

双相不锈钢套管加固锈蚀钢管桩轴压试验研究

肖藕萍¹, 高剑平¹, 帅松年², 高胜文³, 曹忠民¹(1. 华东交通大学土木建筑学院, 江西 南昌 330013; 2. 中建三局集团建设发展有限公司东南公司, 江西 南昌 330038;
3. 南昌职业大学工程技术学院, 江西 南昌 330599)

摘要: 针对钢管桩浪溅区局部锈蚀致承载力退化且水下加固困难的问题, 提出双相不锈钢套管灌浆加固方法。通过对 1 根未锈蚀、3 根锈蚀和 5 根锈蚀后加固钢管桩开展轴压试验, 分析了锈蚀率和套管厚度对破坏形态、承载力及延性的影响。结果表明: 未加固试件在锈蚀区底部发生“象足形”屈曲, 加固试件在加固区边界向内屈曲, 灌浆料和套管无明显损伤; 锈蚀率为 10%、20% 和 30% 时, 加固后承载力分别恢复至未锈蚀试件的 95.0%、81.5% 和 64.8%, 加固效果随锈蚀率增大而减弱; 在相同锈蚀率下, 1.8、2.4 mm 和 3.0 mm 套管厚度对承载力和延性影响较小。该方法可提高抗屈曲能力和轴压性能, 但工程应用需结合锈蚀程度确定方案。

关键词: 钢管桩; 局部锈蚀; 双相不锈钢套管; 加固; 轴压

中图分类号: TU391

文献标志码: A

Experimental Study on Axial Compression of Corroded Steel Pipe Piles Strengthened with Duplex Stainless Steel Casings

Xiao Ouping¹, Gao Jianping¹, Shuai Songnian², Gao Shengwen³, Cao Zhongmin¹(1. School of Civil Engineering and Architecture, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China; 2. Southeast Company, China
Construction Third Engineering Bureau Group Construction Development Co., Ltd., Nanchang 330038, China; 3. School of Engineering Technology,
Nanchang Vocational University, Nanchang 330599, China)

Abstract: To address bearing-capacity degradation caused by localized corrosion of steel pipe piles in splash zones and the difficulty of underwater strengthening, this study proposes a grouted duplex stainless steel jacket method. Axial compression tests were conducted on one intact pile, three corroded piles, and five strengthened corroded piles to investigate the effects of corrosion rate and jacket thickness on failure mode, bearing capacity, and ductility. The results show that unreinforced specimens failed by elephant-foot buckling at the bottom of the corroded zone, whereas strengthened specimens buckled inward at the boundary of the strengthened zone, with no obvious damage to the grout or jacket. At corrosion rates of 10%, 20%, and 30%, the bearing capacities of the strengthened specimens recovered to 95.0%, 81.5%, and 64.8% of that of the intact specimen, respectively, indicating that the strengthening effect decreased with increasing corrosion rate. Under the same corrosion rate, jacket thicknesses of 1.8, 2.4, and 3.0 mm had limited effects on bearing capacity and ductility. This method can improve buckling resistance and axial compression performance, but its engineering application should be determined according to the corrosion severity.

Key words: steel pipe pile; localized corrosion; duplex stainless steel casing; strengthening; axial compression

钢管桩具备高刚度等优秀力学性能和施工便捷等优点, 自 20 世纪 50 年代以来已广泛应用于港口码头、海上平台和施工栈桥等工程。但是, 严苛环境下大量未做防护措施的钢管桩已出现腐蚀病害, 病害主要集中在浪溅区、水位变动区或海水海泥交界处, 其中浪溅区由于干湿交替、氧气充足, 腐蚀速度最快, 通常可达 0.5 mm/a, 较其它区域高 3~10 倍^[1]。当腐蚀达到一定程度后, 将显著削弱钢管桩的承载力和刚度, 严重时甚至可能引发断桩事故。

目前针对钢管桩浪溅区腐蚀缺陷的维护主要集中在防腐处理方面,而加固方面的研究则很少。国内外对未腐蚀圆钢管稳定性加固的研究较多,主要加固方法有纤维增强复合材料(FRP)加固法^[2-7]、粘钢加固法^[8]和钢套管加固法^[9-14]。这些加固方法的原理相通,即通过增大钢管的侧移刚度来提高其抵抗屈曲能力和稳定性,从而提高圆钢管的承载力和延性。陈泽钿等^[15]提出一种提高受压钢管稳定承载力的局部加固方法,即采用在待加固钢管的局部外套钢管,并在新旧钢管之间的缝隙填充灌浆材料形成组合截面。该法不需对原钢管进行焊接,可在结构负载时加固。

在加固方式上,围堰排水技术是当前水下工程加固中常用的方法,但其难度大、成本高、耗时长,因此有必要研发不排水快速加固技术。钢套管加固法通过适当改进,可以进行不排水加固施工,但普通钢套管存在不耐腐蚀的缺点,因此本文采用双相不锈钢套管灌浆加固局部锈蚀钢管桩。2205型双相不锈钢因其铁素体—奥氏体双相组织,能够在力学性能与耐蚀性之间实现较好兼顾,具有优异的抗氯离子腐蚀性能。本文开展双相不锈钢套管灌浆加固水下局部锈蚀钢管桩轴压力学性能试验,研究锈蚀率和不锈钢套管厚度对其破坏形态、承载力和延性的影响规律,为其在加固海洋环境中的局部锈蚀钢管桩的应用提供依据。

1 试验研究

1.1 试件概况

本研究关键参数是钢管桩锈蚀率和双相不锈钢套管厚度,并设计1根未腐蚀钢管桩、3根未加固锈蚀钢管桩以及5根采用双相不锈钢套管灌浆加固的锈蚀钢管桩,9根短柱试件共3组,开展轴向受压试验。依据《钢结构设计标准》(GB 50017—2017),当腐蚀损伤超过初始厚度的25%时,钢材强度需进行折减,因此将30%设为上限;10%和20%则对应海上风电钢管桩在浪花飞溅区实测3~5年(10%)及10年左右(20%)的典型截面损失率,符合工程实际腐蚀进程。据此钢管桩锈蚀率设置10%、20%和30%三种工况。同时,实际海洋平台及风电基础中双相不锈钢套管壁厚多集中在2~4 mm,设置不锈钢套管厚度为1.8、2.4 mm和3.0 mm三种工况。实测的钢管桩详细参数如表1所示,试件编号中SPP表示钢管桩,DT表示双相不锈钢套管加固,R0、R1、R2、R3表示锈蚀率分别为0、10%、20%、30%,1.8、2.4、3.0分别表示不锈钢套管厚度。钢管桩材料为Q345B,屈服强度为380 MPa,极限强度为515 MPa,伸长率为26.1%;双相不锈钢极限抗拉强度为800.25 MPa,弹性模量 E_s 为 2.05×10^5 MPa;水下环氧灌浆料平均抗压强度为59.6 MPa。

1.2 钢管桩加速电化学锈蚀

多数研究认为,腐蚀通过放大缺陷处的应力水平,使钢材整体力学性能出现劣化^[16]。钢材屈服强度会随着质量损失的增加而明显退化,且深蚀坑引起的局部截面弱化会加剧应力集中现象,加速非均匀腐蚀钢材的颈缩进程。钢材腐蚀的量化评价一直是研究重点,失重法^[17]因操作简便、结果直观而被广泛采用,其核心思路是跟踪钢材随时间的质量衰减以衡量总体腐蚀程度,在一定条件下转换为厚度减薄量,从而实现基于厚度指标的腐蚀评定。

