

DOI: 10.11779/CJGE2024S20036

循环荷载对粉土海床中单桩横向承载特性的影响

汪明元¹, 孙吉主^{*2}, 王 勇³, 杨 洋⁴

(1. 中国电建集团华东勘测设计研究院有限公司, 浙江 杭州 310014; 2. 武汉理工大学土建学院, 湖北 武汉 430070; 3. 中科院武汉岩土力学研究所, 湖北 武汉 430071; 4. 华东勘测设计院(福建)有限公司, 福建 福州 350003)

摘要: 在较大的波浪荷载作用下, 海洋单桩会出现承载力降低、甚至失稳现象。利用 GDS 三轴仪对杭州湾重塑海相粉土进行了静三轴、动三轴和循环后静三轴不排水剪试验, 研究了循环荷载作用对循环后粉土变形和不排水强度特性的影响, 分别建立了动孔压比与循环应力比和循环次数、动孔压比与循环后不排水强度比及割线模量比的经验关系式。在此基础上, 根据波浪荷载在海床深度方向的剪应力比分布, 得到了桩侧粉土刚度和强度的衰减比深度分布, 计算了波浪荷载对单桩横向承载特性的影响。在本算例条件下, 波浪荷载对粉土海床的强度和刚度弱化随深度急剧衰减, 影响深度约 40 m, 海床浅部约 5 m 深度有液化现象, 循环荷载后桩身的刚性反应增强、位移和反弯点深度增加, 弯矩和侧压力减小, 总的横向承载力降低约 40%。

关键词: 循环应力比; 动孔压比; 不排水强度; 割线模量; 横向承载力

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2024)S2-0189-05

作者简介: 汪明元(1972—), 男, 博士, 教授级高级工程师, 主要从事海洋岩土工程等方面的研究工作。E-mail: wang_my2@hdec.com。

Effects of cyclic loading on lateral bearing capacity of single pile in silty seabed

WANG Mingyuan¹, SUN Jizhu², WANG Yong³, YANG Yang⁴

(1. Power China Huadong Engineering Corporation Limited, Hangzhou 310014, China; 2. School of Civil Engineering and Architecture, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China; 3. Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China; 4. Huadong Engineering (Fujian) Corporation Limited, Fuzhou 350003, China)

Abstract: Under larger wave loading, the bearing capacity of marine single pile foundation will be reduced, even instability occurs. A series of undrained shear triaxial tests on the remolded marine silt in Hangzhou Bay are carried out by means of the GDS triaxial apparatus, including monotonic, cyclic and post-cyclic monotonic loading. The effects of cyclic loading on the post-cyclic monotonic deformation and undrained strength of silt are studied, and the relationships among dynamic pore pressure ratio, cyclic stress ratio, cycle number, post-cyclic undrained strength ratio and secant modulus ratio are established, respectively. On this basis, according to the distribution of shear stress ratio induced by wave loading along the seabed depth, the lateral soil stiffness and strength reduction ratio of single pile are calculated, and the influences of wave loading on the lateral deformation and bearing capacity of single pile foundation are calculated. In the presented example, the strength and stiffness reduction of silt seabed caused by wave loading decrease sharply with the depth, and the affected depth is about 40 m. Liquefaction occurs in the shallow part of the seabed about 5 m. After cyclic loading, the rigid response of pile body is enhanced, the displacement of pile body and the depth of the reverse bending point increase, the bending moment and the lateral pressure decreased, and the total lateral bearing capacity was reduced about 40%.

