

DOI: 10.11779/CJGE202105010

自升式平台插桩对邻近平台桩基础的影响研究

张海洋¹, 刘润^{*1}, 贾沼霖²

(1. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072; 2. 河北工程大学河北省智慧水利重点实验室, 河北 邯郸 056038)

摘要: 自升式钻井平台可以往返于不同油气田实施钻修井作业, 其作业地点常常紧邻导管架等固定平台, 桩靴插桩导致的挤土效应会使邻近固定平台的桩基础受到附加水平荷载, 这一荷载在桩基设计中并未考虑, 因此成为平台稳定性的安全隐患。为此开展了离心模型试验, 研究黏性土中不同桩靴插桩深度对不同距离桩基的水平变形影响; 分别建立了基于球孔扩张理论及非线性地基梁模型的两阶段理论算法和基于三维CEL模型的大变形有限元分析法, 求解了桩靴插桩导致的邻近桩基桩身附加弯矩及位移。对比离心试验结果, 两种方法预测的桩身附加弯矩及水平位移均与实测值较为吻合, 证明了分析方法的可靠性。同时发现桩靴插桩导致的桩身附加应力达到 51 MPa, 表明自升式平台插桩作业对邻近平台桩基础的影响不容忽视, 最后给出了理论算法与大变形法在实际工程使用中的一些建议。

关键词: 平台插桩; 桩靴-桩相互作用; 离心模型试验; 弯矩; 位移

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2021)05-0867-10

作者简介: 张海洋(1991—), 男, 博士研究生, 主要从事海洋结构与地基耦合作用研究。E-mail: zhang_haiyang@tju.edu.cn。

Investigation of effect of spudcan penetration on adjacent platform piles

ZHANG Hai-yang¹, LIU Run¹, JIA Zhao-lin²

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. Hebei University of Engineering, Key Laboratory of Intelligent Hydraulic Engineering of Hebei Province, Handan 056038, China)

Abstract: Jack-up rigs are commonly employed for offshore drilling and platform work-overs in various oil and gas fields, and are always operated in close proximity to permanent platforms. The penetration of a spudcan will induce additional lateral loading on the adjacent platform piles due to large soil deformation. However, the effect of spudcan penetration is not considered in the current pile foundation design and becomes a potential safety hazard for permanent platforms. To address this problem, the centrifugal model tests are conducted to investigate the penetration effect on the lateral behaviors of the adjacent piles embedded in clay. Based on the cavity expansion theory and the nonlinear beam model, a two-stage analytical method is established. Based on the three-dimensional CEL models, a large deformation finite element method is established. The two methods are used for evaluating the additional bending moments and deflections of the adjacent piles induced by the spudcan penetration. The bending moments and deflections of the piles predicted by the two methods agree well with the centrifugal test results, which proves the reasonability of the two methods. The additional stresses of the adjacent piles due to the penetration can be up to 51 MPa, indicating the effect of spudcan penetration on adjacent piles cannot be ignored. Finally, some suggestions for the above two methods are provided for practical projects.

Key words: spudcan penetration; spudcan-pile interaction; centrifugal model test; bending moment; deflection

0 引言

自升式钻井平台作为具有航行、升降能力的海洋平台, 其桩腿底部依靠桩靴支撑于海床中。平台安装阶段桩靴需贯入到泥面下一定深度, 直至基础承载力达到设计荷载(工作荷载的2倍), 以抵抗50 a一遇的极限风暴荷载^[1]。

目前导管架等海洋油气开采平台为节约成本自身往往不配置钻机, 需借助海上自升式钻井平台进行钻井修井作业。钻井平台的工作半径受限于悬臂梁长度^[2],

因此其作业地点常常需要紧邻导管架固定平台。例如在中国南海作业的海洋石油941钻井平台(HYSY941)甚至出现桩靴与邻近平台桩基净距不足0.4倍桩靴直径的情况^[3]。插桩过程的挤排土效应使邻近桩基受到附加荷载影响, Chow^[4]曾指出插桩引发的水平附加荷对邻近桩基的竖向变形影响几乎可忽略不计, 但对

基金项目: 国家杰出青年科学基金项目(51825904)

收稿日期: 2020-04-21

*通信作者 (E-mail: liurun@tju.edu.cn)

水平变形的影响显著甚至会引发桩身材料屈服或上部平台倾斜。在黏性土海床中, 由于地基承载力不足桩靴的插深通常较大, 最多可达 2~3 倍桩靴直径^[5], 因此对邻近桩基水平变形的影响将更加显著。

目前, 海洋平台桩基础的设计阶段并未考虑自升式平台的插桩影响, 仅美国造船与轮机工程师协会(SNAME)和国际标准化组织(ISO)在相关规范中^[6-7]建议, 当桩靴与平台桩基净距(边缘至边缘)小于 $1D$ (D 为桩靴直径) 时需进行专题分析, 但未提供具体分析方法。

国内外对该问题的研究手段主要包括模型试验及数值模拟两大类, 试验研究最早可见于 1991 年 Siciliano 等^[8]的报道, 比较有参考价值的成果是 Xie^[9]开展的离心模型试验, 发现邻近受影响桩的桩身弯矩主要与桩靴与邻近桩间距、桩靴尺寸及插桩深度有关。后续中国学者^[10-11]也在均质黏土层或砂土层中开展了 $1g$ 小比尺模型试验, 分析了间距 $1D$ 范围内邻近桩受插桩影响产生的水平变形。李飒等^[12]、郭绍曾等^[13]则采用孔穴扩张理论分析了桩靴的贯入过程, 基于实际工程预测了桩靴的插桩阻力及邻近受影响桩的水平变形。

在数值模拟方面, 桩靴的贯入过程涉及岩土工程土体大变形问题, RITSS 法、CEL 法、ALE 法等大变形有限元技术(LDFE)是解决该问题的主要数值手段。例如: 国外 Hossain 等^[14]基于 RITSS 方法, Qiu 等^[15]、Hu 等^[16]基于 CEL 方法, 分别成功预测了桩靴在单层或成层土中的插桩阻力及“穿刺”问题。Tho 等^[17]则最早在有限元软件 LS-DYNA 中采用 CEL 方法分析了桩靴-邻近桩间的相互作用, 验证了 CEL 对该问题的适用性, 郭东等^[18]、周龙等^[19]也对 CEL 方法进行了相关参数分析。Li 等^[20]、李亚等^[21]则借助 ALE 方法首先计算了桩靴插桩引起的土体位移, 进而借助杆系-土弹簧模型得到了邻近桩的水平位移。