为在有限的时间内完成钢管桩的腐蚀,实验采用通电加速锈蚀的方法对钢管桩进行锈蚀,锈蚀装置如图2所示。南方丰水区水位年波动为200~400 mm,本实验局部锈蚀区域高度设置为400 mm,10%锈蚀率的试件采用的是电流密度为0.97 mA/cm²,20%和30%锈蚀率的试件采用的电流密度为1.94 mA/cm²。为防止局部锈蚀区域的扩展或外部环境对非锈蚀区域的影响,采用防水薄膜和玻璃胶对非锈蚀区域进行密封处理(图1),并使用专业胶布对玻璃胶边缘进行固定和修整。之后将待锈蚀的钢管桩放入一个尺寸为870

mm×680 mm×615 mm 的平底长方形塑料水箱容器中，钢管桩与容器之间的缝隙使用硅胶进行密封处理，以防止电解质溶液渗入钢管桩内部。用 5%NaCl 溶液作电解质溶液，待锈蚀钢管桩充当阳极，不锈钢丝网充当阴极。试验中按 Faraday 定律将通电时间与电流密度作为控制参数，通过计算得到钢管桩理论锈蚀率 10%，20%，30%的通电时间分别为 18.19，18.19，27.28 d。

本文采用钢管桩质量损失率来计算钢管桩的实际锈蚀率，再折算为损失的厚度，计算得到的实际锈蚀率和钢管桩剩余平均厚度如表 1 所示。具体操作为：在锈蚀前完成清洁与干燥并记录初始质量，锈蚀试验结束后，将钢管桩从水箱中取出，去除表面锈蚀产物后称重。钢管桩质量的实际损失率为

$$\beta = \frac{m_0 - m_c}{\frac{2}{3}m_0} \tag{1}$$

式中： β 为钢管桩质量损失率，%； m_0 为锈蚀前钢管桩质量，g； m_c 为锈蚀后钢管桩质量，g。

表 1 试验参数

Tab.1 Test parameters

试件编号	钢管桩外径 D/mm	钢管桩厚度 t/mm	长度 L/mm	实际锈蚀率/%	剩余平均厚度/mm	轴压刚度 (kN/mm)	承载力/kN	$\varepsilon_y / \mu\varepsilon$	$\varepsilon_m / \mu\varepsilon$	L	K
SPP-R0	219	6.0	602	0	6.0	357.8	1 560	6 182	41 853	0	—
SPP-R1	220	5.8	601	10.3	5.2	336.4	1 169	4 571	27 085	0.749	—
SPP-R2	218	5.9	602	22.0	4.6	315.5	1 016	3 035	14 837	0.651	—
SPP-R3	220	5.7	598	31.6	3.9	291.6	823	2 936	11 383	0.528	—
DT-2.4-R1	219	6.2	599	9.7	5.6	364.5	1 482	5 353	56 985	—	0.95
DT-2.4-R2	222	6.1	600	21.3	4.8	334.4	1 272	4 735	23 661	—	0.82
DT-2.4-R3	219	6.1	599	31.1	4.2	305.8	1 011	3 598	15 049	—	0.65
DT-1.8-R2	218	6.0	601	20.0	4.8	322.9	1 259	4 343	22 605	—	0.81
DT-3.0-R2	220	6.0	600	23.3	4.6	320.4	1 266	4 827	24 299	—	0.81



图 1 试件准备

Fig.1 Specimen preparation

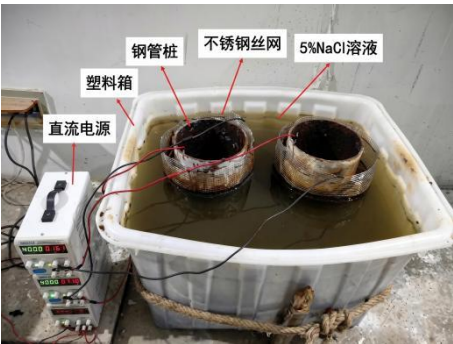


图 2 通电加速锈蚀装置

Fig.2 Accelerated electrochemical corrosion device

1.3 锈蚀钢管桩加固过程

加固操作流程如下：

- 1) 根据《金属和合金的腐蚀—腐蚀试样上腐蚀产物的清除》（GB/T 16545—2015）的要求清除钢管桩表面锈蚀产物，清洁擦干后涂抹黄油以免加重锈蚀。
- 2) 在钢管桩的上下端部内部焊接加劲肋，防止端部在受轴压时发生变形或失稳。
- 3) 在双相不锈钢管内壁喷石英砂，以形成均匀的粗糙纹理，增强灌浆料与套管的粘结力。

4) 在工厂内, 将厚度为 100 mm 的泡沫板中心加工出一个尺寸与锈蚀钢管桩外轮廓间隙配合的贯穿孔 (确保孔壁垂直于板面)。随后, 以该孔的实际中心为基准, 在泡沫板上表面精确标定双相不锈钢套管的理论安装位置。锈蚀钢管桩垂直插入泡沫板的孔中, 并检查钢管桩与孔壁的四周间隙是否均匀; 若有偏斜, 轻微调整直至间隙一致, 从而保证钢管桩轴线与孔中心重合。

5) 然后将双相不锈钢套管按上表面标定位置放置, 强制使套管内壁与标定圆对齐, 并借助水平尺或简易对中装置确认套管轴线与钢管桩轴线基本同心。确同心后, 立即用封口胶沿套管底部与泡沫板接触处严密密封, 密封过程中注意不扰动套管位置。密封完成后, 将整套装置静置 48 h, 期间严禁碰撞或振动, 待封口胶完全凝固, 即完成套管的固定。

6) 所有试件在同一时间、相同环境下浇筑。正式灌浆前, 先制作材性试验立方体试块。完成套筒固定后, 采用粘结性强、自流平、自密实的环氧灌浆料进行灌注。灌浆时只需缓慢注入, 无需振捣, 浆料即可均匀填充套筒与钢管桩之间的间隙, 形成紧密的结合层。

7) 灌浆完成后, 试件在室内常温下静置养护, 期间严禁碰撞或振动, 养护时间为 7 d, 截面见图 3。

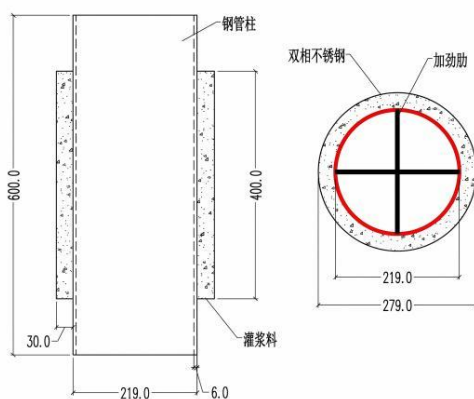


图 3 加固后的试件截面示意图

Fig.3 Schematic diagram of the cross-section of the reinforced specimen

1.4 测量和加载

轴压试验依托华东交通大学结构工程实验中心的 NYL-500t (500 t) 压力机完成, 加载和测试系统见图 4。该压力机内置精密压力传感器, 配合 JM3813 型静态测试系统及电阻应变片进行荷载与应变测量, 力值精度满足常规试验要求, 应变测量通过预压调试验证了系统稳定性。JM3813 系统以 1 次/秒的采样率同步采集轴向变形、纵向及环向应变数据, 压力机则实时自动记录荷载值。为获取关键部位的应变响应, 在钢管桩锈蚀段及其外侧双相不锈钢套管相应位置布设测点: 端部截面沿相对两侧设置测点 (周向间隔 180°); 中部截面沿周向均布四组测点 (间隔 90°), 用于同时采集轴向与环向应变。试件两侧布置位移计, 连续记录轴向位移历程。

