

DOI: 10.11779/CJGE202008019

管土界面摩擦疲劳效应对深水井口导管贯入阻力的影响

王 腾¹, 何家龙¹, 刘锦昆²

(1. 中国石油大学(华东)船舶与海洋工程系, 山东 青岛 266580; 2. 中石化石油工程设计有限公司(SPE), 山东 东营 257026)

摘 要: 深水井口导管在黏土中的贯入阻力与导管土体界面产生的摩擦疲劳密切相关。在导管安装过程中, 管土界面会产生摩擦疲劳, 使得导管-黏土界面处的侧摩阻力降低。采用 ABAQUS 软件中任意拉格朗日欧拉法(ALE)模拟导管的贯入过程, 并通过子程序 VUSDFLD 和 VFRIC 来模拟导管土体黏性接触面的摩擦疲劳效应, 研究了在均质黏土和非均质黏土中, 摩擦疲劳对导管贯入阻力的影响, 以及循环划井眼解卡的基本原理。研究表明: 由于摩擦疲劳的影响, 管土界面之间的黏聚力系数随贯入位移逐渐降低并趋近于土体的灵敏度倒数, 从而导致单位侧摩阻力降低, 在贯入结束时, 均质土和非均质土中导管总贯入阻力分别减小 42.60%, 28.48%; 导管划井眼时的上下循环运动, 增大了土体的“累积剪切位移”, 使得管土界面之间的摩擦疲劳增大, 导管贯入阻力降低, 使得“卡住”的导管可以继续贯入到设计深度。

关键词: 导管; 贯入阻力; 黏性接触面; 摩擦疲劳; 划井眼

中图分类号: TU470 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2020)08-1532-08

作者简介: 王 腾(1973—), 男, 山东海阳人, 博士, 教授, 主要从事海洋岩土工程方面的研究工作。E-mail: wteng73@upc.edu.cn.

Influences of friction fatigue effects of conductor-soil interface on penetration resistance of conductor of wellhead in deep water

WANG Teng¹, HE Jia-long¹, LIU Jin-kun²

(1. Department of Offshore Engineering, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China; 2. Sinopec Petroleum Engineering Corporation, Dongying 257026, China)

Abstract: The penetration resistance of deep-water conductor in clay is closely related to the friction fatigue at the conductor-soil interface. The shear stress at the conductor-soil interface decreases because of the friction fatigue caused by the installation of conductor. The penetration process of the conductor is simulated by using the arbitrary Lagrange-Euler method (ALE) in ABAQUS. The friction fatigue effects of the adhesive contact interface between the conductor and the soil is simulated by using the VUSDFLD and VFRIC subroutines. The influences of friction fatigue on penetration resistance of the conductor and the fundamental principles of reciprocation in homogeneous clay and heterogeneous clay are studied. The results show that the cohesion coefficient at the conductor-soil interface gradually decreases with the penetration and approaches the inverse of the soil sensitivity due to the friction fatigue effects, resulting in a reduction in the unit shaft resistance. The total penetration resistance of the conductor in homogeneous clay and heterogeneous clay decreases by 42.60% and 28.48%, respectively at the end of penetration. The reciprocation of the conductor increases the “cumulative shear displacement” of soil, which inflicts significant fatigue damage to the soil at the conductor-soil interface, and the penetration resistance of the conductor decreases, so that the “stuck” conduction can continue to penetrate into the design depth.

Key words: conductor; penetration resistance; adhesive contact interface; friction fatigue; reciprocation

0 引 言

水下井口导管是井身结构中的第一层表层套管, 它为整个导管柱、海底采油树和防喷器组提供结构和支撑。目前, 在深水环境中把喷射下导管技术当作首选的导管安装方法^[1-2]。简单来说, 如图 1 所示, 整个喷射管串系统由内外两层管柱组成, 内层管柱主要包括底部钻具组合(BHA)、钻柱等, 外层管柱为导管。

管串送达海底泥线时, 钻头边旋转边喷射钻孔, 管串依靠自身的重力克服土体摩擦阻力, 保证导管顺利贯入。在导管贯入过程中, 如果设计的管串重量过大, 导管下至预定深度时, 松开大钩后, 由于管土之间的侧摩阻力过小, 导致井口失稳并下沉。如果设计的管

串重量过小, 在安装过程中会出现卡钻现象, 导管无法下至预定深度^[3]。因此, 需要正确评估导管贯入过程中的阻力变化, 合理配置管串重量, 保证导管下入到设计深度。

