

DOI: 10.11779/CJGE202105020

饱和黏土中不同刚度单桩水平循环加载离心试验

李 森^{1, 3, 4}, 俞 剑^{1, 2}, 黄茂松^{*1, 2}

(1. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092;

3. 中交第三航务工程局有限公司, 上海 200032; 4. 中国交建工程结构重点实验室, 上海 200032)

摘 要: 对正常固结黏土中具有不同桩土相对刚度单桩基础的水平静力及循环承载特性开展离心试验研究。在相同土层及桩基埋深条件下, 通过调整模型桩材料及桩身截面几何尺寸, 实现桩土相对刚度调节, 对比组包括刚性桩、柔性桩和半刚性桩。在加载试验前执行 T-bar 循环插拔试验, 各组试验土体强度与弱化参数一致, 验证了制样的可靠性。桩基归一化荷载-位移曲线初始刚度和归一化极限承载力均随桩土相对刚度系数增大而增大, 表明桩土相对刚度系数可用于描述水平受荷桩静力承载特性。尽管刚性桩刚度受循环荷载的影响更大, 其循环稳定桩侧刚度仍显著优于柔性桩结果。循环稳定桩侧刚度与静力刚度比值随桩土相对刚度增大而减低, 从长期刚度控制的角度, 不断增大桩径不利于长期稳定承载, 可通过增大桩基埋深提升长期承载的稳定性。

关键词: 饱和黏土; 水平受荷桩; 循环加载; 桩土相对刚度

中图分类号: TU411

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2021)05-0948-07

作者简介: 李 森(1991—), 男, 博士, 从事海洋基础工程方面的科研工作。E-mail: bxschg_prepare@163.com。

Centrifuge test on single pile with different rigidities in saturated clay under cyclic lateral loading

LI Sen^{1, 3, 4}, YU Jian^{1, 2}, HUANG Mao-song^{1, 2}

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. CCCC Third Harbor Engineering Co., Ltd., Shanghai 200032, China; 4. CCCC Key Laboratory of Structural Engineering, Shanghai 200032, China)

Abstract: The centrifuge tests are carried out to investigate the static and cyclic lateral bearing behaviors of single pile with different pile-soil relative rigidities in normal consolidated clay. Under the same soil and pile-buried depth condition, the pile-soil relative rigidity is tuned by adjusting the model pile material and the section geometric parameter. The comparison group includes rigid pile, flexible pile and semi-rigid pile. Before the loading tests, the cyclic T-bar tests are performed, with the results indicating that the clay strength profile and softening parameter of each test are consistent, verifying the reliability of sample preparation. Both the initial stiffness and the ultimate bearing capacity of the normalized load-displacement curve of piles increase with the increase of pile-soil relative rigidity factor, which indicates that the pile-soil relative rigidity factor can be used to describe the static bearing behavior of the laterally loaded pile. Although the rigid pile is more affected under cyclic loading, its cyclic stable stiffness is still significantly larger than that of a flexible pile. The ratio of cyclic stable stiffness to static stiffness decreases under the increasing pile-soil relative rigidity factor. From the perspective of long-term stiffness control, increasing the pile diameter is not conducive to stable performance, which can be improved by increasing the pile-buried depth.

Key words: saturated clay; laterally loaded pile; cyclic loading; pile-soil relative rigidity

0 引 言

在海洋工程中, 桩基础除了承担上部结构自重及恒载外, 还将受到交通、波浪以及风力等具有明显周期性的水平向循环荷载作用, 致使其在长期服役过程中产生承载力弱化和累积变形, 并可能影响上部结构的正常使用。桩基础在海洋环境中的主要应用形式可分为: ①群桩基础(单桩桩径 D 为 0.5~2.0 m, 长径比

L/D 为 40~100), ②单桩基础(桩径 D 为 2.0~8.0 m, 长径比 L/D 为 4~10), 二者之间差异显著, 前者多用于传统海上石油平台, 后者则是海上风电设备的主要基础选型。

基金项目: 国家自然科学基金项目(51579177)

收稿日期: 2020-08-03

*通信作者(E-mail: mshuang@tongji.edu.cn)