设试件理论极限承载力为 N_u , 加载前先进行精确对中: 通过几何对中使试件轴线与加载轴线重合, 端部采用压力机承压板直接加载, 确保轴心受压且无附加弯矩。随后施加 $0.1N_u$ 作为预载进行物理对中并检查采集系统, 参照国家标准《混凝土结构试验方法标准》(GB/T50152—2012) 的相关规定, 采用力一位移混合控制加载的方法对每一个试件进行轴压试验。正式加载流程如下:

- 1) 力控制分级加载: 以 1 kN/s 的速率加载, 荷载级差取 $N_u/10$ 。
- 2) 位移控制加载: 当荷载增长明显放缓时, 转入位移控制, 速率为 1 mm/min。

3) 终止条件: 承载力降至峰值的约 70%, 或试件出现清晰可辨的特征时停止加载。

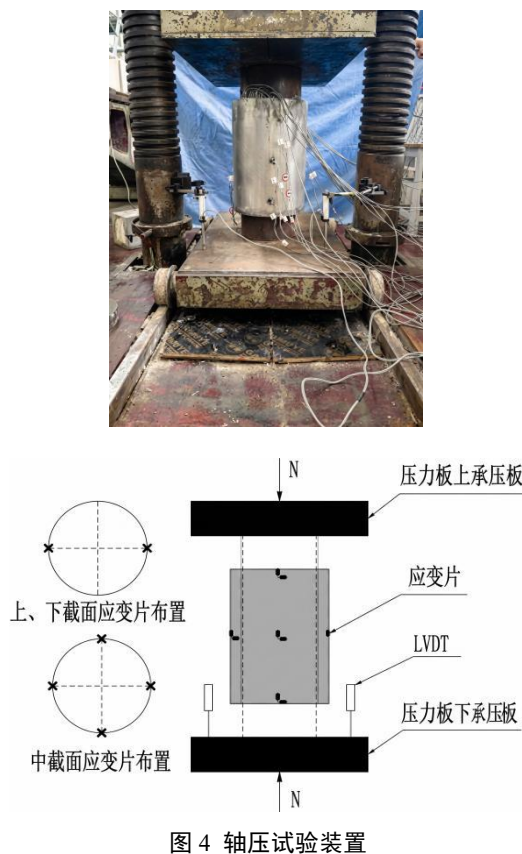


图 4 轴压试验装置

Fig. 4 Axial compressive test setup

2 试验结果与分析

2.1 破坏形态

未锈蚀空心钢管桩试件 SPP-R0 的破坏模式, 呈现于图 5 (a)。呈现出典型的钢结构屈曲破坏特征。初期其处于弹性区间, 轴压承载力随轴向变形增加近似线性上升, 表明其弹性阶段受力性能良好。当荷载增至峰值的 79% 时, 钢管桩钢材开始屈服, 此时的钢管桩的轴向变形达到了 $6\,182\mu\epsilon$, 试件整体变形并不明显。进入加载中期, 轴压荷载继续提升, 临近峰值荷载时, 钢管桩底部出现轻微鼓曲。当荷载达到最大值 $1\,950\text{ kN}$, 此时轴向变形为 $29\,904\mu\epsilon$, 钢管桩底部鼓曲加剧, 表明局部应力集中致使材料进入塑性变形阶段。加载末期, 随着轴向位移进一步增大, 试件承载力显著下降, 钢管桩下部出现象脚状膨胀变形, 荷载降至峰值荷载的 70% 以下。此时钢管桩屈曲发展严重, 构件发生破坏, 试验终止。。

锈蚀空心钢管桩试件 SPP-R1 的锈蚀率为 10%, 其破坏形态见图 5 (b)。该试件与未锈蚀试件的破坏模式相近, 均表现为底部鼓曲。初期其处于弹性区间, 轴压荷载随轴向变形增加呈近似线性增长。随着荷载增大, 当达到荷载 $1\,007\text{ kN}$ 时, 钢管桩弹塑性阶段, 轴压刚度降低, 随后荷载继续增加至最大荷载 $1\,303\text{ kN}$, 此时轴向变形为 $12\,396\mu\epsilon$, 钢管桩锈蚀部位底部开始出现轻微鼓曲。随后荷载逐步回落, 但轴向变形仍在累积增大。直到轴向变形达到 $18\,951\mu\epsilon$, 进入加载末期, 随着轴向平均应变的进一步增大, 荷载明显下滑, 钢管桩下部呈现明显象脚状膨胀变形, 承载力降至峰值荷载的 70% 以下。此阶段, 钢管桩屈曲发展显著, 引起构件失效, 试验随即停止。

对于锈蚀率为 20% 的锈蚀钢管桩试件 SPP-R2, 其破坏形态见图 5 (c) 所示。初期其处于弹性区间,

轴压随轴向平均应变的增大基本按线性规律上升。在轴向变形达到 $2\ 684\ \mu\epsilon$ 时, 钢管桩转入弹塑性阶段, 轴压压缩刚度开始降低。当轴压荷载达到最大荷载 $1\ 107\ \text{kN}$ 后, 此时轴向变形为 $4\ 510\ \mu\epsilon$, 钢管桩锈蚀部分的下部开始出现较为明显的鼓曲现象。轴向变形进一步发展后, 承载力随即由增转降, 并在短时间内衰减至峰值的 70%。与此同时, 桩底出现明显的局部鼓胀形态, 构件发生失稳并最终破坏, 试验随之终止加载。

锈蚀率为 30% 的锈蚀钢管桩试件 SPP-R3 的破坏形态见图 5 (d)。加载初段试件响应以弹性为主, 轴压荷载随轴向变形的增加近似线性增长。在轴向变形达到 $1\ 993\ \mu\epsilon$ 时, 构件开始由弹性过渡至弹塑性工作状态, 轴向压缩刚度随之出现衰减。当轴压荷载达到最大值 $893\ \text{kN}$ 后, 此时轴向变形为 $4\ 034\ \mu\epsilon$, 钢管桩锈蚀部分的下部开始出现较为明显的鼓曲现象。随后试件发出一声响亮的脆响, 荷载有较小突降, 降至 $801\ \text{kN}$, 钢管桩底部鼓曲且出现裂隙。当荷载增至 $875\ \text{kN}$ 后, 试件进入峰后阶段: 随着轴向变形继续发展, 承载力不再增长而转为下降, 并迅速衰减至峰值荷载的 70% 以下。此时桩底局部鼓胀特征明显, 构件发生整体失稳并最终破坏, 试验随即终止加载。

