C	105.9	0.74	132.2	0.90	143.0	0.90
L400B170D80(0)-C	105.9	0.73	132.2	0.91	143.0	0.99
L280B160D80(0)-C	92.0	0.67	107.1	0.79	121.0	0.89
L280B180D80(0)-C	116.1	0.73	147.0	0.92	158.9	0.99
L280B170D70(0)-C	117	0.70	145.0	0.87	149.0	0.89

续表

试件编号	M_1/kN	$\frac{M_1}{M_p}$	M_2/kN	$\frac{M_2}{M_p}$	M_3/kN	$\frac{M_3}{M_p}$
L280B170D90(0)-C	100.9	0.75	113.7	0.84	133.0	0.99
L280B170D80(1)-C	111.0	0.68	140.0	0.86	151.2	0.93
L280B170D80(2)-C	118.5	0.70	146.3	0.86	158.2	0.93
L280B170D80(0)-E	93.0	0.80	109.3	0.94	124.0	1.06
L280B160D80(0)-C-H1	94.0	0.75	107.1	0.85	121.0	0.97
L280B160D80(0)-C-H2	94.0	0.61	107.1	0.70	121.0	0.79
平均值		0.71		0.86		0.94
标准差		0.04		0.04		0.05

注： M_1 、 M_2 和 M_3 分别为弹性抗弯承载力、弹塑性抗弯承载力和塑性抗弯承载力理论值。

由表6可知,试件L160B170D80(0)-C因内管长度过短,灌浆料与钢管的有效黏结长度不足,界面滑移提前发生,导致二者协同工作能力下降,内管无法充分发挥抗弯作用,因此试验值远小于理论预测值。若忽略试件L160B170D80(0)-C的影响,三种极限状态下理论预测值与试验值的比值平均值分别为0.71、0.86和0.94。试件节点在弹性极限状态下的预测值低于试验值,预测结果偏于保守;而弹塑性和塑性极限状态下的预测值略低于试验值,整体来看与试验结果吻合良好。此外,经计算,同尺寸钢柱(250 mm×250 mm×8 mm)的抗弯承载力为143.1 kN·m,与采用相同外管尺寸的灌浆连接节点塑性抗弯承载力基本一致,表明该灌浆连接具有良好的工作性能。

4 结论

为研究新型带孔板灌浆套管连接的受弯性能,本文通过受弯试验和分析方法,对该节点的破坏模式、弯矩-曲率行为、承载力、延性等开展系统研究,得到以下主要结论:

(1) 带孔板灌浆套管连接的主要破坏模式为内钢管断裂破坏与灌浆料界面滑移破坏,内管长度、开孔形状和栓钉布置形式对节点的受弯性能影响显著。

(2) 提高截面含钢率可在一定程度上提高节点的抗弯性能,当截面含钢率由23.75%提升至25.29%时,节点抗弯承载力提升17.6%,位移延性系数增大42.9%。

(3) 带孔板的开孔构造参数对节点抗弯性能具有显著的调控作用。减小开孔直径可通过降低截面削弱效应使节点承载力提高23.5%;椭圆形开孔虽使节点承载力降低22%,但可通过分散应力集中将位移延性系数降至5.0,为平衡节点强度与延性设计提供了可行路径。

(4) 灌浆料的材料性能可有效改善节点的力学行为。钢纤维掺量从0%增至1%时,节点峰值承载力提升了8%,且灌浆料裂缝扩展得到有效抑制;但进一步将钢

纤维掺量提高至2%时,节点承载力提升趋势减缓,呈现边际效应递减特性。

(5) 应变分析揭示了外钢管对节点抗弯贡献的局限性,外钢管底部跨中及侧向应变始终低于屈服值,验证了此类节点计算理论模型中忽略外管贡献的合理性,为节点受弯承载力的合理计算提供了试验依据。

(6) 基于弹塑性和塑性极限状态建立的灌浆连接抗弯承载力计算公式,结合平截面假定和应变协调关系,其预测的抗弯承载力与试验结果吻合良好,该公式可为此类灌浆连接的承载力计算和快速优化提供可靠的分析方法。

参考文献:

- [1] MILLS Shonn, GROVE Dave, EGAN Matthew, Breaking the pre-fabricated ceiling: Challenging the limits for modular high-rise[C]//CTBUH 2015 New York Conference, 2015: 416-425.
- [2] LAWSON R M, OGDEN R G. 'Hybrid' light steel panel and modular systems[J]. Thin-Walled Structures, 2008, 46(7-9): 720-730. DOI: 10.1016/j.tws.2008.01.042.
- [3] Building and Construction Authority. Design for manufacturing and assembly (DfMA) - Prefabricated prefinished volumetric construction [M]. Singapore: Building and Construction Authority, 2017.
- [4] LING J H, ABD RAHMAN A B, IBRAHIM I S, et al. Tensile capacity of grouted splice sleeves [J]. Engineering Structures, 2016, 111: 285-296. DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.12.023.
- [5] WU Tao, LIU Quanwei, CHENG Ran, et al. Experimental study and stress analysis of mechanical performance of grouted sleeve splice [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(10): 68-75. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2016.05.0357.
- [6] 郑永峰,郭正兴,曹江. 新型灌浆套筒的约束机理及约束应力分布[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2015, 47(12): 106-111.

