

DOI: 10.11779/CJGE202xxxxxx

安装效应对砂土中水平循环受荷桩承载特性影响研究

周梓烨¹, 杨仲轩^{1,2*}

(1. 浙江大学建筑工程学院, 浙江 杭州 310058; 2. 浙江大学海南研究院, 海南 三亚 572025)

摘要: 桩的打入过程显著影响桩周土体的应力场和位移场, 而传统分析中通常没有考虑。深入研究桩安装效应对海上风电桩基水平循环承载特性的影响尤为重要。本文首先建立了可以反映砂土剪胀行为及循环弱化特性的状态相关摩尔-库伦本构模型, 并结合耦合欧拉-拉格朗日法 (CEL) 进行了桩贯入的三维有限元数值模拟, 获得了打入桩引起的桩周土体应力场分布。随后分别在数值模型中采用原位应力场及导入打入桩卸载后桩周土体应力场, 进一步开展了水平循环受荷桩数值试验, 并考虑不同桩身弹性模量、水平循环荷载次数及幅值, 对比分析了两种情况下水平循环受荷桩承载特性及桩周土受力响应。研究表明, 循环次数及幅值一定的情况下, 安装效应削弱了水平循环受荷桩顶位移累积行为, 提高了桩基的水平承载能力。本文的研究结果可为桩基设计中的材料选择、安装效应的考虑及荷载作用分析提供依据。

关键词: 有限元模拟; 水平受荷桩; 循环荷载; 安装效应; 状态相关摩尔-库伦本构

作者简介: 周梓烨(2000-), 女, 硕士研究生, 主要从事水平受荷桩数值模拟方面的研究工作。E-mail: 22212022@zju.edu.cn。

The influence of installation effects on the bearing characteristics of piles under lateral cyclic loading in sand

ZHOU Ziye¹, YANG Zhongxuan^{1,2*}

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 2. Hainan Institute of Zhejiang University, Sanya, Hainan, 572025)

Abstract: The displacement pile installation process significantly affects the stress and strain fields in the surrounding soils, which is often neglected for simplicity in conventional analysis and design. It is crucial to investigate the pile installation effects on the bearing characteristics of offshore wind turbine piles subjected to lateral cyclic loading. In this paper, a state dependent Mohr-Coulomb constitutive model is introduced first to describe the dilatancy and cyclic degradation of sand. The model is then incorporated into the Eulerian-Lagrangian method (CEL) of a three-dimensional finite element to simulate the pile penetration process and obtain the stress field developed in the sand mass during the installation. Two simulation scenarios are considered in the numerical model: one with in-situ stress field (pile introduced as wished-in-place) and the other with the stress field resulting after pile driving and unloading. Lateral cyclic loaded pile tests are conducted on the model, considering varying pile shaft elastic moduli, lateral cyclic load cycles, and amplitudes. A comparative analysis is performed to evaluate the bearing characteristics of cyclic loaded piles and the response of the surrounding soil in both cases. The results show that, for a given number of cycles and amplitudes, the installation effect reduces the cumulative displacements at the pile head under lateral cyclic loading, while increasing the lateral bearing capacity of the pile. The findings of this study provide valuable guidance for offshore pile design, particularly in considering installation effects, material selection and load analysis.

Key words: Finite element simulation; Lateral loaded pile; Cyclic load; Installation effect; State dependent Mohr-Coulomb model

0 引言

碳排放, 特别是人类活动产生的二氧化碳等温室气体量, 导致全球变暖问题日益严峻。当前, 全球碳排放量持续攀升, 气候问题正面临前所未有的压力。为了减缓气候变化的影响, 可再生能源的开发利用至

关重要。风能、太阳能等可再生能源因其清洁、可持续的特性, 成为减少碳排放、替代传统能源的重要途径。由于我国海上风电资源丰富, 风能成为了我国能源转型、发展可再生能源的一大选择。相较于陆上发电, 海上风电的发电量更大且更稳定, 但由于复杂的

海洋环境, 海上发电需要更高的安装成本及技术。

在海上风电建设中, 单桩基础由于其安装效率高, 结构形式简单, 成为了目前应用最为广泛的海上风电基础结构^[1]。与陆地不同, 海上风力涡轮机的单桩结构在服役期间遭受风浪潮等水平向荷载, 轴向载荷影响较小^[2]。因此, 水平循环荷载对海上风电单桩的响应研究尤为重要。

