

DOI: 10.11779/CJGE201911011

桩靴贯入黏土层时邻近桩挤土压力分析

郭 东^{1, 2}, 王建华^{*1, 2}, 范怡飞^{1, 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. 天津大学岩土工程研究所, 天津 300072)

摘要: 采用 CEL 方法对桩靴贯入黏土层时邻近桩受到的挤土压力的变化进行了数值仿真分析。首先通过对离心模型试验结果的计算, 验证了 CEL 方法的可行性。进一步, 分析了桩靴贯入黏土层时, 邻近桩桩身挤土压力的变化。结果表明, 邻近桩靠近桩靴一面受到的挤土压力随桩土相对位移的增加而不断增大直到极限值, 在泥面以下 6 倍邻近桩桩径范围内, 桩身最大挤土压力随土层深度逐渐增加, 其变化范围为 $3.5s_u \sim 9.0s_u$, 当土层深度超过 6 倍邻近桩桩径后, 桩身最大挤土压力趋于稳定, 约 $9.0s_u$; 而远离桩靴一面受到的挤土压力随相对位移增加而不断减小, 最终保持在 $1.5s_u \sim 2.0s_u$; 桩身受到的挤土压力合力随桩土相对位移增加而不断增大直到极限, 在泥面以下 6 倍邻近桩桩径范围内, 桩身极限挤土压力合力随土层深度逐渐增加, 其变化范围为 $2.0s_u \sim 7.5s_u$, 当土层深度超过 6 倍邻近桩桩径后, 桩身极限挤土压力合力趋于稳定, 约 $7.5s_u$ 。此外, 净间距和黏土强度的改变, 不会影响插桩挤土压力随相对位移的变化关系; 当黏土弹性模量从 $100s_u$ 增加到 $300s_u$ 时, 达到极限挤土压力所需的相对位移从 0.3 倍邻近桩桩净减小到 0.1 倍邻近桩桩净。

关键词: 挤土力; CEL 方法; 极限土压力; p - y 曲线; 钻井船插桩

中图分类号: TU470 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)11-2061-10

作者简介: 郭 东(1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事海洋土力学研究。E-mail: 13102235026@163.com。

Soil pressures on pile shaft due to spudcan penetration in clay

GUO Dong^{1, 2}, WANG Jian-hua^{1, 2}, FAN Yi-fei^{1, 2}

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. Geotechnical Engineering Institute, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: In order to analyze the soil pressures on the adjacent pile shaft during spudcan penetration, the CEL (coupled-Eulerian-Lagrangian) method is used to calculate the soil pressures, and the efficacy of the method is proved by comparison with a centrifugal model test. On this basis, the relationship between the soil-pile relative displacements and the soil pressures is analyzed. The results show that the soil pressures facing the spudcan increase with the soil-pile displacements: within 6 times the adjacent pile diameter below the mud surface, the maximum value along the pile increases with the depth, changing within the range of $3.5s_u \sim 9.0s_u$; and when the depth is more than 6 times the pile diameter, the maximum value tends to stabilize at about $9s_u$. The soil pressures not facing the spudcan decrease with the soil-pile displacements, and the minimum value along the pile shaft is $1.5s_u \sim 2.0s_u$. The resultant pressures increase with the soil-pile displacements: within 6 times the adjacent pile diameter below the mud surface, the ultimate soil pressure along the pile increases with the depth, and the changing range is $2.0s_u \sim 7.5s_u$; when it is deeper than 6 times the pile diameter, the ultimate soil pressure tends to stabilize at about $7.5s_u$. In addition, the shear strength of clay and the spudcan-pile clearance have little influences on the relationship between the soil pressures and the relative displacements. And the relative displacements required to reach the ultimate soil pressure decrease from 0.3 to 0.1 times the pile diameter when the modulus increases from $100s_u$ to $300s_u$.

Key words: soil pressure; CEL method; ultimate soil pressure; p - y curve; spudcan penetration

0 引言

随着中国深水油气资源的开发, 一些新的问题日渐突出。其中一个亟须解决的问题就是评价钻井船作业就位时, 插桩对邻近导管架平台桩基础的影响。对于一些海洋导管架钻井平台, 为了降低开发成本, 平台本身并不配置自备钻机, 这就需要借助可移动自升

式钻井船进行打井与修井作业, 见图 1。钻井船在带来方便的同时, 问题也随之而来。当它在导管架平台附近作业时, 需要将大直径桩靴插入海床为其作业提

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51579174)

收稿日期: 2018-06-14

*通讯作者 (E-mail: tdwjh@eyou.com)

供承载力。一方面,由于钻井船作业臂长度的限制,使钻井船桩靴与导管架平台桩基础之间的净间距随水深增加而减小,见图1。另一方面,为了提供足够的承载力,大直径桩靴会贯入土体一定深度,特别是在软土海床上,贯入深度往往达到1倍桩靴直径甚至更多,因此桩靴贯入海床时,大量被排开的土体会向邻近平台桩运动使桩身受到挤土荷载作用。这种挤土荷载可能会严重影响平台桩的承载能力。因此客观评价钻井船桩靴贯入土层时对邻近平台桩的影响是保证邻近平台安全的必要前提。

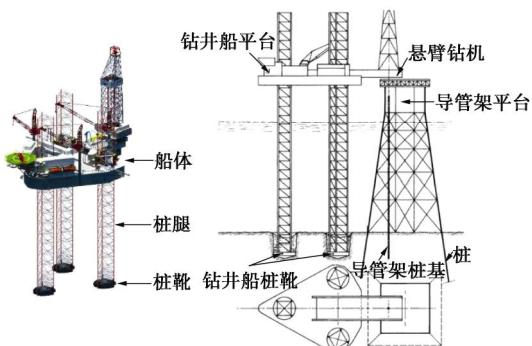


图1 钻井船与海洋导管架平台结构示意图

Fig. 1 Mobile jack-up rigs and jacket platform

在分析钻井船插桩对邻近平台桩影响时,会涉及如何客观评价桩土之间的相互作用,已有土层水平抗力 p 随桩土水平相对位移 y 的变化($p-y$ 关系),是否可以描述插桩挤土荷载作用下邻近桩与周围土体之间的相互作用有待进一步研究。

按照桩身受荷条件不同,Beer^[1]将桩分为两类:当桩头承受荷载并通过桩身向土中传递应力时,称为“主动桩”;由于桩周土体运动而使桩身被动承受由于土体运动传来的土压力时,称为“被动桩”。钻井船插桩时,邻近平台桩在承受桩头荷载的同时,还将承受钻井船插桩导致的土体运动产生的桩身荷载。因此,这是一个主动传力与被动受力的桩。为了对钻井船插桩时邻近平台桩被动受力变化规律有一个定量认识,需要对插桩导致的桩身荷载变化规律做一研究。