Key words: cyclic stress ratio; dynamic pore pressure ratio; undrained strength; secant modulus; lateral bearing capacity

0 引言

近年来, 中国海洋工程建设与资源开发加速, 海上风电场越来越多, 截至 2019 年底, 海上风能累计装机容量已达 6.7 GW。目前单桩是沿海浅水区风力涡轮机支撑结构最常用的基础形式, 约占 70% 以上, 风、波浪、水流和运行荷载主要通过桩侧向传递到土体中。

在这些循环荷载作用后, 海洋地基土可能产生刚度弱化、强度降低, 严重时影响构筑物的使用或安全。据报道^[1], 地震时多数土工结构的失稳发生在震后数小时

基金项目: 国家自然科学基金面上项目 (51979269)

收稿日期: 2024-06-21

*通信作者 (E-mail: sunjizhu1@163.com)

到 24 h，突显了“循环荷载后”土的特性研究的重要性。特别是，海洋结构物长期受到海洋环境中的静载、动载交叉作用，因此单桩设计需要研究循环荷载后土的静力学特性劣化规律及工程效应。

目前已有较多学者研究了循环荷载作用过程中土的动应变、动孔压、动强度发展规律，而对于循环荷载作用后土体静力特性的劣化研究涉及较少。Yasuhara 等^[2]发现低塑性黏土循环后剪切模量的衰减比不排水强度更显著，建立了其与超固结比的关系。Kargar 等^[3]试验发现，钙质砂循环荷载后的强度和刚度特性与排水条件、循环产生的超孔压和残余应变有关。Hazirbaba 等^[4]指出固结有效应力和循环加载引起的超孔压越大，循环后砂土的沉降也越大。国内学者对黏土（王淑云等^[5]、黄茂松等^[6]）、粉土（陈存礼等^[7]）进行循环荷载后剪切试验，一般认为周期荷载后土的不排水强度及刚度会减小，受固结应力、动应力比、动应变及动孔压等因素影响，应力路径表现出超固结性质。关于循环荷载作用对桩基承载特性的影响，朱斌等^[8]通过离心试验研究了砂土中单桩在水平静力和循环荷载作用下的变形特性，在修正 API $p-y$ 曲线初始刚度的基础上，采用双曲线型 $p-y$ 曲线分析了水平受荷单桩的内力和变形。Rosquoet 等^[9]使用离心模型测试了干砂中柔性桩在横向循环载荷下的承载性能，引入折减系数来量化循环荷载对 $p-y$ 曲线的影响。目前 API (2014) 规范采用 0.9 折减系数考虑循环荷载对桩基侧阻极限强度的影响^[10]。总体上，对于粉土循环荷载后的特性弱化研究非常欠缺，特别是其对海洋结构物的稳定性影响需要深入研究。

对杭州湾重塑海相粉土进行循环加载后静三轴不排水剪试验，研究循环荷载后粉土刚度和强度等静力特性的弱化规律，结合横向受荷单桩的非线性地基梁数值分析，研究循环荷载后海洋单桩承载特性的劣化规律，以期改进现有 API 规范中 $p-y$ 公式对循环荷载的适用性。

1 粉土的循环后静力特性试验

1.1 重塑土样的基本物性

试验采用饱和重塑试样，取自杭州湾海域，粉土的砂粒含量为 27.4%，粉粒含量为 52.6%，黏粒含量为 20.0%，其他物理性质指标为：相对质量密度 $G_s=2.69$ ，液限 $w_L=23\%$ ，塑性指数 $I_p=7.9$ 。控制试样干密度 $\rho_d=1.63 \text{ g/cm}^3$ 。

1.2 试验方法

采用 GDS 三轴仪，进行单调不排水剪试验和循环不排水加载 + 单调不排水剪试验。单调加载采用应

变控制，剪切速率为 0.1%/min；对于循环加载，先以 2 kPa/min 的速度施加一定的静偏应力 q_s ，然后进行应力控制的循环加载，应力幅值 $\sigma_d = q_s$ ，频率为 0.1 Hz，波形为正弦波。循环加载结束后迅速降低静偏应力，进行不排水三轴剪切。

循环荷载停止后的轴向应变记为残余应变 ϵ_a 、超静孔压记为残余孔压 Δu_c ，定义循环应力比 $\text{CSR}=\sigma_d/\sigma_c$ 、超孔压比 $r_u=\Delta u_c/\sigma_c$ ， σ_c 为固结压力。参照土工试验方法标准，取试样轴向应变达到 15% 时破坏，此时偏应力的一半为不排水强度值。前期残余应变 ϵ_a 不计入循环后剪切试验的剪应变。