水平受荷桩的受力响应分析主要有三种方法: 理论研究、试验分析以及数值模拟。由于试验成本和测试要求高, 理论分析存在诸多假设, 难以考虑复杂情况, 而数值模拟不受场地、试验设备等限制, 能够对复杂的岩土工况进行研究, 被广泛应用于桩基研究中。Li 等^[3]利用离散元软件 PFC3D 模拟桩周土体及有限元软件 FLAC3D 模拟不同桩基类型如单桩基础、桩桶基础等, 对比了不同桩基类型的响应结果。Achmus 等^[4]采用刚度衰减模型, 模拟研究了桩身参数(桩长、桩径)和加载状态对循环累积变形的影响。Eicher 等^[5]通过有限元软件 STRAND7 模拟了循环荷载波浪对桩的作用, 发现波浪周期、波高以及桩自身材料等因素均会对桩产生影响。Wang 等^[6]以亚塑性本构模型考虑砂土循环响应, 建立数值模型对比了单桩基础与三脚架基础的分析结果。

同样, 海上风电桩基础的安装效应也会影响桩基承载性能。桩在贯入过程中, 土体的应力会发生显著变化, 特别是在桩尖或桩侧附近的砂土。应力场的变化将导致桩在受到水平荷载时的响应具有较大的不确定性。Su 等^[7]建立了一种简化的状态相关剪胀模型来模拟砂土的硬化和软化行为, 并利用 ALE 技术对桩的贯入过程进行建模, 将得到的土中应力和孔隙比分布导入常规桩基有限元模型, 以模拟桩的载荷-位移行为, 发现安装效应对桩的竖向极限承载能力具有显著影响。Fan 等^[8, 9]采用有限元软件 ABAQUS 和亚塑性本构模型研究了不同的安装方法对单桩在水平加载后响应的影响, 发现贯入过程会导致桩周围土变密实, 从而提高桩的侧向承载能力。

国内外对桩的研究已较为完善, 但对桩的安装效应对水平受荷桩的影响研究较少, 并且目前常用的本构模型未考虑贯入过程及循环加载时土体状态及刚度的变化。因此, 本文建立了能够考虑砂土循环弱化的状态相关摩尔-库伦本构模型, 利用有限元软件 ABAQUS, 通过 CEL 法获得贯入桩应力场, 并分别建立了有贯入桩卸载后应力场作为初始应力场及原位应力场的水平受荷桩模型, 施加不同循环荷载和改变桩

身弹性模量, 进行一系列数值模拟, 揭示安装效应及循环荷载对单桩基础的影响。

1 状态相关摩尔-库伦模型

由于砂土力学行为具有显著的状态相关性, 在桩贯入及水平循环受荷过程中, 桩周砂土状态发生了显著变化, 其摩擦角、剪胀角、弹性模量等关键力学参数与初始状态相比发生了改变。因此, 若在整个桩打入过程中采用不变的土体参数, 往往无法准确反映土体的真实力学响应, 导致数值模拟结果的偏差。

本文基于状态相关摩尔-库伦本构模型^[10], 在此基础上考虑砂土的刚度衰减, 模拟桩的贯入过程及循环水平受荷特性。

Li 和 Wang^[11]对平均有效正应力进行归一化, 在 $e - (p'/p_a)^\zeta$ 平面上画出两者关系式, 发现砂土的正常固结线是直线, 且直线度对参数 ζ 不敏感。公式如下:

$$e_c = e_\Gamma - \lambda_c \left(\frac{p'}{p_a} \right)^\zeta \quad (1)$$

其中, e_Γ , λ_c 和 ζ 为砂土的临界状态相关参数, 可通过常规三轴试验获得, p_a 为参考大气压强。

Been 和 Jefferies^[12]以砂土的临界状态作为参考, 提出了一种新的状态参量 ξ , 用来定量描述砂土在不同加载条件下的状态, 即砂土的当前孔隙比 e 与临界状态孔隙比 e_c 的差值:

$$\xi = e - e_c \quad (2)$$

其中, e 是土体的当前孔隙比。代入上式可得:

$$\xi = e - e_c = e - \left[e_\Gamma - \lambda_c \left(\frac{p'}{p_a} \right)^\zeta \right] \quad (3)$$

剪胀是在剪切作用下土体最重要的特性。Li 和 Dafalias^[13]建立状态相关的砂土剪胀方程:

$$D = \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_q^p} = d_0 \left[\exp(m\xi) - \frac{\eta}{M} \right] \quad (4)$$

其中, d_0 和 m 是土体的模型参数, 可以通过三轴试验获得; 应力比 $\eta = q/p'$; M 为临界状态应力比。

由于在传统摩尔库伦模型中, 只有当土体的应力比达到临界状态应力比, 并进入屈服状态时, 土体才会发生塑性剪胀现象, 因此可得 $\eta = M$, 所以黄中原等^[10]将土体剪胀简化为:

$$D = d_0 [\exp(m\xi) - 1] \approx d_0 m \xi = n_d \xi \quad (5)$$

可得考虑状态相关的剪胀角 ψ 为:

$$\psi = \arctan(-D) = \arctan(-n_d \xi) \quad (6)$$

同样考虑状态相关的摩擦角 φ_d 可以通过以下方式计算:

$$M_b = M \exp(-n_b \zeta) \quad (7)$$

$$\varphi_d = \arctan(M_b) = \arctan[\tan(\varphi_c) \exp(-n_b \zeta)] \quad (8)$$