以往,对黏土中桩身承受挤土荷载有过一些研究。Bransby^[2]分析被动桩受力时,认为桩身受到的挤土力取决于桩土之间的相对位移。Beauer等^[3]、Pan等^[4]采用室内模型试验研究了土体水平运动时被动桩的受力情况,结果表明,随桩土相对位移的不断增加,桩侧受到的土压力不断增大直到极限。Miao等^[5]、Kahyoln等^[6]、Pan等^[7]和李琳等^[8]的数值模拟结果进一步表明,被动桩桩侧受到的土压力随着桩土相对位移增加而增大直到极限。David等^[9]、傅翔等^[10]采用模型试验研究了滑坡过程中被动桩受力情况,试验结果表明,随

着桩土相对位移增大,桩身受到的土压力逐渐增大直到极限。蔡强等^[11]针对边坡堆载时被动桩受力进行了模型试验研究,结果显示,被动桩两侧受到的土压力均随着堆载引起的土体位移的增大而增大。Cheng等^[12]的模型试验也表明,在土体开挖过程中,被动桩桩身受到的挤土压力随着土体位移增加而不断增大直至极限。Nguyen等^[13]针对桩在施工过程中对邻近桥梁桩基的影响进行了数值分析,分析表明,邻近桩桩身受到的土压力随相对位移增大而增大。

以往对于被动桩挤土压力变化的研究主要涉及边坡、土体开挖中的支护桩,已有研究得到的桩身挤土压力变化规律能否描述大直径钻井船桩靴贯入土层时、土体的极大变形导致邻近桩桩身挤土压力的变化还有待进一步研究。且以往的研究中只关注桩土发生相对位移时,桩身受到的挤土压力的合力,很少分析桩身两侧各自受到的挤土受力的变化。Xie^[14]在研究钻井船插桩对邻近桩影响的离心模型试验中,测量了桩靴贯入黏土层时,邻近桩靠近桩靴一侧、远离桩靴一侧桩身受到的挤土压力随桩靴贯入深度的变化。由于试验条件所限,研究中难于对邻近桩受到的挤土压力随桩土相对位移的变化规律以及插桩时邻近桩极限土压力等问题做进一步分析。

综上所述,有必要对钻井船插桩时邻近平台桩身受到的插桩挤土压力变化规律做进一步研究。考虑到钻井船插桩是一个极大变形的土体与桩相互作用的严重非线性问题,无法使用基于拉格朗日描述的常规有限元方法进行分析。为此,本文尝试利用CEL有限元数值仿真分析方法研究钻井船在黏土层中插桩时,邻近桩桩身受到的插桩挤土压力随桩土相对位移的变化,定量阐明黏土不排水剪切强度、黏土弹性模量与不排水剪切强度之比和桩靴边缘与邻近桩边缘之间距离(以下称为净间距)的变化对插桩挤土力变化关系的影响。

1 CEL 分析方法可行性验证

如前所述,钻井船插桩对邻近平台桩影响的数值仿真分析是极大变形土体与结构相互作用的严重非线性问题。目前,分析土体非线性大变形的数值仿真分析方法主要有欧拉-拉格朗日耦合有限元分析方法(CEL方法)、任意拉格朗日-欧拉有限元分析法(ALE方法)和颗粒流分析方法(PFC方法)等。这里采用CEL方法分析钻井船插桩时邻近平台桩身受到的挤土压力变化。为此,以下首先通过对文献[14]进行的钻井船插桩对邻近桩影响的离心模型试验的数值仿真分析,说明CEL方法在解决这一问题上的可行性。

1.1 数值分析模型

文献[14]进行离心模型试验时, 采用 100:1 的模型比, 试验时的离心加速度取 100g。模型试验模拟的原型尺寸: 桩靴直径 $D=12$ m, 邻近桩为钢管桩, 直径 $d=1.26$ m, 桩长 $L=27$ m, 壁厚 0.038 m; 模拟的水平方向土层范围 55 m, 垂直方向土层范围 40 m, 其中泥面以下 37 m 范围内为黏土, 37~40 m 为砂土; 桩靴位于土层水平方向中心位置; 邻近桩与桩靴之间的净间距为 6 m (0.5D)。按照这些数据建立 CEL 有限元模型, 结果见图 2。

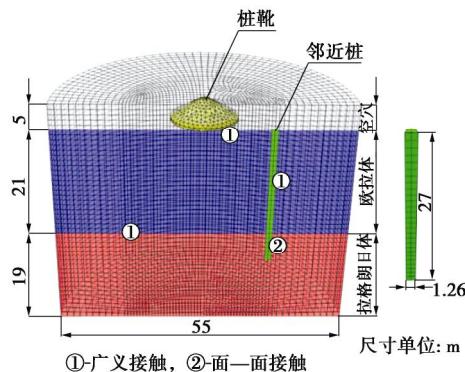


图 2 CEL 有限元模型

Fig. 2 CEL model

CEL 计算模型的垂直方向为 45 m, 水平方向为 55 m。泥面以上 5 m 范围内为 CEL 空穴单元, 泥面以下 40 m 范围内为土单元。泥面以上的空穴单元是为模拟桩靴贯入土层时表层土体的隆起与回陷现象。参照文献[15], 从泥面到最大插桩深度以下 0.5D 范围内的土体单元为欧拉单元, 以下为拉格朗日单元。采用六面体单元划分空穴与土体。为了减小计算结果的振荡, 参照文献[16]中的建议, 沿水平方向, 在距桩靴中心 15 m 半径范围内的土体单元, 网格尺寸取 0.05D, 即 0.6 m; 对于 15~27.5 m 半径范围内的土体单元, 网格尺寸取 0.1D, 即 1.2 m; 沿垂直方向, 网格尺寸均取 0.082D, 即 1 m。

采用四面体拉格朗日单元划分桩靴。由于桩靴刚度远大于土体刚度, 计算中将桩靴设为刚体。

采用六面体拉格朗日单元划分邻近桩。由于 CEL 方法采用中心差分格式的显示求解算法。该算法求解过程中, 时间增量不能超过稳定极限时间增量。通常, 稳定极限时间增量表达式为

$$\Delta t_s = L_e \sqrt{\frac{r}{E}} \quad , \quad (1)$$

式中, Δt_s 为稳定极限时间增量, L_e 为单元特征长度, r 为材料密度, E 为弹性模量。

由此可以看出, 稳定极限时间增量与材料弹性模量成反比, 与单元特征长度成正比。显然。对于图 1

中的 CEL 计算模型, 稳定极限时间增量取决于邻近桩的单元特征长度与弹性模量。离心模型试验模拟的是钢管桩, 由于管桩壁厚小, 邻近桩单元的特征长度也小, 且相对于土体讲, 桩的弹性模量大。因此如果在 CEL 模型中按管桩划分邻近桩单元, 会导致极低的计算效率, 为此, 在图 1 中的 CEL 模型中, 将邻近桩取为外径与管桩相同的实体桩, 并按抗弯刚度相同的原则, 确定实体桩的弹性模量。通过这样的变换, 就可以增大桩单元的特征长度, 降低实体桩的弹性模量, 大幅提高稳定极限时间增量, 达到有效提高计算效率的目的。