在试验过程中, 加固试件的整体破坏形态如图 5 (e) ~ 图 5 (i) 所示。试件 DT-2.4-R1 的破坏结果如图 5 (e) 所示, 过程具体表现为: 在加载初期, 钢管桩处于线弹性阶段, 钢管桩主要承担轴向荷载, 变形较小, 灌浆加固装置未产生明显的约束作用, 因此试件外部双相不锈钢套管无明显试验现象。当轴向变形达到 $5\ 126\ \mu\epsilon$ 时, 试件的刚度出现明显减少, 钢管桩进入弹塑性阶段。此时, 钢管桩上部出现轻微鼓曲, 而灌浆料与双相不锈钢套管仍未见明显变化。接近峰值荷载 $2\ 096\ \text{kN}$ 时, 轴向变形为 $27\ 536\ \mu\epsilon$, 伴随着零星的“噼啪”声, 灌浆料上部表面开始开裂, 钢管桩上部的鼓曲现象更加明显, 但双相不锈钢套管依然无明显变化。超过峰值荷载后, 荷载开始下降, 加固试件进入破坏状态, 钢管桩上部鼓曲程度继续增大, 导致与钢管桩接触的灌浆料被压碎, 双相不锈钢套管上部出现些许不明显的膨胀。当荷载回落到峰值的 70% 以下时, 判定试验结束。

试件 DT-2.4-R2 的破坏结果如图 5 (f) 所示, 破坏过程表现为: 在加载初期, 钢管桩处于线弹性阶段, 钢管桩主要承担轴向荷载, 变形较小, 灌浆加固装置未产生明显的约束作用, 因此试件外部双相不锈钢套管无明显试验现象。当轴向变形达到 $3\ 831\ \mu\epsilon$ 时, 加固试件转入弹塑性阶段, 轴压刚度开始下降。当荷载达到最大值 $1\ 472\ \text{kN}$ 时, 轴向变形为 $10\ 052\ \mu\epsilon$, 灌浆料和双相不锈钢套管无明显现象。随后荷载开始下降, 进入破坏阶段, 伴随着几声“噼啪”声, 钢管桩底部露出在灌浆料外面的长度开始减少, 但未见明显鼓曲, 双相不锈钢套管依然无明显变化。当荷载回落到峰值的 70% 以下时, 判定试验结束。

试件 DT-2.4-R3 的破坏结果如图 5 (g) 所示, 具体过程为: 在加载初期, 钢管桩处于线弹性阶段, 当轴向变形达到 $3\ 323\ \mu\epsilon$ 时, 加固试件进入弹塑性阶段, 轴压刚度降低。当荷载达到最大值 $1\ 198\ \text{kN}$ 时, 轴向变形为 $5\ 565\ \mu\epsilon$, 灌浆料和双相不锈钢套管无明显现象。随后荷载开始下降, 进入破坏阶段, 伴随着几声“噼啪”声, 钢管桩底部露出在灌浆料外面的长度开始减少, 但未见明显鼓曲, 双相不锈钢套管同样无明显变化。当荷载回落到峰值的 70% 以下时, 判定试验结束。

试件 DT-1.8-R2 的破坏结果如图 5 (h) 所示, 具体过程为: 在加载初期, 钢管桩处于线弹性阶段, 当轴向变形达到 $3\ 492\ \mu\epsilon$ 时, 加固试件进入弹塑性阶段, 轴压刚度降低。当荷载达到峰值 $1\ 439\ \text{kN}$ 时, 轴向变形为 $7\ 764\ \mu\epsilon$, 灌浆料和双相不锈钢套管无明显现象。随后荷载开始下降, 进入破坏阶段, 伴随着几声“噼啪”声, 钢管桩底部露出在灌浆料外面的长度开始减少, 但未见明显鼓曲, 双相不锈钢套管依然无明

显变化。当荷载回落到峰值的 70%以下时,判定试验结束。

试件 DT-3.0-R2 的破坏结果如图 5 (i) 所示,破坏过程为:在加载初期,钢管桩处于线弹性阶段,当轴向变形达到 $3\,082\mu\epsilon$ 加固试件进入弹塑性阶段,轴压刚度降低。当荷载达到峰值荷载 $1\,489\text{ kN}$ 时,平均应变为 $9\,767\mu\epsilon$,灌浆料和双相不锈钢套管无明显现象。随后荷载开始下降,进入破坏阶段,伴随着几声“噼啪”声,钢管桩底部露出在灌浆料外面的长度开始减少,但未见明显鼓曲,双相不锈钢套管依然无明显变化。当荷载回落到峰值的 70%以下时,判定试验结束。

所有试件在破坏过程中,钢管桩均未与灌浆料发生脱离,说明钢管桩与环氧灌浆料的黏结性能较为可靠。试验结束后,将破坏后的加固试件的双相不锈钢套管和灌浆料进行剥离,观察钢管桩的破坏形态得到图 5 (j)~图 5 (n)。观察钢管桩的破坏形态,发现:试件 DT-2.4-R1 的钢管桩呈现为上部未腐蚀区域鼓曲,腐蚀区域上部与未腐蚀区域交界处钢管向内凹陷,钢管桩中部无明显变化。其余加固试件的钢管桩均呈现出相同的破坏形态,即未腐蚀区域没有鼓曲,腐蚀区域底部和未腐蚀区域交界处向内凹陷,钢管桩中部同样无明显变化。从破坏现象可以看出:所有加固试件中,加固装置起到了很好的环向约束作用,抑制了钢管桩的向外鼓曲变形和破坏,使钢管桩只能向内凹陷变形破坏。

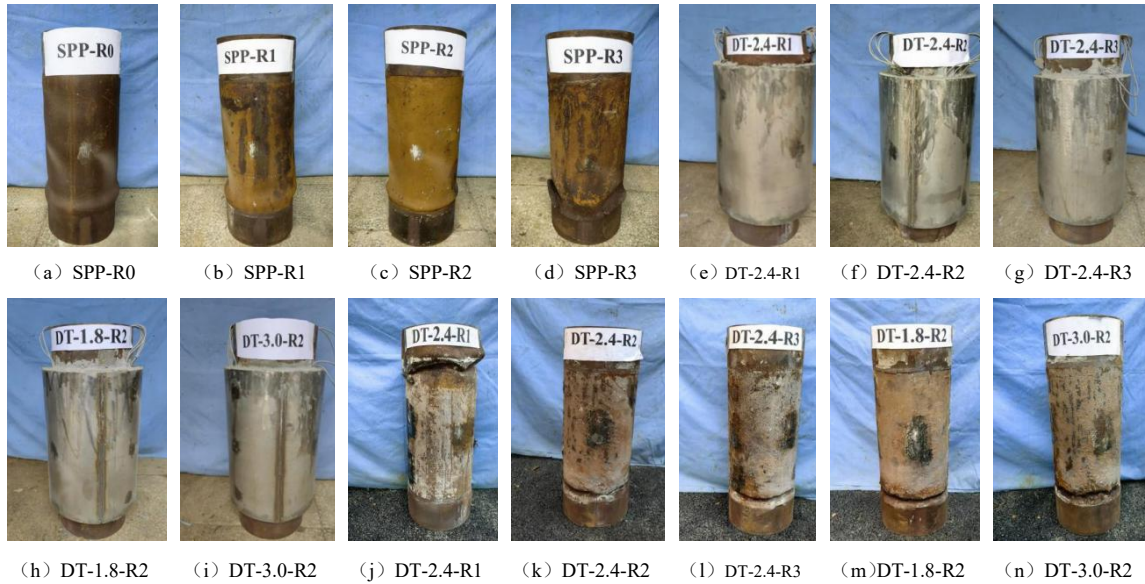


图 5 试件破坏形态

Fig.5 Failure modes

2.2 荷载-轴向变形曲线分析

根据国标钢结构设计标准 (GB 50017—2017) 截面设计要求,圆钢管的截面等级 S 一级和 S 二级判断依据如下

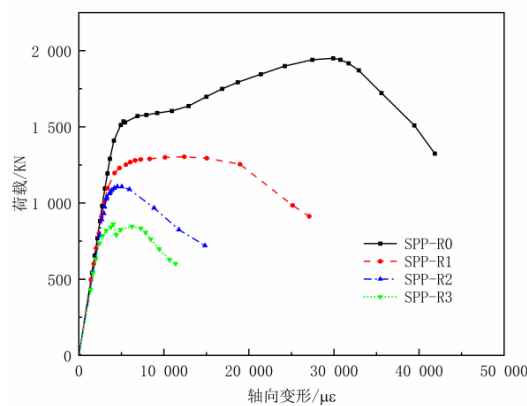
$$\begin{cases} \text{Class 1: } D/T \leq 50\sqrt{235/f_y} \\ \text{Class 2: } D/T \leq 70\sqrt{235/f_y} \end{cases} \quad (2)$$