其中, M_b 为土的峰值应力比, n_d 和 n_b 为土的临界状态模型参数, 分别对应剪胀角以及内摩擦角随状态参数变化特性。

由于原状态相关摩尔库伦模型难以考虑循环荷载下砂土响应, 因此可以在模型中引入考虑模量随循环次数变化特性。Huurman^[14]提出了砂土的割线模量随循环次数变化的表达式:

$$\frac{E_{sN}}{E_{s1}} = \frac{\varepsilon_{p,N=1}^a}{\varepsilon_{p,N}^a} = N^{-b_1(X)^{b_2}} \quad (9)$$

$$X = \frac{\sigma_{1,cyc}}{\sigma_{1,sf}} \quad (10)$$

其中, X 为 Huurman 定义的循环应力比, b_1 及 b_2 为回归系数。 $\sigma_{1,sf}$ 为土体在静态力下破坏时的主应力, $\sigma_{1,cyc}$ 当施加循环应力时的最大主应力。为进一步简化, Achmus 等^[15]将循环应力比定义为特征循环应力比:

$$X_c = \frac{X^{(1)} - X^{(0)}}{1 - X^{(0)}} \quad (11)$$

其中, (0)代表初始应力状态下的循环应力比, (1)代表受循环应力下的循环应力比。

采用式(6)、(8)、(10)对剪胀角、内摩擦角和弹性模量进行修正, 能够模拟砂土的硬化和软化, 剪胀剪缩现象以及循环受荷特性。

表 1 状态相关摩尔-库伦模型参数

Table 1 State dependent Mohr-Coulomb model parameters

弹性参数	临界状态	状态相关	刚度衰减
	参数	参数	参数
$E = 70 \text{ MPa}$	$\varphi_c = 30^\circ$	$n_d = 1.70$	$b_1 = 0.3$
$\nu = 0.3$	$e_\Gamma = 0.9$	$n_b = 2.30$	$b_2 = 0.5$
	$\lambda_c = 0.019$		$X_c = 0.65$
	$\zeta = 0.23$		

在 ABAQUS 计算平台, 可以将本文的状态相关摩尔-库伦模型通过采用 USDFLD 子程序方式, 实现有限元分析, 如图 1 所示。该本构模型能够较好的反映土体力学参数随状态变化而变化的特性。

本文的状态相关摩尔-库伦弹性参数、临界状态参数及状态相关参数参考了黄中原^[10]对枫丹白露砂的三轴试验拟合结果。刚度衰减参数 X_c 参考了 Andria-Ntoanina 等^[16]对枫丹白露砂的三轴循环试验结果, 并根据 Achmus 等^[17]特征循环应力比的计算方法

进行计算得到。 b_1 及 b_2 根据 2.2 节中水平受荷桩试验拟合得到, 参数见表 1。

同时, 将该本构模型用于三轴压缩试验模拟, 并与 Andria-Ntoanina 等^[16]的试验结果进行对比, 如图 2。可以发现, 该本构模型较好的拟合出了砂土受荷时应变软化的情况, 并与试验的临界状态基本一致, 拟合结果较好。

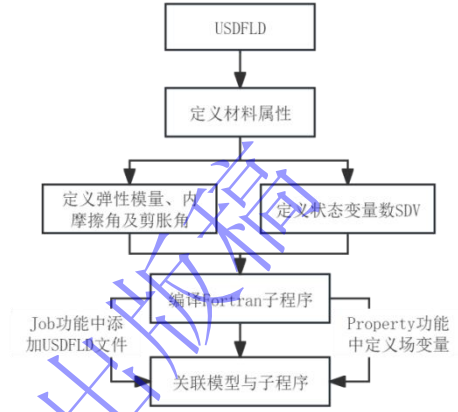
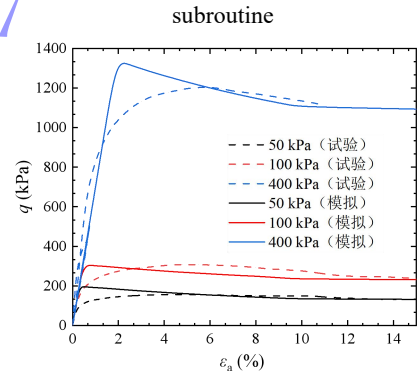
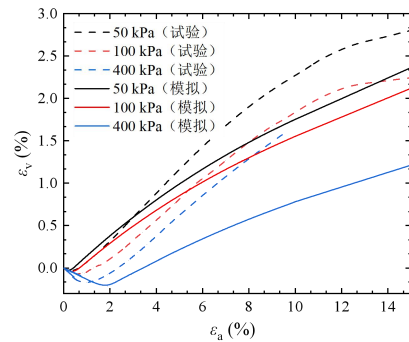