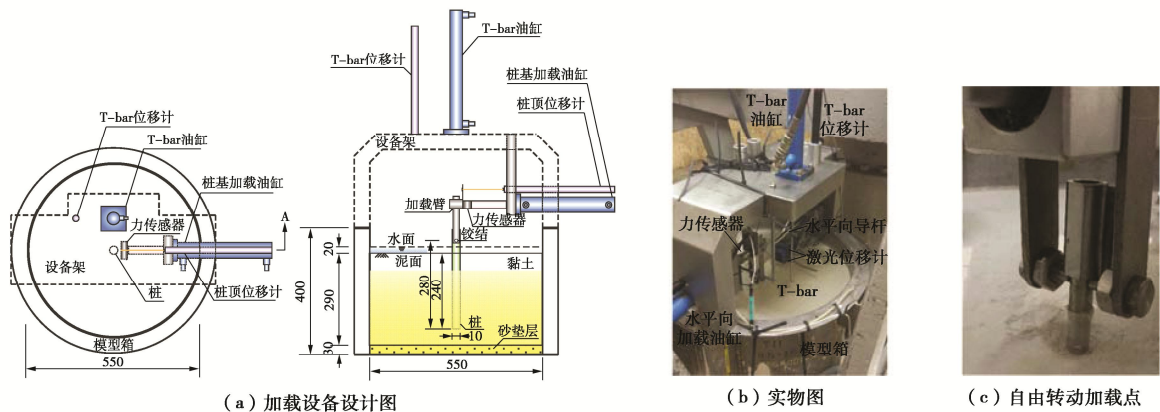


图 1 离心机模型布置图

Fig. 1 Layout of centrifuge test model

Poulos 等^[1]基于弹性分析结果发现桩基水平承载特性与桩身几何尺寸、材料及桩周土体特性密切相关,并提出桩土相对刚度系数 $K_R=(E_p I_p)/E_s L^4$,其中 E_p 为桩身弹性模量, I_p 为桩身截面抗弯刚度, E_s 为土体模量, L 为桩基埋深,当 $K_R>0.208$ 时为刚性桩,当 $K_R<2.5\times 10^{-3}$ 时则为柔性桩。20 世纪 70 年代美国石油协会 API^[2]资助了包括水平受荷桩静力和循环加载的系列原位试验研究^[3-4],并基于试验结果总结了黏土和砂土中水平受荷单桩在静力和长期循环荷载下的非线性 $p-y$ 曲线形式,其中循环加载的影响通过对静力极限承载力打折进行考虑。由于 API 规范所基于的试验试桩均为小直径柔性桩($D=0.152\sim 0.609\text{ m}$),已有研究^[5-7]表明其不适用于大直径单桩基础设计。

在桩基水平循环承载特性方面,Zhang 等^[8]展开了饱和黏土中刚性短桩循环弱化特性的研究,其通过 T-bar^[9]循环插拔试验标定土体不排水强度弱化参数,并首次建立了桩侧刚度循环弱化规律与土体塑性累积位移之间的关系。Hong 等^[10]对饱和黏土中半刚性桩的水平循环承载特性进行离心试验研究,发现随桩侧土体弱化,桩基承载模式逐渐趋于刚性整体转动,并基于桩周土体孔压随循环加载演化结果揭示黏土不排水强度弱化真实机理。Yu 等^[11]对正常固结黏土中的大直径桩水平静力及循环加载特性进行了离心试验研究,其在循环试验中分进行了采用力与位移两种控制模式,并基于 T-bar 循环插拔试验结果建立了桩侧承载力弱化规律与土体累积塑性应变之间的关系。

综上,桩土相对刚度系数与桩基静力承载特性影响的研究已较为完善,而循环加载试验研究仅针对一根桩展开,难以全面评价桩土相对刚度对桩基循环承载特性的影响。俞剑等^[12]分别针对柔性桩和刚性桩开展的循环加载试验研究,但其仅包括 2 根模型桩,且 1g 物理模型试验自身具有无法有效地复现土体实际应力状态的缺陷。因此,本研究对具有相同埋深和不同桩身抗弯刚度的 3 根模型桩进行循环加载离心试验

研究,并控制试验条件与 Yu 等^[11]一致,以形成 4 组具有不同桩土相对刚度的对比组。

1 离心模型试验设备

1.1 加载装置

本次试验均采用新加坡国立大学梁式离心机完成,它有效半径为 2 m,最大载重能力为 40 g·t,本次所有试验均在 50g 加速度下完成。模型箱为圆柱形,采用不锈钢制成,其内径为 550 mm,深度为 400 mm,在反力架上设置水平和竖向两套伺服控制加载系统分别用于控制桩基加载和 T-bar 贯入试验,如图 1 所示。通过穿过桩基加载点处预留钻孔的钨钢轴承杆,将桩顶与金属加载块铰接,从而实现对桩顶施加水平荷载时允许桩顶自由转动。土样采用正常固结黏土,通过改变桩身截面参数及桩基埋深来调整桩-土相对刚度。

