

文章编号:1671-1637(2026)05-0179-14

部分填充混凝土的端承式预制拼装钢桥墩 抗震性能研究

吴庆雄^{1,2}, 郑其鑫¹, 袁辉辉^{*1,3}, 秦志清⁴, 张硕⁵

(1. 福州大学土木工程学院, 福建 福州 350116; 2. 福州大学福建省土木工程多灾害防治重点实验室, 福建 福州 350116; 3. 福州大学工程结构福建省高校重点实验室, 福建 福州 350116; 4. 福建省交通规划设计院有限公司, 福建 福州 350004; 5. 阳光学院智能建造学院, 福建 福州 350015)

摘要:为探究端承式部分填充混凝土的预制拼装钢桥墩(PS-PFC)的抗震性能,在已有研究的基础上,以混凝土填充率为参数,增加了2个填充率分别为0和50%的大比例试件的拟静力试验,并通过ABAQUS进行了该类桥墩的有限元模拟与拓展参数分析。试验结果表明:端承式PS-PFC到达极限状态时的共同破坏形态表现为柱底钢板的弯曲变形和锚杆的拉伸变形,此外,未填充混凝土的桥墩还出现了柱底加劲肋上方钢管的鼓曲和撕裂,这说明部分填充混凝土能有效遏制钢管局部屈曲的发生;该类桥墩的滞回曲线呈较为饱满的捏拢状,具有良好的抗震性能;当填充率由0增加至25%时,桥墩的弹性刚度增加了9.5%,水平承载力增加了17.1%,继续增加填充率至50%,试件的刚度和承载力未见明显变化;与未填充混凝土的桥墩相比,填充率为25%和50%的桥墩的累积滞回耗能增加了约88%,并表现出更强的抗强度退化和刚度退化的能力;有限元模拟结果与试验结果吻合较好,桥墩的抗震性能随混凝土填充率的增大有所提升,然而当填充率增加到一定程度时,继续填充混凝土对桥墩水平承载力的影响并不显著;提出的端承式PS-PFC弹性刚度、水平承载力和最优混凝土填充率的理论计算方法,计算结果与试验结果和有限元模拟结果吻合良好。

关键词:桥梁工程;预制拼装钢桥墩;拟静力试验;抗震性能;有限元分析;部分填充混凝土;端承式柱脚;理论计算方法

中图分类号:U443.22 文献标志码:A DOI:10.19818/j.cnki.1671-1637.2026.034

Research on seismic performance of end-bearing prefabricated steel bridge piers with partially filled concrete

WU Qing-xiong^{1,2}, ZHENG Qi-xin¹, YUAN Hui-hui^{*1,3}, QIN Zhi-qing⁴, ZHANG Shuo⁵

(1. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, Fujian, China; 2. Fujian Provincial Key Laboratory on Multi-Disasters Prevention and Mitigation in Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, Fujian, China; 3. Fujian Provincial University Key Laboratory of Engineering Structures, Fuzhou University, Fuzhou 350116, Fujian, China; 4. Fujian Communications Planning and Design Institute Co., Ltd., Fuzhou 350004, Fujian, China; 5. College of Intelligent Build, Yango University, Fuzhou 350015, Fujian, China)

Abstract: This paper aims to investigate the seismic performance of end-bearing prefabricated steel

出版历程:2025-04-11 收稿,2025-07-30 修回,2025-08-25 录用

基金项目:国家自然科学基金项目(52578183,51978169);福建省交通运输科技发展计划项目(202211)

作者简介:吴庆雄(1973-),男,福建南靖人,研究员,工学博士,E-mail:wuqingx@fzu.edu.cn。

*通信作者:袁辉辉(1985-),男,福建柘荣人,研究员,博士生导师,工学博士,E-mail:yuanhh@fzu.edu.cn。

引用格式:吴庆雄,郑其鑫,袁辉辉,等.部分填充混凝土的端承式预制拼装钢桥墩抗震性能研究[J].交通运输工程学报,2026,26(5):179-192.

Citation: WU Qing-xiong, ZHENG Qi-xin, YUAN Hui-hui, et al. Research on seismic performance of end-bearing prefabricated steel bridge piers with partially filled concrete[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2026, 26(5): 179-192.

bridge piers with partially filled concrete (PS-PFC). Based on existing research, two large-scale specimens with concrete filling ratios of 0 and 50% were added for quasi-static tests by employing the concrete filling ratio as a parameter. Additionally, finite element simulations and extended parametric analyses of such piers were performed by adopting ABAQUS software. The results show that the common failure mode of the end-bearing PS-PFC in the ultimate state is characterized by the bending deformation of the column base plate and tensile deformation of the anchor rods. Additionally, piers without filled concrete exhibit bulging and tearing of the steel tube above the stiffeners at the column base, indicating that partially filled concrete can effectively suppress local buckling of steel tubes. The hysteresis curves of such piers are relatively full and pinched, indicating good seismic performance. When the filling ratio increases from 0 to 25%, the elastic stiffness and horizontal bearing capacity of piers increase by 9.5% and 17.1%, respectively. Further increasing the filling ratio to 50% produces no significant changes to the specimen's stiffness and bearing capacity. Compared with piers without filled concrete, bridge piers with 25% and 50% filling ratios exhibit an approximately 88% increase in cumulative hysteretic energy dissipation, and demonstrate enhanced resistance to both strength degradation and stiffness degradation. The finite element simulations show good agreement with the experimental results, and the seismic performance of bridge piers improves with the increasing concrete filling ratios. However, when the filling ratio reaches a certain threshold, its further increase has a negligible effect on the horizontal bearing capacity of bridge piers. The proposed theoretical calculation methods for the elastic stiffness, horizontal bearing capacity and optimal concrete filling ratio of end-bearing PS-PFC yield results in good agreement with the test results and finite element simulation results.

Keywords: bridge engineering; prefabricated steel bridge pier; quasi-static test; seismic performance; finite element analysis; partially filled concrete; end-bearing column base; theoretical calculation method

Publication history: Received 2025-04-11; Received in revised form 2025-07-30; Accepted 2025-08-25

Funding: National Natural Science Foundation of China (52578183, 51978169); Fujian Provincial Transportation Science and Technology Development Plan Project (202211)

* **Corresponding author:** YUAN Hui-hui, research fellow, PhD, E-mail: yuanhh@fzu.edu.cn.

0 引 言

预制-拼装桥墩因其施工质量可靠、施工效率高和对周边环境污染小等优点^[1-2],近年来在中国桥梁工程中得到了广泛应用,其中钢筋混凝土结构占据主导地位。但预制-拼装钢筋混凝土桥墩存在耗能能力不足、连接处损伤严重以及震后修复困难等问题^[3-5]。相比之下,钢结构具有自重轻、强度高和延性强等优点^[6],且施工方便,与预制-拼装技术兼容性更佳,尤其适用于城市桥梁的建设^[7]。

然而强震作用下钢桥墩易发生局部屈曲失稳现象。为改善钢桥墩的抗震性能,现有研究主要采用内置加劲肋、部分填充混凝土和增设吸能节段等补强措施^[8-9]。其中,钢管内部分填充混凝土因施工效

率高、经济性较好等优点而被工程界普遍采纳。与纯钢桥墩相比,部分填充混凝土的钢桥墩在承载能力和耗能性能等方面有显著提升^[10]。

作为预制-拼装桥墩体系的关键一环,柱脚的受力性能将直接影响桥梁整体的抗震性能。工程实践中钢桥墩主要采用埋入式、端承式(亦称外露式)和外包式三类柱脚连接形式。其中,端承式柱脚通过预埋锚栓实现柱脚底板与基础的锚固连接,凭借施工效率高、经济性突出等优势而被广泛采用。地震作用下端承式柱脚的主要破坏部位包括柱身、锚杆和柱底钢板等。

为促进端承式柱脚在震区的应用,国内外学者针对其受力性能开展了一系列研究。崔瑶等^[11-14]通过低周往复荷载试验系统研究了端承式方钢管柱

脚的剪力传递机制、抗弯承载力和滞回性能,揭示了锚栓配置参数(数量、排布形式)对柱脚失效机理与力学性能的影响规律,并建立了相应的恢复力模型;Lim等^[15-16]通过拟静力试验研究了端承式H形钢柱脚强/弱轴向的力学性能,证实了底板厚度、锚栓数量及锚固深度对节点受力性能具有显著影响;Qiao等^[17]对内填混凝土的端承式方钢管柱脚试件开展了拟静力试验,结果表明轴压比对柱脚抗震性能有明显影响,预埋高强纵筋可提升桥墩刚度和耗能性能;Chen等^[18]对端承式L形钢管混凝土柱脚开展了往复加载试验,验证了现有转动刚度理论与极限抗弯强度计算方法;吴庆雄等^[19]对填充率为25%的端承式部分填充混凝土的预制拼装钢桥墩(Prefabricated Steel Bridge Piers with Partially Filled Concrete, PS-PFC)的抗震性能展开了研究,并提出了该类桥墩的水平承载力计算方法。

综上所述,针对不同墩柱截面形式的端承式柱脚,学者们已开展深入研究,系统揭示了各关键构造参数对柱脚破坏模式和受力性能的影响,并建立了相应的理论计算模型。作为钢管混凝土墩柱的关键设计参数,混凝土填充率的提升将显著影响往复荷载作用下的结构失效模式,同时提高水平承载力与延性性能^[10,20]。但当填充率超过临界值时,继续填充不仅对桥墩承载力影响甚微,还可能导致延性指标劣化^[21-22]。现有部分研究虽提出了最优填充率建议值及量化设计方法^[20,23-24],但均局限于采用埋入式柱脚的墩柱,针对端承式墩柱中混凝土填充率变化与