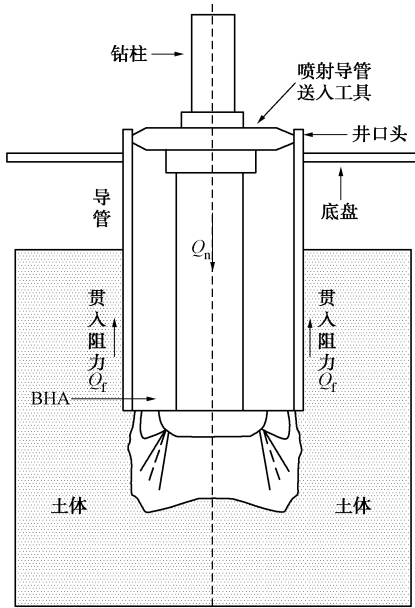


图 1 喷射下导管示意图

Fig. 1 Schematic diagram of jetting conductor

由于导管的贯入安装过程和桩基贯入过程相似, 因此, 通常参考桩基贯入阻力变化来研究导管贯入阻力。Randolph 等^[4]、White^[5]、Gravin 等^[6-7]、刘俊伟等^[8]对桩基贯入研究表明, 桩侧的单位侧摩阻力达到极限后, 随着桩的继续贯入, 桩身单位侧摩阻力出现不同程度的退化, 并指出桩身某一截面处侧摩阻力与桩土间的相对位移存在关系, 称这种效应为桩 - 土界面的剪切疲劳退化效应^[9-10]。同样的, 在导管贯入过程中, 管土之间存在较大的相对位移, 管身单位侧摩阻力也会出现不同程度的退化, 即管土界面处会出现剪切疲劳退化效应。管土之间的侧摩阻力达到极限后会出现退化, 最终衰减到一个定值, 对应的桩土界面的黏聚力系数 α 通常为土体的灵敏度 S_t 的倒数 (Kvalatad 等^[11]、Zhou 等^[12]、Kim 等^[13]), 而 Beck 等通过现场试验得出导管的单位侧摩阻力通常取未扰动土体的不排水抗剪强度的 $1/4 \sim 1/3$, 近似达到该区域土体的灵敏度的倒数 ($S_t=2.6 \sim 3.6$)^[14]。

本文采用 ABAQUS 中任意拉格朗日欧拉法 (ALE) 模拟导管的大变形贯入过程, 并通过子程序 VUSDFLD 和 VFRIC 来模拟均质黏土和非均质黏土中导管土体的黏性接触面的摩擦疲劳效应, 正确模拟导管贯入过程中管土界面的荷载传递机理, 合理地确定导管贯入过程中的贯入阻力, 研究划井眼解卡的基本原理, 以保证导管在实际安装过程中顺利贯入这一工程问题。

1 管土黏性接触面的摩擦疲劳模型

在导管安装过程中, 导管的贯入阻力主要是管土界面之间的侧摩阻力。然而, 在安装过程中, 由于管土界面产生的摩擦疲劳效应, 单位侧摩阻力随着导管的贯入而不断减小, 最后保持稳定^[1]。一般地, ABAQUS 软件采用库仑摩擦来计算两个接触物体之间的剪应力, 即极限剪应力 τ_{crit} 随着接触压力 P 的增加而增加, 表达式为

$$\tau_{crit} = \mu_n P \quad (1)$$

式中, μ_n 为管土接触面的摩擦系数。

然而, 在不排水情况下, 黏土中管土界面的剪应力是当前土体强度 S_u 的函数, 即

$$\tau_{crit} = \alpha S_u \quad (2)$$

式中, α 是界面的黏聚力系数, 取值范围为 $0 \sim 1$, S_u 为未扰动土体的不排水抗剪强度^[16]。

对于桩基贯入过程中出现的摩擦疲劳效应, 帝国理工学院法 (ICP/MTD)、Fugro 法、西澳大学法 (UWA) 推荐通过引入 $(h/R)^n$ 来考虑桩基贯入黏土中桩侧阻力退化, 其中 h 为土体离桩端的距离, R 为桩的半径, n 为退化系数。对于管桩而言, 又对桩半径 R 进行修正, 即 $R^* = (R_o^2 - R_i^2)^{0.5}$, 其中, R_o 为桩的外径, R_i 为管桩内径^[17]。因此, 通过对公式 (2) 中的 α 进行修正, 得到一个含有摩擦疲劳的导管土体黏性接触面模型^[15]:

$$\alpha = (h/R^*)^n \quad (3)$$

式中, n 通常取 -0.2 ^[19-20], 土体离桩端的距离 h 如图 2 所示。当土体完全扰动时, $\alpha = 1/S_t$ 。

于是, 导管总的极限贯入阻力 Q_f 为

$$Q_f = \int_{ML}^{TD} \pi D \tau_{crit} dz \quad (4)$$

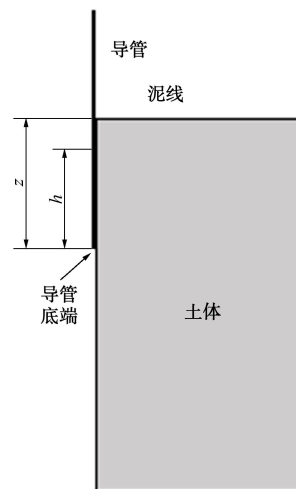


图 2 导管贯入深度和导管底端经过土体某位置的示意图

Fig. 2 Sketch of penetration depth z and distance from conductor tip h

对于理想的均质黏土，可以在 ABAQUS 中设定单一的界面的极限剪应力实现黏性接触。对于非均质黏土，由于土体的不排水剪切强度随着深度变化，在 ABAQUS 中不能设置随深度变化的极限侧摩阻力值，也不能考虑管土界面摩擦疲劳效应导致的 τ_{crit} 随着导管贯入而不断变化。因此，本文中需要借助子程序 VUSDFLD 和 VFRIC 来实现导管土体之间的黏性接触面，实现过程见图 3 管土黏性接触面摩擦疲劳模型的流程图。