1.2 模型桩

为了研究不同桩-土相对刚度对单桩水平循环承载特性的影响,分别对特柔桩、柔性桩、半刚性桩(根据桩土相对刚度系数^[1]命名)开展了离心试验。表 1 列出了每根模型桩的几何参数、截面特性、土体力学参数及桩-土相对刚度系数(原型参数),并与刚性桩^[11]对比, λ 为土体不排水强度剖面斜率, E_s 基于不排水抗剪强度估算^[13]。

表 1 桩基参数

Table 1 Parameters of piles

模型桩	L /m	D /m	I_p /m ⁴	E_p /GPa	λ /(kPa·m ⁻¹)	E_s /kPa	K_R
特柔桩	12	0.3	6.28×10^{-11}	70	1.40	1668	7.95×10^{-4}
柔性桩	12	0.5	1.10×10^{-10}	70	1.40	1668	1.39×10^{-3}
半刚性桩	12	0.5	4.91×10^{-10}	200	1.40	1668	1.77×10^{-2}
刚性桩 ^[11]	12	2.0	2.4×10^{-8}	200	1.39	1668	0.86

1.3 土样制备

正常固结饱和黏土样制备过程与 Yu 等^[11]完全一致, 简述如下。按含水率 120%确定高岭土干粉与水配比, 进行 6 h 真空搅拌, 得到饱和泥浆。饱和泥浆固结沉降较大, 为保证完成固结后的土层厚度满足试验要求, 采用套筒加高模型箱。在 1g 条件下通过逐级增加砝码进行预压固结, 最终预固结压力为 4 kPa。预压过程中通过排水管引流形成稳定回流, 避免固结排水造成顶部土体不饱和。预压时间由土样顶面压缩沉降控制, 当土样顶面低于模型箱上缘 15 mm 左右时, 预压固结结束, 取下套筒, 整个预压固结周期约为 7 d。将完成预压固结的土样置于 50g 离心场中进行初次固结, 在土面沉降稳定后停机并进行压桩。

2 试验方案及试验过程

对每根模型桩均进行单调加载试验及位移控制双向循环加载试验, 循环加载位移幅值 $u_{\max}$ 分别采用 0.05D, 0.1D 及 0.2D, 从而全面研究桩土相对刚度和循环幅值对单桩水平承载力弱化趋势的影响。

Craig^[14]与 Ilyas 等^[15]的离心试验研究表明, 在 1g 或离心场中压桩, 对于桩基水平承载特性没有明显影响, 因此本次试验采用 1g 压桩方案。土样在离心场中经过第一次固结后停机, 在模型箱上安装加载设备, 并利用伺服系统在 1g 情况下以 1 mm/s 的速率将模型桩压入土中。压桩完毕后, 将 T-bar 固定至竖向油缸。测量元件安装结束后, 重启离心机, 并在 50g 下固结 10 h, 以消除压桩对土体产生的轻微扰动。二次固结完成后, 在离心条件 (50g) 下通过 T-bar 循环贯入试验测定土体不排水抗剪强度及循环弱化参数。为保证在 T-bar 插拔及桩基加载过程中土体处于不排水状态, 需满足 Finnle^[16]提出的不排水状态判定公式:

$$\frac{vD_{\text{T-bar}}}{c_v} > 30 \quad (1)$$

式中, $D_{\text{T-bar}}$ (5 mm) 为 T-bar 直径, v 为运行速率, c_v 为固结系数 ($c_v=4.76 \times 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{s}$)。根据式(1), 3 mm/s 已满足土体不排水状态, 因此 T-bar 循环插拔及桩基加载速率均采用 3 mm/s。

3 试验结果及分析

3.1 T-bar 试验结果

图 2 显示了通过实测 T-bar 净抗力 q 确定的土体不排水抗剪强度 $s_u=q/N_p$, $N_p=10.5$ 为 T-bar (粗糙系数 $\alpha=0.34$ 的圆柱) 截面对应的极限承载力系数^[17]。初次贯入确定的不排水抗剪强度剖面平均斜率 λ 约为 1.40 kPa/m, 验证了本试验所制备的土样性质基本一

致, 并与 Yu 等^[11]的土样条件基本吻合 ($\lambda=1.39 \text{ kPa/m}$)。

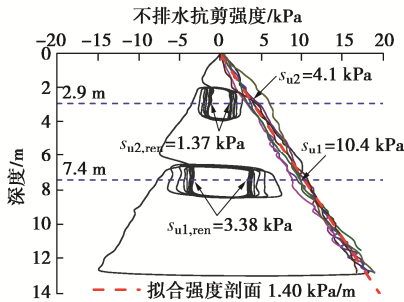


图 2 T-bar 贯入试验结果
Fig. 2 Results of T-bar tests

若不考虑应变率对强度的影响, 则饱和黏土不排水抗剪强度随累积塑性应变的弱化公式^[18]如下:

$$s_u = s_{u0} \left[\delta_{\text{rem}} + (1 - \delta_{\text{rem}}) \exp \left(-3 \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{95}} \right) \right] \quad (2)$$