图 1 USDFLD 子程序实现示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the implementation of the USDFLD



(a) $q - \varepsilon_a$



(b) $\varepsilon_v - \varepsilon_a$

图 2 枫丹白露砂三轴模拟结果与试验数据对比

Fig. 2 Comparisons of model response and experimental data from triaxial compression test results on Fontainebleau sand

2 水平循环受荷桩数值试验

2.1 建模过程

本文参考 Rosquoet 等^[18]的 40 g 离心试验, 并按照原型尺寸建立模型, 桩径 0.72 m, 桩长 12 m, 桩的弯曲刚度为 476 MN.m²。由于有限元模拟中采用的是实体桩, 桩身材料的弹性模量, 需要按照桩身截面的抗弯刚度进行等效折算, 最后得到的桩体弹性模量为 36 GPa。土体为枫丹白露砂, 孔隙比为 0.624。为减小边界效应, 土体长宽大于 10 倍桩径, 桩底到土体底部大于 3 倍桩径, 土体长宽高分别为 20 m, 10 m, 20 m。模型大小及网格划分如图 3 所示。

建模中, 桩体材料采用弹性本构, 土体材料采用状态相关摩尔-库伦模型, 通过子程序 USDFLD 接口实现剪胀角、内摩擦角以及弹性模量随砂土状态及循环次数变化特性; 桩土切向界面采用库伦摩擦接触, 界面摩擦角参考 Ho 等^[19]的环剪试验结果, 确定为 28°, 即摩擦系数 0.53, 桩土法向界面采用硬接触; 模型对土体侧边边界进行法向约束, 对土体底部进行固定; 桩体和土体均采用 8 节点 6 面体减缩积分单元 (C3D8R)。通过网格的收敛性分析, 确定最小网格尺寸为 0.1 m。

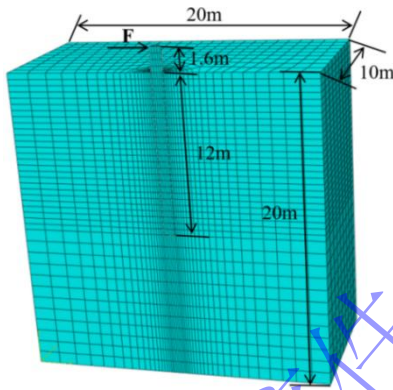


图 3 土体与桩体的有限元建模

Fig. 3 Finite element modeling of soil and pile

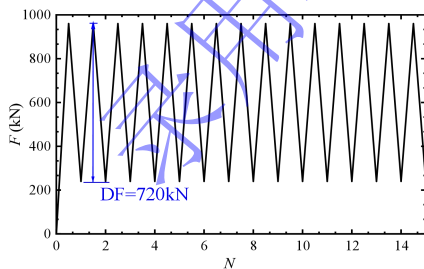


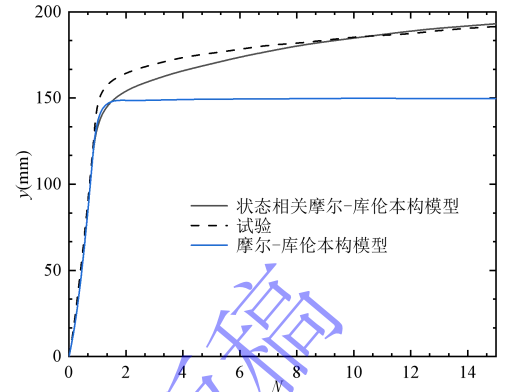
图 4 循环荷载加载示意图

Fig. 4 Schematic diagram of cyclic loading

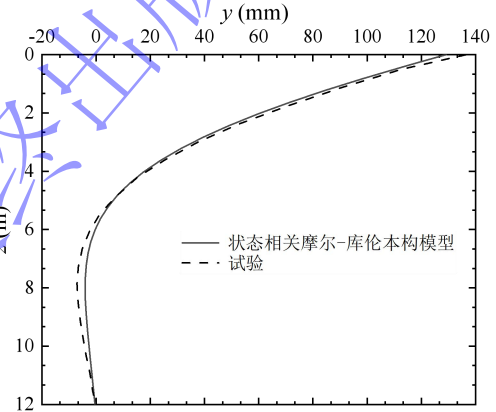
模型运算过程中, 首先采用地应力分析步进行初始地应力平衡, 然后在桩顶施加水平循环荷载。根据 Rosquoet 等^[18]的离心试验, 设置最大荷载为 960 kN, 幅值 (DF) 为 720 kN, 循环次数 N 为 15。加载情况如图 4 所示。