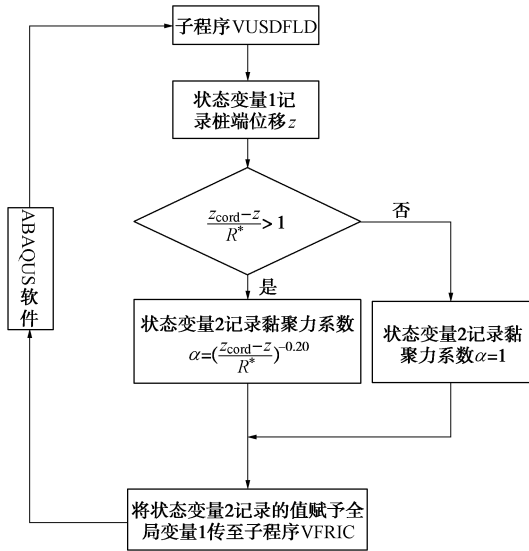


图 3 考虑摩擦疲劳的黏性接触面计算流程图

Fig. 3 Flow chart of calculation of adhesive contact surface considering friction fatigue

2 导管连续贯入数值模拟

本文使用有限元软件 ABAQUS 来研究导管安装过程中贯入阻力的变化。由于在导管安装过程中，管侧土体单元会发生大变形导致模拟终止，所以对管侧一定范围内的土体采用任意拉格朗日欧拉法（ALE 法），使得网格与物质点之间相互脱离，因而即使网格发生了很大的扭曲变形，ALE 法也能使整个安装过程中保证高质量的网格，保证计算精度^[21]。

2.1 管土模型

(1) 几何参数

根据导管安装的实际过程，将导管安装问题简化一个轴对称模型，如图 4 所示。在导管贯入过程中，由于水射流的切割作用，导管底部的土体会随着钻井液返回泥线以上，从而形成一个略小于导管外径的井眼，为了模拟这个过程，采用 ABAQUS 软件中的单元生死功能，实现导管一边贯入管底土体单元一边被“杀死”^[22]。

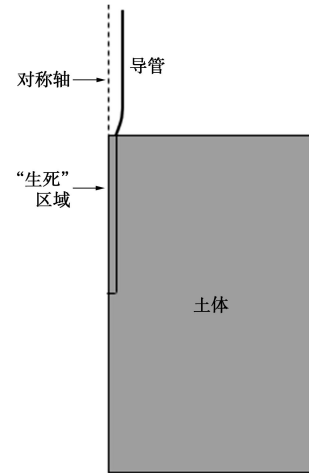


图 4 简化后的导管安装示意图

Fig. 4 Schematic diagram of simplified model for jetting conductor

在本研究中导管直径为 0.762 m（30 英寸），贯入深度为 80 m^[24]。导管采用 RAX2 单元，模拟为一个离散刚体。为了避免在分析过程中出现边界效应，土体模型的尺寸为 80 m × 160 m，采用 CAX4R 单元，土体为理想的弹塑性体，土体强度随深度变化，土体强度剖面以及所用参数如表 1 所示^[25]。

表 1 土体模型材料参数表

Table 1 Parameters of finite element model in this study

参数	有效重度 $\gamma' / (\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$	初始土体不排水抗剪强度 S_u / kPa	泊松比 ν	杨氏模量 E / kPa	灵敏度 S_t
数值	6.50	$5 + 0.91z_d$	0.49	$500S_u$	7

(2) 网格与边界条件

模型中对于土体网格进行区域划分如图 5 所示，管侧土体网格采用 ALE 法，调节该区域网格种子密度疏密，使得靠近导管区域网格加密，远离导管区域网格稀疏，从而保证模型计算可靠，并且减小数值模拟时间。导管从泥线处以恒定速率 5 mm/s 贯入，以保证在不排水条件下完成导管安装过程^[26]，导管的贯入速率范围为 40 ~ 80 m² h^[27]。

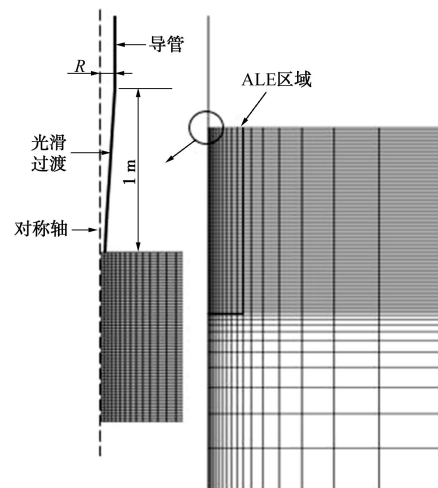


图 5 模型网格划分示意图

Fig. 5 Schematic diagram of model mesh

导管土体界面被模拟为黏性接触面, 采用 ABAQUS 软件中的面面接触, 通过子程序 VUSDFLD 来更新界面的黏聚力系数 α , 取值为 $\alpha = \min(1, (h/R^*)^{0.20})$ 。