对于黏土层, 有效重度取 6 kN/m³, 采用满足 Mises 屈服条件的理想弹塑性模型描述黏土层的应力应变关系, 屈服强度取为黏土不排水剪切强度的 $\sqrt{3}$ 倍, 弹性模量取黏土不排水剪切强度的 150 倍。为了模拟钻井船插桩时黏土的不排水条件, 将黏土层的泊松比取 0.49。根据文献[14]中的测量结果, 黏土层的不排水抗剪强度 s_u (kPa) 的表达式为

$$s_u = 1.5z + 2 \quad , \quad (2)$$

式中, z 为泥面以下深度。

对于砂土, 有效重度取 9 kN/m³, 采用满足 Mohr-Coulomb 屈服条件的理想弹塑性模型描述砂土的应力应变关系, 砂土层内摩擦角取 32°, 弹性模量取 4.5 倍的 CPT 试验测量的锥尖阻力 ($q_c=7.78$ MPa), 即 35 MPa, 泊松比取 0.3。

对于邻近桩, 按广义胡克定律确定其应力应变关系, 且依据刚管桩抗弯刚度, 由式(3)确定实体桩的等效弹性模量, 结果为 46 GPa, 泊松比取 0.25。

$$E_2 = \frac{E_1 I_1}{I_2} \quad , \quad (3)$$

式中, E_1 , E_2 分别为钢管桩和等效实体桩的弹性模量, I_1 , I_2 分别为钢管桩和等效实体桩的惯性矩。

计算模型中的接触条件设置如下: ① 欧拉土单元与拉格朗日土单元之间采用广义接触^[17]条件 (general contact), 并采用罚函数的接触算法。按黏土的不排水剪切强度 s_u 设置最大切向剪应力。② 桩靴与土层之间采用广义接触条件, 沿接触面切向设为光滑, 沿接触面法向为允许分离。③ 拉格朗日桩单元与欧拉土单元之间采用广义接触, 按黏土的不排水剪切强度 s_u 设置最大切向剪应力, 法向允许分离。④ 拉格朗日桩单元与拉格朗日土单元之间接触采用面-面接触, 将刚度大的桩单元面设为主面, 土单元面设为从面, 按黏土的不排水剪切强度设置最大切向剪应力, 法向允许分离。

计算模型的边界条件设置如下:

(1) 对于欧拉土单元和空穴单元, 将其外边界与

对称边界的水平速度设置为 0，并将外边界设置为欧拉吸收边界。

(2) 对于拉格朗日土单元，将其外边界与对称边界的水平方向位移设置为 0，底部边界的竖向位移设置为 0。

(3) 依据离心模型试验条件，约束邻近桩头的平动与转动自由度。

CEL 方法采用显示算法求解，显示算法是一种动态求解过程，而钻井桩在插桩时是一个准静态的过程，为了保证计算结果的准确性，需通过缓慢加载来实现。采用不同桩靴贯入速率计算桩靴贯入阻力和插桩挤土压力，结果表明，当计算中的桩靴贯入速率取 0.3 m/s 时，模拟的插桩过程可以看作一个准静态过程。因此，计算中桩靴贯入速率取 0.3 m/s。

1.2 确定桩身土压力的方法

如图 3 所示，泥面以下桩身某一位置处的土压力为

$$p = \frac{\sum F}{dh} \quad , \quad (4)$$

式中， $\sum F$ 为与该位置有关的各单元节点上指向桩靴方向与背离桩靴方向的接触力之和， d 为邻近桩桩径， h 为单元边长； dh 为各节点接触力之和作用的面积。

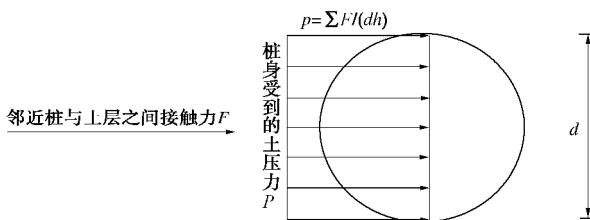


图 3 桩身受到的土压力

Fig. 3 Soil pressures on adjacent pile shaft

1.3 计算与试验结果对比

为了更加形象地对比计算结果与离心模型试验结果，依据 CEL 计算输出的欧拉土体单元体积分数变化图展示桩靴贯入土层过程中周围土体的隆起以及孔壁坍塌导致的回淤现象，进而与离心模型试验基于 PIV 技术测试的桩靴贯入土层时的土体运动结果进行对比，见图 4。图 4 中的计算与试验结果均表明，当插桩深度小于 0.50D (6 m) 时，桩靴周围的土体受到桩靴的挤压作用发生隆起现象，并伴随少量回淤；当插桩深度大于 0.75D (9 m) 后，桩靴贯入导致孔壁发生明显坍塌并伴随越来越显著的回淤。因此，采用 CEL 大变形有限元法计算出的桩靴贯入土层时的土体隆起与回淤情况和离心模型试验测量的土体运动情况基本一致，这说明 CEL 方法能够较真实地模拟桩靴贯入土层时桩靴周围土体的隆起与回淤。