2 试验结果分析

2.1 粉土循环荷载下应变和孔压分析

由于粉土在较低的剪应变水平内，孔隙水压力急剧增加，为了防止试样破坏或液化，本文选择超孔压比 r_u 作为评估循环荷载作用的参数。试样累积孔压比 r_u 与循环次数 N 的关系如图 1 所示。

试验表明，在循环应力比水平较高时 ($\text{CSR} > 0.175$)，累积孔压 Δu_c 随循环次数增加而增大，且很快达到液化 ($r_u > 0.85$)。如图 1，将累积孔压和循环次数分别用固结围压、液化次数归一化，发现不同循环应力比的累积孔压比与液化次数比分布集中，可采用乘幂函数描述为：

$$r_u = 0.82 \cdot \left(\frac{N}{N_L} \right)^{0.37} \quad (1)$$

式中：液化循环次数 $N_L = (\text{CSR}/0.43)^{-1/0.15}$ ， N 为循环加载次数。

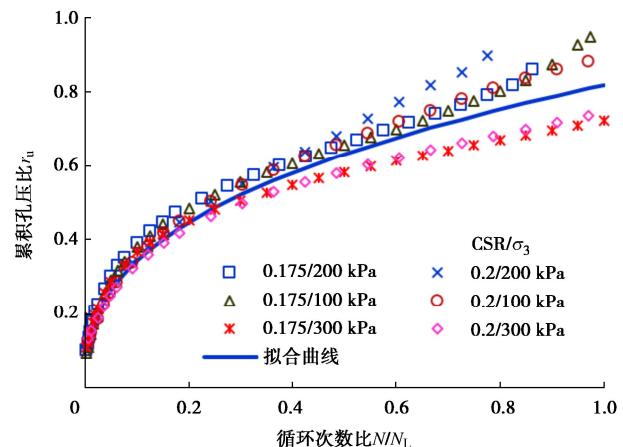


图 1 累积孔压比-循环次数比关系

Fig. 1 Relationship between accumulated pore pressure ratio and cycle number ratio

在循环应力水平较低时，超孔压后期累积缓慢，表明循环荷载对土样的损伤作用有限，只有足够的循环次数 (>1000)，才有可能发生液化。累积超孔压比

r_u 与循环次数 N 曲线的切线模量与循环应力比相关, 采用对数函数描述为

$$r_u = f(\text{CSR}) \cdot \ln(N) + g(\text{CSR}) \quad (2)$$

式中: $f = 0.82\text{CSR} - 0.0455$, $g = 0.244\text{CSR} - 0.0258$ 。

在实际工程设计计算中, 已知循环应力比和循环作用次数时, 可以通过类似图 1 的试验结果, 直接或插值得到超孔压比 r_u , 然后利用 r_u 计算循环荷载对土体强度和刚度的弱化程度。

2.2 粉土循环后不排水强度弱化分析

试样在 100, 200, 300 kPa 3 种围压下进行单调不排水三轴剪切试验, 测得其不排水强度 $S_{u,m}$ 分别为 35, 70, 112 kPa; 由于不排水循环载荷引起粉土颗粒松散程度增加和内部结构的损伤, 经历循环加载后, 试样的不排水强度 $S_{u,pc}$ 显著降低, 将相同围压下的不排水强度比记为 $r_s = S_{u,pc}/S_{u,m}$, 3 个围压下循环应力比和超孔压比与不排水强度比的对应关系如图 2 所示。