2.2 数值模型验证

(1) 黏性接触面算法验证

为了验证管土黏性接触面的正确性, 在 ABAQUS 中建立验证模型, 如图 6 所示。导管设为离散刚体, 导管上设置参考点只允许导管竖向运动。模拟黏土为理想的弹塑性体, 满足 Tresca 屈服准则, 约束土体上下边界的竖向位移, 土体的右侧施加 20 kPa 压力来考虑初始应力场。黏土的不排水强度 $S_u=10$ kPa, 弹性模量是 $500S_u$, 泊松比是 0.49。管土之间的相互接触算法选用“面面接触”, 调用子程序 VFRIC 计算侧摩阻力, 摩擦系数 $\alpha=0.5$ 。

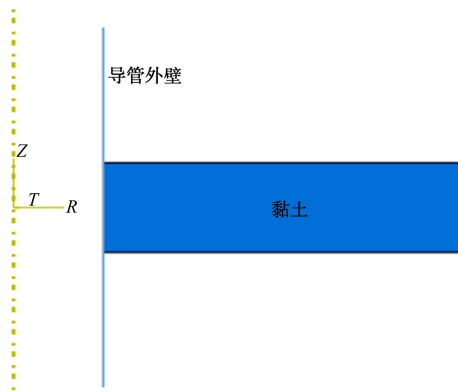


图 6 管土界面摩擦力计算模型

Fig. 6 Finite element model for calculation of friction between conductor and clay interface

由图 7 可知, 通过子程序 VFRIC 实现管土黏性接触算法得到的极限单位侧摩阻力为 5 kPa, 满足 API 规范给出的黏土摩擦力计算公式 $\tau_{crit} = \alpha S_u$ 。

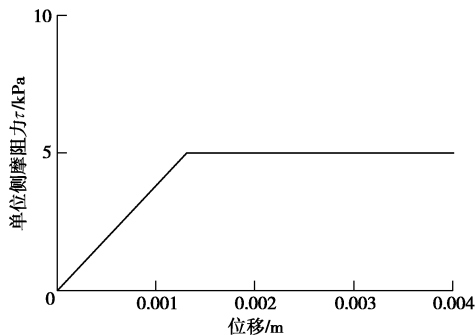


图 7 管土界面摩擦力算法验证

Fig. 7 Verification of method for friction of conductor-clay interface

(2) 考虑摩擦疲劳的黏性接触面算法验证

为了验证上述给出的管土黏性接触面的摩擦疲劳

模型的正确性, 将使用该模型模拟得到的导管贯入阻力 - 深度曲线与 Beck 在墨西哥湾的进行的喷射下导管试验结果进行了比较。验证模型参数为: 导管直径 $D=0.762$ m, 贯入深度 30 m。黏土的土体强度剖面为 $S_u=0.5+0.87z_d$ (kPa), z_d 为土体深度, 黏土的有效重度 $\gamma'=6.5$ kN/m³。

从图 8 中可以看出, 基于本文提出的考虑摩擦疲劳效应的管土黏性接触面模型得到的数值模拟结果与 Beck 的现场喷射下导管试验结果吻合良好, 验证了计算模型的正确性。

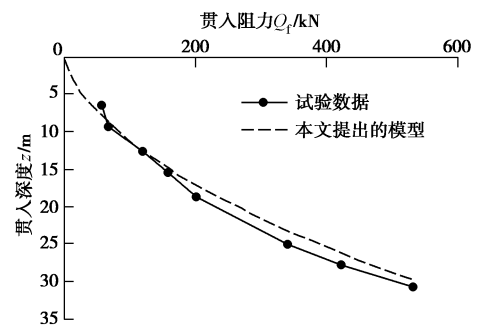


图 8 本文数值模型和 Beck 试验结果的比较

Fig. 8 Comparison between numerical and test results

3 分析与结果

3.1 摩擦疲劳对贯入阻力的影响

为了研究摩擦疲劳对贯入阻力的影响, 根据数值模拟给出了导管贯入阻力随着深度的变化曲线如图 9, 10 所示。

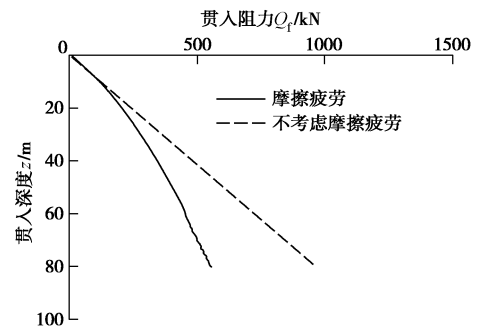


图 9 摩擦疲劳对导管贯入阻力的影响 (均质土)

Fig. 9 Effects of friction fatigue on conductor penetration resistance (homogeneous soil)