式中: D 为钢管外径; T 为钢管厚度。

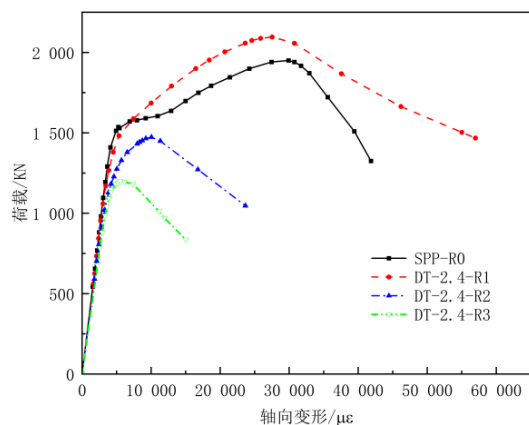
截面等级处在 S 一级,这一截面等级允许全截面塑性发展,指当钢管达到其极限承载力时,其横截面的全部区域能够进入塑性状态 (即材料屈服),并在此过程中形成塑性铰,从而充分释放材料的塑性变形能力,确保结构在失效前具有足够的延性和能量耗散能力,失效模式为延性破坏。截面等级处在 S 二级,

这一截面等级允许部分塑性发展,指钢管截面在达到极限承载力时,仅允许其部分区域进入塑性状态(材料屈服),而其他区域仍保持弹性,且塑性变形能力受到限制,失效模式为半延性破坏。从图 6(a)中可以看出 SPP-R0 的荷载-位移曲线呈现出弹性段、弹塑性段、强化阶段和下降段,试件的破坏形态为延性破坏。因为锈蚀的缘故,导致截面损失一定厚度,根据计算可知试件 SPP-R1 截面处在 S 二级,因此从图 6(a)中 SPP-R1 曲线的弹塑性段很短,有屈服段,但没有强化段,失效模式为半延性破坏。试件 SPP-R2 和 SPP-R3 截面等级均处在 S 二级,他们的曲线都只有弹性段、弹塑性段、下降段,且弹塑性段很短,没有屈服段和强化段。当荷载越过峰值后,荷载—变形曲线随即转入峰后软化阶段,且下降段较为陡峭,整体呈现出典型的半延性破坏特征。其中试件 SPP-R3 因为底部锈蚀严重,深蚀坑引起的局部截面弱化出现了明显的应力集中现象,导致它的失效模式更趋近于脆性破坏。从图 6(a)中可见锈蚀程度加深会使曲线弹性段斜率降低,即初始轴压刚度发生退化。根据表 1 数据计算得出,当锈蚀率发展到 30% (相较 0%) 时,轴压刚度下降 18.5%,说明锈蚀会导致钢管桩初始轴压刚度降低。

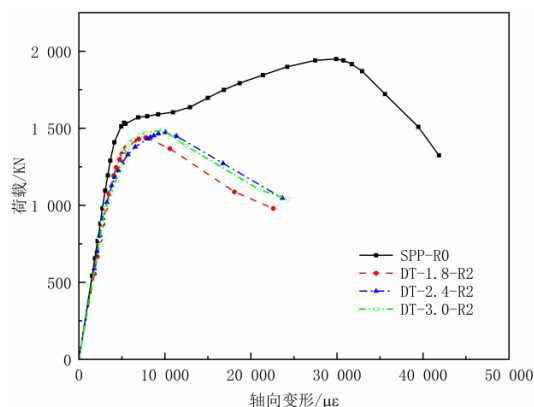
图 6(b)给出了不同锈蚀率条件下加固试件的荷载—轴向变形响应。对 DT-2.4-R1 (锈蚀率 10%) 而言,加固后弹性段斜率基本恢复至未锈蚀水平;进入弹塑性阶段后,承载力发展曲线可达到未锈蚀试件的水平,且其峰值承载力与延性均优于未锈蚀试件。相较之下,DT-2.4-R2 (锈蚀率 20%) 加固后的初始刚度未能完全恢复,弹塑性阶段承载力曲线仍低于未锈蚀钢管桩,同时延性出现明显劣化。DT-2.4-R3 (锈蚀率 30%) 呈现相同趋势:初始刚度恢复不足,弹塑性阶段承载能力 依旧低于未锈蚀试件,且延性进一步下降,低于 DT-2.4-R2。图 6(c)对比了不同套管厚度加固试件的荷载—轴向变形曲线。对 DT-1.8-R2、DT-2.4-R2 与 DT-3.0-R2 三组试件(锈蚀率均为 20%)而言,尽管套管厚度存在差异,加固后初始刚度与延性差别不明显,整体均低于未锈蚀试件,且曲线形态及演化趋势基本一致。



(a) 锈蚀钢管桩



(b) 不同锈蚀率加固试件的荷载-轴向位移曲线



(c) 不同套管厚度试件的荷载-轴向位移曲线

图 6 荷载-轴向变形曲线

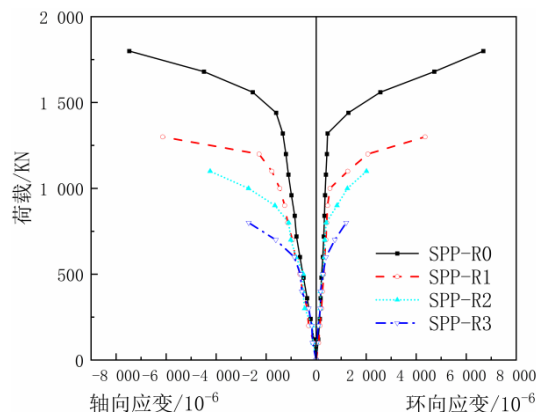
Fig.6 Load-average axial strain curve

2.3 荷载-应变曲线分析

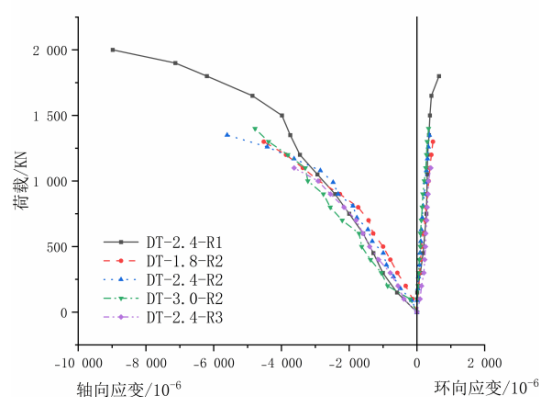
图 7 (a) ~图 7 (c) 为整理试验采集到的各部件中截面应变数据画出的曲线。图 6 (a) 为锈蚀钢管桩中截面应变曲线，加载初段荷载较小，环向与轴向应变随荷载提升呈近似线性关系。随着荷载水平进一步增大，两条应变—荷载曲线的增长速率明显放缓（斜率减小），说明钢管桩开始由弹性工作状态向弹塑性响应过渡，构件整体刚度随之出现退化。随着锈蚀率的增加，钢管桩在加载初期的曲线斜率也减小，进一步验证了锈蚀会导致钢管桩的初始刚度下降，钢管桩在轴向荷载作用下越容易发生变形。从破坏时的应变最大值来看，随着锈蚀率的增加，钢管桩的环向和轴向应变都呈下降趋势。这种现象的主要原因是试验过程中钢管桩的锈蚀是不均匀的，锈蚀区域底部锈蚀严重，钢管桩更容易在腐蚀严重的区域发生变形直至破坏。随着锈蚀率的增加，底部越容易先出现变形，钢管桩中部的应变也随之减少。