本文首先通过离心模型试验, 对桩靴贯入导致的邻近桩水平变形进行了定量评价; 随后建立了基于球孔扩张理论及非线性地基梁模型的两阶段理论算法和基于三维 CEL 模型的大变形有限元分析法, 用来求解桩靴插桩导致的邻近桩基水平变形。最后依据离心试验结果验证了理论算法与大变形法的可靠性。

1 离心模型试验

离心模型试验在中国水利水电科学研究院开展, 离心机型号为 LXJ-450, 其有效转动半径 5.03 m, 吊篮有效容积为 $1.5 \text{ m} \times 1.0 \text{ m} \times 1.5 \text{ m}$ 。离心机有效容量为 $450 \text{ g} \cdot \text{t}$, 最大离心加速度为 300 g 。离心模型试验在

60 g 加速度下完成, 模型与原型的相似关系 $1:N=1:60$, 试验相似关系根据 Schofield^[22]无量纲分析确定, 详见表 1。

表 1 离心模型试验相似律

Table 1 Scaling laws for centrifuge modelling technique

试验参数	密度	应力	力	位移	抗弯刚度	弯矩
相似比尺						
(模型: 原型)	$1:1$	$1:1$	$1:N^2$	$1:N$	$1:N^4$	$1:N^3$

1.1 试验模型

(1) 桩靴模型

模型桩靴由铝合金制成底部无锥尖, 最大直径为 120 mm , 对应直径 D 为 7.2 m 的原型桩靴, 桩靴模型尺寸如图 1 所示。

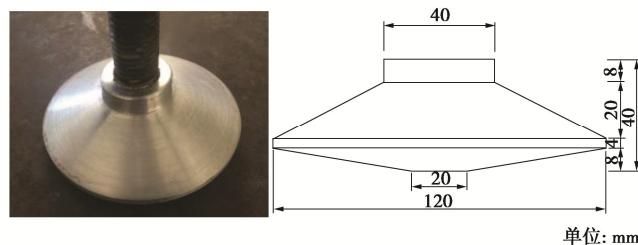


图 1 桩靴模型

Fig. 1 Model spudcan

(2) 桩模型

两根试验模型桩由不锈钢空心管加工而成, 外径为 24 mm , 壁厚 1.3 mm , 弹性模量 E_p 为 210 GPa 。模型桩总长与入土深度分别为 0.6 , 0.5 m 。为模拟原型直径 $d=1.8 \text{ m}$, 壁厚 $t=38 \text{ mm}$ 的海洋平台钢管桩在桩靴贯入时的水平变形响应, 根据表 1 保证模型桩与原型桩的抗弯刚度相似比为 $1:N^4$ ($N=60$)。试验前将模型桩底部采用桩帽密封, 不锈钢管外壁粘贴 8 mm 对应变片, 然后涂抹 3 mm 厚的环氧树脂(弹性模量为 3 GPa)保护层使模型桩外径最终达到 30 mm , 以保证与原型桩外径满足相似关系, 详见图 2。模型桩抗弯刚度 $E_p I$ 为 $1328 \text{ N} \cdot \text{m}^2$, 原型桩抗弯刚度 $E_p I$ 为 $17.15 \text{ GN} \cdot \text{m}^2$, 二者基本相似。模型桩与原型桩具体参数详见表 2。

表 2 模型桩与原型桩参数

Table 2 Parameters of model and prototype piles

桩	桩径/m	壁厚/m	埋深/m	抗弯刚度
模型桩	0.03	0.0043	0.5	$1328 \text{ N} \cdot \text{m}^2$
原型桩	1.80	0.0380	30.0	$17.15 \text{ GN} \cdot \text{m}^2$

模型桩应变片布置如图 2 所示, 在桩靴插深范围附近加密布置, 土面下 20 cm 的五对应变片按 5 cm 等间隔布置, 靠近桩端的 3 对应变片按 10 cm 等间隔布置。应变片底层采用黏合剂与桩身外壁黏合, 导线沿桩身表面引向桩顶, 外部涂抹环氧树脂层以保护应变片和导线。应变片采用 $1/4$ 桥布置, 计算桩身弯矩时

取两侧应变片测得结果的均值。

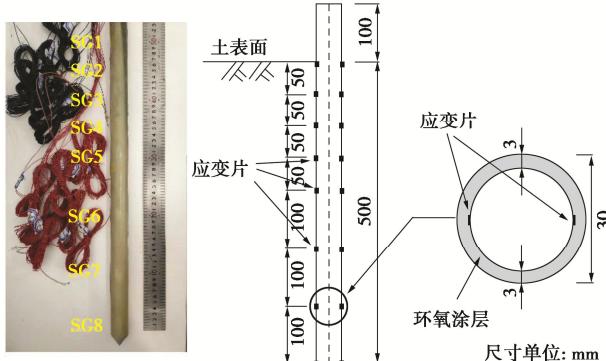


图 2 模型桩应变片布置图

Fig. 2 Instrumented model pile

试验前两根模型桩在 1g 条件下由加载装置以 2 mm/s 的速率压入指定标高, 最终入土深度 0.5 m, 桩尖嵌入砂垫层, 详见图 5。尽管 1g 条件压桩桩端土体应力水平与原型不同, 但对水平受荷桩二者的差异并不明显^[23]。

1.2 试验布置及加载

(1) 土体制备

试验模型箱内壁尺寸为 0.6 m (长) × 0.6 m (宽) × 0.68 m (高), 试验用土取自渤海现场黏土, 土体物理力学参数指标见表 3。模型箱底部铺设 10 cm 厚的饱和砂垫层, 将现场土样磨成粉末在真空搅拌器中搅拌均匀, 配置成含水率为 2 倍液限的泥浆以保证土体饱和, 随后将制备好的泥浆均匀浇灌砂垫层上方。泥浆首先在自重条件下静置 48 h 形成一定的强度, 在土样表面临时铺设透水土工布和排水砂层, 利用预压固结装置对土样进行分级预压固结, 如图 3 所示。



图 3 土样预压固结装置

Fig. 3 Preloading consolidation devices for soil model

通过百分表监测土样压缩变形, 当 24 h 监测沉降值小于 1 mm 时施加下一级荷载, 直至土样加载至 50 kPa 下的最大垂直压力固结完成。依据试验经验地基土在离心机运行过程中还要发生固结压缩, 因此上机前土样预留 2 cm 的压缩高度。离心机试验在 60g 条件

下运行, 由激光位移计监测土体的沉降变形, 待土体沉降不再发生明显改变时认为土体固结基本完成, 最终黏土层厚度保持为 50 cm。土样固结完成后在 1g 条件下由微型十字板量测的不排水强度 s_u 分布如图 4 所示。