对于图 9 中的均质土而言, 当不考虑摩擦疲劳时, 导管贯入阻力随着贯入深度线性增加, 当考虑摩擦疲劳时, 贯入深度小于 15 m, 摩擦疲劳对导管总贯入阻力的影响很小, 当超过此深度后, 摩擦疲劳影响程度增加, 导管总贯入阻力随着贯入深度呈现非线性增大, 增大的幅度逐渐减小。当导管贯入过程结束时, 考虑摩擦疲劳和不考虑摩擦疲劳得到的贯入阻力分别是

553.92, 965.02 kN, 贯入阻力下降 42.60%。同样的, 对于图 10 中的非均质土而言, 摩擦疲劳在贯入初期影响并不明显, 但是不论考不考虑摩擦疲劳, 贯入阻力随着贯入深度都是呈现非线性增加, 考虑摩擦疲劳和不考虑摩擦疲劳得到的贯入阻力分别是 2805.31, 3922.35 kN, 贯入阻力下降 28.48%。

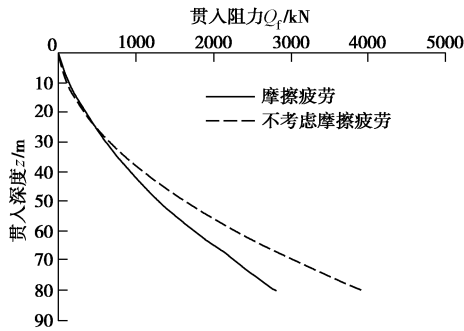


图 10 摩擦疲劳对导管贯入阻力的影响 (非均质土)
Fig. 10 Effects of friction fatigue on conductor penetration resistance (heterogeneous soil)

为了进一步研究管土界面处产生的摩擦疲劳对导管贯入阻力的影响, 选择深度为 10, 40, 60 m 处的单位侧摩阻力 τ 作为研究对象, 并给出管土界面处的单位侧摩阻力 τ 随着贯入深度的变化曲线以及土体的未扰动不排水抗剪强度随深度变化曲线, 如图 11, 12 所示。

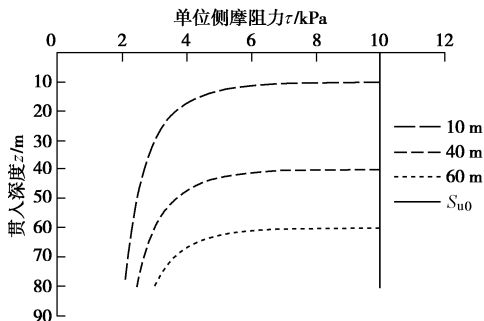


图 11 管土界面处单位侧摩阻力随着贯入深度变化曲线 (均质土)

Fig. 11 Variation of unit shaft resistance at conductor-soil interface with penetration depth (homogeneous soil)

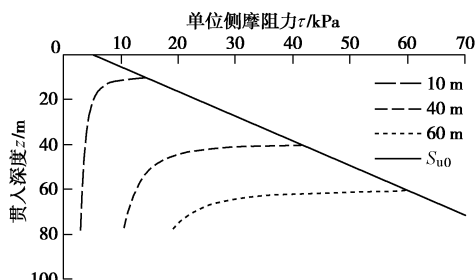


图 12 管土界面处单位侧摩阻力随着贯入深度变化曲线 (非均质土)

Fig. 12 Variation of unit shaft resistance at conductor-soil interface with penetration depth (heterogeneous soil)

从图 11, 12 中可以看出, 对于均质土和非均质土而言, 管土之间的单位侧摩阻力 τ 是随着贯入深度不断降低的, 并且降低的幅度是逐渐减小的^[28], 最终保持稳定。其次, 对于上部土体而言, 产生的摩擦疲劳程度大于下部土体的, 这表明不同深度处土体的侧摩阻力的退化是异步的, 这是不同深度土体距管端距离不同, 这与蒋建平等^[29]基于现场试验得到的结论是一致的。虽然, 管土界面之间的摩擦疲劳程度随着导管贯入不断增大, 但是由于管土接触面积增大导致增加的侧摩阻力一直大于摩擦疲劳减小的侧摩阻力, 所以导管总的贯入阻力是随着贯入深度增加而增加的。

3.2 循环划井眼对贯入阻力的影响

在实际导管安装作业中, 由于随导管贯入深度的增加, 导致导管贯入阻力逐渐增大, 可能导致管串自重小于导管贯入阻力, 发生卡钻事故。在现场工作中, 当发生卡钻时, 导管上下连续循环进行划井眼作业, 可有效降低导管与黏土之间的侧摩阻力。Beck 等^[30]发现, 在卡钻时通过划井眼可以解卡, 使得钻井作业继续, 但对划井眼解卡的机理并未提及。