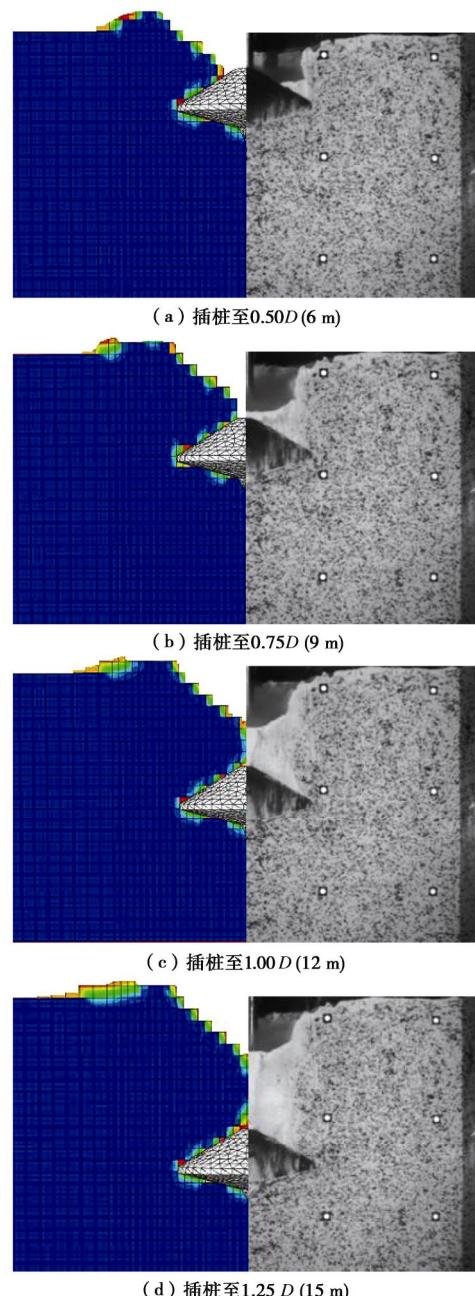


图 4 桩靴贯入土层过程中计算与试验土体隆起与回淤对比

Fig. 4 Comparison of soil movements during spudcan penetration

图 5 给出了计算与试验得到的邻近桩桩身位移随桩靴贯入深度的变化。图中结果表明，CEL 方法计算出的桩身位移与离心模型试验结果基本一致。桩靴贯入过程中，桩身最大位移出现的位置随着贯入深度的增加而逐渐下移，且桩身最大位移随贯入深度增加而增加；当插桩至 1.00D 时，桩身最大位移达到最大；当桩靴继续贯入至 1.25D 时，由于桩靴上部土体的回淤，桩身位移减小，这些与离心模型试验结果也吻合。

图 6 给出了计算与试验得到的桩身挤土压力随桩靴贯入深度的变化。图中结果表明，按上述方法计算出的近桩靴面和远桩靴面的桩身挤土压力变化与离心模型试验结果基本一致。因此，可以使用 CEL 方法分

析插桩时邻近桩桩身受到的挤土压力的变化规律。

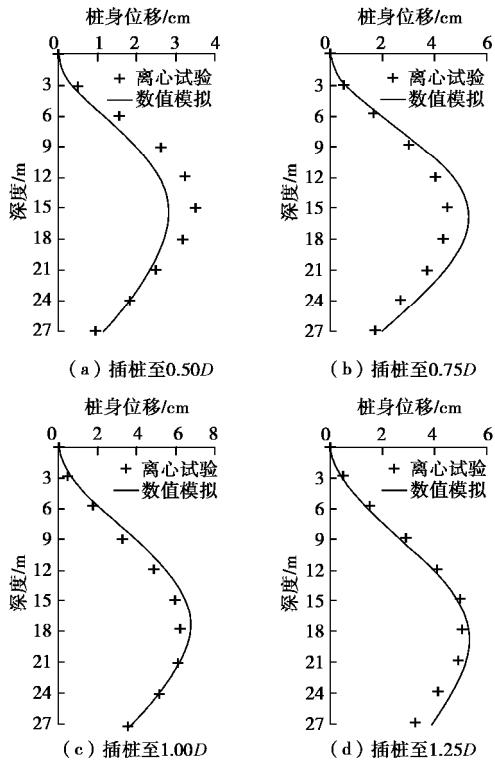


图 5 邻近桩桩身位移对比

Fig. 5 Comparisons of displacements of pile

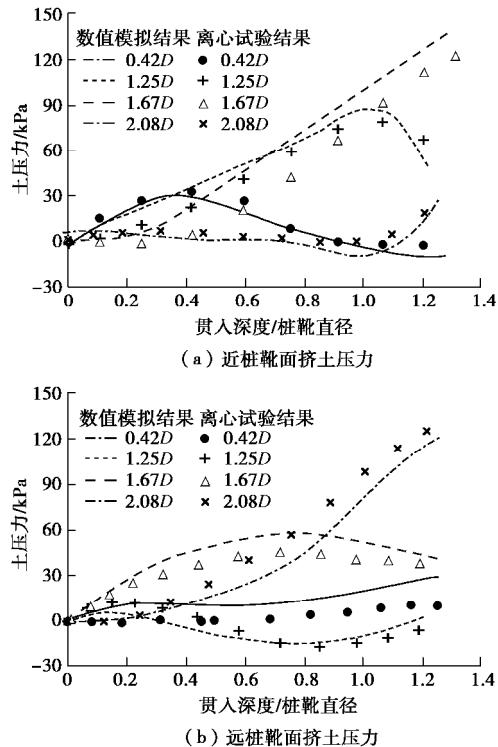


图 6 挤土压力随桩靴贯入的变化

Fig. 6 Variation of soil pressures with penetration

2 插桩挤土压力随桩土相对位移的变化

为了研究桩靴贯入土层时, 不同深度处的插桩挤土压力随桩土相对位移变化至极限挤土压力时的全过

程, 在下列的计算中, 将模型中桩靴与邻近桩之间净间距减小至 $0.10D$ 。

当桩靴贯入土层时, 近桩靴面与远桩靴面同时受到相应的挤土压力, 而桩身受到的挤土压力则是近桩靴面与远桩靴面受到的挤土压力的合力。故以下首先给出确定插桩导致的土体位移与桩土相对位移的方法, 进而分析近桩靴面、远桩靴面受到的挤土压力变化, 最后给出桩身受到的插桩挤土压力合力随桩土相对位移的变化规律。

2.1 确定插桩导致的土体位移方法

CEL 的计算结果只给出当前材料点的速度, 需要开发相应的数据后处理程序, 才能求解土体的绝对位移。因此本文参考文献[18, 19]建议的方法确定桩靴贯入土层时的土体位移, 具体步骤如下: ①在 CEL 插桩模型计算结果文件中, 查找每个增量时间段开始时邻近桩对称位置处土体材料点所属单元, 确定该时间段末材料点所在单元 4 个节点的速度, 通过双线性插值得到材料点在该时间段的速度。②材料点速度对时间积分得到每个增量时间段内土体材料点的增量位移。③更新材料点位置, 从第一步开始重新循环, 得到每个增量时间段内材料点位移。④结合土体材料的初始位置得出插桩过程中每个时刻的土体位移。

利用上述方法得到土体的水平位移之后, 结合插桩过程中邻近桩桩身的水平位移, 得出桩土之间水平方向的相对位移。

2.2 近桩靴面、远桩靴面插桩挤土压力的变化

依据计算结果, 图 7 给出了近桩靴面受到的插桩挤土压力随桩土相对位移的变化规律。图中结果表明, 在桩靴贯入之前, 桩身土压力等于静止土压力。随着桩靴贯入, 桩土相对位移增加, 桩身受到的插桩挤土压力也不断增加, 当桩土相对位移达到 $0.2d$ (d 为邻近桩的桩径) 时, 挤土压力达到最大。在泥面以下 $6d$ ($0.6D$) 范围内, 最大挤土压力随土层深度逐渐增加, 其变化范围为 $3.5s_u \sim 9.0s_u$ 。当土层深度超过 $6d$ 后, 最大挤土压力逐渐趋于稳定, 约为 $9.0s_u$ 。