其抗震性能的关联性尚未见系统研究报道。

为推进端承式柱脚在部分填充混凝土钢桥墩中的应用,在文献^[19]的研究基础上增加了填充率为0和50%的试件。通过拟静力试验探究混凝土填充率的变化对端承式PS-PFC抗震性能的影响;通过有限元软件ABAQUS建立精细化模型,开展关于混凝土填充率的拓展参数分析;最后提出端承式PS-PFC弹性刚度、水平承载力和最优混凝土填充率的计算方法,旨在为该类结构在工程中的应用提供参考。

1 试验概况

1.1 试件设计及制作

以福州市区某高架桥所采用的桥墩为原型,在已有试验研究^[19]的基础上设计制作了2个端承式PS-PFC试件。每个试件主要由钢盖梁、上下部分墩身和承台等组成。试件变化参数为钢管内混凝土填充率 η ,分别为0和50%,对应的填充高度 L_c 分别为0和1500mm。根据原型桥墩上部结构荷载的统计结果,轴压比 n 取0.15。表1中列出了3个试件的主要参数,试件编号中的字母表示柱脚形式的拼音缩写,数字则代表混凝土填充率。试件的具体尺寸参见图1(a)~(c)。

表1 试件主要参数

Table 1 Main parameters of specimens

试件编号	L/mm	D/mm	t/mm	n	L_c/mm	$\eta/\%$
DC-0	3 000	500	10	0.15	0	0
DC-25 ^[19]	3 000	500	10	0.15	750	25
DC-50	3 000	500	10	0.15	1 500	50

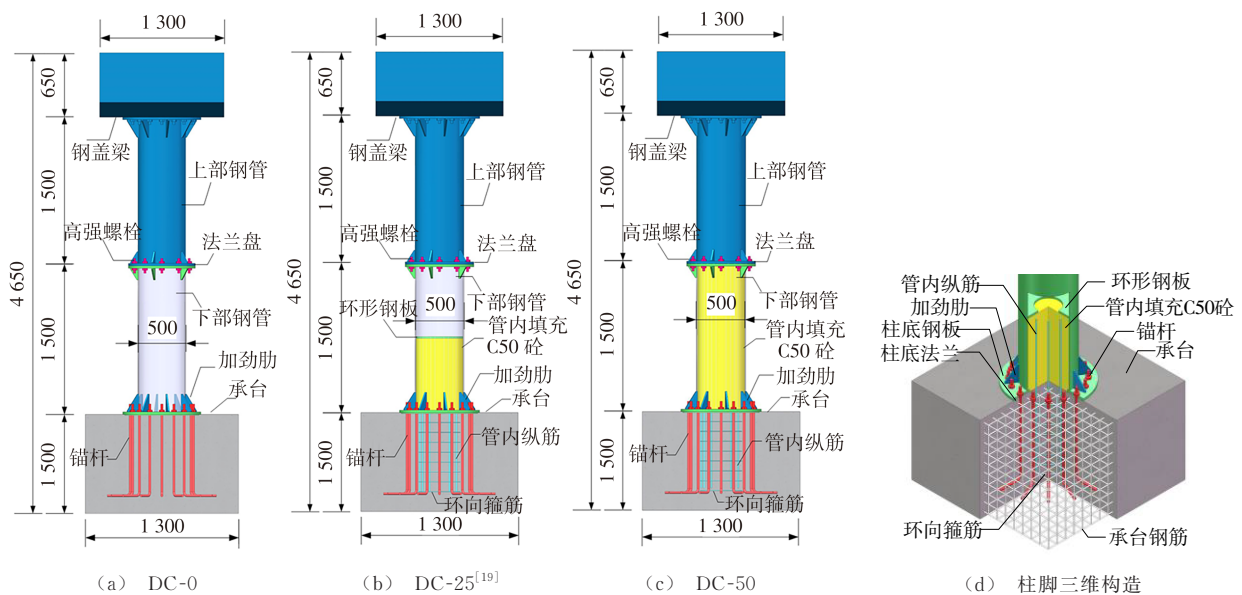


图1 试件尺寸与柱脚三维构造(单位: mm)

Fig. 1 Dimensions of specimens and three-dimensional construction of the column base (unit: mm)

试件的墩身总高度 L 为 3 000 mm,墩身钢管分为上下两段预制,每段高度为 1 500 mm,钢管壁厚 t 为 10 mm,外径 D 为 500 mm。由于钢盖梁与上部钢管并非主要受力构件,因此,均仅制作一个,每次试

验过后可重复使用,二者通过高强螺栓连接。待试件下半部分制作完成后,再通过高强螺栓与法兰盘将上下两部分进行拼接。试件的安装与加载如图 2 所示。

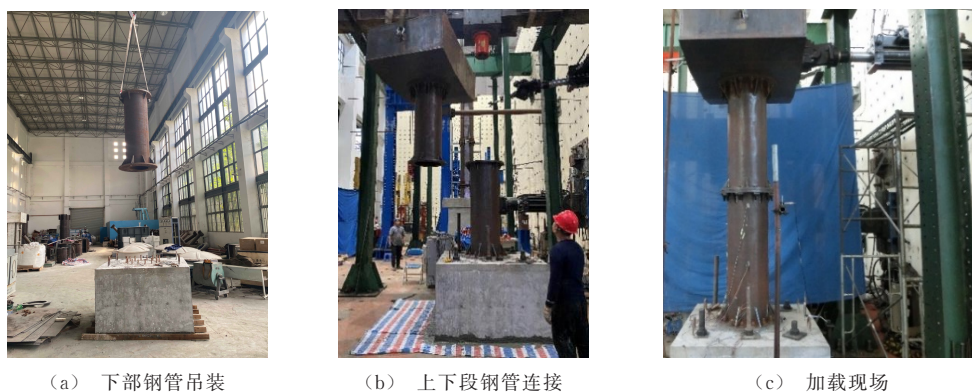


图 2 试件安装与加载

Fig. 2 Installation and loading of specimens

参考《钢管混凝土结构技术规范》(GB 50936—2014)及《钢结构连接节点设计手册(第四版)》进行端承式 PS-PFC 的柱脚连接设计。以钢管内有填充混凝土的试件为例,首先在承台钢筋网中定位绑扎环形阵列的 16 根锚杆与 12 根竖向纵筋,通过浇筑混凝土使其形成整体。其中,锚杆直径为 25 mm,锚固段长度为 780 mm,弯折段长度为 200 mm;管内纵筋预埋在承台中的长度为 800 mm,在承台上方的长度与混凝土填充高度相同;环向箍筋直径为 8 mm,间距为 100 mm。然后将下段钢管的柱底钢板和锚杆通过双螺母进行连接,以防止螺母在加载过程中发生滑丝。其中,柱底环形钢板厚度为 25 mm,外径为 820 mm,内径为 440 mm。随后在钢管内部分填充混凝土,至此桥墩试件的下半部分制作完毕。柱脚三维构造如图 1(d)所示。试件的钢管、锚杆与钢板强度等级为 Q345;钢筋均采用 HRB335 级;混凝土强度等级均为 C50。钢材和混凝土的力学性能如表 2、3 所示。表 2、3 中: E_s 为钢材弹性模量; ν 为泊松比; f_y 为屈服应力; f_u 为极限应力; E_c 为混凝土弹性模量; f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度。

表 2 钢材力学性能

Table 2 Mechanical properties of steel

材料	E_s /GPa	ν	f_y /MPa	f_u /MPa
钢管	206	0.30	425	610
锚杆	215	0.29	420	625
管内纵筋	198	0.30	342	516

表 3 混凝土力学性能

Table 3 Mechanical properties of concrete

强度等级	E_c /GPa	f_{cu} /MPa	ν
C50	34.6	52.5	0.22

1.2 加载方案

加载装置见图 3(a)。竖向荷载通过 1 MN 的液压千斤顶施加在钢盖梁顶部。水平荷载则通过 1 MN 的 MTS 作动器施加于钢盖梁侧面。参照《建筑抗震试验规程》(JGJ/T 101—2015),试验全程采用位移控制加载,加载初期以 2 mm 的增幅逐级递增,每级循环 1 次。当荷载-位移曲线出现明显的拐点或测得墩身钢管达到屈服应变时,即认定此时的位移为试件的屈服位移 δ_y ;随后按屈服位移的倍数进行循环加载,即 δ_y 、 $2\delta_y$ 、 $3\delta_y$ 、……,每级循环 3 次。有以下情况之一出现时即停止试验:①荷载下降到峰值荷载的 85% 以下;②试件明显破坏;③作动器达到最大量程。

1.3 量测方案

如图 3(a)所示,在平行于加载方向的钢盖梁侧面中心布置 1 个水平向位移计以校验作动器内置传感器采集到的位移数据;在垂直于加载方向上架设 1 个水平向位移计,检测试件在加载过程中是否发生侧偏;在试件承台处布置 2 个位移计以检测底座是否出现松动。为了解各试件的应变分布情况,在加载方向的钢管表面布置双向应变片,侧面钢管则双向应变片交替布置;在锚杆埋入承台部分的 0、 $l/2$ 和 l 长度处布置应变片。以试件 DC-50 为例,如图 3(b)所示。