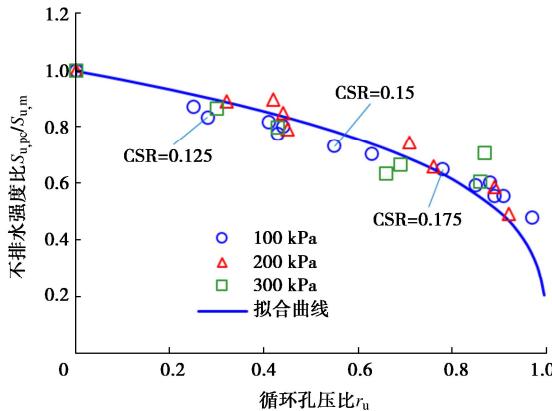


图 2 循环后不排水强度比与循环孔压比关系

Fig. 2 Relationship between post-cyclic undrained strength ratio and cyclic pore pressure ratio

从图 2 可以看出, 不同围压、不同循环应力比的不排水强度比均随残余孔压比 $\Delta u_c/\sigma_c$ 的增大而减小, 当超孔压比 (>0.8) 较大时, 强度急剧降低, 但有一定水平的残余强度。图 3 中标注了部分循环应力比, 全部数据分布在一个很窄的条带内, 说明围压和循环应力比的影响很小, 本文予以忽略。Yasuhara 等^[2]指出循环荷载引起的超孔压会使土的有效应力降低, 产生“似超固结”现象, 导致试样的不排水强度降低。基于似超固结比(固结压力与当前有效应力比)的概念, 不排水强度比 r_s 与循环超孔压比的关系可以表达为

$$\frac{S_{u,pc}}{S_{u,m}} = \left(1 - \frac{\Delta u_c}{\sigma_c}\right)^{n_s} \quad (3)$$

式中: n_s 参数与土体的压缩性有关, 图 3 中取 $n_s=0.3$, 可见该公式与试验结果拟合程度较高。

2.3 粉土循环后不排水剪刚度弱化分析

为了简便, 工程上经常选择应力应变曲线上峰值抗剪强度一半处的割线模量 E_{50} 来预测变形, 该模量被视为中等水平应变的平均值^[11]。对于不排水条件, 某些土应力在一半破坏强度下的行为仍然可以被描述为“弹性”, 是工程设计重点关注的应力区间特性。本文主要考虑海洋荷载在海床地基引起的中到大应变问题, 因而分析试验应力应变曲线的割线模量 E_{50} 的弱化规律。

试样在 3 种围压下进行单调不排水三轴剪切试验, 测得其不排水割线模量 E_{50} 分别为 23.9, 39.7, 45.9 MPa。由于循环载荷对粉土颗粒组构的损伤或破坏, 循环加载后试样的不排水剪割线变形模量降低, 将 $r_e = E_{50,pc}/E_{50,m}$ 记为相同围压下的不排水割线模量比, 不同围压和循环应力比作用下, 不排水割线模量比和循环超孔压比的关系如图 3 所示。

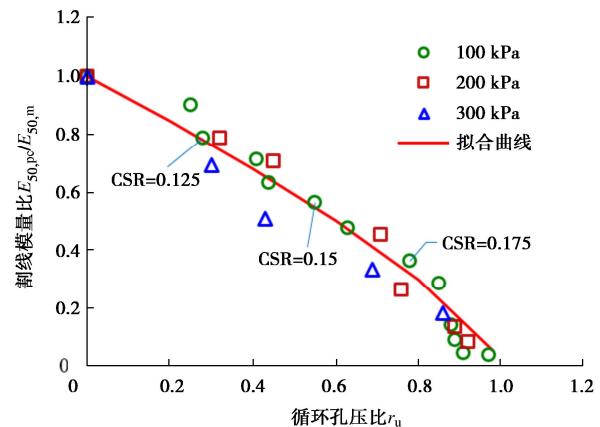


图 3 循环后变形模量比与循环孔压比关系

Fig. 3 Relationship between post-cyclic deformation modulus ratio and cyclic pore pressure ratio