表 3 黏土物理力学性质指标

Table 3 Properties of marine clay

有效重度 $\gamma/(kN\cdot m^3)$	相对质 量密度 G_s	液限 /%	塑限 /%	渗透系数 $K/(cm\cdot s^{-1})$	固结系数 $C_v/(cm^2\cdot s^{-1})$
6.8	2.68	63	36	2.70×10^{-7}	4.84×10^{-3}

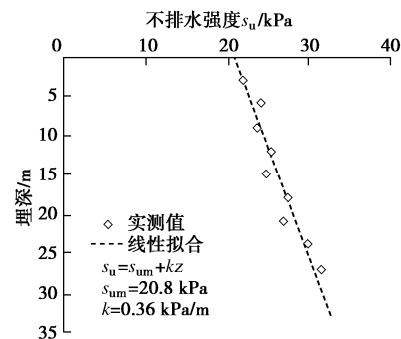


图 4 土体不排水强度 s_u 分布 (原型比尺)

Fig. 4 Profile of measured undrained shear strength (prototype scale)

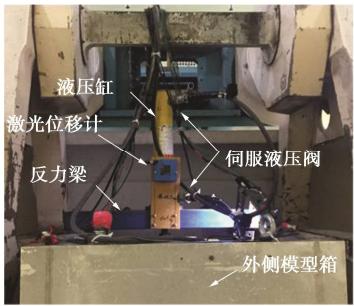
(2) 试验加载装置

试验前模型桩的压桩及试验中桩靴的贯入均由包含上下两个液压阀的伺服液压控制系统完成, 采用位移加载模式。试验中桩靴贯入速率为 0.8 mm/s, 贯入深度 15 cm, 对应原型插深 H 为 9 m。无量纲速度因数 $vD/C_v=198$, 其中 v 为桩靴插桩速率, D 为桩靴直径, C_v 为土体固结系数。根据 Finnie^[24]的研究当 $vD/C_v > 30$ 时可保证桩靴加载时土体处于不排水状态。试验中桩靴的入土深度由上方的竖向激光位移计监测, 液压丝杠和加载杆之间布置轴力计以测量桩靴贯入阻力, 如图 5 所示。SANME^[6]和 ISO^[7]规范已指出对桩靴与平台桩基净距 (桩靴边缘至桩边缘) 小于 $1D$ (D 为桩靴直径) 的工况要进行重点分析, 故本试验两根模型桩与桩靴净间距 L 分别设置为 $0.75D$, $0.5D$, 详见图 5。由于桩基础顶部与上部平台间一般采用刚性连接, 故试验中采用桩头固定装置约束了模型桩桩头, 同时也保证试验中应变片与桩靴中心连线的一致性, 约束位置位于土面上 80 mm 处。

1.3 试验结果

试验结果均基于原型比尺给出。图 6 给出了试验中轴力计测得的插桩荷载 q_u 与插深 H 的关系曲线 ($q_u=4P/\pi D^2$, P 为贯入阻力, D 为桩靴直径)。规定

邻近桩基靠近桩靴一侧受压为正弯矩,受拉为负弯矩。在桩靴贯入过程中,由桩身应变片测得的两根模型桩(间距 L/D 为 0.5, 0.75) 桩身弯矩分布如图 7 所示。



(a) 试验布置

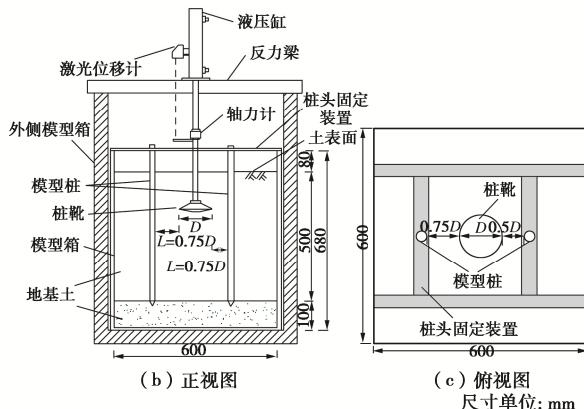


图 5 离心模型试验布置示意图

Fig. 5 Schematic of centrifuge model setup

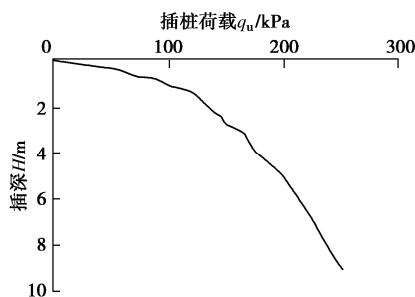


图 6 插桩荷载 - 插深关系曲线

Fig. 6 Penetration pressure-displacement curve

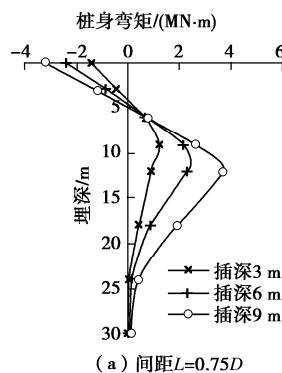
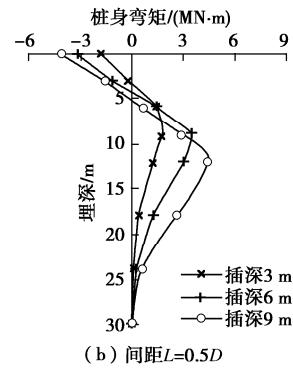
(a) 间距 $L=0.75D$ 

图 7 不同插深下邻近桩桩身弯矩

Fig. 7 Bending moments of adjacent piles under various penetration depths

可知,由于试验桩顶约束,土面处桩身出现了明显的负弯矩,桩身中部出现最大正弯矩 M_{\max} 。插深 9 m 时,两根模型桩(间距 L/D 为 0.50, 0.75)的 M_{\max} 值分别为 3.65, 4.63 MN·m, 随间距的减小 M_{\max} 值增加 26.8%。同时随桩靴插深 H 的增加,土体影响区域逐渐增大导致土面最大负弯矩及桩身最大正弯矩均随之增加,且桩身最大弯矩 M_{\max} 发生位置也随之略微下移,出现位置基本在相应桩靴插深以下 3 m 处左右。

2 两阶段理论算法

为确定插桩过程引起的邻近桩水平变形,建立的两阶段理论算法包括下述两个步骤:①基于球孔扩张理论求解极限扩孔压力 p_u 及土体中附加荷载 $q(z)$ 分布;②采用非线性地基梁模型结合 $p-y$ 曲线土弹簧,求解在上述附加荷载 $q(z)$ 作用下的桩身水平变形。