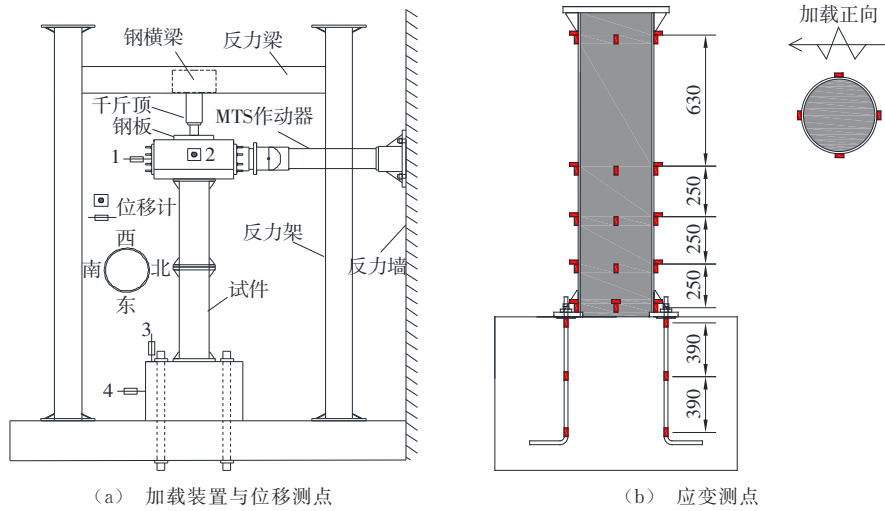


图 3 加载装置与测点布置 (单位: mm)

Fig. 3 Test setup and measurement points arrangement (unit: mm)

2 试验结果与分析

2.1 试验现象与破坏形态

定义作动器加载方向为南、北向,垂直于加载方向的为东、西向,以便对试验过程进行详细阐述,方向示意如图 3(a)所示。各试件的破坏形态如图 4 所示。具体试验现象如下。

对于未填充混凝土的试件 DC-0,当柱顶水平位移为 24 mm 时,柱底钢板和承台之间开始产生微小缝隙;当位移增加至 48 mm 时,受拉侧最外缘锚杆出现被拔起的现象;当位移为 96 mm 时,南、北侧柱底加劲肋上部钢管出现局部屈曲变形;当柱顶位移达到 120 mm 时,加劲肋上方的钢管开始产生明显的鼓包现象;当位移为 168 mm 时,受拉区锚杆的拉伸变形显著增加,柱底钢板与承台明显分离,加劲肋上方钢管屈曲严重,试验结束。

对于混凝土填充率为 25% 的试件 DC-25^[19],当

柱顶水平位移为 24 mm 时,柱底钢板和承台表面之间的环氧砂浆开始产生微小裂缝;当位移增加至 48 mm 时,南、北侧最外缘锚杆开始出现被拔起的现象;当位移增加至 72 mm 时,越来越多的锚杆被拔起,柱底钢板与承台开始出现分离现象;当位移增加至 144 mm 时,柱底钢板与承台间的距离最大可达 28 mm;当位移为 210 mm 时,桥墩水平荷载仍无明显下降,受限于 MTS 作动器的加载量程,试验终止。

对于混凝土填充率为 50% 的试件 DC-50,当柱顶水平位移为 24 mm 时,柱底环氧砂浆出现细微裂缝;当柱顶位移为 48 mm 时,受拉区最外缘锚杆出现被拔起的现象;当位移增加至 96 mm 时,柱底钢板与承台的间隙最大可达 14 mm;当位移增加至 120 mm 时,承台混凝土出现轻微破坏;随着加载的进行,越来越多的锚杆被拔起,当位移为 216 mm 时,柱底钢板与承台间的距离最大可达 45 mm,承台表面混凝土发生崩裂,此时桥墩水平荷载仍未出现明显下降,

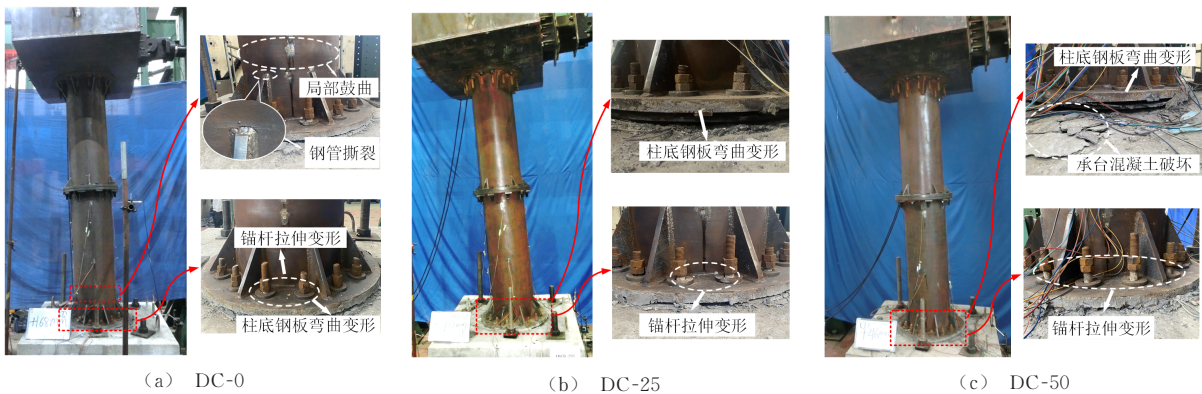


图 4 试件破坏形态

Fig. 4 Failure modes of specimens

由于作动器量程有限,试验结束。

综上所述,管内混凝土填充率不同的端承式 PS-PFC 破坏形态有所不同。对于试件 DC-0,破坏形态主要表现为加劲肋上方钢管的屈曲、柱底钢板的弯曲和锚杆的拉伸变形;试件 DC-25 的破坏主要表现为锚杆的拉伸变形以及柱底钢板的弯曲变形;试件 DC-50 的试验现象与破坏形态均和 DC-25 相近,并伴有承

台混凝土的崩裂。图 5 给出了各试件关键截面的轴向应变 ϵ (包含轴向压力引起的应变)与水平荷载 P 的关系曲线。结合试验现象和应变数据可以看出,与未填充混凝土的试件 DC-0 相比,内填混凝土试件 DC-25 与 DC-50 的柱底加劲肋上方钢管和混凝土填充面上方钢管并未出现屈曲变形,原因是管内混凝土的存在约束了柱身钢管局部屈曲的发展。

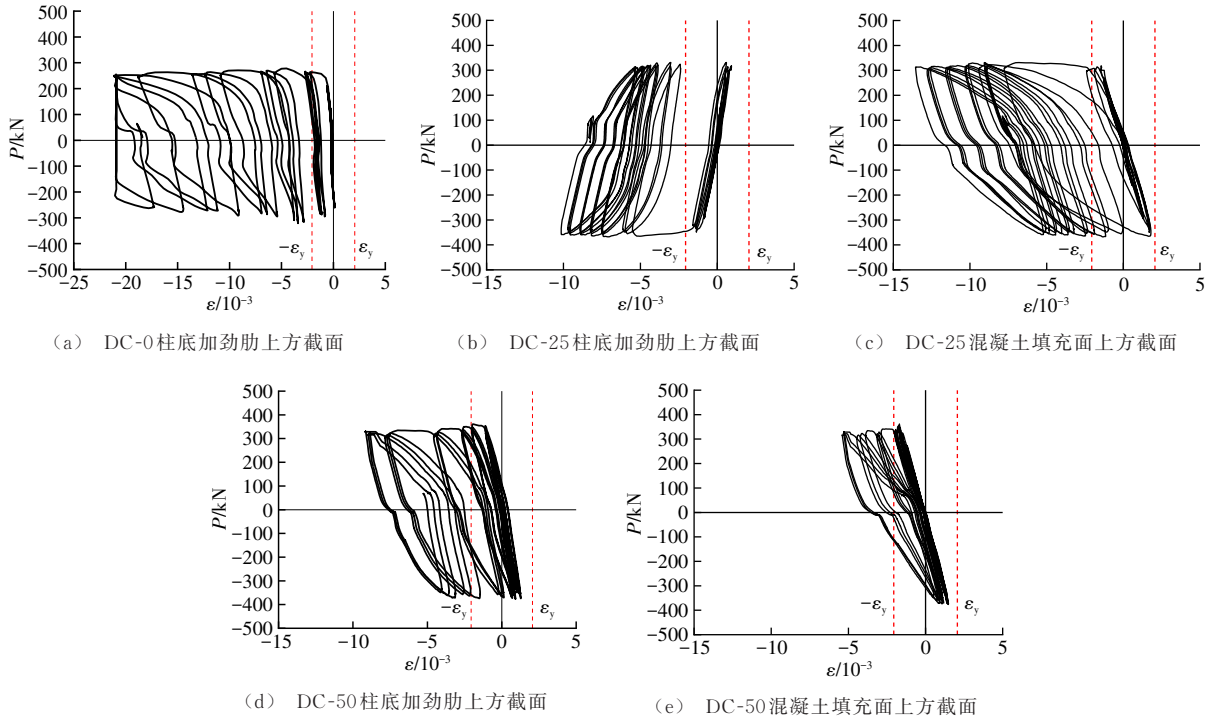


图 5 各试件关键截面钢管应变-荷载曲线

Fig. 5 Strain-load curves of steel tube of key sections of specimens

2.2 滞回曲线与骨架曲线

图 6(a)~(c)给出了不同混凝土填充率下端承式 PS-PFC 试件的荷载-位移 ($P-\delta$) 滞回曲线。三者的滞回曲线呈现出具有捏拢效应的弓形。这是因为端承式 PS-PFC 以锚杆作为主要传力部件,在往复荷载作用下,由于锚杆的拉伸变形和柱底钢板的弯曲变形,钢板与承台顶面的接缝反复张开、闭合,桥墩可看作一个摇摆柱,锚杆与柱底钢板将产生一定的滑移,从而导致滞回曲线的捏缩。