2.2 有效性分析

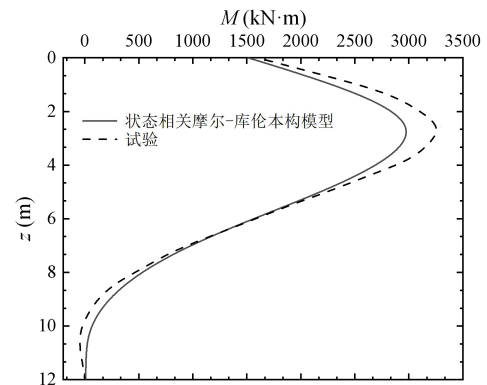
为验证水平受荷桩数值模型的有效性, 将模型结果与 Rosquoet 等^[18]的试验结果以及传统摩尔库伦本构模型对比进行对比, 图 5 为对比结果。



(a) 桩顶位移随循环次数的变化曲线



(b) 15 次循环后桩身位移随桩深度的变化曲线



(c) 15 次循环后桩身弯矩随桩深度的变化曲线

图 5 水平受荷桩循环模拟结果与试验对比

Fig. 5 Comparisons of numerical and experimental results of pile under lateral cyclic loading

图 5 (a) 展示了试验与模拟的桩顶位移随循环次数 N 的变化趋势, 结果表明试验与有限元结果整体趋势非常接近; 且有限元结果能够较好的模拟桩在循环加载后期变形逐渐减小的过程, 与试验结果规律一致, 但在初次加载时变形偏小, 这可能是由于模拟的材料参数相对简化, 与实际材料特性略有偏差。

图 5 (b) 和图 5 (c) 分别展示了位移-深度曲线和弯矩-深度曲线的试验与模拟结果对比, 模拟结果基本与试验吻合, 在最大弯矩和位移转折点处预测良好, 变化趋势基本一致, 且在桩底处位移和弯矩均为 0, 能够模拟出柔性桩的变形特性。总体而言值模拟结果与试验吻合度高, 因此相较于传统摩尔-库伦模型, 本模型能够模拟土体随循环次数的刚度衰减特性, 适用于水平循环受荷桩的响应模拟分析。

3 贯入桩数值试验及映射流程

为探究考虑安装效应的水平循环受荷桩承载特性, 还需开展贯入桩数值试验研究, 以获得贯入桩桩周应力场。本文为解决桩贯入过程中的大变形问题, 除了建立前文所提出的状态相关摩尔-库伦模型, 还采用了一种适用于大变形问题的耦合欧拉-拉格朗日法 (CEL), 现进行详细介绍。

3.1 CEL 大变形建模方法介绍

贯入桩的模拟需要采用大变形分析方法, 在 ABAQUS 软件中, 大变形处理方法主要有三种, 一是 Abaqus/Standard 提供的经典有限元分析, 二是自适应网格法 (ALE), 三是耦合的欧拉拉格朗日法 (CEL)。

其中, CEL 方法包含了欧拉和拉格朗日两种单元, 拉格朗日体网格节点随材料移动而移动, 能够精确定义多部分之间的接触; 而欧拉体材料在网格中流动, 网格节点固定, 不会发生元素畸变, 适用于大变形情况。欧拉体计算中定义 EVF 为充满材料的欧拉元素百分比, 即欧拉体积分。通过计算 EVF 得到材料流动情况, 当 $EVF = 0$, 欧拉体内不存在材料, 当 $EVF = 1$, 欧拉体内充满材料。CEL 方法融合了欧拉和拉格朗日两种方法的优势, 能够让拉格朗日体穿过欧拉材料, 并产生接触, 且可用于三维建模。因此在岩土问题中广泛使用^[20, 21]。本文采用耦合的欧拉拉格朗日法 (简称 CEL 方法) 进行桩贯入过程的三维模拟。

3.2 贯入桩建模

桩和土分别采用刚体和欧拉体进行模拟。桩土尺寸参数与 1.3 中的水平受荷桩模型一致, 桩径 0.72 m, 桩长 12 m, 桩的弯曲刚度为 476 MN.m²。土体长宽高分别为 20 m, 10 m, 20 m, 土体表面有 1.6 米空气层, 以考虑土体表面隆起。土体本构采用状态相关摩尔-库伦模型, 参数同水平受荷桩。

建模中, 桩土摩擦采用一般接触, 切向界面采用库伦摩擦, 摩擦系数设置为 0.53, 桩土法向界面采用硬接触; 模型对土体侧边边界进行法向约束, 对土体底部进行固定; 桩体采用 C3D8R 网格单元, 土体采用 EC3D8R 网格单元。模型先进行初始地应力平衡, 后在桩顶施加位移荷载, 以 0.05 m/s 的速度向下压入。