2.1 插桩过程土体附加应力的理论解

桩靴在土体中的插桩问题可类比于半无限空间体的球孔扩张过程^[12-13],如图 8 所示。根据球孔扩张理论解土体满足下述平衡微分方程:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + 2\frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad , \quad (1)$$

式中, σ_r 为径向应力, σ_θ 为切向应力, r 为土体中某一点到中心 O 的距离。

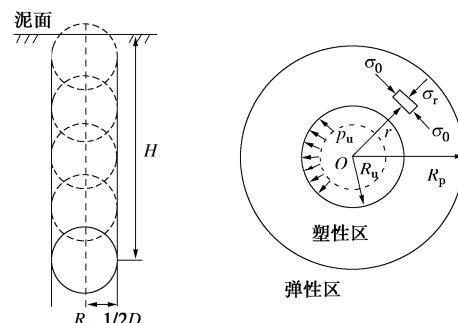


图 8 球孔扩张示意图

Fig. 8 Schematic of spherical cavity expansion

桩靴在黏土中的贯入问题属于不排水过程, 土体材料服从 Tresca 屈服准则:

$$\sigma_r - \sigma_\theta = 2K \quad , \quad (2)$$

式中, K 为 Tresca 常数, $K=s_u$ 。

根据式 (1), (2) 结合边界条件 $p_u = \sigma_r|_{r=R_u}$, 可得塑性区内土体的径向应力 σ_r 为

$$\sigma_r = p_u - 4K \ln \frac{r}{R_u} \quad , \quad (3)$$

式中, p_u 为极限扩孔压力, R_u 为扩孔半径, $R_u=1/2D$ 。对于服从 Tresca 屈服准则的土体材料, Vesic 课题球孔扩张理论解^[25]给出的极限扩孔压力 p_u 为

$$p_u = 4K/3(\ln I_r + 1) \quad . \quad (4)$$

详细推导过程可见土塑性力学^[26], 文中在此不再赘述。

$$R_p/R_u = \sqrt[3]{I_r} \quad , \quad (5)$$

$$I_r = \frac{E}{2(1+\mu)K} \quad , \quad (6)$$

式中, R_p 为塑性区半径, I_r 为刚度指标, $K=s_u$, s_u 取插深处的土体不排水强度。由式 (4), (5) 可知, 极限扩孔压力 p_u 及塑性区半径 R_p 主要与土体相对刚度 E/s_u 有关, 其中 E 为土体弹性模量。计算中 E/s_u 取为 500, 与下文有限元模型参数保持一致。

图 9 中将邻近桩视为地基梁模型, 根据式 (3) 可计算出地基梁上埋深为 H_i 的节点 i 受到的水平附加应力 σ_h 为

$$\sigma_h = \sigma_r \cdot \cos \theta = \frac{L + R_u}{r} \sigma_r \quad . \quad (7)$$

由式 (7) 即可得桩靴在不同插深下对邻近桩引起的水平分布荷载 $q(z)$, $q(z)|_{z=H_i} = \sigma_h$ 。

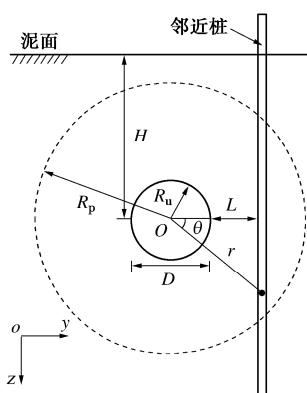


图 9 桩靴与邻近桩相对位置示意图

Fig. 9 Schematic of position of spudcan and adjacent pile

2.2 非线性地基梁模型求解邻近桩水平变形

桩靴插桩过程会对邻近桩施加水平附加荷载, 并导致邻近桩产生明显的水平变形。建立的非线性地基梁模型将承受水平分布荷载 $q(z)$ 的邻近桩简化为地基

梁, 桩土间相互作用由非线性土弹簧描述 (图 10)。

非线性地基梁的挠曲微分方程为

$$E_p I \frac{d^4 y}{dz^4} + k_h(y, z) y = Q(z) \quad , \quad (8)$$

式中, y 为桩身水平变位, z 为埋深, k_h 地基反力系数, $k_h(y, z) = p/y$, p 为该深度下的土抗力, $Q(z)$ 为作用于桩身的分布力, $Q(z) = q(z)d$, d 为桩径。

桩土间非线性土弹簧采用 $p-y$ 曲线描述, 文中采用 API 规范^[27]推荐的 Matlock^[28]水下黏土 $p-y$ 曲线:

$$\frac{p}{p_{ult}} = 0.5 \left(\frac{y}{y_c} \right)^3 \quad , \quad (9)$$

$$p_{ult} = \begin{cases} 3s_u d + \gamma' z d + J s_u z & (\text{浅层土}) \\ 9s_u d & (\text{深层土}) \end{cases} \quad , \quad (10)$$

式中, p_{ult} 为某一深度下的极限土抗力, y_c 为极限抗力一半时相应深度处的桩身侧移值, $y_c=2.5e_{50}d$, 其中 e_{50} 为三轴剪切试验中主应力差达到最大主应力差一半时所对应的轴向应变; J 为经验参数, $0.25 \sim 0.5$ 。

根据式 (9) 的土抗力关系, 借助有限差分法求解微分控制方程式 (8), 如图 10 所示。

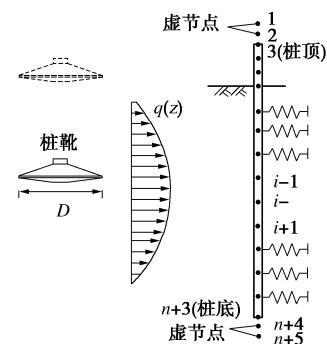


图 10 非线性地基梁模型示意图

Fig. 10 Schematic of nonlinear beam model

首先将桩基离散为 n 段, 依据离心模型试验条件, 土面以上桩长 4.8 m 土面以下桩长 30 m, 各分段长为 h , 桩顶至桩底节点编号依次为 3, 4, 5, ..., $n+3$, 桩顶以上和桩底以下各添加 2 个虚节点, 共 $n+5$ 个节点。将桩身上的节点用中心差分格式表示, 则式 (8) 可改写为

$$y_{i-2} - 4y_{i-1} + \left(6 + \frac{k_{hi}h^4}{E_p I} y_i \right) - 4y_{i+1} + y_{i+2} = \frac{Q_i(z)h^4}{E_p I} \quad , \quad (11)$$