与强度衰减规律类似, 随循环超孔压比增加, 粉土的归一化的割线变形模量弱化规律受围压和循环应力比的影响很小, 数据点分布较集中, 孔压比大于 0.8 后, 模量衰减较显著, 超过 0.9 后刚度几乎消失。不排水割线模量比 r_e 与循环超孔压比的关系可以采用与式 (3) 相同的形式, 即

$$\frac{E_{50,pc}}{E_{50,m}} = \left(1 - \frac{\Delta u_c}{\sigma_c}\right)^{n_e} \quad (4)$$

式中: n_e 参数与粉土的剪切特性有关, 取 $n_e=0.75$ 时, 上述经验关系与试验结果拟合较好。

3 循环荷载后单桩的承载特性

以杭州湾某海域为例, 水深 $h=10$ m, 简谐波波高 $H=5.5$ m(极端情况), 波浪周期 $T=10$ s, 波长 $L=100$ m, 粉土浮重度 $\gamma'=10.3$ kN/m³, 内摩擦角 $\varphi=30.5^\circ$, 黏聚力 $c'=1.5$ kPa, 海床表面不排水。经过 Biot 理论弹

性计算的海底剪应力 τ_{vh} 与垂直有效应力 σ'_v 之比幅值随深度变化表达式为^[12]

$$\frac{\tau_{vh}}{\sigma'_v} = \frac{\pi \gamma_w}{\gamma'} \frac{H/L}{\cosh(2\pi h/L)} e^{-2\pi z/L}, \quad (5)$$

对于一定的循环应变或孔压比, 三轴试验的循环应力比要高于现场剪应力比, 其关系为

$$CSR = \frac{1}{c_r} \frac{\tau_{vh}}{\sigma'_v}. \quad (6)$$

式中: $c_r=0.55\sim 0.72$, 本文取 0.65。

将式 (6) 的循环应力比代入式 (1), (2) 计算出累积孔压比 r_u , 进一步通过式 (3), (4) 计算得到强度和模量衰减随深度的分布如图 4 所示, 在海床表层约 5 m 深度, 粉土发生液化, 不排水强度和模量弱化程度随深度急剧减小, 影响深度约为 40 m。

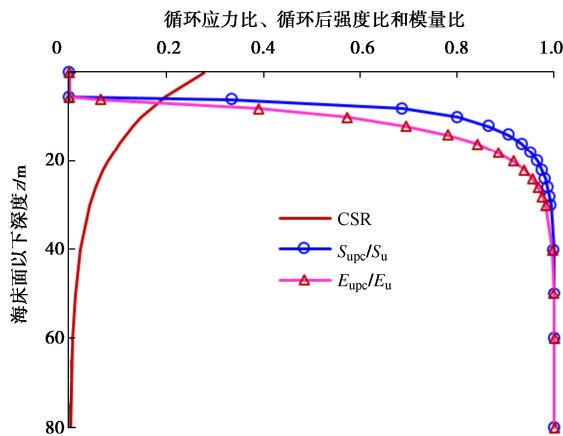


图 4 循环应力比、循环后强度比和模量比与深度关系

Fig. 4 Relationship between cyclic stress ratio, post-cyclic strength ratio, modulus ratio and depth

根据 API (2014) 建议, 砂土中的桩基础侧向承载特性呈现为非线性, 某一深度 z 处的 $p-y$ 曲线可近似采用双曲正切函数。本文对粉土采用该 $p-y$ 公式, 并引入循环荷载对强度和刚度的损伤作用, 描述为

$$p = r_s \psi p_u \cdot \tanh\left(\frac{r_e k z}{r_s \psi p_u} y\right). \quad (7)$$

式中: $\psi = 3 - 0.8z/D \geq 0.9$, D 为桩体直径; $p_u = \min[(C_1 z + C_2 D) \gamma' z, C_3 D \gamma' z]$, C_1 , C_2 和 C_3 为摩擦角的函数; k 为土层刚度随深度变化的比例系数。根据粉土摩擦角查表得 $k=11000 \text{ kN/m}^3$, $C_1=1.91$, $C_2=2.67$ 和 $C_3=28.75$ 。