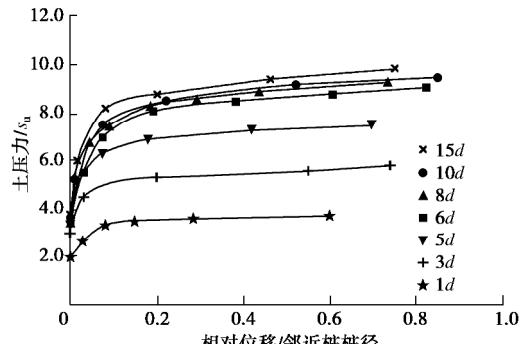


图 7 近桩靴面挤土压力随相对位移变化

Fig. 7 Variation of soil pressures facing the spudcan with relative displacements

图 8 给出了远桩靴面受到的插桩挤土压力随桩土相对位移的变化关系。图中结果表明, 在桩靴贯入之前, 桩身土压力等于静止土压力。随着桩靴贯入, 桩土相对位移增加, 桩身受到的挤土压力不断减小, 当桩土相对位移到达 $0.2d$ 时, 挤土压力达到最小。此外, 最小挤土压力随土层深度逐渐增加, 其变化范围为 $1.5s_u \sim 2.0s_u$ 。

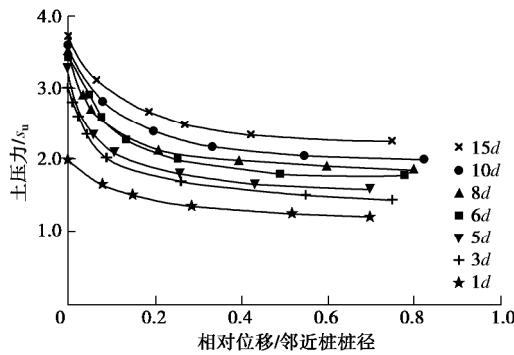


图 8 远桩靴面挤土压力随相对位移变化

Fig. 8 Variation of soil pressures not facing the spudcan with relative displacements

为进一步证明上述分析结果的合理性, 图 9 给出了插桩深度为 $0.75D$ 、 $1.00D$ 和 $1.25D$ 时的桩身接触应力云图。可以看出, 随着插桩深度增加, 近桩靴面受到的挤土压力随桩土相对位移增加而增大; 而远桩靴面受到的挤土压力则随桩土相对位移增加而减小。

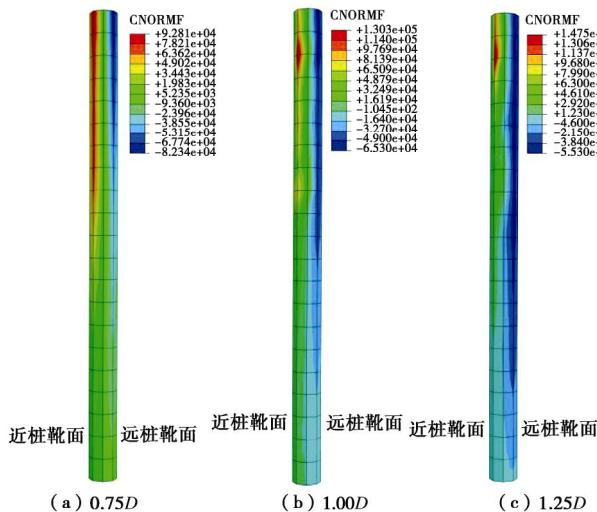


图 9 插桩深度 $0.75D$ 、 $1.00D$ 、 $1.25D$ 时桩身桩土接触应力云图
Fig. 9 Contours of soil-pile contact forces at penetration depths of $0.75D$, $1.00D$ and $1.25D$

2.3 插桩挤土压力合力的变化

依据图 7 中的结果, 图 10 给出了桩身受到的插桩挤土压力合力随桩土相对位移的变化。图 10 中结果表明, 桩靴贯入黏土层时, 邻近桩桩身受到的插桩挤土压力合力随相对位移增大而增大, 当桩土相对位移达

到 $0.2d$ 时, 合力达到最大。依据已有研究^[20], 当桩土之间发生相对位移时, 泥面以下浅层范围内桩侧土体会呈现平面应变楔体破坏形式, 此时随土层埋深增加桩侧受到的极限压力会逐渐增大, 达到一定深度后, 桩侧土体破坏形式变为绕桩的平面流动破坏, 此时桩侧极限土压力将保持为常量不再增大。图 11 为插桩挤土压力合力极限值沿桩身分布, 在泥面以下 $6d$ 范围内, 极限挤土压力合力随土层深度逐渐增加, 其变化范围为 $2.0s_u \sim 7.5s_u$ 。当土层深度超过 $6d$ 后, 极限挤土压力合力逐渐趋于稳定, 约为 $7.5s_u$ 。

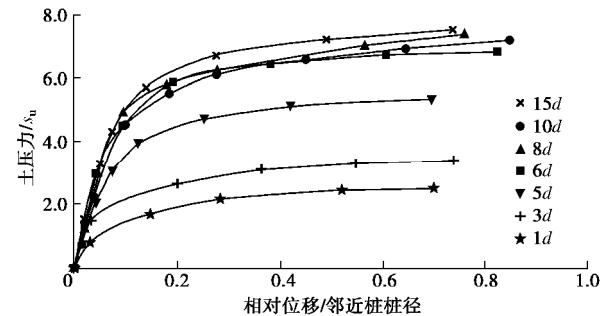


图 10 挤土压力合力随相对位移变化

Fig. 10 Variation of resultant pressures with relative displacements

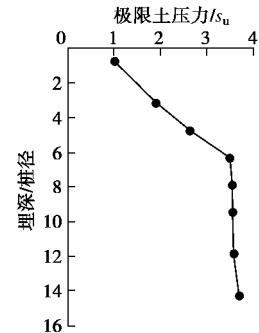


图 11 极限挤土压力合力沿桩身分布

Fig. 11 Ultimate soil pressures along pile shaft

2.4 与已有研究的对比分析

将图 10 中的结果与 Bauer 等^[3]、Pan 等^[4]进行的 $1g$ 条件下的小比尺被动桩试验结果进行对比, 见图 12。图中比较结果表明, 本文研究结果与 Bauer 等^[3]、Pan 等^[4]的试验结果之间存在差异。对此分析如下:

Bauer 等^[3]在一个装满饱和黏土的模型试验箱内测试被动桩受到的挤土压力, 黏土的不排水剪切强度 5.2 kPa。他们在模型试验箱内安装了一根圆形实体铝合金桩, 桩径 $2 \sim 4$ cm, 桩长 20 cm, 试验时桩的两端固定, 通过推动模型试验箱使桩土产生水平相对位移, 进而确定桩身受到的挤土压力。由于桩固定不动, 故箱的水平位移即为桩土相对位移。依据模型试验结果, 按模型箱推力除以桩在土层中垂直于箱体运动方向上的投影面积确定桩身受到的挤土压力。显然, 计算中没

有考虑桩侧不同埋深土层破坏模式对挤土压力的影响, 故试验结果无法反映桩身受到的极限挤土压力随土层埋深的变化。因此, 在泥面以下浅层范围内试验结果比本文研究结果大; 在深层范围内, 又会比本文研究结果小, 见图 12。

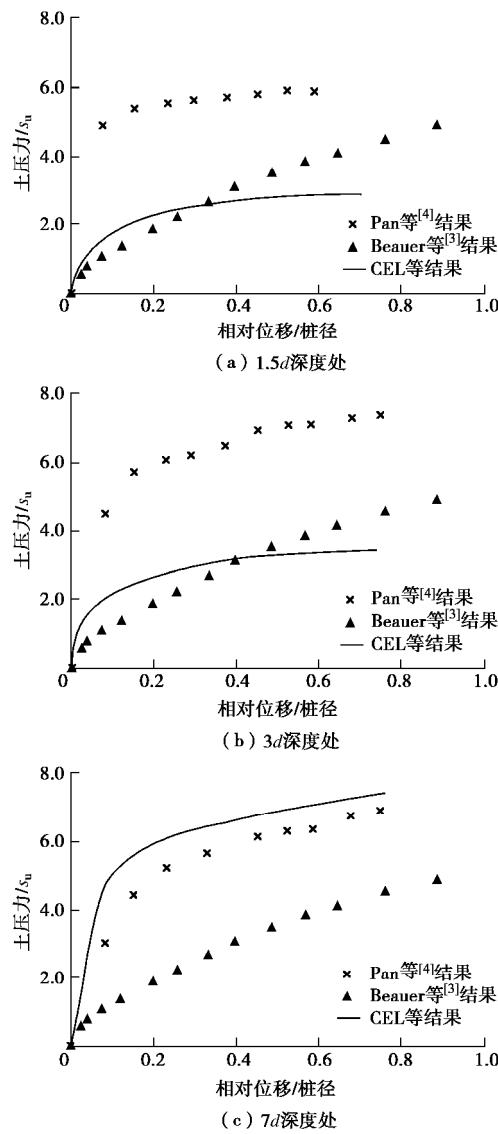


图 12 p - y 曲线对比

Fig. 12 Comparison of p - y curves

Pan 等^[4]也对黏土中的桩受到沿埋深均匀的水平土层位移时, 桩身受到的挤土压力进行了试验研究。试验采用的模型桩为一厚 0.6 cm 的钢板桩, 桩长 29.5 cm, 宽 2.0 cm。在背离土层水平位移方向的桩侧、沿桩身不同埋深处安置测量挤土压力的土压力盒, 且认为土压力盒测量的单侧压力即为桩身受到的挤土压力。由于试验中没有考虑指向土层位移方向的桩侧受到的挤土压力影响, 从而使试验测量的泥面以下浅层范围内的极限土压力与桩靴贯入土层时桩身受到的极限挤土相比偏大。

另外, Bauer 等^[3]与 Pan 等^[4]模型试验中的小尺寸模型桩可能是导致差异的另一个原因。

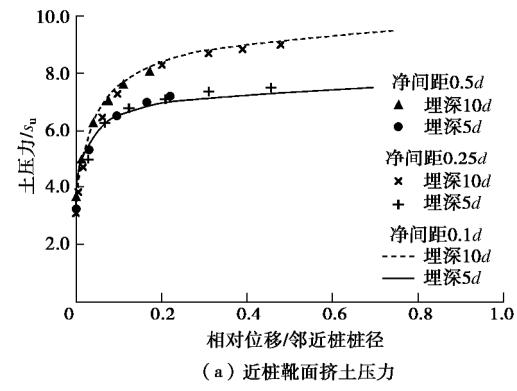
综上, 与单纯受土层运动的被动桩相比, 考虑钻井船插桩影响时的邻近平台桩的受力更为复杂, 已有的一些有关被动桩受力的研究结果不能反映此时邻近平台桩受到的挤土压力的变化。这从本文研究结果与已有的离心模型试验结果基本一致的比较也说明这一问题的特殊与复杂性。

3 参数影响分析

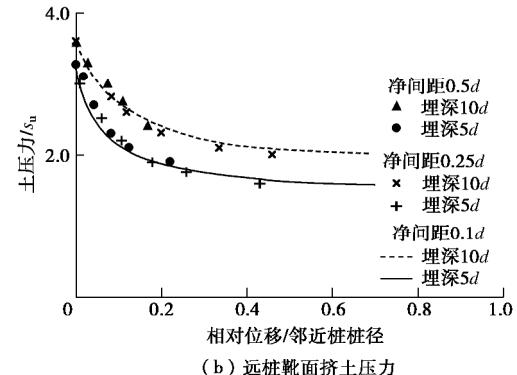
仍采用图 1 中的 CEL 模型, 改变 CEL 模型的参数设置, 阐明黏土不排水剪切强度、弹性模量取值和净间距的变化对插桩挤土压力变化关系。

3.1 净间距的影响

将净间距分别取为 $0.25D$ 和 $0.50D$, 黏土的不排水剪切强度按式(2)确定, 弹性模量取 $150s_u$ 进行计算。图 13 给出了不同净间距时, 桩身受到的插桩挤土压力随桩土相对位移的变化。图中结果表明, 净间距增加时, 近桩靴面与远桩靴面的挤土压力、挤土压力合力随桩土相对位移增加的变化关系与净间距为 $0.10D$ 时计算结果吻合。这说明净间距的变化不影响桩靴贯入土层时邻近桩受到的挤土压力随桩土相对位移的变化关系, 只是当净间距增加时, 桩靴贯入土层导致的桩土相对位移减小, 邻近桩桩身受到的挤土压力也随之减小。因此, 桩靴贯入土层时, 邻近桩桩身受到的挤土压力随桩土相对位移的变化关系是唯一的。