试件 DC-0、DC-25 和 DC-50 的骨架曲线对比见图 6(d)。表 4 列出了各试件的骨架曲线特征值,表中: K_a 为弹性刚度; P_y 为屈服荷载; δ_y 为屈服位移; K_y 为屈服刚度; P_m 为峰值荷载; δ_m 为峰值位移。结果表明,当混凝土填充率由 0 增加至 25% 时,桥墩的弹性刚度增加了 9.5%,峰值荷载增加了 17.1%;继续增加填充率至 50%,试件 DC-50 的弹性刚度并无明

显变化,峰值荷载相较于 DC-25 也仅增大了 5.8%。各试件的水平荷载在加载后期均未下降至峰值荷载的 85% 以下,这说明采用端承式柱脚的 PS-PFC 具有良好的延性。

2.3 滞回耗能能力

通过累积滞回耗能 E_T 和等效黏滞阻尼系数 ζ_{eq} 评估不同试件耗能能力的优劣,如图 7 所示。由图 7(a) 可知,当水平位移相同时,三者的累积滞回耗能相当。由于试件 DC-0 在位移为 168 mm 时因钢管破坏停止加载,其最终滞回耗能仅为 4.06×10^5 kN·mm,而试件 DC-25 和 DC-50 的累积耗能较为接近,分别为 7.62×10^5 、 7.65×10^5 kN·mm,相比试件 DC-0 增加了约 88%。由图 7(b) 可知,各试件的等效黏滞阻尼系数整体上呈现先减小后增大的趋势,这是因为试件屈服后,柱底钢板和锚杆开始发生较为明显的变形,滞回曲线逐渐饱满,试件的累积滞回耗能迅速增加,进而导致等效黏滞阻尼系数 ζ_{eq} 增大。当位移

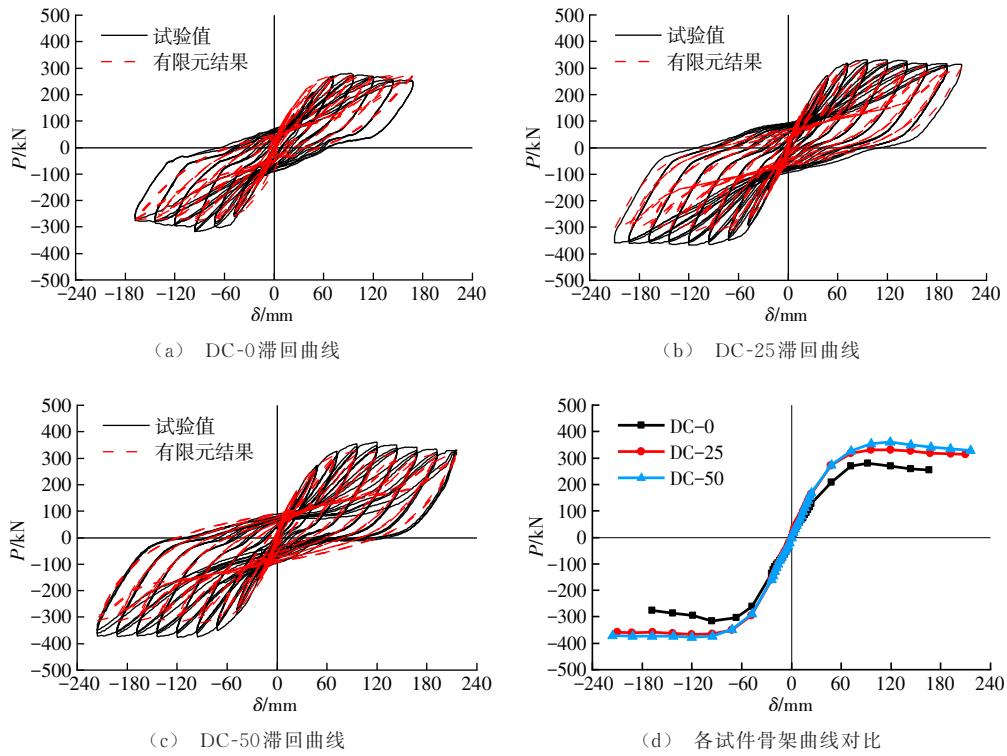


图 6 各试件滞回曲线和骨架曲线

Fig. 6 Hysteretic curves and skeleton curves of specimens

表 4 试验与有限元模拟的骨架曲线特征值对比

Table 4 Comparison of characteristic values of skeleton curves between test and FEM simulation

试件编号		DC-0			DC-25			DC-50		
加载方向		正向	负向	均值	正向	负向	均值	正向	负向	均值
K_a	试验值/($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	6.83	10.38	8.61	9.56	9.30	9.43	9.31	9.60	9.46
	有限元结果/($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	7.64	8.20	7.92	9.48	10.04	9.76	10.62	11.34	10.98
	误差/%	11.9	-21.0	-8.0	-0.8	8.0	3.5	14.1	18.1	16.1
P_y	试验值/kN	208.0	261.5	234.8	271.0	295.9	283.5	274.0	288.1	281.1
	有限元结果/kN	245.0	244.2	244.6	269.2	268.2	268.7	275.8	269.7	272.8
	误差/%	17.8	-6.6	4.2	-0.7	-9.4	-5.2	0.7	-6.4	-3.0
δ_y	试验值/mm	48.0	47.7	47.9	47.4	48.1	47.8	47.8	47.2	47.5
	有限元结果/mm	49.8	48.3	49.1	48.0	48.0	48.0	49.6	47.2	48.4
	误差/%	3.7	1.3	2.5	1.3	-0.2	0.5	3.8	0.0	1.9
K_y	试验值/($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	4.33	5.48	4.91	5.72	6.15	5.93	5.73	6.10	5.92
	有限元结果/($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	4.92	5.06	4.99	5.61	5.59	5.60	5.56	5.71	5.64
	误差/%	13.5	-7.8	1.6	-1.9	-9.2	-5.7	-3.0	-6.4	-4.7
P_m	试验值/kN	280.5	315.4	298.0	331.4	366.4	348.9	360.8	377.6	369.2
	有限元结果/kN	275.9	274.9	275.4	328.0	323.2	325.6	328.7	324.1	326.4
	误差/%	-1.6	-12.8	-7.6	-1.0	-11.8	-6.7	-8.9	-14.2	-11.6
δ_m	试验值/mm	92.2	95.8	94.0	119.3	120.1	119.7	119.0	119.8	119.4
	有限元结果/mm	96.0	96.0	96.0	96.0	96.0	96.0	96.0	96.0	96.0
	误差/%	4.1	0.2	2.1	-19.5	-20.1	-19.8	-19.3	-19.9	-19.6

达到 168 mm 后,试件 DC-0 和 DC-50 的等效黏滞阻尼系数均有不同幅度的减小,前者是因为加劲肋上

方钢管的撕裂,后者则是由于承台混凝土发生了破坏。

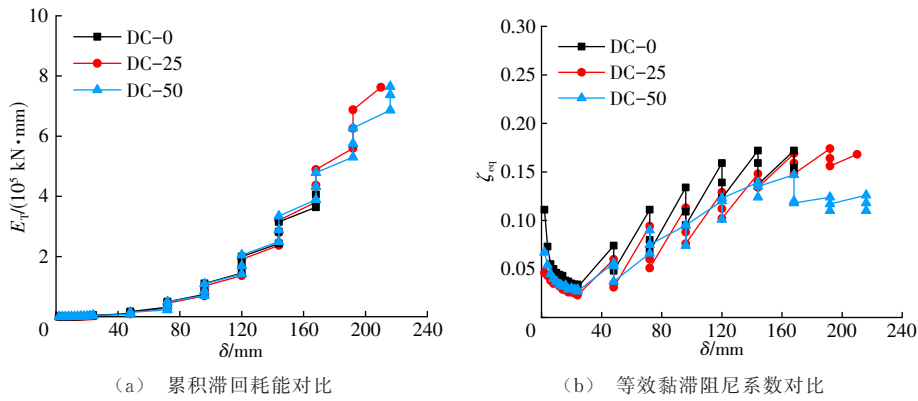


图7 滞回耗能能力对比

Fig. 7 Comparison of hysteretic energy dissipation capacities

2.4 刚度退化

通过第*i*级循环加载时的割线刚度 K_i 表征加载过程中各试件的刚度退化趋势,如图8所示。由图8可知,不同混凝土填充率的端承式试件初始刚度相差不多。其中,试件DC-25和DC-50的刚度退化趋势基本一致。相比之下,试件DC-0的刚度退化速度最快,这是由于缺乏核心混凝土的支撑,加劲肋上方钢管的屈曲快速发展甚至产生撕裂导致的。