3.3 映射流程

为考虑安装效应对水平桩的影响, 故在水平受荷桩模型中导入桩贯入后的应力场作为初始应力场。具体流程为通过三维插值, 计算水平桩模型的网格单元对应的应力在贯入桩模型中的取值, 并通过 ABAQUS 的 initial condition 功能在模型 INP 文件中设置初始应力场。

常用的三维插值法有最近邻插值 (N-n) 法、反距离加权 (IDW) 法、线性插值 (DTL) 法和自然邻域插值 (NNI) 法四种方法。

Yi 等^[22]探究了这四种方法的在三维插值上的准确性, 并发现 NNI 算法对密集网格区域和粗网格区域均适应性良好且产生的插值场较为平滑, 能够在场值变化较大的区域插值中产生最小误差, 因此本文选用该方法对应力场进行三维插值。

自然邻域插值 (NNI) 法原理如下: 首先, 建立 voroni 多边形, 该多边形围绕原始节点构建, 引入插值点后围绕插值点建立 voroni 多边形切割原有多边形, 并根据各个原始节点多边形与插值点多边形重叠面积占插值点多边形面积权重计算插值点场值。

3.4 有效性分析

本文主要研究了打桩过程中桩侧的径向应力分布情况。图 6 展示了锥尖阻力 q_c 的计算结果, q_c 在 12m 深度处的稳定值约为 25 MPa。图 7 中展示了在不同贯入深度 ($z/R = 8.33, 16.67, 25$) 下, 桩侧 $r/R = 2$ 处径向应力与桩端承载力比值 (σ'_r/q_c) 的变化趋势, 其中, R 为桩半径, r 为应力点与桩对称轴线的水平距离。结果表明, σ'_r/q_c 在桩端经过时达到最大值, 之后开始逐渐减小, 并趋于稳定, 稳定值大约为 0.7% q_c 。

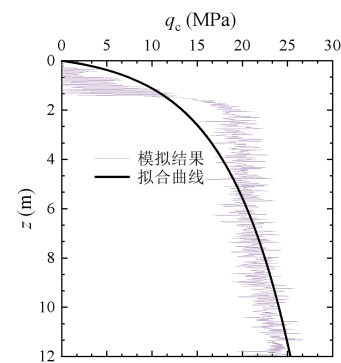


图 6 锥尖阻力 q_c 计算结果

Fig. 6 Simulated cone tip resistance q_c profile

图 8 中给出了桩打入过程中, $r/R = 2$ 和 $r/R = 3$ 位置处 σ'_r/q_c 随桩端相对位置 h/R 的变化规律, 其中, h 为应力点桩端的距离, 向上为正。在 $r/R = 2$ 位置, 径向应力的峰值并未出现在桩端 ($h/R = 0$) 附近, 而是在 h/R 为 -1 到 -3 的范围内达到最大值; 在 $r/R = 3$ 位置, 径向应力 σ'_r 相比 $r/R = 2$ 处有一定减小。当 h/R 大于 0

时, σ'_r/q_c 的稳定值约为 $0.5\% q_c$ 。不同深度的稳定值变化较小, 但当 h/R 小于 0 时, 稳定值则在 1% 到 $1.5\% q_c$ 之间波动。整体来看, 结果展现出明显的 h/R 效应^[23]。