Wang 等^[31]在对一系列 T-bar 循环贯入试验进行总结得到了一个基于累积剪切位移的循环退化模型, 同样的, 在划井眼过程中, 导管上下运动对管周土体也产生循环累积剪切位移作用。根据 Wang 等^[31]对式(3)进行修改, 提出循环位移荷载作用下, 管土界面处的单位侧摩阻力退化模型, 如

$$\tau_{crit} = \alpha S_u = (h_{acc} / R^*)^{-0.2} S_u \quad (5)$$

式中, h_{acc} 为土体单元的累积剪切位移 (m)。

在导管划井眼过程中, 导管的贯入深度随时间的变化曲线如图 13 所示。在 60 m 深度处上下循环导管, 循环幅值为 10 m, 模拟划井眼作业。

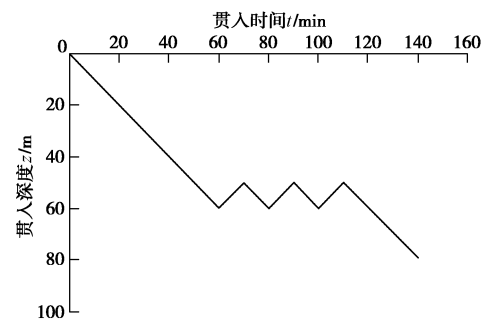


图 13 划井眼作业时的导管贯入深度随时间变化曲线

Fig. 13 Variation of conductor penetration depth with time

图 14 给出了划井眼过程中不同深度处的土体累积剪切位移 h_{acc} , 采取划井眼作业后, h_{acc} 明显增大。

图 15, 16 给出了划井眼作业贯入阻力的变化曲线。从图中可见, 均质土和非均质土, 随着划井眼循环次数的增加, 导管贯入阻力逐渐减小, 远小于不划

井眼时的工况。表 2 给出了导管贯入阻力随循环累积位移变化规律。随着循环累积位移的增加, 导管贯入阻力逐渐减小, 划井眼作业结束之后, 均质土和非均质土中的导管贯入阻力分别为 290.11, 974.09 kN, 贯入阻力分别减小 36.36%, 43.46%。此时, 导管总的贯入阻力小于自身重量, 导管可以在自身重力作用下贯入, 这对解卡是有意义的。

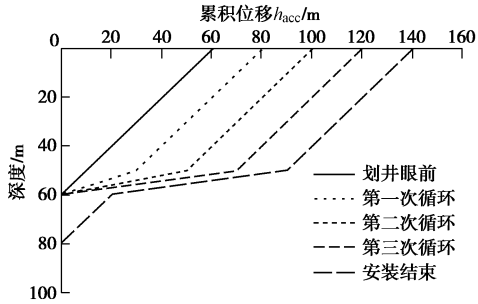


图 14 划井眼过程中不同深度处的土体的累积剪切位移

Fig. 14 Cumulative displacements of soil at different depths during reciprocation

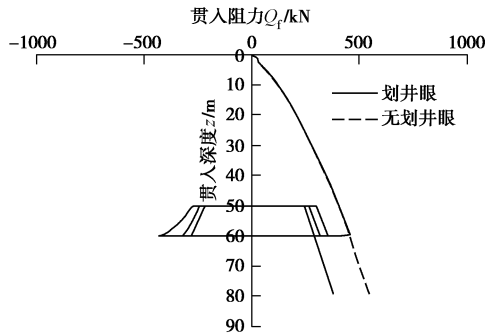


图 15 划井眼对贯入阻力的影响 (均质土)

Fig. 15 Effects of reciprocation on resistance of conductor (homogeneous soil)

表 2 循环后的导管贯入阻力表

Table 2 Conductor resistances after each reciprocation

累积剪切位移 h_{acc}/m	均质土/ kN	非均质土/ N
60	455.89	1722.86
80	352.19	1211.71
100	315.17	1066.80
120	290.11	974.09

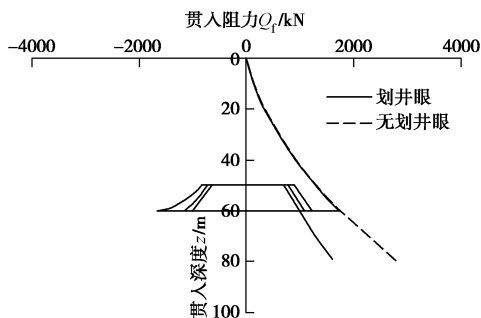


图 16 划井眼对贯入阻力的影响 (非均质土)

Fig. 16 Effects of reciprocation on resistance of conductor (heterogeneous soil)

在图 17, 18 中给出了划井眼过程中管土界面中不同深度处的单位侧摩阻力随着导管靴位置变化曲线, 从图可以看出, 在划井眼过程中, 单位侧摩阻力 τ 不断降低, 并且在划井眼过程中出现了负值, 这表明导管上下循环时土体对导管的侧摩阻力的方向发生改变, 最终 α 减小到 0.176, 趋近于 $1/S_f=0.143$ 。

如图 17, 18 所示, 以 40 m 深度处土体为例, 对于均质土和非均质土而言, 在未进行划井眼作业之前, 该处单位侧摩阻力分别为 3.02, 12.16 kPa, 划井眼作业完成后, 该处单位侧摩阻力减小至 1.97, 7.94 kPa, 分别下降 34.77%, 34.70%, 这是划井眼作业降低管土侧摩阻力的基本原理。