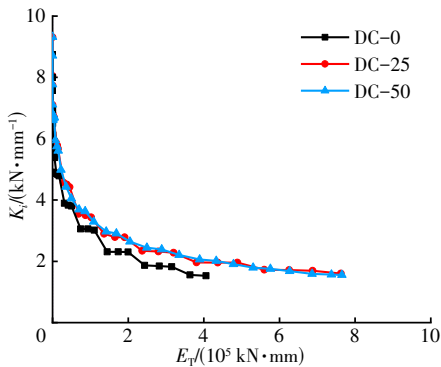


图8 刚度退化对比

Fig. 8 Comparison of stiffness degradations

2.5 强度退化

通过强度退化系数 $\lambda_i = P_i/P_m$,即第*i*次循环所对应的峰值荷载 P_i 与整个加载过程中对应方向的峰值荷载 P_m 之比来表征各试件的强度退化特性,如图9所示。由图9可知:由于钢管局部屈曲和撕裂的产生,试件DC-0的强度退化较为明显;相较而言,试件DC-25和DC-50的强度退化趋势比较接近,强度退化系数均在达到峰值荷载后缓慢下降,直到加载结束仍维持在0.9左右,说明二者的变形能力优良。

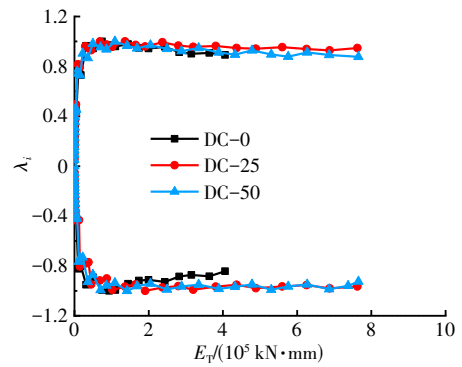


图9 强度退化对比

Fig. 9 Comparison of strength degradations

3 有限元模拟分析

3.1 有限元模型的建立

通过ABAQUS建立端承式PS-PFC的精细化

有限元模型。混凝土采用塑性损伤模型,承台的应力-应变关系参照《混凝土结构设计规范》(GB/T 50010—2010),钢管和管内约束混凝土均采用《钢管混凝土结构:理论与实践(第四版)》中提出的本构模型,锚杆和钢筋采用双折线本构。锚杆采用2结点空间线性梁单元(B31),钢筋采用2结点线性三维桁架单元(T3D2),其他部件均采用8节点三维实体减缩积分单元(C3D8R)。有限元模型见图10。

参照实际加载边界条件,对钢筋混凝土承台底部进行固结。各实体部件之间的相互作用通过“面与面接触”进行模拟,法向行为采用“硬”接触,切向行为采用罚函数,其中钢材与混凝土之间的摩擦因数取0.6,钢材之间取0.3,混凝土之间取0.7;锚杆与螺母之间采用绑定约束;锚杆与承台混凝土之间的粘结-滑移通过“连接截面指派”模拟;所有钢筋均采用“内置区域”的方式嵌入模型。

3.2 有限元模型的验证

通过图6(a)~(c)的有限元模拟分析与试验得到的滞回曲线对比,可知有限元模拟结果与试验结果吻合良好,滞回曲线可以较好地表现出捏拢效应。图11给出了有限元模拟结果与试验结果的破坏形态

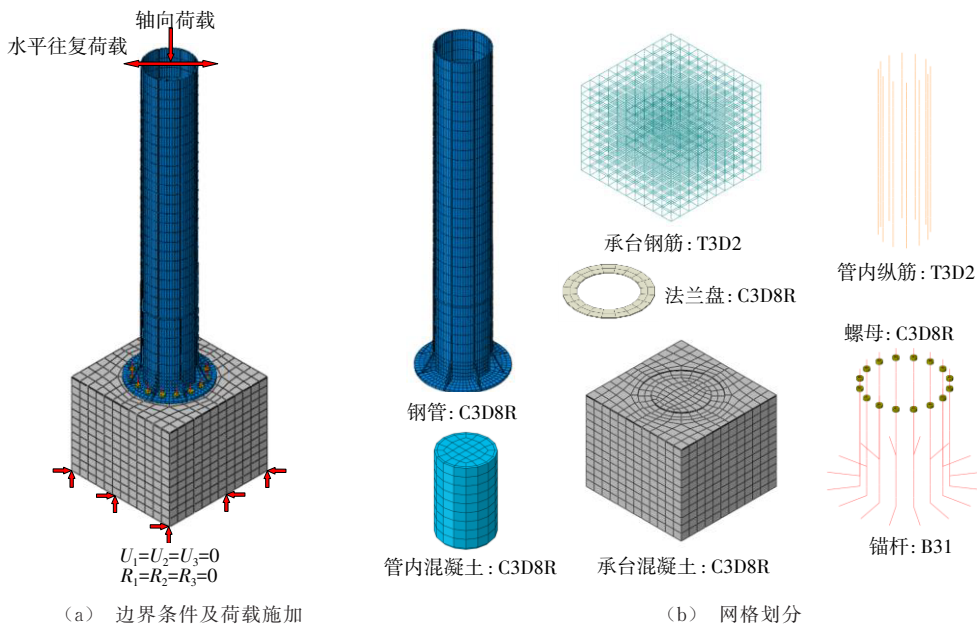


图 10 有限元模型

Fig. 10 Finite element model

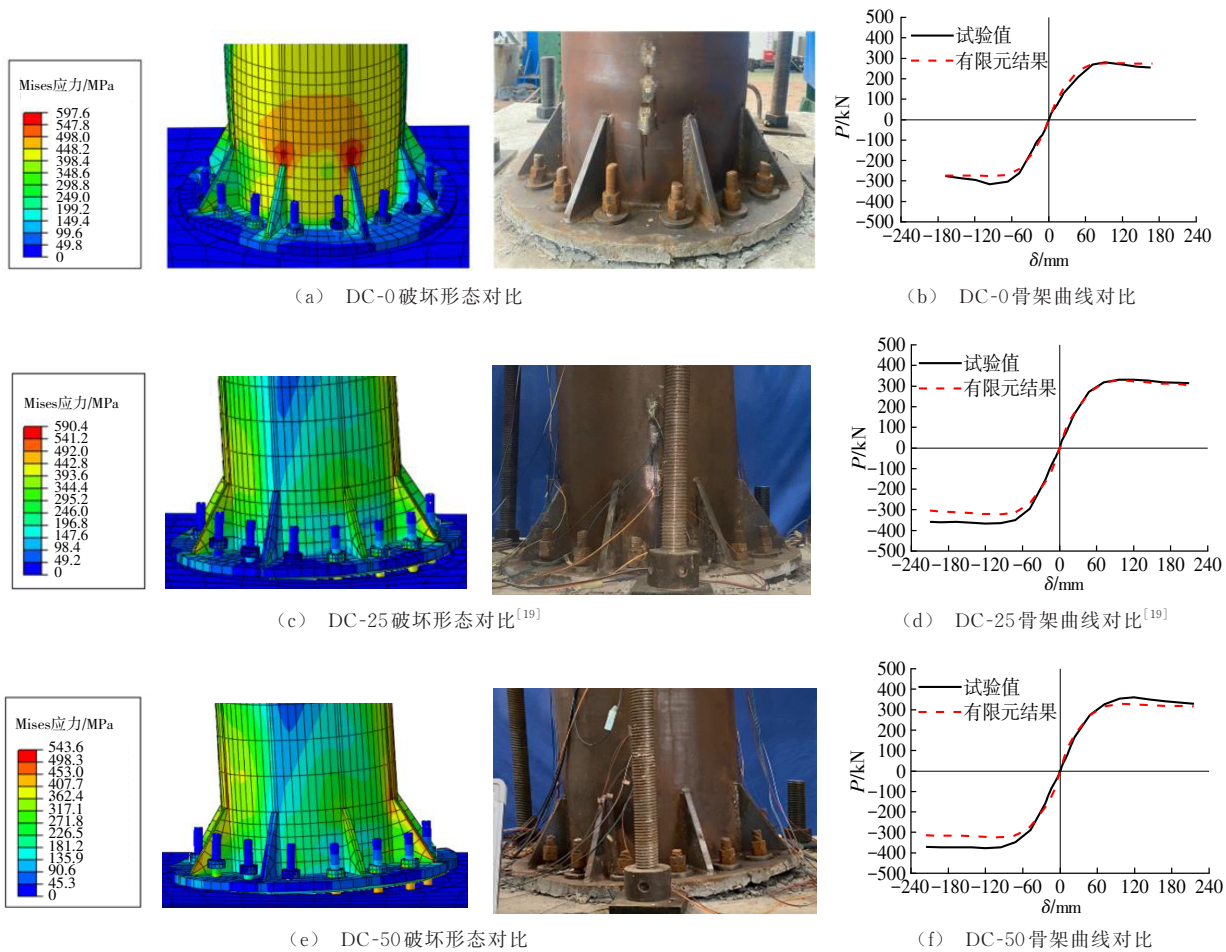


图 11 有限元模型的验证

Fig. 11 Validation of finite element models

和骨架曲线对比。可以看出,模拟与试验的破坏现象基本一致。根据骨架曲线得到的特征值(表4)可以看

出,有限元模拟的骨架曲线特征值与试验值存在一定误差,但误差均值控制在 20% 以内,可能原因如下:

量测误差;材性试验的结果并不能反映试件整体的力学性能;有限元模型并未考虑钢材的断裂行为。

3.3 混凝土填充率拓展参数分析

综上所述,有限元模拟的破坏形态、滞回曲线和骨架曲线特征值与试验结果吻合良好,故采用该建模方法开展缩尺尺度和实桥尺度下端承式 PS-PFC 混凝土填充率的参数分析,在现有参数的基础上增加混凝土填充率为 5%、15% 和 75% 的模型分析。其中,实桥尺度模型的各部件构造参数取值沿用文献 [19]: 承台的长、宽、高分别为 4 800、4 800、3 000 mm; L 为 9 000 mm; t 为 30 mm; 需要说明的是,若仍采用 16 根锚杆的布置形式,则会导致锚杆间距过大,不符合规范要求。因此,参考本文工程背景中的锚杆布置形式,取实桥模型中的锚杆数量为 24 根, d 为 48 mm, 锚固长度则按照 40 倍锚杆直径取值为 1 920 mm; 柱底环形钢板外径为 2 460 mm, 内径为 1 320 mm, 厚度为 50 mm。参数分析结果见图 12。