加固试件钢管桩中截面应变曲线如图 6 (b) 所示，对比未加固的锈蚀钢管桩的应变曲线，加固后的钢管桩中截面的轴向应变和环向应变都显著减小，说明钢管桩中部没有发生大变形。此外，轴向应变的增长速度明显快于环向应变的增长，这表明双相不锈钢套管灌浆加固起到了环向约束作用。图 6 (c) 是双相不锈钢套管中截面应变曲线，从图中可以看出双相不锈钢套管环向和轴向应变都很小，说明双相不锈钢套管承受的力远没有达到这种材料的抗拉强度，材料性能没有得到充分利用。随着钢管桩锈蚀率的增大，双相不锈钢套管上的环向和轴向应变都减小，说明锈蚀钢管桩的锈蚀率越大，钢管桩越易向内屈曲，加固装置

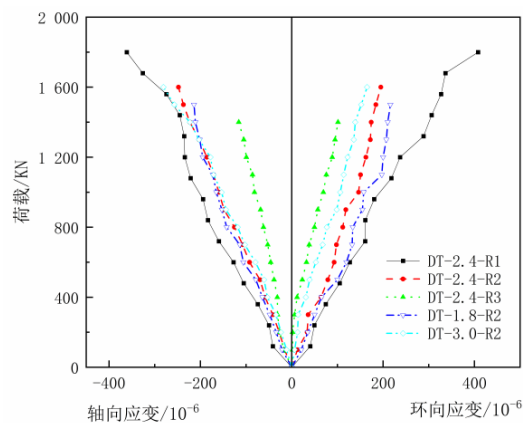
起到的环向约束效果越差。



(a) 锈蚀钢管桩



(b) 加固试件的锈蚀钢管桩



(c) 双相不锈钢套管

图 7 应变曲线

Fig.7 Strain curve

3 承载力和延性分析

对全部构件的轴压性能参数（试件的承载力、屈服点对应的平均应变 ε_y 、破坏点平均应变 ε_m ）统计并计算出各参数（初始轴压刚度等），见表 1。目前对于构件屈服点的确定方法尚缺少统一的定义，对于有明显屈服阶段的曲线图，屈服点很容易获得。对于无明显屈服阶段的曲线图，屈服点尚无统一的取值标

准，常用的取值方法有等能量法、几何作图法等，冯鹏^[18]提出可采用“最远点法”对构件与结构的屈服点进行识别，该方法物理意义清晰、适用性强，故本文选用其确定加固试件的屈服点位置。

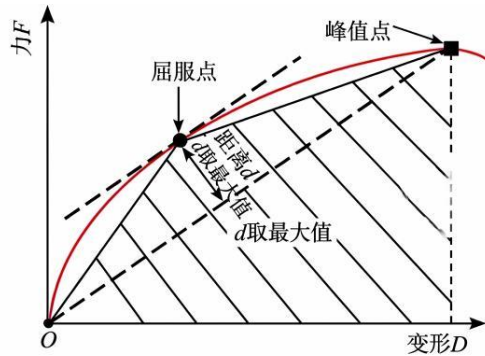


图 8 确定构件屈服点的最远点法

Fig.8 Farthest point method for determination of yield points of members

圆形钢管短柱在轴心受压作用下的失稳行为，可从薄壁圆柱壳屈曲机理进行理解。在本研究中，边界条件、几何初始缺陷以及残余应力等因素通常被认为是影响圆管构件极限承载能力与屈曲模式的关键参数。在本次实验条件下，由于圆钢管端部设置有加劲肋，对端部变形形成了有效约束，致使端部无法自由变形。鉴于此，边界条件对轴心受压圆钢管短柱局部屈曲问题的影响，在本次试验研究中可暂不考虑。

焊接圆钢管在冷却过程中，因焊接区域的不均匀变形，会产生多种焊接残余应力，这些残余应力对轴压圆管短柱的整体与局部稳定承载力有着显著影响。然而，本试验采用无缝钢管作为试件，因此可不考虑残余应力因素。

在实际工程应用中，构件的几何初始缺陷难以完全避免，其主要涵盖整体几何初始缺陷和局部几何初始缺陷两个层面。针对短柱构件，研究表明整体几何初始缺陷对极限承载力的影响相对较小，基本可忽略不计。

Ma 等^[19-20]的研究借助试验与数值分析手段，深入探究了几何初始缺陷对轴心受压圆管构件极限承载力的作用，结果均显示轴压圆管短柱的局部屈曲对几何初始缺陷极为敏感。并指出，构件局部几何初始缺陷的幅值与截面局部刚度密切相关，具体表现为与构件径厚比 D/t 呈正相关。

3.1 承载力分析

3.1.1 锈蚀率对未加固试件承载力的影响

定义 L 为锈蚀试件承载力损失系数， L 计算式为

$$L = \frac{N_{oi}}{N_o} \quad (3)$$

式中： N_{oi} 为加固试件的承载力试验值； N_o 为未锈蚀钢管桩承载力试验值。

由表 1 可得，随着锈蚀率提高，钢管桩承载力呈持续下降趋势：当锈蚀率由 0 增至 10% 时，承载力约降低 25.1%；增至 20% 时，降幅扩大至 34.9%；增至 30% 时，承载力降低 47.3%。综合分析认为，钢管桩锈蚀后轴压承载与变形能力的降低通常“超出”锈蚀率所反映的损伤水平；当锈蚀率进一步增大时，局部弱化效应增强，不均匀锈蚀加剧，从而引起性能衰减的加速化发展。锈蚀使得钢管桩壁厚减少，钢管短柱径厚比 D/t 增大，几何初始缺陷增大，钢管更易屈曲变形，直接削弱了钢管桩的承载能力，还通过局部应力集中和材料性能的退化进一步加快了结构承载能力的劣化。