(a) 近桩靴面挤土压力



(b) 远桩靴面挤土压力

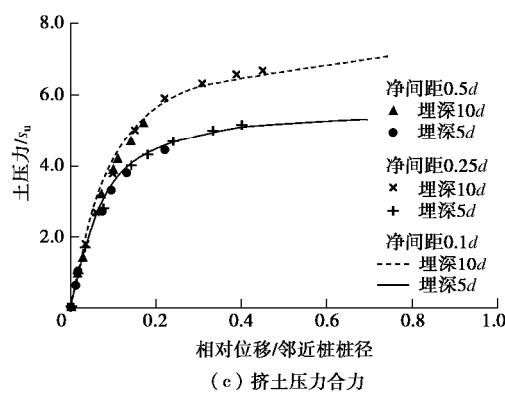


图 13 不同净间距时挤土压力变化规律

Fig. 13 Variation of soil pressures with different clearances

3.2 不排水强度的影响

将黏土层视为沿深度均匀的土层, 将土层的不排水强度分别取为 20, 40 kPa, 土层弹性模量仍取 $150s_u$, 净间距取为 $0.10D$ 进行计算。

为了说明黏土不排水剪切强度对挤土压力随桩土相对位移变化关系以及极限挤土压力的影响, 将黏土的不排水剪切强度 s_u 作为归一化参数, 对计算出的桩身挤土压力进行归一化处理。图 14 给出了归一化挤土压力随桩土相对位移的变化, 图 15 给出了极限挤土压力沿深度的变化。这些结果表明, 随不排水剪切强度增加, 极限挤土压力也随之增加, 且这种增加是成比例的, 于是将不排水剪切强度作为归一化参数得出的归一化插桩挤土力随桩土相对位移的变化关系是唯一的、与黏土不排水剪切强度 s_u 无关。

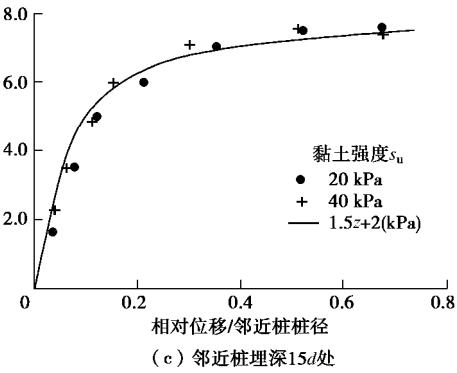
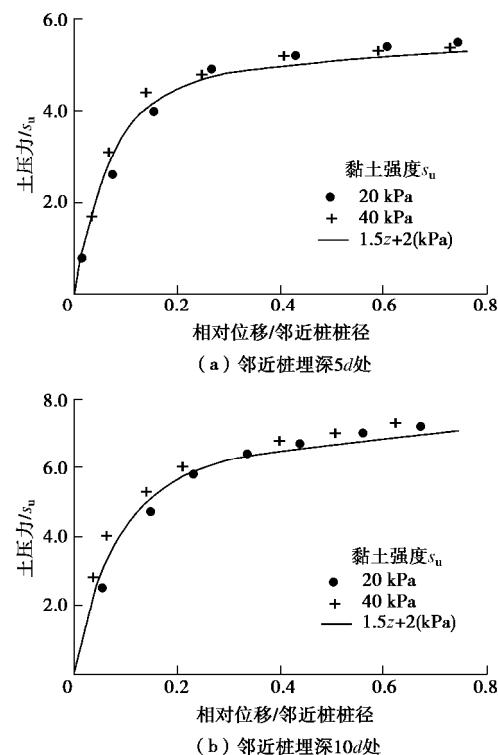
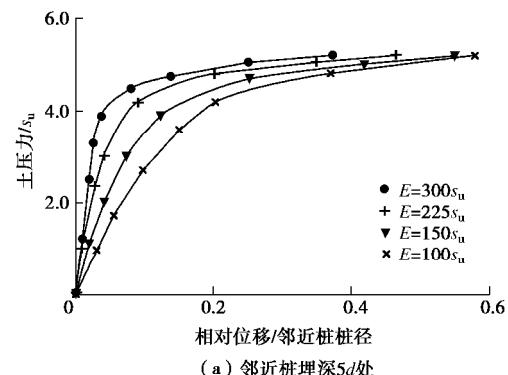


图 14 不同剪切强度时挤土压力合力变化规律

Fig. 14 Variation of soil pressures with different shear strengths

3.3 黏土弹性模量的影响

黏土弹性模量变化范围较大, Matlock 等^[20]认为海洋软黏土弹性模量在 $50s_u \sim 200s_u$, 而 Tho 等^[21]分析邻近桩桩身响应时, 认为海洋中黏土弹性模量在 $100s_u \sim 500s_u$ 。采用黏土强度线性增长的 CEL 模型, 将黏土层的弹性模量设为 $100s_u$, $225s_u$, $300s_u$ 再进行计算, 图 16 给出了不同弹性模量时桩身受到的挤土压力随桩土相对位移的变化规律。从图 16 中可以看出, 不同弹性模量的黏土层, 极限挤土压力值基本一致; 但不同弹性模量的黏土层, 达到极限挤土压力所需的桩土相对位移不同, 当黏土弹性模量从 $100s_u$ 增加到 $300s_u$ 时, 达到极限挤土压力所需的相对位移从 0.3 倍邻近桩桩净减小到 0.1 倍邻近桩桩净。



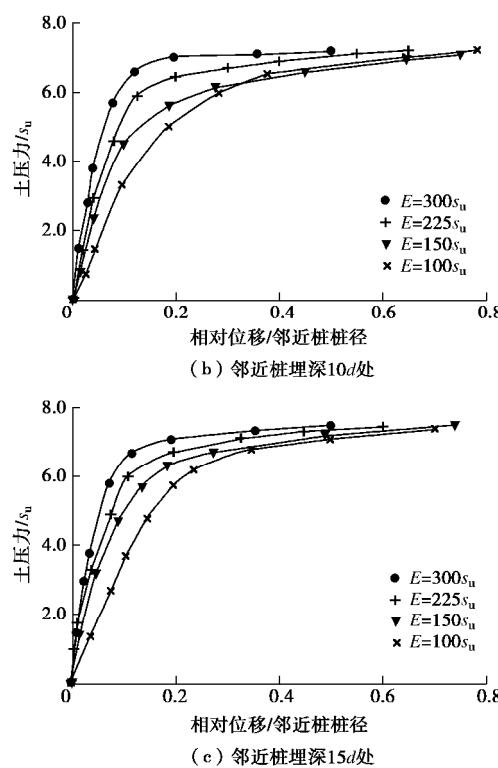


图 16 不同弹性模量黏土挤土压力合力变化规律

Fig. 16 Variation of resultant soil pressures with different moduli of elasticity