- DOI:10.11918/j.issn.0367-6234.2015.12.019.
ZHENG Yongfeng, GUO Zhengxing, CAO Jiang. Confinement mechanism and confining stress distribution of new grouting coupler for rebars splicing [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2015, 47 (12) : 106-111. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.2015.12.019. (in Chinese)
- [7] JGJ 107—2016 钢筋机械连接技术规程[S].
JGJ 107—2016 Technical specification for mechanical splicing of steel reinforcing bars[S]. (in Chinese)
- [8] 韩超, 郑毅敏, 赵勇. 钢筋套筒灌浆连接技术研究与应用进展 [J]. 施工技术, 2013, 42 (21) : 113-117. DOI: 10.7672/sgjs2013210113.
HAN Chao, ZHENG Yimin, ZHAO Yong. Research and application development of grout sleeve splicing for reinforcement [J]. Construction Technology, 2013, 42 (21) : 113-117. DOI: 10.7672/sgjs2013210113. (in Chinese)
- [9] 高润东, 李向民, 许清风. 装配整体式混凝土建筑套筒灌浆存在问题与解决策略 [J]. 施工技术, 2018, 47 (10) : 1-4, 10. DOI: 10.7672/sgjs2018100001.
GAO Rundong, LI Xiangmin, XU Qingfeng. Existing problems and solutions of sleeve grouting in prefabricated monolithic concrete building [J]. Construction Technology, 2018, 47 (10) : 1-4, 10. DOI: 10.7672/sgjs2018100001. (in Chinese)
- [10] KRAHL N W, KARSAN D I. Axial strength of grouted pile-to-sleeve connections [J]. Journal of Structural Engineering, 1985, 111 (4) : 889-905. DOI: 10.1061/(ASCE) 0733-9445 (1985)111:4(889).
- [11] LOTSBERG I, SEREDNICKI A, LERVIK A, et al. Design of grouted connections for monopile offshore structures: Results from two Joint Industry Projects [J]. Stahlbau, 2012, 81(9) : 695-704. DOI: 10.1002/stab.201201598.
- [12] SOLLAND G, JOHANSEN A. Design recommendations for grouted pile sleeve connections [J]. Marine Structures, 2018, 60: 1-14. DOI: 10.1016/j.marstruc.2018.03.001.
- [13] DALLYN P, EL-HAMALAWI A, PALMERI A, et al. Experimental testing of grouted connections for offshore substructures: A critical review [J]. Structures, 2015, 3: 90-108. DOI: 10.1016/j.istruc.2015.03.005.
- [14] CHEN T, FANG Q, ZHANG C H, et al. Mechanical behavior of grouted connections under compression-bending loads [J]. Thin-Walled Structures, 2020, 157: 107110. DOI: 10.1016/j.tws.2020.107110.
- [15] WANG T, XU H M, YU M, et al. Experimental investigation on the failure modes of grouted sleeve connections under thermal and mechanical loads [J]. Engineering Failure Analysis, 2020, 109: 104246. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2019.104246.
- [16] DAI Z Q, PANG S D, LIEW J R. Axial load resistance of grouted sleeve connection for modular construction [J]. Thin-Walled Structures, 2020, 154: 106883. DOI: 10.1016/j.tws.2020.106883.
- [17] SUI L L, FAN S Y, HUANG Z Y, et al. Load transfer mechanism of an unwelded, unbolted, grouted connection for prefabricated square tubular columns under axial loads [J]. Engineering Structures, 2020, 222: 111088. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.111088.
- [18] HUANG Z Y, ZHANG W, FAN S Y, et al. Axial-load resistance of a novel UHPFRC grouted SHS tube-sleeve connection: Experimental, numerical, and theoretical approaches [J]. Journal of Structural Engineering, 2021, 147 (11) : 04021184. DOI: 10.1061/(ASCE)st.1943-541x.0003189.
- [19] 李涛, 刘明亮, 张彤, 等. 新型模块装配式灌浆钢梁柱节点滞回性能试验研究 [J]. 建筑钢结构进展, 2023, 25(4) : 18-24, 36. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2023.04.002.
LI Tao, LIU Mingliang, ZHANG Tong, et al. An experimental study on hysteretic performance of a novel grouted steel beam-column joint for modular constructions [J]. Progress in Steel Building Structures, 2023, 25(4) : 18-24, 36. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2023.04.002. (in Chinese)
- [20] HUANG Z Y, ZHAO X L, DENG W X, et al. Flexural performance of high strength grouted SHS tube-sleeve connection for modular construction [J]. Thin-Walled Structures, 2024, 198: 111653. DOI: 10.1016/j.tws.2024.111653.
- [21] ASTM E8/E8M-16 Standard test methods for tension testing of metallic materials[S].
- [22] EN 1993-1-1 Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings[S].
- [23] WEE T H, CHIN M S, MANSUR M A. Stress-strain relationship of high-strength concrete in compression [J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 1996, 8(2) : 70-76. DOI: 10.1061/(ASCE)0899-1561(1996)8:2(70).
- [24] MANSUR M A, CHIN M S, WEE T H. Stress-strain relationship of high-strength fiber concrete in compression [J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 1999, 11(1) : 21-29. DOI: 10.1061/(ASCE)0899-1561(1999)11:1(21).
- [25] ISA M N, PILAKOUTAS K, GUADAGNINI M. Determination of tensile characteristics and design of eco-efficient UHPC [J]. Structures, 2021, 32: 2174-2194. DOI: 10.1016/j.istruc.2021.03.114.