式中 s_{u0} 为初次加载对应的不排水抗剪强度初始值; δ_{rem} 为残余强度占初始强度的比例; ε_{95} 是引起土体可弱化部分的强度到达 95% 弱化所需的累积塑性剪应变; ε 为累积塑性剪应变。

Einav 等^[18]还提出了一套根据 T-bar 试验结果确定弱化模型参数的方法:

$$s_{u,n} = \frac{q_n}{N_p} = s_{u0} \left[\delta_{\text{rem}} + (1 - \delta_{\text{rem}}) \exp \left(-3 \frac{2n\varepsilon_{\text{T-bar}}}{\varepsilon_{95,\text{T-bar}}} \right) \right] \quad (3)$$

式中 n 为 T-bar 循环次数, 一次拔取与贯入为 1 个完整的循环; q_n 为第 n 次循环对应的 T-bar 净抗力; $s_{u,n}$ 为与 q_n 相对应的弱化后不排水抗剪强度; $\varepsilon_{\text{T-bar}}$ ($\varepsilon_{\text{T-bar}}=3.7^{[19]}$) 为 T-bar 一次拔取或贯入土体中的平均累积塑性剪应变。图 3 显示了根据式 (3) 对本次 T-bar 循环试验处理后的结果。图 3 表明对正常固结黏土地基, 不排水强度比 $s_{u,n}/s_{u0}$ 随循环次数 n 的弱化规律受深度影响不大, 可采用一套弱化模型参数对其进行描述。通过拟合得到土体循环弱化参数 $\delta_{\text{rem}}=0.33$, $\varepsilon_{95,\text{T-bar}}=33.2$ 。

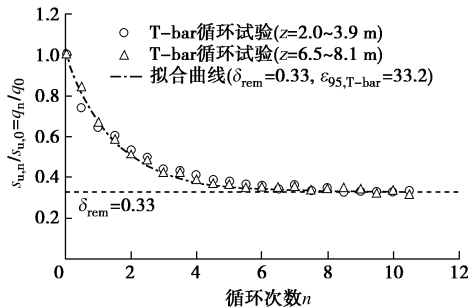


图 3 T-bar 抗力循环弱化曲线

Fig. 3 Cyclic resistance degradation of T-bar test

3.2 静力加载试验结果

静力加载试验通过位移加载控制, 最大加载位移

为 $0.6D$ 。图 4 显示了本次试验的特柔桩、柔性桩、半刚性桩在桩顶自由加载条件下的静力响应, 并与相同土样及加载条件下的刚性桩^[1]试验结果进行对比。为方便对比, 分别采用 $DLs_{u,av}$ 和 D 对荷载和位移进行归一化, 其中桩基埋深范围内土体的不排水强度平均值 $s_{u,av} = \int s_u(z) dz / L$ 。上述 4 根桩基具有相同的埋深及土样条件, 因此其初始承载特性差异主要由桩身截面特性变化所导致, 而桩身截面特性差异可以通过桩土相对刚度 K_R 来描述。 K_R 越大, 实测桩基荷载-位移曲线初始段斜率越大, 与试验设计相吻合。

图 4 中荷载-位移曲线斜率随位移增大逐渐降低, 表明桩-土承载系统已进入弹塑性阶段。理论上, 采用弹性参数定义的 K_R 仅能反映桩-土系统初始弹性状态, 而无法反映其弹塑性状态, 但图 5 中桩基在弹塑性承载阶段获得的归一化荷载 $P_{ult}/(DLs_{u,av})$ 也随 K_R 增大而增大。从桩-土承载模式的角度, 随着 K_R 增大桩身变形逐渐由桩身挠曲为主转为刚性转动为主, 迫使深部强度较大的土体参与抵抗外力, 从而使归一化荷载结果增大。综上, 可以采用参数 K_R 近似描述桩基截面特性改变引起的桩-土静力承载特性差异。

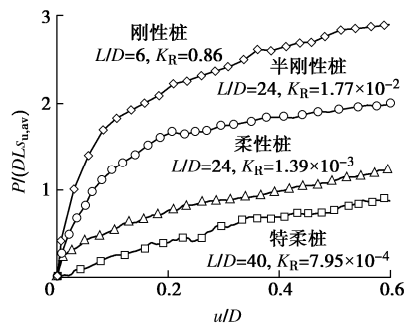
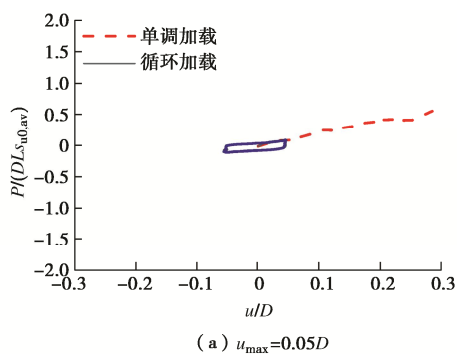