式中, k_{hi} 为 i 点深度处的水平地基反力系数, 土面以上节点为 0。

桩顶与桩底的 4 个边界条件依据离心模型试验确定, 对于固定桩顶假定位移与转角为零, 对于柔性长桩自由桩底假定剪力与弯矩为零。因此, 桩身上的 $n+1$

个节点可列出 $n+1$ 个方程, 补充 4 个边界条件共有 $n+5$ 个方程即可求解 $n+5$ 个节点处的桩身变位 y_i 。令

$$a_i = 6 + \frac{k_{hi}h^4}{E_p I} y_i, \text{ 即可得}$$

$$\begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ \vdots \\ y_{n+4} \\ y_{n+5} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & \cdots \\ 0 & 1 & 0 & -1 & 0 & 0 & \cdots \\ 1 & -4 & a_i & -4 & 1 & 0 & \cdots \\ \vdots & & & \ddots & & & \\ \cdots & 0 & 1 & -4 & a_{n+1} & -4 & 1 \\ \cdots & 0 & 0 & 1 & -2 & 1 & 0 \\ \cdots & 0 & -1 & 2 & 0 & -2 & 1 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{Q_3(z)h^4}{E_p I} \\ \vdots \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (12)$$

将 $p-y$ 曲线式 (9) 与矩阵式 (12) 导入自主开发的有限差分迭代程序^[2]即可求解邻近桩的水平变形。

3 三维 CEL 大变形有限元分析法

3.1 CEL 方法

桩靴在土体中的贯入过程属于大变形问题, 传统小应变有限元方法由于网格产生严重畸变已不再适用。因此采用耦合的欧拉-拉格朗日 (CEL) 方法对桩靴-邻近桩的相关作用进行了三维大变形有限元分析。

CEL 方法可通过商业软件 ABAQUS/Explicit^[29] 的显示分析模块实现, 有限模型中发生大变形的土体区域设置欧拉单元, 桩靴与邻近桩等结构物设置为拉格朗日单元。土体材料在欧拉网格中的流动轨迹可通过欧拉体积分数 (EVF) 确定, 每个欧拉单元可被一种或多种材料占据。由于欧拉网格位置固定, 采用的拉格朗日单元离散的桩靴结构在土体区域的贯入过程不会导致网格发生扭曲。拉格朗日体 (桩靴与桩) 与欧拉体 (土体) 之间采用显示算法中的通用接触^[29], 可自动捕捉复杂结构物外表面与土体间的接触。

3.2 离心模型试验有限元模型建立

考虑问题的对称性, 三维有限元模型采用半模型建立。开展的离心模型试验在 $60g$ 条件下完成, 模型比尺 $1:N=1:60$, 有限元模型依据原型尺寸建立, 如图 11 所示。

图 11 中, 土体区域设置为欧拉体, 采用 8 节点欧拉单元 (EC3D8R), 黏土层厚度 30 m, 砂垫层厚度 6 m。插桩过程中土体表面会发生隆起, 故土面以上设置了 5 m 的空腔层以允许土体材料进入避免材料溢出。对模型边界施加速度约束条件, 欧拉土体底部边界竖向约束, 对称边界与侧向边界径向约束, 同时设置欧拉吸收边界消除可能的边界效应。桩靴周围设置 $1.5D \times 3D$ 的土体网格加密区 (图 11 (b)), 加密区土体径向网格尺寸取为 $0.03D$, 加密区外径向网格尺寸为 $0.03D \sim 0.2D$, 土体竖向网格采用等间隔划分, 尺寸为 $0.03D$, 可保证计算结果的收敛性 (图 12)。

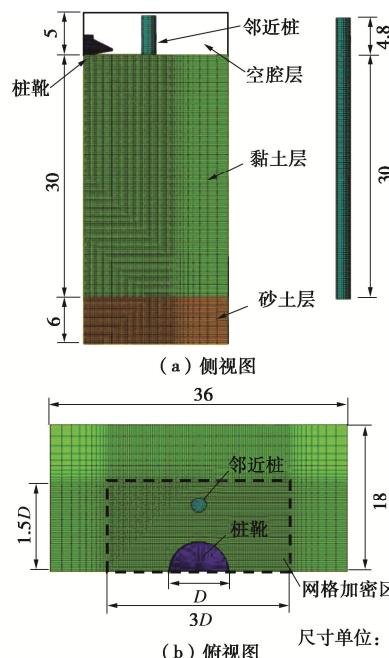


图 11 离心试验有限元模型

Fig. 11 FEM model for centrifugal model tests

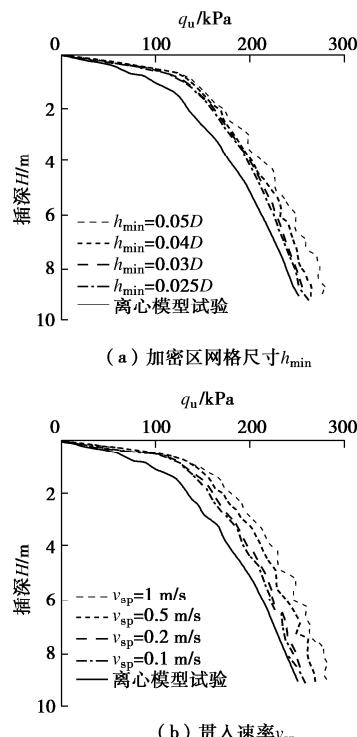


图 12 CEL 模型参数收敛性分析

Fig. 12 Convergence analysis on parameters of CEL model

桩靴与邻近桩模型均依据试验原型尺寸建立, 采用 8 节点拉格朗日实体单元 (C3D8)。CEL 方法的数值稳定性由 ABAQUS/Explicit 显示求解算法中的极限稳定时间增量 $\Delta t_{\text{crit}}^{[30]}$ 保证, Δt_{crit} 评估公式为

$$\Delta t_{\text{crit}} = \frac{L_{\text{min}}}{c_d} = L_{\text{min}} \sqrt{\frac{\rho}{E}} \quad , \quad (13)$$

式中, L_{\min} 为最小网格尺寸, c_d 为材料膨胀波速, $c_d = \sqrt{E/\rho}$, E 为弹性模量, ρ 为材料密度。

由于 CEL 动力显式积分算法的特点, 为保证数值稳定性及避免惯性效应, 分别对加密区网格尺寸 h_{\min} 及贯入速率 v_{sp} 展开了参数敏感性分析, 结果如图 12 所示。当网格尺寸 h_{\min} 为 $0.03D$, 贯入速率 v_{sp} 为 0.2 m/s 时计算结果基本收敛于离心试验实测值, 故采用上述参数可在保证精度的前提下提高计算效率。