计算取钢管桩直径 $D=2.0 \text{ m}$, 长度 $L=30 \text{ m}$, 抗弯刚度为 $11.6 \text{ GN}\cdot\text{m}^2$, 采用横向位移控制桩顶加载, 最大值 $y_{max}=10\%D$, 允许桩头自由转动。分析时沿桩长均分为 30 个梁单元, 在地面以下梁单元节点处设置 $p-y$ 弹簧支座。考虑前述波浪荷载作用持续 1 h 对海床中桩身横向位移、弯矩和侧压力的影响, 计算结果如图 5 所示。

从图 5 可以看出, 超过 20 m 深度后, 桩身基本没有横向位移, 循环后加载的位移较大 (图 5 (a)); 桩身弯矩存在反弯点, 循环后加载的弯矩较小, 最大弯矩减小约 17%, 且反弯点深度增加约 1 m (图 5 (b)); 循环加载后, 在海床面以下约 5 m 深度存在液化现象, 桩身侧压力显著减小, 总的横向承载力减小约 42% (图 5 (c))。图 5 (a) 还显示了桩长 15 m ($L/D=7.5$) 的计算结果, 可以看出长径比较小时, 桩底有踢脚现象, 循环荷载后桩的刚性反应更明显。

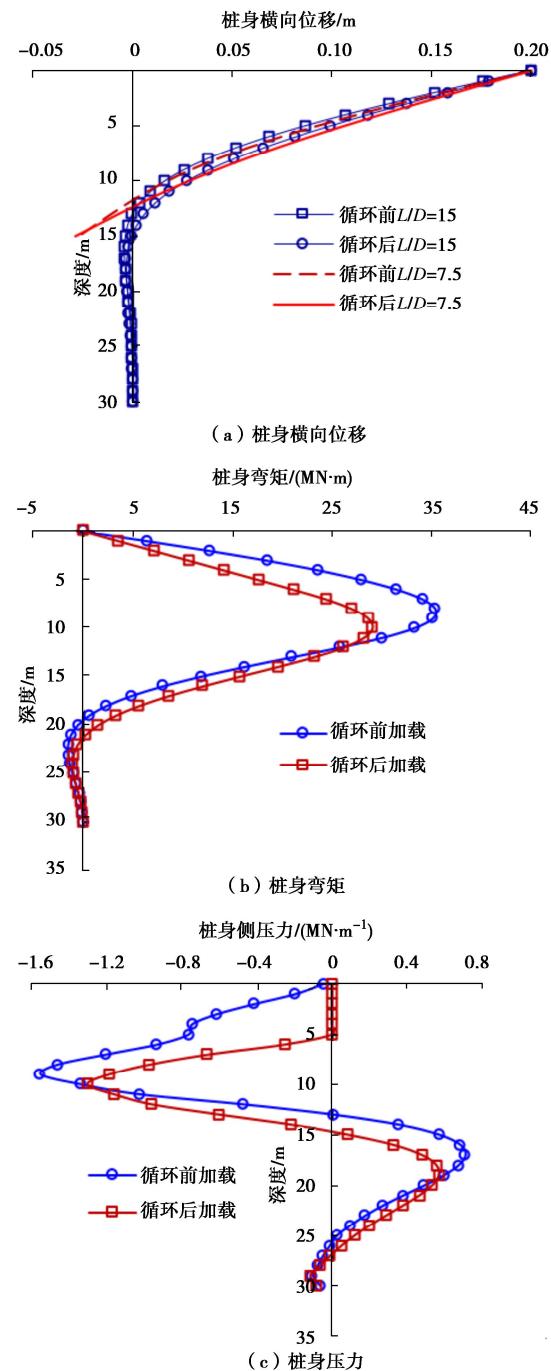


图 5 桩身位移、弯矩及压力沿深度分布 ($L/D=15$)