由图 12(a)可知,在缩尺尺度的模拟分析中,当混凝土填充率从 0 增加至 75% 时,桥墩的弹性刚度逐渐

增大,提高了 49.9%;当混凝土填充率从 0 增加至 25% 时,桥墩的水平承载力提高了 18.2%,继续增加管内混凝土填充率至 75%,水平承载力基本保持不变。由图 12(b)可知,在实桥尺度的模拟分析中,当混凝土填充率从 0 增加至 75% 时,桥墩的弹性刚度逐渐增大,提高了 40.4%;当混凝土填充率从 0 增加至 5% 时,桥墩的水平承载力提高了 12.6%,继续增加管内混凝土填充率至 75%,水平承载力基本保持不变。

参数分析结果表明,当混凝土填充率达到一定程度时,继续增加该参数对端承式 PS-PFC 的力学性能影响并不显著。实桥尺度下的分析结果与缩尺比例的分析结果有一定差异,这是因为实桥尺度下锚杆构造参数的取值并非由缩尺比例下的参数等比例放大而来,使得各关键截面的抗弯承载力之比有一定区别,进而导致缩尺尺度和实桥尺度下的桥墩的最优填充率有所不同。然而,这可以为下文中的最优混凝土填充率计算方法提供验证,说明在该类桥墩设计构造参数合理的前提下,提出的最优填充率计算方法具有较好的准确性。

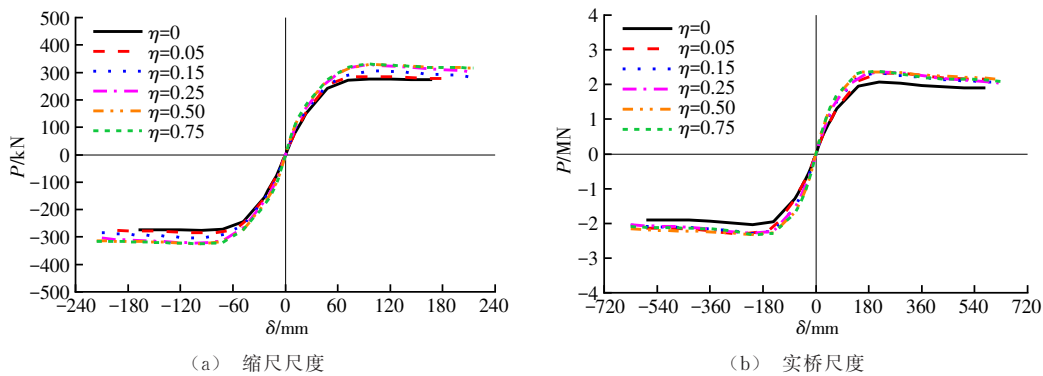


图 12 混凝土填充率参数分析骨架曲线对比

Fig. 12 Comparison of skeleton curves for parametric analysis of concrete filling ratio

4 端承式 PS-PFC 理论计算方法

本节理论计算方法采取的基本假定如下:①桥墩在加载过程中始终满足平截面假定;②混凝土的抗拉强度忽略不计;③钢筋与混凝土之间存在完美黏结;④钢管、锚杆和钢筋的应力-应变关系为理想化的弹塑性本构。

4.1 弹性刚度

对于采用端承式柱脚的 PS-PFC,由于在加载初始阶段柱底钢板与承台之间通过锚杆紧密相连,因此底部可视为固结。计算示意如图 13 所示。

桥墩上段空钢管截面抗弯刚度 T_s 计算公式为

$$T_s = E_s I_s \quad (1)$$

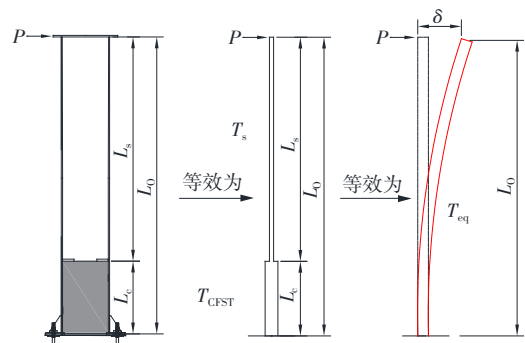


图 13 端承式 PS-PFC 等效抗弯刚度计算

Fig. 13 Equivalent bending stiffness calculation of end-bearing PS-PFC

式中: I_s 为钢管截面惯性矩。

桥墩下段钢管混凝土截面抗弯刚度 T_{CFST} 按照

《钢管混凝土结构技术规范》(GB 50936—2014)的规定进行计算

$$T_{CFST} = E_{scm} I_{sc} \quad (2)$$

式中: E_{scm} 为钢管混凝土弹性受弯模量; I_{sc} 为钢管混凝土组合截面惯性矩。

钢管混凝土弹性受弯模量 E_{scm} 的计算方法如下

$$E_{scm} = \frac{(1 + \beta/m)(1 + \alpha_{sc})}{(1 + \alpha_{sc}/m)(1 + \beta)} E_{sc} \quad (3)$$

式中: β 为钢管截面惯性矩 I_s 与混凝土截面惯性矩 I_c 之比; m 为混凝土弹性模量 E_c 与钢管弹性模量 E_s 之比; α_{sc} 为钢管混凝土截面含钢率; E_{sc} 为钢管混凝土弹性模量。

钢管混凝土弹性模量 E_{sc} 的计算方法为

$$E_{sc} = 1.3k_E f_{sc} \quad (4)$$

式中: k_E 为钢管混凝土轴压弹性模量换算系数,对于Q345钢材,取719.6; f_{sc} 为钢管混凝土抗压强度设计值。

钢管混凝土抗压强度设计值 f_{sc} 的计算方法如下

$$f_{sc} = (1.212 + B\theta + C\theta^2) f_c \quad (5)$$

$$B = 0.176f/213 + 0.974$$

$$C = -0.104f_c/14.4 + 0.031$$

式中: θ 为钢管混凝土构件的套箍系数; B 、 C 为截面形状对套箍效应的影响系数; f 为钢材强度设计值; f_c 为混凝土抗压强度设计值。

在分别求得 T_s 与 T_{CFST} 后,可根据单位荷载法计算端承式PS-PFC的等效抗弯刚度。在柱侧向单位荷载的作用下,可列平衡方程

$$\int_0^{L_0} \frac{M M_P}{T_{eq}} dL = \int_0^{L_c} \frac{M_1 M_{P1}}{T_{CFST}} dL + \int_{L_c}^{L_0} \frac{M_1 M_{P1}}{T_s} dL \quad (6)$$

式中: L_0 为桥墩的有效高度,即加载点至柱底的距离; M 为抗弯刚度等效后桥墩在单位荷载作用下的内力; M_P 为抗弯刚度等效后桥墩在实际荷载作用下的内力; M_1 为抗弯刚度等效前桥墩在单位荷载作用下的内力; M_{P1} 为抗弯刚度等效前桥墩在实际荷载作用下的内力。

通过求解平衡方程可以得到端承式PS-PFC的整体等效抗弯刚度 T_{eq}

$$T_{eq} = \frac{T_{CFST} T_s}{T_{CFST} (1 - \eta_0)^3 + T_s [1 - (1 - \eta_0)^3]} \quad (7)$$

式中: η_0 为桥墩的有效填充率,即 L_c/L_0 。

最后,根据悬臂柱的抗侧刚度公式进行计算,求得桥墩的弹性刚度 K_a 为

$$K_a = \frac{3T_{eq}}{L_0^3} \quad (8)$$

4.2 水平承载力

由试验现象与有限元分析结果可知,对于管内混凝土填充率不同的端承式PS-PFC,当桥墩到达极限状态时,桥墩的破坏形态有所不同。即随着填充率的变化,柱身空钢管截面和柱底截面锚杆均有可能先达到其极限状态。因此,需要分别计算加劲肋或混凝土填充面上方的空钢管截面和柱底截面达到极限状态时的截面抗弯承载力 M_{m1} 和 M_{m2} 。

其中,计算空钢管截面的抗弯承载力 M_{m1} 时,可认为此时该处钢管已经全截面屈服,截面受力计算示意如图14所示。

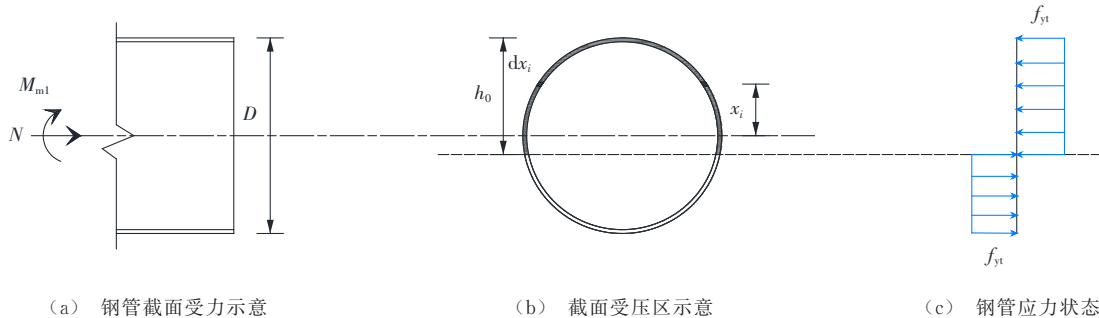


图14 空钢管截面受力计算

Fig. 14 Force calculation for empty steel tube section

由截面轴力平衡条件可得

$$N = N_{t,c} - N_{t,t} = \int_{D/2-h_0}^{D/2} \sigma_{tc,i} dA_{tc,i} - \int_{-D/2}^{D/2-h_0} \sigma_{tt,i} dA_{tt,i} \quad (9)$$