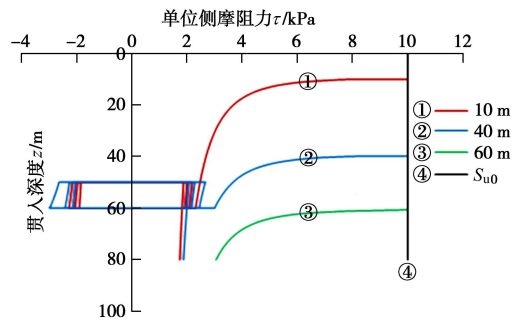


图 17 划井眼过程中管土界面处单位侧摩阻力随着贯入深度变化曲线 (均质土)

Fig. 17 Variation of unit shaft resistance at conductor-soil interface with penetration depth during reciprocation (Homogeneous soil)

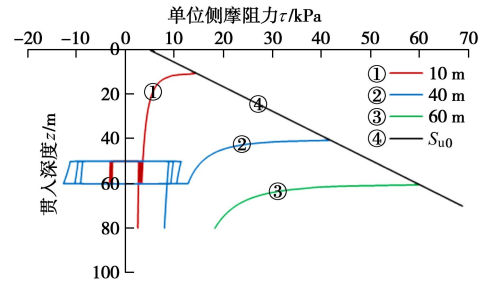


图 18 划井眼过程中管土界面处单位侧摩阻力随着贯入深度变化曲线 (非均质土)

Fig. 18 Variation of unit shaft resistance at conductor-soil interface with penetration depth during reciprocation (heterogeneous soil)

4 结 论

本文采用数值模拟方法对导管下入过程管土界面的摩擦疲劳效应进行了研究, 合理地确定导管贯入过程中的贯入阻力的变化, 得到以下 3 点结论。

(1) 对 ABAQUS 进行二次开发, 建立管土黏性接触面的摩擦疲劳模型, 用于模拟导管单调贯入过程中管土界面的单位侧摩阻力的退化, 并与试验数据进行对比, 验证了该模型的正确性。

(2) 摩擦疲劳导致管土之间的黏聚力系数随着贯入深度的增加而不断降低并趋近于土体灵敏度的倒数 $1/S_t$, 最终导致在均质土和非均质土中, 导管总的贯入阻力分别减小 42.60%, 28.48%。

(3) 提出了循环剪切位移作用下, 管土界面的单位侧摩阻力退化模型, 并应用到导管划井眼作业中用于解释划井眼解卡的基本原理。

参考文献:

- [1] AKERS T J. Jetting of structural casing in deepwater environments: job design & operational practices[J]. SPE Drilling and Completion, 2018, **23**(1): 29 - 40.
- [2] 王 腾, 孙宝江. 深水喷射井口结构套管水平承载力[J]. 中国石油大学学报(自然科学版), 2008, **32**(5): 50 - 53. (WANG Teng, SUN Bao-jiang. Lateral bearing capacity of jetting structural casing of wellhead in deepwater[J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2008, **32**(5): 50 - 53. (in Chinese))
- [3] 唐海雄, 罗俊丰, 叶吉华, 等. 南海超深水喷射钻井导管入泥深度设计方法[J]. 石油天然气学报, 2011, **33**(3): 147 - 151. (TANG Hai-xiong, LUO Jun-feng, YE Ji-hua, et al. Method of design of conductor setting depth for ultra-deepwater jetting drilling in South China Sea[J]. Journal of Oil and Gas Technology, 2011, **33**(3): 147 - 151. (in Chinese))
- [4] RANDOLPH M F. Science and empiricism in pile foundation design[J]. Géotechnique, 2003, **53**(10): 847 - 875.
- [5] WHITE D J, LEHANE B M. Friction fatigue on displacement piles in sand[J]. Géotechnique, 2004, **54**(10): 645 - 658.
- [6] GAVIN K G, KELLY O, BRENDAN C. Effect of friction fatigue on pile capacity in dense sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, **133**(1): 63 - 71.
- [7] GAVIN K, GALLAGHER D, DOHERTY P, et al. Field investigation of the effect of installation method on the shaft resistance of piles in clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2010, **47**(7): 730 - 741.
- [8] 刘俊伟, 张明义, 赵洪福, 等. 基于球孔扩张理论和侧阻力退化效应的压桩力计算模拟[J]. 岩土力学, 2009, **30**(4): 1181 - 1185. (LIU Jun-wei, ZHANG Ming-yi, ZHAO Hong-fu, et al. Computational simulation of jacking force based on spherical cavity expansion theory and friction fatigue effect[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(4): 1181 - 1185. (in Chinese))
- [9] 黄生根, 龚维明. 桩端压浆对超长直径桩侧阻力的影响研究[J]. 岩土力学, 2006, **27**(5): 711 - 716. (HUANG Sheng-gen, GONG Wei-ming. Study on effect of base grouting on shaft friction of overlength large diameter pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, **27**(5): 711 - 716. (in Chinese))
- [10] 张忠苗, 刘俊伟, 俞 峰, 等. 静压管桩终压力与极限承载力的相关关系研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(8): 1207 - 1213. (ZHANG Zhong-miao, LIU Jun-wei, YU Feng, et al. Relationship between terminative jacking force and ultimate bearing capacity of jacked pipe piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(8): 1207 - 1213. (in Chinese))
- [11] KVALSTAD T J, NADIM F, HARBITZ C B. Deepwater geohazards. Geotechnical concerns and solutions[C]// Proc, Offshore Technology Conf, Offshore Technology Conference, 2001, Houston.
- [12] ZHOU H, RANDOLPH M F. Resistance of full-flow penetrometers in rate-dependent and strain-softening clay[J]. Géotechnique, 2009, **59**(2): 79 - 86.
- [13] KIM Y H, HOSSAIN M S. Numerical study on pull-out capacity of torpedo anchors in clay[J]. Geotech Lett, 2016, **6**(4): 1 - 8.
- [14] BECK R D, JACKSON C W, HAMILTON T K. Reliable deep-water structural casing installation using controlled jet-ting[C]// Annual Technical Conference and Exhibition, Society of Petroleum, 1991, Texas: 75 - 84.
- [15] WHITTLE A J, SUTABURT T. Parameters for average gulf clay and prediction of pile set-up in the gulf of mexico[C]// ASCE Conference Proceedings, 2005, Texas: 440 - 458.
- [16] API RP 2A-WSD. API Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms-Working Stress Design (21st)[S]. Washington D C: American Petroleum Institute, 2005.
- [17] LYMON C R, WANG S T, JOSE A, et al. A Program for the Study of Driven Piles under Axial Loads[M]. Austin: Howard Lane, 2015: 110 - 130.
- [18] WANG T, LIU W L, WU R, et al. Simulation of T-bar penetration in soft clay with adhesive contact[J]. Marine Georesources and Geotechnolog, 2019(1): 1 - 10.
- [19] COOKE R W, PRICE G, TARR K. Jacked piles in London clay: a study of load transfer and settlement under working conditions[J]. Géotechnique, 1979, **29**(2): 113 - 147.
- [20] DOHERTY P, GAVIN K. The shaft capacity of displacement