图 4 桩顶静力荷载-位移曲线

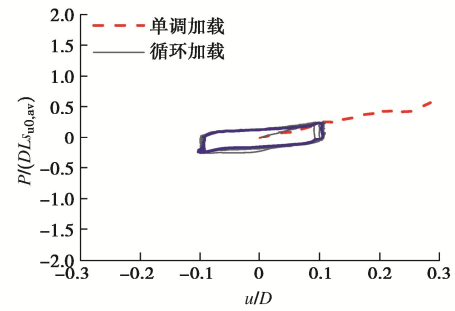
Fig. 4 Static load-displacement curves at pile top

3.3 循环加载试验结果

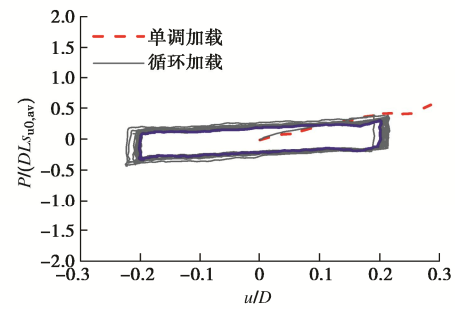
图 5~7 分别显示了不同桩基的水平循环加载试验结果。桩顶荷载-位移滞回曲线结果在初次加载时与静力试验结果重合, 随着循环次数 n 增加桩顶荷载逐渐弱化导致滞回圈高度减小, 并最终趋于稳定。对一



(a) $u_{max}=0.05D$



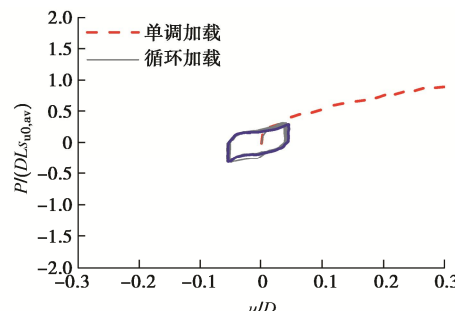
(b) $u_{max}=0.1D$



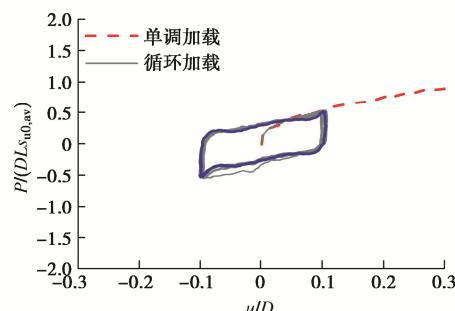
(c) $u_{max}=0.2D$

图 5 特柔桩循环荷载位移曲线

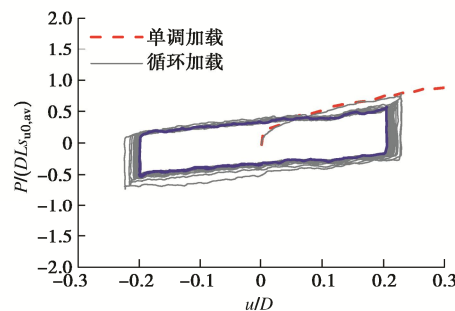
Fig. 5 Cyclic load-displacement curve of extra flexible pile