式中: N 为截面初始轴力; $N_{t,c}$ 为受压区钢管的轴力;

$N_{t,t}$ 为受拉区钢管的轴力; $\sigma_{tc,i}$ 和 $\sigma_{tt,i}$ 分别为距截面形心 x_i 处受压区和受拉区钢管微单元的应力; $A_{tc,i}$ 和 $A_{tt,i}$ 分别为距截面形心 x_i 处受压区和受拉区钢管微单元的面积。

通过反复迭代计算可求出受压区高度 h_0 ,进而通过弯矩平衡条件对截面的形心轴求矩,可得

$$M_{m1} = M_{t,c} + M_{t,t} = \int_{D/2-h_0}^{D/2} \sigma_{t,c,i} x_i dA_{t,c,i} + \int_{-D/2}^{D/2-h_0} \sigma_{t,t,i} x_i dA_{t,t,i} \quad (10)$$

式中： $M_{t,c}$ 为受压区钢管受到的弯矩； $M_{t,t}$ 为受拉区钢管受到的弯矩。

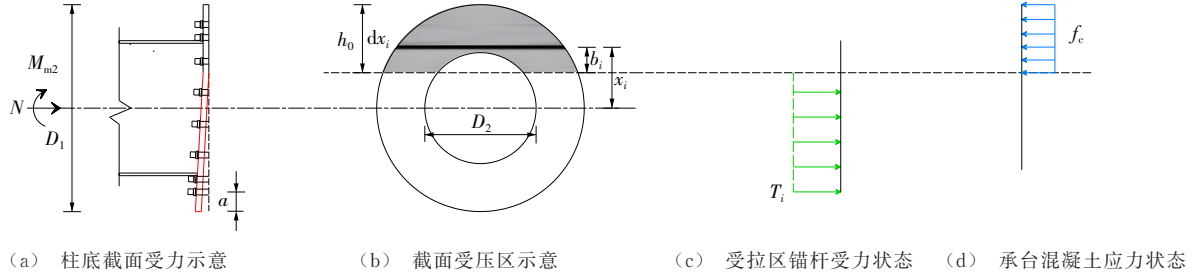


图15 柱底截面受力计算

Fig. 15 Force calculation for column base section

此时,由截面轴力平衡条件可得

$$N = N_{p,c} - T = \int_{D_1/2-h_0}^{D_1/2} f_c dA_{c,i} - 2 \sum_{i=1}^n T_i \quad (11)$$

式中： $N_{p,c}$ 为受压区承台的轴力； T 为受拉区锚杆的合力； $A_{c,i}$ 为距截面形心 x_i 处受压区混凝土条带的面积； T_i 为受拉区单根锚杆的拉力,通过单根锚杆的横截面积 A 与锚杆的屈服强度 f_{ya} 相乘得到。

通过反复迭代计算可求出受压区高度 h_0 ,进而对中性轴求矩得到柱底截面的抗弯承载力 M_{m2}

$$M_{m2} = M_{p,c} + M_{bolt} + N \left(\frac{D_1}{2} - h_0 \right) = \int_{D_1/2-h_0}^{D_1/2} f_c b_i dA_{c,i} + 2 \sum_{i=1}^n T_i b_i + N \left(\frac{D_1}{2} - h_0 \right) \quad (12)$$

式中： $M_{p,c}$ 为承台所受弯矩； M_{bolt} 为受拉区锚杆合力矩； b_i 为截面各组成部分与中性轴的距离。

将桥墩等效为悬臂柱,可知在柱顶水平荷载的作用下,柱底截面实际受到的弯矩 M_2 总是大于空钢管截面受到的弯矩 M_1 。当两截面同时达到其极限抗弯承载力时,截面的抗弯性能与荷载引起的弯矩效应有如下匹配关系

$$\frac{M_1}{M_2} = \frac{M_{m1}}{M_{m2}} = 1 - \eta_0 \quad (13)$$

当 $M_{m1} < (1 - \eta_0) M_{m2}$ 时,空钢管截面首先达到其抗弯承载力,桥墩的峰值弯矩 $M_m = M_{m1}$;反之,则柱底截面首先达到其抗弯承载力, $M_m = M_{m2}$ 。

最后,水平承载力 P_m 计算公式为

$$P_m = \frac{M_m - N \delta_m}{H} \quad (14)$$

式中： H 为桥墩的计算高度,当 $M_m = M_{m1}$ 时,取值为

对于柱底截面,管内有填充混凝土桥墩的截面受力计算方法已在文献[19]中提到。因此仅对未填充混凝土的端承式PS-PFC进行介绍。假设此时受拉区所有锚杆应力均达到其屈服强度 f_{ya} ,同时受压侧桥墩下方与其接触部分的承台混凝土全部达到轴心抗压强度 f_c 。此柱底截面的受力状态如图15所示。

$L_0 - L_c$,当 $M_m = M_{m2}$ 时,取值为 L_{00} 。

4.3 最优混凝土填充率

钢管内混凝土填充率对端承式PS-PFC的抗震性能有着重要影响。与未填充混凝土的桥墩相比,部分填充混凝土的桥墩具有更高的水平承载力和延性。但当混凝土填充率达到一定程度时,继续填充对桥墩的力学性能影响并不显著,反而会使其自重显著增加,进而对基础结构的设计产生不利影响。为推进端承式PS-PFC在工程实践中的应用,有必要针对其最优混凝土填充率展开探讨。

参照日本《道路桥示方书·同解说:V耐震设计编》和既有研究成果^[20,23-24]对埋入式钢桥墩最优混凝土填充率的定义:保证空钢管截面和柱底钢管混凝土组合截面同时发生破坏的混凝土填充率。定义端承式PS-PFC最优混凝土填充率 η_b 的判定标准为填充面上方空钢管截面和柱底截面锚杆同时发生破坏的混凝土填充率,由式(13)可以反推 η_b 的计算公式为

$$\eta_b = 1 - \frac{M_{m1}}{M_{m2}} \quad (15)$$

4.4 计算结果及验证

将采用上述方法计算得到的端承式PS-PFC的弹性刚度和水平承载力与试验结果和有限元参数分析结果进行对比,如表5、6所示,表中： $K_{a,T}$ 为弹性刚度试验值； $K_{a,FEM}$ 为弹性刚度有限元值； $K_{a,C}$ 为弹性刚度理论计算值； $P_{m,T}$ 为水平承载力试验值； $P_{m,FEM}$ 为水平承载力有限元值； $P_{m,C}$ 为水平承载力理论计算值。

可以看出,本文提出的理论计算方法具有良好

的精确性,与试验值及有限元模拟值的误差基本在 10% 以内,可为该类结构在工程实际中的应用提供一定参考。根据式(15)对本文中的端承式 PS-PFC

进行计算,得到缩尺桥墩最优填充率为 20.8%,实桥尺度桥墩最优填充率为 4.1%,对比参数分析结果可知该公式具有较好的准确性。

表 5 缩尺尺度下试验结果、理论计算结果与有限元结果对比

Table 5 Comparison of test results, theoretical calculation results and finite element results at reduced scale

填充率/%	$K_{a,T}/$ ($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	$K_{a,FEM}/$ ($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	$K_{a,C}/$ ($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	$K_{a,T}/K_{a,C}$	$K_{a,FEM}/K_{a,C}$	$P_{m,T}/\text{kN}$	$P_{m,FEM}/\text{kN}$	$P_{m,C}/\text{kN}$	$P_{m,T}/P_{m,C}$	$P_{m,FEM}/P_{m,C}$
0	8.61	7.92	7.77	1.11	1.02	298.0	275.4	295.9	1.01	0.93
5		8.01	8.20		0.98		285.0	295.9		0.96
15		9.08	9.07		1.00		304.8	321.1		0.95
25	9.43	9.76	9.92	0.95	0.98	348.9	325.6	342.5	1.02	0.95
50	9.46	10.98	11.74	0.81	0.94	369.2	326.4	343.5	1.07	0.95
75		11.87	12.77		0.93		327.7	343.8		0.95

表 6 实桥尺度下理论计算结果与有限元结果对比

Table 6 Comparison between theoretical calculation results and finite element results at prototype scale

填充率/%	$K_{a,FEM}/$ ($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	$K_{a,C}/$ ($\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$)	$K_{a,FEM}/K_{a,C}$	$P_{m,FEM}/$ kN	$P_{m,C}/$ kN	$P_{m,FEM}/P_{m,C}$
0	26.12	23.31	1.12	2 050.4	2 214.0	0.93
5	26.17	24.60	1.06	2 308.2	2 514.4	0.92
15	29.72	27.21	1.09	2 315.3	2 520.0	0.92
25	31.47	29.77	1.06	2 324.2	2 524.4	0.92
50	34.58	35.22	0.98	2 347.3	2 531.2	0.93
75	36.66	38.30	0.96	2 350.0	2 533.8	0.93