- piles in clay: a state of the art review[J]. *Geotechnical and Geological Engineering*, 2011, **29**(4): 389 - 410.
- [21] KONKOL J, BALACHOWSKI L. Large deformation finite element analysis of undrained pile installation[J]. *Studia Geotechnica et Mechanica*, 2016, **38**(1): 45 - 54.
- [22] WALKER J, YU H S. Adaptive finite element analysis of cone penetration in clay[J]. *Acta Geotechnica*, 2006, **1**(1): 43 - 57.
- [23] 魏 欢. 锚杆静压桩在既有建筑物地下加层工程中的应用研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2012: 30 - 31. (WEI Huan. Study on the Application of Anchor Jacked Pile in the Basement Addition of Existing Buildings[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2012: 30 - 31. (in Chinese))
- [24] 徐荣强, 陈建兵, 刘正礼, 等. 喷射导管技术在深水钻井作业中的应用[J]. *石油钻探技术*, 2007(3): 19 - 22. (XU Rong-qiang, CHEN Jian-bing, LIU Zheng-li, et al. The application of jetting technology in deepwater drilling[J]. *Petroleum Drilling Techniques*, 2007(3): 19 - 22. (in Chinese))
- [25] 刘和兴, 方满宗, 刘智勤, 等. 南海西部陵水区块超深水井喷射下导管技术[J]. *石油钻探技术*, 2017, **45**(1): 10 - 16. (LIU He-xing FANG Man-zong LIU Zhi-qin, et al. Jetting-based conductor running technology used in ultra-deep water well of Lingshui Block in the Western South China Sea[J]. *Petroleum Drilling Techniques*, 2017, **45**(1): 10 - 16. (in Chinese))
- [26] ZAKERI A, LIEDTKE E, CLUKEY E C, et al. Long-term axial capacity of deepwater jetted piles[J]. *Géotechnique*, 2014, **64**(12): 966 - 980.
- [27] 周建良. 深水表层导管喷射钻进过程中钻井液排量优化研究[J]. *中国海上油气*, 2012, **24**(4): 50 - 52. (ZHOU Jian-liang. Research on the optimization of delivery capacity during jetting drilling of surface conduct in deep water[J]. *China Offshore Oil and Gas*, 2012, **24**(4): 50 - 52. (in Chinese))
- [28] ALAWNEHI A S, NUSIER O K, AL-KATEEB M. Dependency of unit shaft resistance on in-situ stress: Observations derived from collected field data[J]. *Geotechnical and Geological Engineering*, 2003, **21**(1): 29 - 46.
- [29] 蒋建平, 高广运, 章杨松. 基于现场试验的桩身总侧阻力达到极限后的退化[J]. *岩石力学与工程学报*, 2008, **27**(3): 633 - 633. (JIANG Jian-ping, GAO Guang-yun, ZHANG Yang-song. Degradation of pile total skin friction after reaching ultimate state based of field test[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2008, **27**(3): 633 - 633. (in Chinese))
- [30] JEANJEAN P. Innovative design method for deep-water surface casings[C]// SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Society of Petroleum Engineers, 2002, Texas: 1 - 14.
- [31] WANG T, LIU W L. Development of cyclic p-y curves for laterally loaded pile based on T-bar penetration tests in clay[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2016, **53**(10): 1731 - 1741.