(a) $u_{max}=0.05D$



(b) $u_{max}=0.1D$



(c) $u_{max}=0.2D$

图 6 柔性桩循环荷载位移曲线

Fig. 6 Cyclic load-displacement curves of flexible piles

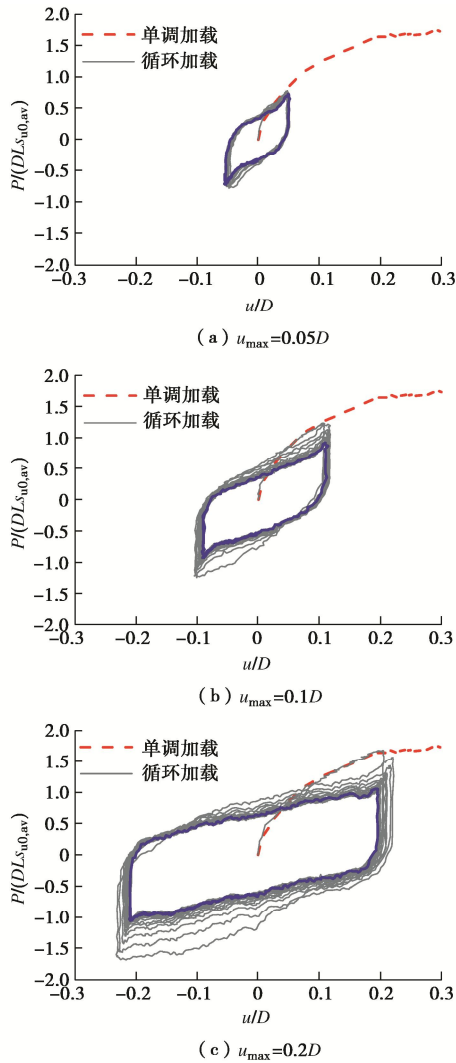


图7 半刚性桩循环荷载位移曲线

Fig. 7 Cyclic load-displacement curves of semi-rigid piles

根桩, 稳定滞回圈横边斜率随 $u_{\max}$ 增大逐渐减小, 稳定滞回曲线趋于扁平。结合静力结果可知随着 $u_{\max}$ 增大, 稳定荷载偏离静力结果的程度逐渐增大, 与土体强度弱化随累积塑性应变水平增大的假设一致。

图8表明桩基础的荷载比 P_n/P_0 弱化量随 K_R 增大而增大, $P_n/P_0 = [P_n/(s_{u0,av}u_{\max}L)]/[P_0/(s_{u0,av}u_{\max}L)]$ 也可以作为归一化桩侧刚度比。当 $u_{\max} = 0.05D$ 时, 特柔桩与柔性桩的 P_n/P_0 弱化非常缓慢; 半刚性桩发生轻微弱化, 循环稳定的 P_n/P_0 约为 92%; 刚性桩则发生显著弱化, 循环稳定的 P_n/P_0 约为 40%。当 $u_{\max} = 0.1D$ 时, 特柔桩与柔性桩的 P_n/P_0 弱化仍非常缓慢; 半刚性桩与刚性桩则呈现显著弱化, 其循环稳定的 P_n/P_0 分别约为 70% 和 40%。当 $u_{\max} = 0.2D$ 时, 所有桩基的 P_n/P_0 均显著弱化。刚性桩在 $u_{\max} = 0.05D \sim 0.2D$ 下的 P_n/P_0 弱化规律相近。为此, 补充 $u_{\max} = 0.01D$ 循环加载试验, 其 P_n/P_0 弱化速率显著慢于 $u_{\max} \geq 0.05D$ 的结果, 表明对刚性桩 ($D = 2\text{ m}$), $0.05D$ 位移循环幅值已较大。综

上, 桩侧刚度比弱化速率分别随 K_R 和 $u_{\max}$ 增大而增大, 桩基达到稳定承载状态的循环次数分别与 K_R 和 $u_{\max}$ 成反比关系。

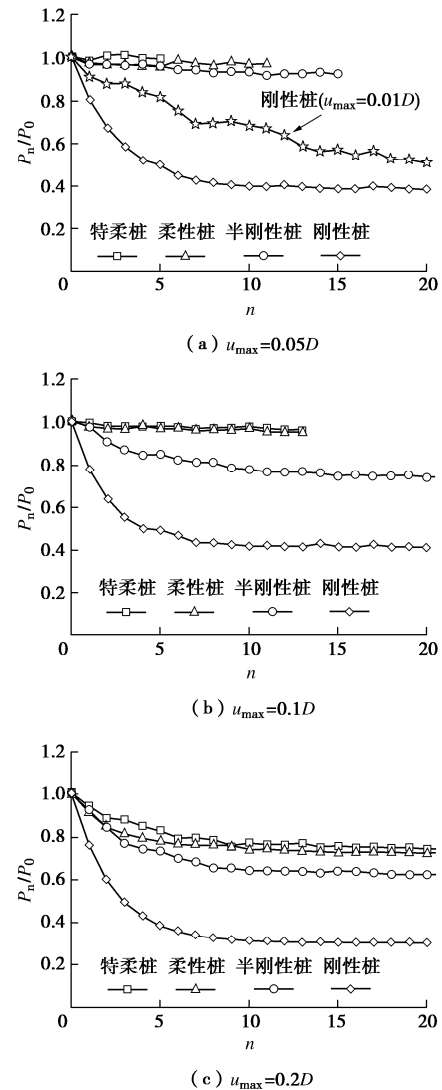


图8 桩顶荷载比弱化规律

Fig. 8 Weakening patterns of force ratio at pile top

图9显示了4根桩基的桩侧静力刚度及循环稳定值 $P/(s_{u0,av}u_{\max}L)$ 。随着 $u_{\max}/L$ 增大, 循环稳定桩侧刚度与静力刚度均衰减, 且二者之间的差异逐渐扩大。在相同 $u_{\max}/L$ 水平下, 尽管 K_R 较大桩基刚度受循环荷载的影响更大, 其循环稳定桩侧刚度仍显著优于柔性桩结果。