由式 (13) 可知, 稳定时间增量 Δt_{crit} 的增加可提高 CEL 模型的计算效率。因此对于原型空心钢管桩, 有限元模型采用外径相同的实体桩建模, 依据抗弯刚度 $E_p I$ 等效原则确定实体桩的等效弹性模量。实体桩材料采用线弹性模型, 弹性模量为 33.28 GPa , 泊松比为 0.3 。依据试验条件桩模型桩顶设置固定边界条件。桩靴模型不考虑变形, 设置为刚体。桩靴在黏土层中贯入 9 m , 贯入速率 v_{sp} 依据分析结果设置为 0.2 m/s 。

黏土层材料采用遵循 Tresca 屈服准则的理想弹塑性模型, 弹性模量 E 取为 500 倍 s_u ($E/s_u=500$)^[14-16], 泊松比 μ 取为 0.49 , 有效重度 γ' 取为 6.8 kN/m^3 。图 4 中土体强度 s_u 沿埋深基本呈线性分布, $s_u=s_{um}+kz$, 其中 s_{um} 为土表面强度, k 为土体强度增长梯度。

砂垫层材料采用遵循 Mohr-Coulomb 屈服准则的理想弹塑性模型, 依据三轴试验结果砂土内摩擦角 φ 为 33° , 有效重度 γ' 为 9.3 kN/m^3 , 弹性模量 E 取 35 MPa , 泊松比 μ 取 0.3 。

拉格朗日结构物 (桩靴、桩) 与欧拉土体间采用通用接触, 桩靴与土体法向采用硬接触, 切向接触采用无摩擦。桩与土体法向采用硬接触, 切向接触采用罚函数, 桩土间库仑摩擦系数参照文献[17, 20]取为 0.4 , 极限剪应力取为土体不排水强度。分析中对土体施加重力, 依据土体有效重度施加初始地应力条件, 土体侧压力系数 K_0 黏土层取为 1 , 砂土层取为 $1-\sin\varphi$ 。

图 13 给出了桩靴最大插深 $H=9 \text{ m}$ 时, 土体在欧拉网格中的变形情况 (EVF 云图)。可知受桩靴贯入

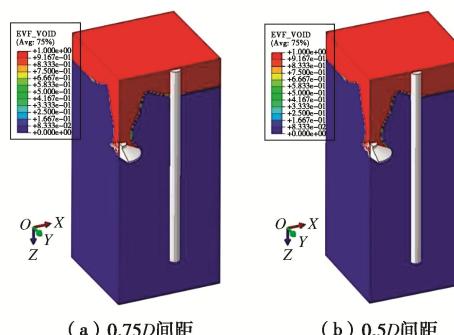


图 13 插深 $H=9 \text{ m}$ 时的土体变形

Fig. 13 Contour of soil deformation ($H=9 \text{ m}$)

影响土表面发生了明显隆起, 且大直径桩靴基础的挤排土作用明显, 因此导致邻近桩产生了相应变形。

4 计算方法的可靠性验证

4.1 插桩荷载

如图 14 所示, 文中建立的两阶段理论算法中桩靴插桩荷载 q_u 可由极限扩孔压力 p_u 计算得到^[12]:

$$q_u = p_u \left(1 + \frac{D - D_1}{D} \tan \delta \tan \theta \right) , \quad (14)$$

式中, δ 为外摩擦角。

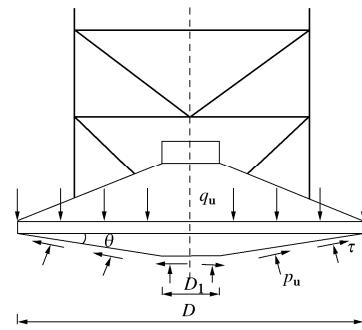


图 14 插桩荷载 q_u

Fig. 14 Penetration pressure q_u

图 15 给出了由两种方法预测的桩靴贯入阶段的插桩荷载 q_u 。发现由于球孔扩张假定与土体真实运动存在一定的差异, 及土体自由表面的影响, 浅插桩阶段理论算法与试验结果存在一定的偏差。随着插深 H 增加差异逐渐减小, 两种方法的预测结果与试验值较为接近, 但理论算法预测结果较大变形法偏小。

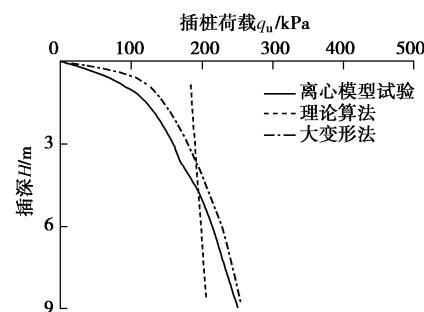


图 15 插桩荷载 q_u 对比

Fig. 15 Comparison of penetration pressure q_u

4.2 邻近桩弯矩

图 16 给出了由两种方法预测的不同插深下邻近桩桩身弯矩, 并与离心试验结果进行了对比。

由图 16 可知, 插深较浅时 ($H=3 \text{ m}$) 理论算法预测的桩身正弯矩偏大, 这同样是受理论假定与土体自由表面的影响。随着插深 H 增加自由表面影响逐渐减小, 理论算法预测结果逐渐趋近于试验值。而 CEL 大变形法完全依据试验条件进行三维有限元建模, 计算