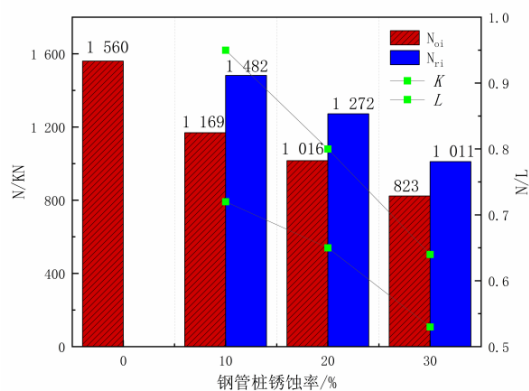
3.1.2 锈蚀率对加固试件承载力的影响

定义 K 为加固试件承载力提高系数, K 计算式为

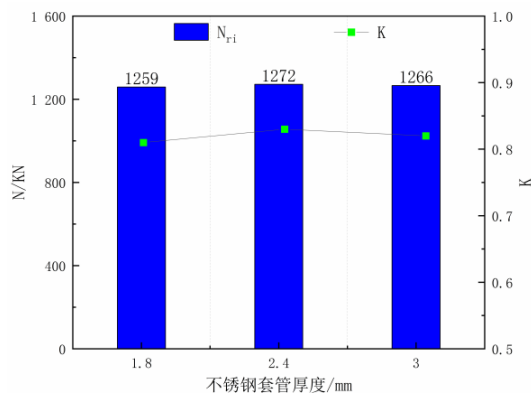
$$K = \frac{N_{ri}}{N_o} \quad (4)$$

式中: N_{ri} 为加固试件的承载力试验值。

由表 1 和图 10 (a) 可知: 试件 DT-2.4-R1、DT-2.4-R2 和 DT-2.4-R3 分别恢复到未锈蚀钢管桩 SPP-R0 承载力的 95.0%、81.5% 和 64.8%, 说明加固装置对锈蚀率钢管桩承载力有一定的提升效果。利用双相不锈钢套管灌浆加固, 相当于增加了锈蚀钢管桩的壁厚, 防止它因锈蚀减薄以及缺陷增加而导致的局部屈曲。即提高了抵抗局部屈曲的能力, 使得钢管桩尽量发挥材料的强度。因为外侧有灌浆料和不锈钢套管支撑, 且不锈钢套管的环向约束刚度大, 内侧没有支撑, 钢管桩锈蚀率越高, 壁厚减少的更多, 钢管桩更容易向内屈曲, 因此承载力提高系数越低。



(a) 钢管桩锈蚀率对承载力的影响规律



(b) 双相不锈钢套管厚度对承载力的影响规律

图 9 试件承载力及承载力提高系数

Fig.9 Bearing capacity and its enhancement factor

3.1.2 双相不锈钢套管厚度对加固试件承载力的影响

由表 1 和图 9 (b) 可知: 在锈蚀率同为 20% 的情况下, 双相不锈钢套管厚度分别为 1.8、2.4 mm 和 3.0 mm 的试件 DT-1.8-R2、DT-2.4-R2 和 DT-3.0-R2 的承载力提高系数分别为 0.807、0.815 和 0.811, 三者相差不大, 说明双相不锈钢套管厚度对加固试件的承载力影响不大。

3.2 延性分析

延性系数 μ 是用来表征试件或构件变形能力的指标, 本文采用位移延性系数表示双相不锈钢套管灌浆加固锈蚀钢管桩试件的延性, μ 越大, 延性越好, 反之较差。 μ 计算式为

$$\mu = \frac{\varepsilon_m}{\varepsilon_y} \quad (5)$$

依据表 1 中的数据计算各试件的 μ , 并绘制图 10。

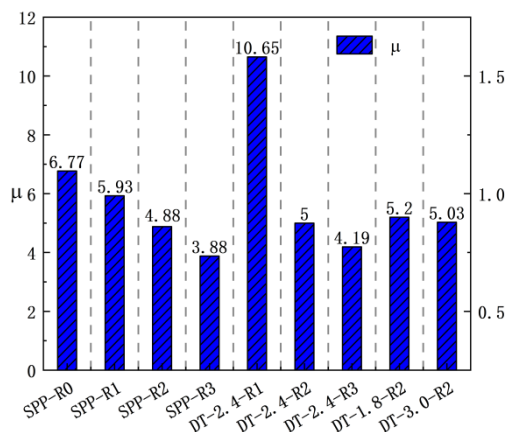


图 10 位移延性系数

Fig.10 Displacement ductility coefficient

可以从图 10 中可以看到, 钢管桩锈蚀后延性会降低, 锈蚀率越高, 延性越低。原因是锈蚀率越高, 钢管桩壁剩余平均厚度越少, 径厚比增加, 截面等级发生变化, 塑性变形能力受到限制, 钢管桩破坏形态由延性破坏转变为半延性破坏。锈蚀后的钢管桩经过加固后延性都有提升, 但只有试件 DT-2.4-R1 的延性超过了未锈蚀试件。这结果表明了锈蚀钢管桩的锈蚀率超过 20%, 钢管桩更易向内屈曲, 加固装置对锈蚀钢管桩延性的提升不明显。试件 DT-1.8-R2、DT-2.4-R2 和 DT-3.0-R2 延性相差不大, 加固装置提高钢管桩延性与双相不锈钢套管厚度无关。

4 结论

本文进行了双相不锈钢套管灌浆加固局部锈蚀钢管轴压试验, 获得了钢管桩锈蚀率和双相不锈钢套管厚度对加固试件的规律, 主要结论如下。

1) 未加固钢管桩的最终破坏多发生在锈蚀区底部, 表现为“象足形”局部屈曲。加固试件的破坏形态都是内部钢管桩在加固区域和未加固区域交接处向内屈曲, 水下灌浆料与锈蚀钢管桩未出现脱离, 双相不锈钢套管没有变化。

2) 在未加固条件下, 锈蚀率由 0%增至 10%时, 试件承载力约降低 25.1%; 钢管桩锈蚀率从 0%增加至 20%, 承载力降低 34.9%; 钢管桩锈蚀率从 0%增加至 30%, 承载力降低 47.3%, 且延性随锈蚀率增加而降低。采用双相不锈钢套管灌浆加固后, 锈蚀钢管桩承载力可在一定程度上得到提升: 锈蚀率为 10%、20% 和 30% 的钢管桩承载力分别可恢复至未锈蚀试件的 95%、81.5% 和 64.8%, 同时延性亦得到一定恢复。随着锈蚀率增大, 承载力与延性提升系数均呈下降趋势, 表明加固效果受锈蚀程度影响较大; 相比之下, 双相不锈钢套管厚度对加固试件承载力与延性的影响较小。

3) 双相不锈钢套管灌浆加固装置通过增加锈蚀钢管桩的等效壁厚,防止其因锈蚀减薄及缺陷增加而导致的局部屈曲,提高了抵抗局部屈曲的能力,使钢管桩尽量发挥材料强度;同时,套管与灌浆层还能对钢管桩提供环向约束,使其在受压时处于三向受压状态,从而进一步提升屈服强度。但加固效果受锈蚀率影响显著,工程实践中应结合实际锈蚀程度合理选择加固方案。得益于此,低锈蚀率(10%)时,试件主要表现为钢管桩的局部屈曲与屈服破坏,加固机制充分发挥;随着锈蚀率增至20%,截面损失加剧,界面粘结性能开始劣化,破坏模式转变为局部屈曲与界面滑移共存的混合破坏,此时环向约束的传递路径部分受阻;当锈蚀率达到30%时,钢管桩与灌浆层界面粘结严重退化,环向约束应力难以有效传递,加固机制由“协同约束”退化为“局部补强”,破坏模式最终转变为界面剪切滑移破坏。这表明,锈蚀率通过影响界面协同工作能力,改变了加固机制的实际发挥效率,进而主导了破坏模式的转变。

参考文献:

- [1] 王放, 金樱, 张应辉, 等. 国内外码头钢管桩的腐蚀状况调查及防护对策 [J]. 材料保护, 2022, 55 (4): 172-181.
Wang Fang, Jin Ying, Zhang Yinghui, et al. Corrosion investigation and protective measures of wharf steel pipe piles at home and abroad [J]. Materials Protection, 2022, 55 (4): 172-181.
- [2] 胡黎俐, 冯鹏. FRP增强/加固金属结构件研究进展 [EB/OL]. (2024-12-16) [2025-03-29]. https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=14XpHnsxtHFInyy-SgoCV1kz3XGwtsxlo7Ks7nB8n4aS_kqHGhLpKz6RjnedplqcpkjiHbd6B-oIrPdthf5aVPHXkQI_ZeOYCI5-rdiuwo76yWJlme1fOkf_CMtCLBb5uNEtovAZ57995CehVzQ90MPYKeHobbVWqOKuMzVirXyI4AIj8RNx0w=&uniplatform=NZKPT&language=CHS
HU L L, FENG P. Advances in technologies on FRP-Reinforced metallic structural components [EB/OL]. (2024-12-16) [2025-03-29]. https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=14XpHnsxtHFInyy-SgoCV1kz3XGwtsxlo7Ks7nB8n4aS_kqHGhLpKz6RjnedplqcpkjiHbd6B-oIrPdthf5aVPHXkQI_ZeOYCI5-rdiuwo76yWJlme1fOkf_CMtCLBb5uNEtovAZ57995CehVzQ90MPYKeHobbVWqOKuMzVirXyI4AIj8RNx0w=&uniplatform=NZKPT&language=CHS
- [3] 完海鹰, 江勇. 碳纤维复材布加固轴压圆管柱静力试验和数值分析 [J]. 工业建筑, 2017, 47 (2): 33-37.
Wan Haiying, Jiang Yong. A static test and numerical analysis of circular hollow section (chs) columns reinforced by CFRP sheets under axial compression [J]. Industrial Construction, 2017, 47 (2): 33-37.
- [4] 邵永波, 朱红梅, 杨冬平. 轴压作用下CFRP加固圆钢管短柱的静力承载力分析 [J]. 西南交通大学学报, 2020, 55 (1): 167-174.
Shao Yongbo, Zhu Hongmei, Yang Dongping. Static bearing capacity analysis of CFRP-reinforced short CHS steel tubular columns under axial compression [J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2020, 55 (1): 167-174.
- [5] 熊川楠. CFRP加固轴压圆钢管短柱力学性能研究 [J]. 建筑科学, 2020, 36 (7): 15-25.
Xiong Chuannan. Study on mechanical properties of CFRP reinforced circular steel tube short columns under axial compression [J]. Building Science, 2020, 36 (7): 15-25.
- [6] Wu Qijian, Zhi Xudong. Experimental and numerical study of GFRP-reinforced circular steel tube under axial compression [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 168: 105990.
- [7] Fu Hao, Zhang Jiayi, Wu Zhaoqi, et al. Nonlinear analysis of axial-compressed corroded circular steel pipes reinforced by FRP-casing grouting [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 201: 107689.
- [8] 隋炳强, 邓长根, 罗兴隆. 粘钢法全长加固钢管柱极限承载力研究 [J]. 山东建筑大学学报, 2011, 26 (5): 420-424, 435.
Sui Bingqiang, Deng Changgen, Luo Xinglong. Study on ultimate load capacity of steel-tube columns strengthened by sticking steel tube [J]. Journal of Shandong Jianzhu University, 2011, 26 (5): 420-424, 435.
- [9] 姜丽萍, 楼昕, 李潭. 卡箍套管加固网架杆件试验研究 [J]. 工程抗震与加固改造, 2018, 40 (5): 124-130.
Jiang Liping, Lou Xin, Li Tan. Experimental study on reinforcement of truss rod with clamp sleeve [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2018, 40 (5): 124-130.

- [10] 黄炳生, 崔海涛, 杨放, 等. 套管加固圆钢管轴心受压性能试验研究 [J]. 建筑结构学报, 2020, 41 (9): 198-206.
Huang Bingsheng, Cui Haitao, Yang Fang, et al. Experimental study on axial compressive behavior of circular steel tubes strengthened by sleeved pipe [J]. Journal of Building Structures, 2020, 41 (9): 198-206.
- [11] 孟文清, 严珮珮, 崔邯龙, 等. 间断焊接包管加固圆钢管构件轴压极限承载力研究 [J]. 建筑钢结构进展, 2024, 26 (6): 84-93.
Meng Wenqing, Yan Peipei, Cui Hanlong, et al. Ultimate bearing capacity of circular steel pipes reinforced by wrap pipe with discontinuous welding under axial compression [J]. Progress in Steel Building Structures, 2024, 26 (6): 84-93.
- [12] Shi Gang, Zhou Shiqi, Wang Shihao, et al. Retrofitting of circular steel tubes against overall buckling using stiffened sleeves: concept and experiments [J]. Thin-Walled Structures, 2025, 208: 112868.
- [13] Qiu Xiaobin, Sun Yi, Yuan Kaiwen, et al. Research on axial compressive behavior with circular steel tubes reinforced by sleeved tube [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2024, 220: 108866.
- [14] Ruan Xingqun, Meng Fantao, Guo Changqun, et al. Experimental study on axial compression of circular steel tube reinforced by self-tapping cable and sleeve tube [J]. International Journal of Steel Structures, 2025, 25 (1): 218-232.
- [15] 陈泽钿, 鄢洪. 局部外套钢管夹层灌浆加固受压钢管提高稳定承载力的设计方法和受力分析 [J]. 广东土木与建筑, 2022, 29 (12): 93-96, 101.
Chen Zetian, Yan Hong. Design method and force analysis for the stability of axial compressed steel tube strengthened with grout-filled steel tube jacket [J]. Guangdong Architecture Civil Engineering, 2022, 29 (12): 93-96, 101.
- [16] Garbatov Y, Soares C G, Parunov J, et al. Tensile strength assessment of corroded small scale specimens [J]. Corrosion Science, 2014, 85: 296-303.
- [17] 陈昊, 杨二龙, 纪大伟, 等. 基于多元回归的套管钢含CO₂/H₂S腐蚀速率预测 [J]. 石油化工高等学校学报, 2021, 34 (1): 58-62.
Chen Hao, Yang Erlong, Ji Dawei, et al. Prediction of corrosion rate of casing steel containing CO₂/H₂S based on multiple linear regression [J]. Journal of Petrochemical Universities, 2021, 34 (1): 58-62.
- [18] 冯鹏, 强翰霖, 叶列平. 材料、构件、结构的“屈服点”定义与讨论 [J]. 工程力学, 2017, 34 (3): 36-46.
Feng Peng, Qiang Hanlin, Ye Lieping. Discussion and definition on yield points of materials, members and structures [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34 (3): 36-46.
- [19] Ma Jialin, Chan T M, Young B. Design of cold-formed high-strength steel tubular stub columns [J]. Journal of Structural Engineering, 2018, 144 (6): 04018063.
- [20] Ma Jialin, Chan T M, Young B. Experimental investigation on stub-column behavior of cold-formed high-strength steel tubular sections [J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142 (5): 04015174.



第一作者: 肖藕萍 (2001—), 男, 硕士研究生, 研究方向为新材料组合结构。



通信作者: 高剑平 (1970—), 男, 副教授, 博士, 硕士生导师, 研究方向为建筑结构抗震与减震、建筑结构加固改造等。