图10分别显示了 $u_{\max}/L$ 和 K_R 对循环稳定桩侧刚度与静力刚度之比 P_n/P_0 的影响, 若 $u_{\max}/L$ 足够小, P_n/P_0 趋于 1, 随着 $u_{\max}/L$ 增大, P_n/P_0 逐渐减小, 如图10(a)所示; 若 K_R 足够小, P_n/P_0 趋于 1, 随着 K_R 增大, P_n/P_0 逐渐减小, 如图10(b)所示。从桩基长期服役性能的角度, 桩侧刚度保持稳定有利于其动力承载特性。在保持桩基埋深不变条件下, 虽然通过扩

大桩径的方式可以有效提升静力刚度和承载力, 但后期使用性能弱化程度也较为严重。在静力承载力和循环稳定桩侧刚度能满足使用要求的情况下, 可以考虑采取增大桩基埋深而非桩径的方案, 从而提升其长期承载的稳定性。

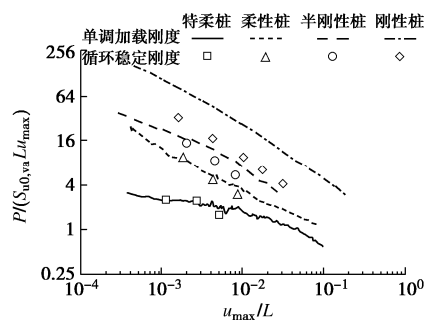


图 9 桩侧刚度
Fig. 9 Lateral stiffnesses of piles

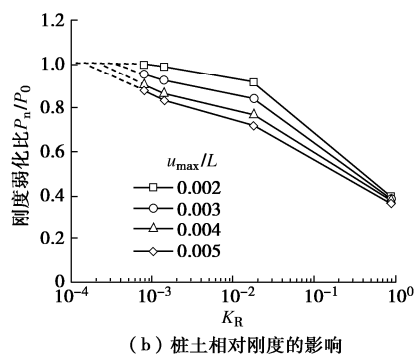
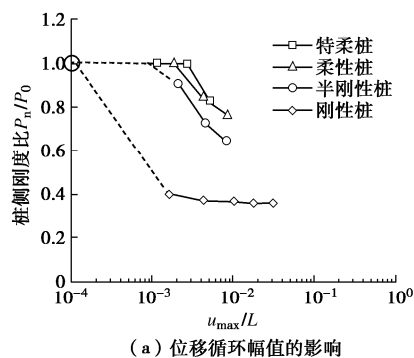


图 10 桩侧刚度比
Fig. 10 Lateral stiffness ratios of piles

4 结论与建议

本文对正常固结饱和黏土中单桩的水平循环承载特性展开离心试验研究, 探索了桩土相对刚度对桩基水平循环承载特性的影响。

(1) 单调加载试验结果表明桩土相对刚度系数可以较好地反应水平受荷桩的静力承载特性, 桩基归一化荷载 - 位移曲线初始刚度和归一化极限承载力均随桩土相对刚度系数增大而增大。

(2) 随位移循环幅值增大, 循环稳定桩侧刚度逐渐衰减, 且其与静力刚度之间的差异逐渐扩大。尽管刚性桩刚度受循环荷载的影响更大, 其循环稳定桩侧刚度仍显著优于柔性桩结果。

(3) 尽管增大桩土相对刚度系数可有效提升静力承载力, 循环稳定桩侧刚度与静力刚度之比相应降低。从长期刚度控制的角度, 在固定荷载条件下, 不断增大桩径(桩身抗弯刚度)不利于长期稳定承载, 可通过增大桩基埋深提升长期承载的稳定性。

参考文献:

[1] POULOS H G, DAVIS E H. Pile Foundation Analysis and Design[M]. New York: Wiley, 1980.

[2] American Petroleum Institute. Recommended Practice For Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms[S]. 1987.

[3] MATLOCK H. Correlations for design of laterally loaded piles in soft clay[C]// Proceedings of the 2nd Offshore Technology Conference, 1970, Houston.

[4] REESE L C, WELCH R C. Lateral loading of deep foundations in stiff clay[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1975, **101**(7): 633 - 650.

[5] TAK KIM B, KIM N K, JIN Lee W, et al. Experimental load-transfer curves of laterally loaded piles in Nak-Dong River sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **130**(4): 416 - 425.