Fig. 5 Distribution of lateral displacement, bending moment and pressure of pile body with depth ($L/D=15$)

4 结 论

对杭州湾重塑海相粉土进行了循环三轴不排水剪切及循环后不排水剪试验, 研究了循环荷载对粉土不排水强度和变形模量的损伤作用, 计算了波浪荷载对单桩横向承载特性的影响, 主要得到以下 3 点结论。

(1) 循环荷载作用下, 围压归一化的累积孔压与液化次数归一化的循环次数之间可以拟合为乘幂函数关系; 循环应力比较小时, 累积孔压比为循环次数的对数函数, 系数与循环应力比相关。

(2) 循环荷载作用后粉土的不排水强度和变形模量降低, 可采用似超固结的概念, 表述为循环荷载停止时残余孔压比 $\Delta u_a/\sigma_3$ 的指数函数。

(3) 在本文的波浪荷载和粉土地床条件下, 波浪荷载对海床地基的强度和刚度折减比随深度急剧衰减, 影响深度约为 40 m, 浅部约 5 m 深度有液化现象, 循环荷载后桩身位移增加、最大弯矩减小约 17%, 横向承载力减小约 40%, 桩身的刚性反应增强。

参考文献:

- [1] SEED H B, SEED R B, HARDER L F, et al. Reevaluation for the Lower San Fernando dam, Report 2, Examination of the Postearthquake Slide of February 9, 1971(Contract Report No. GL-89-2)[R]. Washington: U S Army Corps of Engineers, 1989.
- [2] YASUHARA K, MURAKAMI S, et al. Postcyclic degradation of strength and stiffness for low plasticity silt[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2003, **129**(8): 756-769.
- [3] KARGAR S H R, SALEHZADEH H, SHAHNAZARI H. Post-cyclic behavior of carbonate sand of the northern coast of the Persian Gulf[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2016, **34**(2): 169-180.
- [4] HAZIRBAB K, OMAROW M. Post-cyclic loading settlement of saturated clean sand[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, **77**: 337-347.
- [5] 王淑云, 鲁晓兵, 赵京, 等. 粉质黏土周期荷载后的不排水强度衰化特性[J]. 岩土力学, 2009, **30**(10): 2991-2995. (WANG Shuyun, LU Xiaobing, ZHAO Jing, et al. Post-cyclic loading undrained strength degradation characteristics of silty clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(10): 2991-2995. (in Chinese))
- [6] 黄茂松, 李帅. 长期往复荷载作用下近海饱和软黏土强度和刚度的弱化特性[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(10): 1491-1498. (HUANG Maosong, LI Shuai. Degradation of stiffness and strength of offshore saturated soft clay under long-term cyclic loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(10): 1491-1498. (in Chinese))
- [7] 陈存礼, 马少雄, 李雷雷, 等. 饱和黄河岸滩粉土循环荷载后的变形强度特性[J]. 水利学报, 2014, **45**(7): 801-808. (CHEN Cunli, MA Shaoxiong, LI Leilei, et al. Study on post-cyclic undrained deformation and strength characteristics of saturated silt in the floodplain of the Yellow River[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2014, **45**(7): 801-808. (in Chinese))
- [8] 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 Jinchao, 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))
- [9] ROSQUOËT F, THOREL L, GARNIER J, et al. Lateral cyclic loading of sand-installed piles[J]. Soils and Foundations, 2007, **47**(5): 821-832.
- [10] AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. Recommended Practice 2GEO/ISO 19901—4: Geotechnical and Foundation Design Considerations[S]. Washington: API Publishing Services, 2014.
- [11] SOROUSH A S, SOLTANI-JIGHEH H S J. Pre- and post-cyclic behavior of mixed clayey soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2009, **46**(2): 115-128.
- [12] ISHIHARA K, YAMAZAKI A. Analysis of wave-induced liquefaction in seabed desposits of sand[J]. Soils and Foundations, 1984, **24**(3): 85-100.

(编校: 黄贤沙)