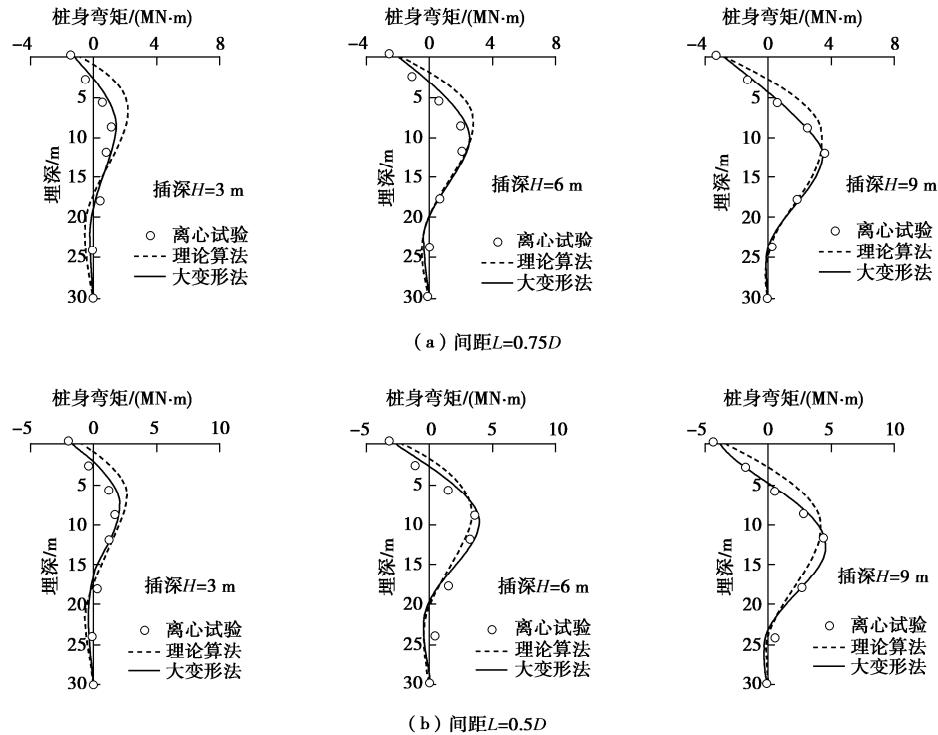


图 16 邻近桩弯矩

Fig. 16 Bending moments of adjacent piles

的桩身弯矩整体分布较理论算法与试验值更加吻合。

为进一步分析, 表 4 给出了桩身最危险截面(最大弯矩截面)的附加桩身弯矩 M_{\max} 及桩身应力 σ_{\max} 。

表 4 桩身最危险截面

Table 4 Maximum bending moments M_{\max} of piles

间距 L/D	离心试验		理论算法		大变形法	
	M_{\max} (MN·m)	σ_{\max} (MPa)	M_{\max} (MN·m)	相对 误差 /%	M_{\max} (MN·m)	相对 误差 /%
0.75	3.65	40.22	3.45	5.5	3.44	5.8
0.50	4.63	51.02	4.22	8.9	4.58	1.1

可知, 最大插深 ($H=9$ m) 下两根邻近桩最大桩身弯矩 M_{\max} 发生位置均在埋深 12 m 左右。间距为 $0.5D$ 时, 桩身最危险截面的附加应力 σ_{\max} 达到 51 MPa, 因此自升式平台插桩作业对邻近桩基础的影响不容忽视。由最大弯矩 M_{\max} 对比可知, 文中建立的两种方法预测结果与实测值误差不超过 10%, 证明两阶段理论算法及 CEL 大变形法均可用于确定桩身最危险截面。

4.3 邻近桩位移

试验桩身水平位移 y 由 $M(z)/E_p I$ 的二重积分得到

$$y = \iint \frac{M(z)}{E_p I} dz dz , \quad (15)$$

式中, $E_p I$ 为原型桩抗弯刚度, $M(z)$ 为桩身弯矩分布, 利用最小二乘法由多项式函数拟合得到, 积分常数依据桩顶边界条件确定, 桩顶固定其位移与转角为零。

图 17 给出了不同插深下邻近桩 (间距 $L=0.5D$ 和 $0.75D$) 桩身位移对比结果, 桩顶位于土面上 4.8 m。

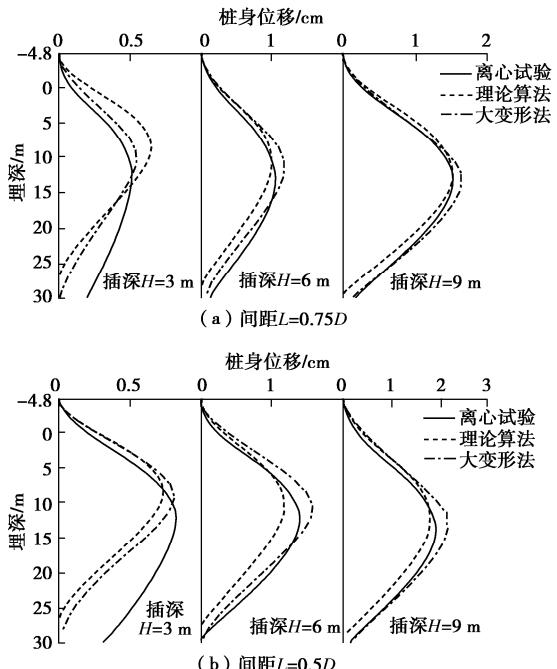


图 17 邻近桩水平位移

Fig. 17 Lateral deflections of adjacent piles

文中两种方法预测结果与试验桩身位移分布均较为吻合, 表明所建立的两阶段理论算法及 CEL 大变形法可用于分析邻近桩基的水平变形。由图 16, 17 可知,

桩身最大弯矩和最大位移的出现位置基本相同, 间距为 $0.5D$ 时插桩导致的桩最大水平变形在 2 cm 左右。

综上, 两阶段理论算法及 CEL 大变形法均可较为准确地预测邻近桩的桩身弯矩及位移分布。CEL 法基于三维大变形有限元分析计算的桩身弯矩分布更为准确, 但其计算要求及耗时较高。理论算法基于土体基本参数即可快速确定邻近桩的最大桩身弯矩及变形, 且采用的 API 规范 $p-y$ 曲线更便于实际工程设计使用。

5 结 论

本文通过开展离心模型试验研究了桩靴插桩对邻近平台桩基水平变形的影响, 并基于试验结果验证了建立的理论算法与大变形法的可靠性。得到 4 点主要结论。

(1) 由试验结果可知, 随桩靴-桩间距 L 的减小及插深 H 的增加, 邻近桩桩身弯矩逐渐增大, 间距 $L=0.5D$ 下桩身最大弯矩较间距 $L=0.75D$ 增加 26.8%。

(2) 建立的两阶段理论算法及 CEL 大变形有限元法均可准确预测邻近桩的桩身弯矩及位移; 由桩靴插桩导致的桩身附加应力达到 51 MPa, 自升式平台插桩作业对邻近平台桩基础的影响不容忽视。

(3) 建议在采用 CEL 方法分析桩靴-邻近桩间的相互作用时, 三维有限元模型的加密区网格尺寸取为 0.03 倍桩靴直径, 插桩速率取为 0.2 m/s, 可在保证计算精度的前提下提高计算效率。

(4) 理论算法计算时受理论假定及土体自由表面影响, 在浅插桩阶段结果偏大。故实际工程中如需准确预测不同插深下桩身弯矩的整体分布, 建议采用大变形法分析。如需确定桩身最危险截面的位置及变形, 可采用本文提出的两阶段算法进行快速分析。

参考文献:

- [1] HOSSAIN M S, HU Y, RANDOLPH M F, et al. Limiting cavity depth for spudcan foundations penetrating clay[J]. *Géotechnique*, 2005, **55**(9): 679 – 690.
- [2] ZHANG H, LIU R, YUAN Y. Influence of spudcan-pile interaction on laterally loaded piles[J]. *Ocean Engineering*, 2019, **184**: 32 – 39.
- [3] 李书兆, 李亚, 鲁晓兵. 自升式钻井船插桩对邻近平台桩基影响的评价方法探讨[J]. 海洋通报, 2017, **36**(3): 293 – 301. (LI Shu-zhao, LI Ya, LU Xiao-bing. Discussion of methods evaluating the effects of the jack-up spudcan penetration on the adjacent platform pile[J]. *Marine Science Bulletin*, 2017, **36**(3): 293 – 301. (in Chinese))
- [4] CHOW Y K. Interaction between jack-up rig foundations and offshore platform piles[J]. *International Journal for Numerical & Analytical Methods in Geomechanics*, 1987, **11**(4): 325 – 344.
- [5] ENDLEY S N, THOMPSON P J, BAGLIONI V P. Prediction of jack-up rig footing penetration[C]// *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, 1981, Houston.
- [6] SNAME. *Guidelines for Site Specific Assessment of Mobile Jackup Units*[M]. New Jersey: Society of Naval Architects and Marine Engineers, 2008.
- [7] ISO. *Petroleum and Natural Gas Industries—Site Specific Assessment of Mobile Offshore Units—Part 1: Jack-ups*[M]. Geneva: International Organization for Standardization, 2012.
- [8] SICILIANO R J, HAMILTON J M, MURFF J D, et al. Effect of jackup spud cans on piles[C]// *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, 1990, Houston.
- [9] XIE Y. Centrifuge Model Study on Spudcan-Pile Interaction[D]. Singapore: National University of Singapore, 2009.
- [10] 高维杰, 王建华, 田兆丰, 等. 砂土及黏土地带钻井船插桩对邻近桩的影响[J]. 水利水运工程学报, 2018(5): 111 – 119. (GAO Wei-jie, WANG Jian-hua, TIAN Zhao-feng, et al. Influences of spudcan penetration and extraction on adjacent piles in sand and clay[J]. *Hydro-science and Engineering*, 2018(5): 111 – 119. (in Chinese))
- [11] 吴曲楠. 筒型桩靴的贯入阻力及其对邻近桩基础的影响研究[D]. 天津: 天津大学, 2018. (WU Qu-nan. Study on Bucket Foundation Penetration Resistance and Influence on Adjacent Pile[D]. Tianjin: Tianjin University, 2018. (in Chinese))
- [12] 李飒, 王耀存, 吴秋云, 等. 利用 CPTU 进行自升式钻井平台砂土插深预测分析研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(2): 301 – 306. (LI Sa, WANG Yao-cun, WU Qiu-yun, et al. Penetration depth prediction of spudcan in sand based on CPTU data[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, **36**(2): 301 – 306. (in Chinese))
- [13] 郭绍曾, 刘润, 洪兆徽, 等. 插桩过程对临近平台桩基础的影响研究[J]. 地震工程学报, 2015, **37**(2): 446 – 452. (GUO Shao-zeng, LIU Run, HONG Zhao-hui, et al. Influence of spudcan penetration on pile foundations near a platform[J]. *China Earthquake Engineering Journal*, 2015, **37**(2): 446 – 452. (in Chinese))
- [14] HOSSAIN M S, RANDOLPH M F. Effect of strain rate and strain softening on the penetration resistance of spudcan

- foundations on clay[J]. International Journal of Geomechanics, 2009, **9**(3): 122 – 132.
- [15] QIU G, HENKE S. Controlled installation of spudcan foundations on loose sand overlying weak clay[J]. Marine Structures, 2011, **24**(4): 528 – 550.
- [16] HU P, WANG D, CASSIDY M J, et al. Predicting the resistance profile of a spudcan penetrating sand overlying clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2014, **51**(10): 1151 – 1164.
- [17] THO K K, LEUNG C F, CHOW Y K, et al. Eulerian finite element simulation of spudcan–pile interaction[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2013, **50**(6): 595 – 608.
- [18] 郭 东, 王建华, 范怡飞. 桩靴贯入黏土层时邻近桩挤土压力分析[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(11): 2061 – 2070. (GUO Dong, WANG Jian-hua, FAN Yi-fei. Soil pressures on pile shaft due to spudcan penetration in clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(11): 2061 – 2070. (in Chinese))
- [19] 周 龙, 刘 润, 郭绍曾, 等. 桩靴连续贯入过程的动态模拟方法研究[J]. 地震工程学报, 2015, **37**(2): 460 – 466. (ZHOU Long, LIU Run, GUO Shao-zeng, et al. A dynamic simulation method for continuous spudcan penetration[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2015, **37**(2): 460 – 466. (in Chinese))
- [20] LI S, WANG Z, JIA X, et al. Response Study of Jacket Piles Induced by Spudcan Penetration[C]// Proceedings of the ASME 37th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2018, Madrid: OMAE-78337.
- [21] 李 亚, 李书兆, 张 超. 黏土中自升式钻井船插桩对邻近桩基影响的分析方法[J]. 岩土力学, 2018, **39**(5): 1891 – 1900. (LI Ya, LI Shu-zhao, ZHANG Chao. An approach to analyze effects of spudcan penetration of a jack-up rig on adjacent piles in cohesive soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, **39**(5): 1891 – 1900. (in Chinese))
- [22] SCHOFIELD N. Cambridge geotechnical centrifuge operations[J]. Géotechnique, 1980, **30**(3): 227 – 268.
- [23] REMAUD D, GARNIER J, FRANK R. Laterally loaded piles in dense sand: group effects[C]// International Conference Centrifuge 98, 1998, Tokyo.
- [24] FINNIE I M S. Performance of Shallow Foundations in Calcareous Soil[D]. Perth: University of Western Australia, 1993.
- [25] VESIC A S. Expansion of cavities in infinite soil mass[J]. Journal of Soil Mechanics & Foundations Division, 1972, **98**(sm3): 265 – 290.
- [26] 龚晓南. 土塑性力学[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 1999. (GONG Xiao-nan. The Plastic Mechanics of Soil[M]. Hangzhou: Zhejiang University Press, 1999. (in Chinese))
- [27] American Petroleum Institute. Geotechnical and foundation design considerations[S]. 2014.
- [28] MATLOCK H S. Correlation for design of laterally loaded pile in soft clay[C]// Proceedings of the Offshore Technology Conference, 1970, Houston.
- [29] ABAQUS. Abaqus Analysis User's Manual[M]. Providence: Dassault Systèmes Simulia Corp, 2011.
- [30] ZHAO Y, LIU H, LI P. An efficient approach to incorporate anchor line effects into the coupled Eulerian–Lagrangian analysis of comprehensive anchor behaviors[J]. Applied Ocean Research, 2016, **59**: 201 – 215.