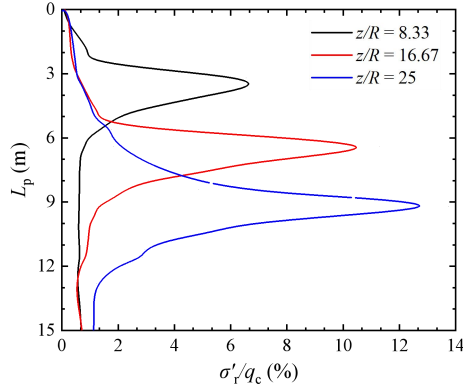


图 7 桩打入过程中距桩轴 $r/R = 2$ 处归一化径向应力 σ'_r/q_c 测量结果

Fig. 7 Normalized radial stress σ'_r/q_c at $r/R = 2$ during penetration

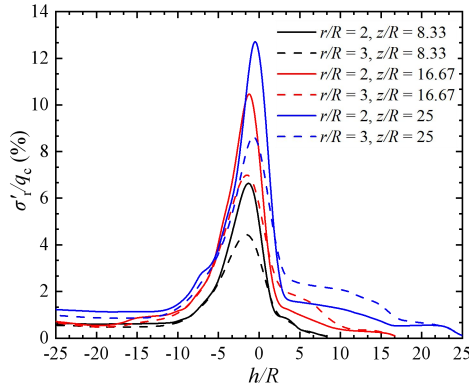


图 8 单桩打入过程中 $r/R = 2, 3$ 处归一化径向应力 σ'_r/q_c 随 h/R 的变化趋势

Fig. 8 Normalized radial stress σ'_r/q_c varying with h/R at $r/R = 2, 3$

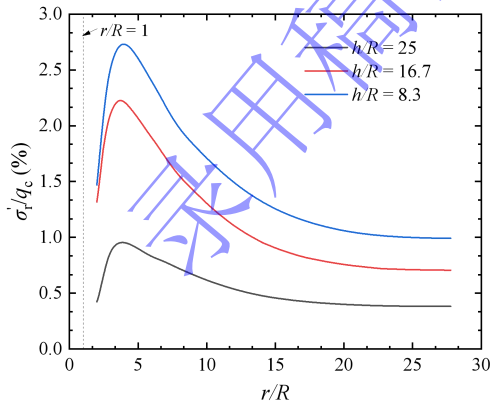


图 9 桩打入完成后归一化径向应力 σ'_r/q_c 随 r/R 的变化趋势

Fig. 9 Normalized radial stress σ'_r/q_c varying with r/R after pile penetration

图 9 中展示了径向应力 σ'_r 随 r/R 的变化趋势, 结果表明径向应力在 $r/R = 3 \sim 6$ 之间达到峰值, 之后逐步减小并趋于稳定, 表现出明显的 r/R 效应。状态相关摩尔-库伦本构模型在贯入桩中的模拟结果趋势与很

多测试结果 (Jardine 等^[24, 25]; Yang 等^[26, 27]; 郭望波^[28]) 一致, 能够较好地模拟贯入桩的应力分布特性, 因此能够用于后续计算。

本文通过上述映射方法, 将贯入桩卸载后的应力分布进行三维插值, 并导入至水平受荷桩模型中, 为了观察桩侧不同位置处的径向应力映射情况, 图 10 给出了在映射前后, 径向应力随 r/R 的变化趋势。

结果表明, 在不同贯入深度 ($h/R = 16.7$ 和 25) 的情况下, 桩基周围的映射效果有一定区别。在靠近桩端的区域, 即 $r/R < 5$, 应力变化较为显著, 在这些区域内, 映射前后的应力分布较为吻合, 模拟的精度较高。在 $r/R = 5 \sim 12$ 的中间区域, 虽然应力分布的映射结果与实际情况存在一定的误差, 但这些误差通常小于 8% , 不会对整体分析结果产生显著影响。在 $h/R = 8.3$ 的情况下, 应力映射前后有一定误差, 但误差较小。在 $r/R > 12$ 的远离桩端的区域, 网格划分较为粗大, 应力变化较小, 映射前后的结果基本一致。

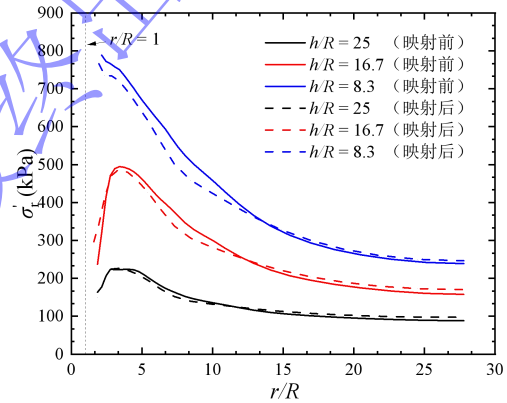


图 10 映射前后的径向应力 σ'_r 随 r/R 的变化趋势

Fig. 10 Radial stress σ'_r varying with r/R before and after mapping

总体而言, 桩基应力映射结果符合预期要求。无论是靠近桩端的应力变化较大的区域, 还是远离桩端的应力变化较为平缓的区域, 映射结果都能够有效反映实际应力分布情况, 证明了自然邻域插值法在不同深度、不同位置的应力分析的可靠性和有效性, 为后续计算奠定了基础。

4 水平循环受荷桩模拟结果

4.1 多次加载后考虑与不考虑安装效应模拟结果

本文对比了考虑与不考虑安装效应的水平循环受荷桩模拟结果, 设置最大荷载为 960 kN , 幅值为 720 kN , 循环加载次数为 200 次, 如图 4 所示。

图 11 展示了在多次循环荷载作用下, 考虑安装效应 (Installation) 与不考虑安装效应 (WIP) 的桩顶位移随循环次数的变化规律。通过对比可以发现, 在单次加载 ($N = 1$) 时, 不考虑安装效应情况下的桩顶位

移约为考虑安装效应情况下桩顶位移的 1.12 倍; 而在加载 200 次循环后, 不考虑安装效应的桩顶位移则增大至考虑安装效应的桩顶位移的 1.31 倍。这表明, 随着荷载循环次数的增加, 安装效应对桩顶位移的影响变得愈加显著, 且在长期循环荷载作用下, 不考虑安装效应的桩顶位移变化幅度明显增大。