5 结 语

(1)3个端承式 PS-PFC 试件的共同破坏形态表现为柱底钢板的弯曲和锚杆的拉伸。其中,未填充混凝土的桥墩 DC-0 破坏还表现为柱底加劲肋上方钢管的屈曲和撕裂,在内填混凝土的支撑作用下,桥墩 DC-25 和 DC-50 并未出现此现象。

(2)在往复荷载作用下,端承式 PS-PFC 的滞回曲线呈具有捏拢效应的弓形;相比无填充混凝土的试件,有填充混凝土的试件具有更优的滞回耗能性能和更强的抗强度退化及刚度退化的能力;各桥墩的水平荷载在加载后期均未下降至峰值荷载的 85% 以下,具有良好的延性。

(3)混凝土填充率的变化对端承式 PS-PFC 的抗震性能有一定的影响,然而当填充率增加到一定值后,继续填充混凝土对桥墩受力性能的影响并不显著。

(4)针对端承式 PS-PFC 提出的弹性刚度、水平承载力和最优混凝土填充率的计算方法具有较高的准确性,对该类桥墩在工程实际中的应用具有一定参考价值。

(5)后续将针对端承式 PS-PFC 的水平承载力提出简化计算公式,并进一步拓展参数分析范围,对计算方法的普遍适用性展开进一步论证。

参考文献:

Reference:

[1] 葛继平,闫兴非,王志强. 灌浆套筒和预应力筋连接的预制拼装桥墩的抗震性能[J]. 交通运输工程学报,2018,18(2):42-52.
GE Ji-ping, YAN Xing-fei, WANG Zhi-qiang. Seismic performance of prefabricated assembled pier with grouted sleeve and prestressed reinforcements [J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2018, 18(2): 42-52.

[2] 袁万城,钟海强,党新志,等. 装配式桥墩连接形式抗震性能研究进展[J]. 东南大学学报(自然科学版),2022,53(3): 609-622.
YUAN Wan-cheng, ZHONG Hai-qiang, DANG Xin-zhi, et al. Research progress on seismic performance of precast piers with different connection forms [J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2022, 53(3): 609-622.

[3] 林上顺,林永捷,夏樟华,等. 现浇 ECC 和预制榫卯混合连接装配式 RC 桥墩抗震性能[J]. 交通运输工程学报,2023,23(5):104-117.
LIN Shang-shun, LIN Yong-jie, XIA Zhang-hua, et al. Anti-seismic performance of cast-in-place ECC and prefabricated mortise-tenon hybrid connection assembled RC bridge piers [J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2023, 23(5): 104-117.

[4] TAZARV M, SHRESTHA G, SAIIDI M S. State-of-the-art review and design of grouted duct connections for precast bridge columns[J]. Structures, 2021, 30: 895-909.

[5] ZHANG G D, HAN Q, XU K, et al. Experimental investigation of seismic behavior of UHPC-filled socket precast bridge column-foundation connection with shear keys [J]. Engineering Structures, 2021, 228: 111527.

[6] 王春生,翟慕赛,王雨竹. 钢桥疲劳研究进展[J]. 交通运输工程学报,2024,24(1):9-42.
WANG Chun-sheng, ZHAI Mu-sai, WANG Yu-zhu.

- Research progresses on fatigue in steel bridges [J]. *Journal of Traffic and Transportation Engineering*, 2024, 24(1): 9-42.
- [7] 王春生, 王一伟, 张静雯, 等. 长寿命耐候钢桥锈层稳定性原位测试与评价 [J]. *交通运输工程学报*, 2025, 25(4): 161-178. WANG Chun-sheng, WANG Yi-wei, ZHANG Jing-wen, et al. In-situ testing and evaluation of rust layer stability in long lasting weathering steel bridges [J]. *Journal of Traffic and Transportation Engineering*, 2025, 25(4): 161-178.
- [8] 孙东德, 杨 勇, 马银科, 等. 可更换加劲肋角钢自复位柱脚抗震性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2023, 44(5): 195-208. SUN Dong-de, YANG Yong, MA Yin-ke, et al. Experimental study on seismic performance of self-centering column base with replaceable steel stiffener angle [J]. *Journal of Building Structures*, 2023, 44(5): 195-208.
- [9] GAN D, ZHANG Y J, ZHOU X H, et al. Investigation of cyclic behavior of partially concrete-filled steel tubular columns [J]. *Engineering Structures*, 2024, 300: 117175.
- [10] 王占飞, 隋伟宁, 赵中华, 等. 带有横隔板补强的部分填充圆形钢管混凝土桥墩柱抗震性能研究 [J]. *建筑结构学报*, 2013, 34(增1): 233-239. WANG Zhan-fei, SUI Wei-ning, ZHAO Zhong-hua, et al. Study on seismic performance of partially concrete-filled steel circular bridge piers with transverse diaphragm [J]. *Journal of Building Structures*, 2013, 34(S1): 233-239.
- [11] 崔 瑶, 李 浩, 刘 浩, 等. 外露式钢柱脚受剪性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2017, 38(7): 51-58. CUI Yao, LI Hao, LIU Hao, et al. Experimental study on shear behavior of exposed column base [J]. *Journal of Building Structures*, 2017, 38(7): 51-58.
- [12] 崔 瑶, 刘 浩, 李 浩, 等. 外露式钢柱脚抗震性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2018, 39(7): 115-122. CUI Yao, LIU Hao, LI Hao, et al. Experimental study on seismic behavior of exposed steel column base [J]. *Journal of Building Structures*, 2018, 39(7): 115-122.
- [13] 崔 瑶, 李 浩, 刘 浩, 等. 外露式钢柱脚恢复力特性分析 [J]. *工程力学*, 2018, 35(7): 232-242. CUI Yao, LI Hao, LIU Hao, et al. Hysteretic resistance mechanism of exposed steel column bases [J]. *Engineering Mechanics*, 2018, 35(7): 232-242.
- [14] CUI Y, WANG F Z, YANG C C, et al. Using composite yield mechanism to mitigate seismic damage to exposed steel column base connections [J]. *Engineering Structures*, 2021, 232: 111877.
- [15] LIM W Y, LEE D, YOU Y C. Exposed column-base plate strong-axis connections for small-size steel construction [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2017, 137: 286-296.
- [16] LIM W Y, LEE D, YOU Y C. Cyclic loading tests on exposed column-base plate weak-axis connections of small-size steel structures [J]. *Engineering Structures*, 2017, 153: 653-664.
- [17] QIAO Q Y, ZHANG W W, MOU B, et al. Seismic behavior of exposed concrete filled steel tube column bases with embedded reinforcing bars: Experimental investigation [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 136: 367-381.
- [18] CHEN Z H, XU J H, ZHOU T, et al. Seismic research on column base joint of L-shaped CFST columns under cyclic loading [J]. *Structures*, 2022, 45: 1212-1224.
- [19] 吴庆雄, 郑其鑫, 袁辉辉, 等. 柱脚形式不同的部分填充混凝土装配式钢桥墩抗震性能研究 [J]. *土木工程学报*, 2026, 59(4): 122-138. WU Qing-xiong, ZHENG Qi-xin, YUAN Hui-hui, et al. Research on seismic performance of prefabricated steel bridge piers with partially filled concrete in different column foot forms [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2026, 59(4): 122-138.
- [20] 张兴疆, 甘 丹, 何明胜. 水平力作用下部分填充方钢管混凝土柱的最优填充率分析 [J]. *建筑钢结构进展*, 2023, 25(2): 32-41. ZHANG Xing-jiang, GAN Dan, HE Ming-sheng. Analysis of optimal filling ratio of partially concrete-filled square steel tubular columns under lateral force [J]. *Progress in Steel Building Structures*, 2023, 25(2): 32-41.
- [21] 王占飞, 隋伟宁, 李嗣昌, 等. 水平往复荷载作用下部分填充混凝土圆形钢桥墩柱的力学性能 [J]. *中国公路学报*, 2015, 28(1): 62-70. WANG Zhan-fei, SUI Wei-ning, LI Guo-chang, et al. Mechanical behavior of partially concrete-filled steel circular bridge piers under cyclic lateral load [J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2015, 28(1): 62-70.
- [22] 王占飞, 张 霞, 李嗣昌. 基于延性性能圆形钢桥墩内填混凝土补强填充高度的简易计算方法 [J]. *沈阳建筑大学学报(自然科学版)*, 2016, 32(5): 827-837. WANG Zhan-fei, ZHANG Xia, LI Guo-chang. A simple method to calculate the concrete-filled height of steel tubular bridge piers with concrete-filled based on the ductility performance [J]. *Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science)*, 2016, 32(5): 827-837.
- [23] 袁辉辉, 唐艺航, 吴庆雄, 等. 部分填充混凝土薄壁带肋箱型钢桥墩拟动力试验 [J]. *河海大学学报(自然科学版)*, 2016, 44(6): 504-511. YUAN Hui-hui, TANG Yi-hang, WU Qing-xiong, et al. Pseudo-dynamic test study of partially concrete-filled steel bridge piers with thin-walled ribbed box sections [J]. *Journal of Hohai University (Natural Sciences)*, 2016, 44(6): 504-511.
- [24] 徐 艳, 王 臻, 陈智钊. 部分填充钢管混凝土独柱墩的最小混凝土填充率 [J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2021, 49(11): 1546-1555. XU Yan, WANG Zhen, CHEN Zhi-zhao. Minimum concrete filling rate of single partially concrete-filled steel tubular piers [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2021, 49(11): 1546-1555.