[6] 朱 斌, 熊 根, 刘晋超, 等. 砂土中大直径单桩水平受荷离心模型试验 [J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1807 - 1815. (ZHU Bin, XIONG Gen, LIU Jin-chao, et al. Centrifuge modelling of a large-diameter single pile under lateral loads in sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1807 - 1815. (in Chinese))

[7] BYRNE B, MCADAM R, BURD H, et al. PISA: new design methods for large diameter piles under lateral loading for offshore wind applications[C]// Proceedings of the 3rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, 2015, Oslo.

[8] ZHANG C, WHITE D, RANDOLPH M. Centrifuge modeling of the cyclic lateral response of a rigid pile in soft clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, **137**(7): 717 - 729.

[9] STEWART D, RANDOLPH M. A new site investigation tool for the centrifuge[C]// Proceedings of International Conference on Centrifuge Modelling, 1991, Boulder.

[10] HONG Y, HE B, WANG L, et al. Cyclic lateral response and failure mechanisms of semi-rigid pile in soft clay: centrifuge tests and numerical modelling[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2017, **54**(6): 806 – 824.

[11] YU J, LEUNG C F, HUANG M. Response of monopile foundations under cyclic lateral loading in normally consolidated clay[J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering. 2018, **28**(4): 411 – 418.

[12] 俞 剑, 黄茂松, 张陈蓉. 黏土中两种不同直径单桩水平循环加载模型试验与分析[J]. 岩土力学, 2016, **37**(4): 973 – 980. (YU Jian, HUANG Mao-song, ZHANG Chen-rong. Model tests and analysis of single piles with two different diameters subjected to cyclic lateral loadings in clay [J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, **37**(4): 973 – 980. (in Chinese))

[13] USACE. Settlement Analysis Engineer Manual EM 1110-1904[S]. 1990.

[14] CRAIG W. Modeling pile installation in centrifuge experiments[C]// Proceedings of the 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1985, San Francisco.

[15] ILYAS T, LEUNG C, CHOW Y, et al. Centrifuge model study of laterally loaded pile groups in clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **130**(3): 274 – 283.

[16] FINNIE I W S. Performance of Shallow Foundations in Calcareous Soils[D]. Perth: University of Western Australia, 1993.

[17] MARTIN C, RANDOLPH M. Upper-bound analysis of lateral pile capacity in cohesive soil[J]. Géotechnique, 2006, **56**(2): 141 – 145.

[18] EINAV I, RANDOLPH M F. Combining upper bound and strain path methods for evaluating penetration resistance[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2005, **63**(14): 1991 – 2016.

[19] ZHOU H, RANDOLPH M F. Numerical investigations into cycling of full-flow penetrometers in soft clay[J]. Géotechnique, 2009, **59**(10): 801 – 812.

勘 误

《岩土工程学报》2014 年增刊 2 “复杂环境下某深厚软土基坑的实测性状研究”一文（作者：应宏伟，孙 威，吕蒙军，陈 东）图 4 有误，特此更正，并向读者致歉。

原文图 4:

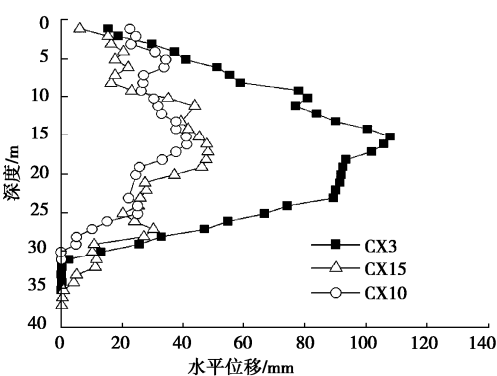


图 4 测斜管 CX4 各工况水平位移观测结果
Fig. 4 Horizontal deformations of inclinometer CX4

更正为:

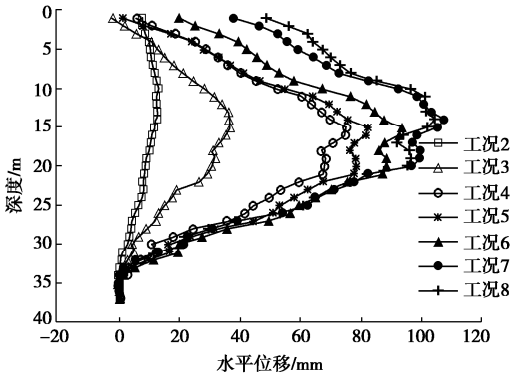


图 4 CX4 测斜管各工况水平位移观测结果
Fig. 4 Observed horizontal deformations of inclinometer CX4
(本刊编辑部)