4 结 论

利用数值仿真分析方法分析了钻井船桩靴贯入黏土层时, 邻近桩受到的挤土压力的变化, 得到以下 5 点结论。

(1) 可用 CEL 方法定量分析桩靴贯入黏土层时, 邻近桩桩身受到的挤土压力变化。

(2) 桩靴贯入土层时, 邻近桩近桩靴面受到的挤土压力随桩土相对位移增加而不断增大直到极限。泥面以下 $6d$ 范围内, 最大挤土压力随土层埋深逐渐增加, 其变化范围为 $3.5s_u \sim 9.0s_u$; 当土层埋深大于 $6d$ 时, 桩身最大挤土压力为 $9.0s_u$ 。

(3) 桩靴贯入土层时, 远桩靴面受到的挤土压力随桩土相对位移增加而不断减小直到极限。最小挤土压力随土层深度逐渐增加, 其变化范围为 $1.5s_u \sim 2.0s_u$ 。

(4) 桩靴贯入土层时, 桩身受到的挤土压力合力随桩土相对位移增加而不段增大直到极限。泥面以下 $6d$ 范围内, 桩身极限挤土压力合力随土层深度逐渐增加, 其变化范围为 $2.0s_u \sim 7.5s_u$; 当土层埋深度大于 $6d$ 时, 极限挤土压力合力为 $7.5s_u$, 这比主动桩极限土压力略小。

(5) 改变桩靴贯入黏土层时的净间距和黏土不排

水剪切强度时, 插桩挤土力随桩土相对位移的变化关系并不会发生改变, 邻近桩桩身受到的挤土压力随桩土相对位移的变化关系是唯一的; 黏土弹性模量对极限挤土压力值无影响, 当黏土弹性模量从 $100s_u$ 增加到 $300s_u$ 时, 达到极限挤土压力所需的相对位移从 0.3 倍邻近桩桩净减小到 0.1 倍邻近桩桩净。

参 考 文 献:

- [1] DE BEER E E. The effects of horizontal loads on piles due to surcharge or seismic effects[C]// Proceeding of 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Tokyo, 1997: 345 - 558.
- [2] BRANSBY M F. Difference between load-transfer relationships for laterally loaded pile groups: active $p-y$ or passive $p-\delta$ [J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1996, 122(12): 1015 - 1018.
- [3] BAUER J, KEMOFERT H G, REUL O. Lateral pressure on piles due to horizontal soil movement[J]. International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, 2016(4): 1 - 12.
- [4] PAN J L, GOH A T C, WONG K S, et al. Ultimate soil pressures for piles subjected to lateral soil movements[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(6): 530 - 535.
- [5] MIAO L F, GOH A T C, WONG K S, et al. Three-dimensional finite element analyses of passive pile behaviour[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2010, 30(7): 599 - 613.
- [6] KAHYAOGLU M R, IMANCLI G, OZTURK A U, et al. Computational 3D finite element analyses of model passive piles[J]. Computational Materials Science, 2009, 46(1): 193 - 202.
- [7] PAN J L, GOH A T C, WONG K S, et al. Three-dimensional analysis of single pile response to lateral soil movements[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2002, 26(8): 747 - 758.
- [8] 李 琳, 程青雷, 丁克胜, 等. 被动桩侧向土压力的三维数值模拟[J]. 水利水运工程学报, 2015(6): 17 - 24. (LI Lin, CHENG Qing-lei, DING Ke-sheng, et al. Three-dimensional numerical analyses of lateral soil pressure on passive pile[J]. Hydro-science and Engineering, 2015(6): 17 - 24. (in Chinese))
- [9] WHITE D J, THOMPSON M J, SULEIMAN M T, et al. Behavior of slender piles subject to free-field lateral soil movement[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental

- Engineering, 2008, **134**(4): 428 - 436.
- [10] 傅 翔, 谢 强, 张永兴, 等. 全埋式抗滑桩倾覆破坏的室内模型试验研究[J]. 岩土力学, 2014, **35**(8): 2205 - 2211. (FU Xiang, XIE Qiang, ZHANG Yong-xing, et al. Model experimental study of toppling failure of fully-embedded anti-sliding pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, **35**(8): 2205 - 2211. (in Chinese))
- [11] 蔡 强, 李乾坤, 石胜伟, 等. 钢管抗滑短桩受力特性物理模型试验研究[J]. 岩土力学, 2016, **37**(增刊 2): 679 - 684. (CAI Qiang, LI Qian-kun, SHI Sheng-wei, et al. Study of mechanical characteristics of short anti-sliding steel pipe pile by physical model test[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, **37**(S2): 679 - 684. (in Chinese))
- [12] CHENG X S, ZHENG G, DIAO Y, et al. Experimental study of the progressive collapse mechanism of excavations retained by cantilever piles[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2017, **54**(4): 574 - 587.
- [13] NGUYEN H H, KHABBAZ H, FATAHI B, et al. Bridge pile response to lateral soil movement induced by installation of controlled modulus columns[C]// Procedia Engineering. Guimaraes, 2016: 475 - 482.
- [14] XIE Y. Centrifuge model study on spudcan-pile interaction[D]. Singapore: National University of Singapore, 2009.
- [15] 王建华, 兰 斐. 钻井船插桩对邻近桩影响的耦合欧拉-拉格朗日有限元方法研究[J]. 岩土力学, 2016, **37**(4): 1127 - 1136. (WANG Jian-hua, LAN Fei. A coupled Eulerian-Lagrange FEM method for analyzing the effects of spudcan penetration on an adjacent pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, **37**(4): 1127 - 1136. (in Chinese))
- [16] 戴笑如, 王建华, 范怡飞. 钻井船插桩 CEL 数值模拟中的若干问题[J]. 岩土力学, 2018, **39**(6): 1001 - 1008. (DAI Xiao-ru, WANG Jian-hua, FAN Yi-fei. Analysis on several issues of numerical simulation of the spudcan penetration based on CEL method[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, **39**(6): 1001 - 1008. (in Chinese))
- [17] HIBBITT D, KARLSSON B, SORENSEN P. ABAQUS6.13 analysis user's guide[M]. HKS Co, 2013: 1229 - 1230.
- [18] 范怡飞, 王建华, 戴笑如. 基于土体的大变形分析钻井船插桩对邻近桩的影响[J]. 岩土工程学报, 2018, **40**(1): 91 - 99. (FAN Yi-fei, WANG Jian-hua, DAI Xiao-ru. Analysis of effects of spudcan penetration on adjacent piles based on soil LDFE calculation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, **40**(1): 91 - 99. (in Chinese))
- [19] FAN Y, WANG J H. Lateral response of piles subjected to a combination of spudcan penetration and pile head loads[J]. Ocean Engineering, 2018, **156**: 468 - 478.
- [20] MATLOCK H. Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay[C]// Offshore Technology in Civil Engineering. Houston, 1970: 77 - 94.
- [21] 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.