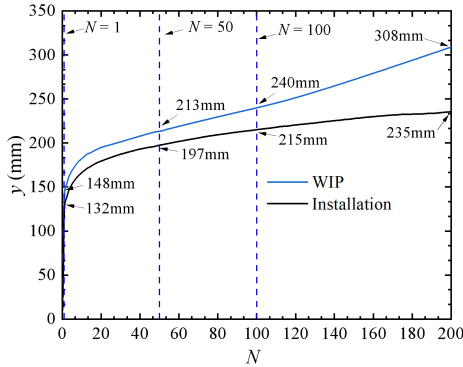


图 11 桩顶位移随循环次数的变化曲线

Fig. 11 Pile head displacement accumulating with the number of cycles

图 12 展示了不同循环次数下桩身位移随桩深度变化的曲线。从图中可以看到, 当循环次数 N 小于 100 时, 考虑与不考虑安装效应的桩身位移曲线均表现出柔性桩的典型特征, 且两者的桩身位移变化趋势较为一致。然而, 随着循环次数的进一步增加, 当 N 为 200 时, 不考虑安装效应的桩身位移曲线呈现出半刚性桩的特征, 这与考虑安装效应情况下的桩身位移差异逐渐增大。这一现象可能是由于多次循环加载后, 砂土塑性应变增加, 导致桩底位移逐渐增大。

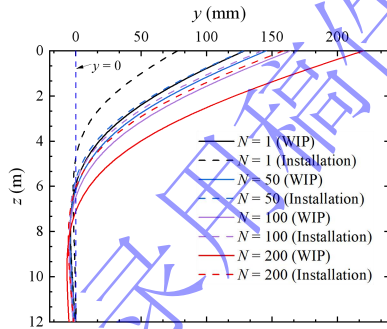


图 12 不同循环次数时桩身位移随桩深度的变化曲线

Fig. 12 Pile displacement varying with pile depth for different cycles

进一步分析发现, 当循环次数 N 小于 100 时, 不考虑与未考虑安装效应的桩顶位移变化趋势基本一致, 表现出相似的增长趋势; 然而, 当循环次数超过 100 次时, 两者的差异逐渐显著增大, 不考虑安装效应的桩顶位移增幅更大。这一现象表明, 安装效应在初期循环中的影响较小, 但随着荷载循环次数的增加, 安装效应对桩体变形的影响逐渐显现, 并影响了桩顶位

移, 而这是海上风电大直径水平桩服役安全的主要指标。

图 13 展示了考虑安装效应的桩体在循环加载过程中, 不同位置 ($r/R = 2$ 和 $r/R = 3$ 处) 的径向应力分布情况。可以观察到, 由于安装效应, 桩底部出现了明显的径向应力峰值, 并且这种应力峰值在首次循环时尤为显著, 随着循环次数的增加, 应力峰值逐步减小。此外, 第二个应力峰值出现在 h/R 约为 23 至 28 之间, 即桩后区域集中的区域。经过多次循环后, 第二个峰值的位置和峰值强度基本保持不变, 且随着 r/R 的增大, 径向应力峰值逐步减弱。这表明, 在多个循环荷载作用下, 桩体的变形和应力逐渐趋于稳定, 尤其是在桩后区域, 而安装效应对应力分布的影响逐渐减弱。

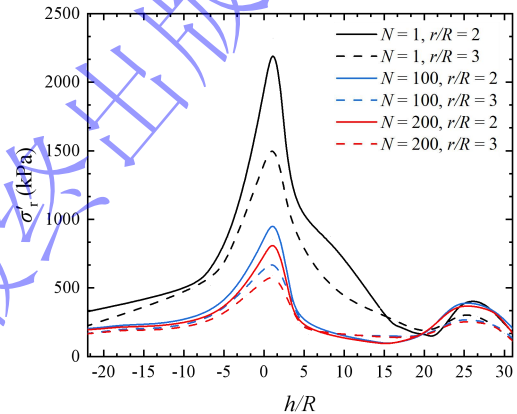


图 13 桩循环加载过程中 $r/R = 2, 3$ 处径向应力 σ_r 分布

Fig. 13 Radial stress σ_r distributions of the pile at $r/R = 2, 3$ under cyclic loading

图 14 展示了考虑安装效应的不同循环次数后, 径向应力随 r/R 变化的趋势。可以发现, 在 $h/R = 25$ 处, 径向应力的变化呈现出逐步下降并趋于稳定的趋势, 这一稳定值随着循环次数的增加而逐渐减小, 这一位置的应力由水平荷载引起, 其减小主要是由于水平荷载作用引起的峰值位置下移。

在 h/R 为 16.67 处, 随着与桩体的距离增大, 径向应力先增加后减小。尤其在 r/R 约为 3 至 5 的范围内, 径向应力达到峰值, 并且随着循环次数的增加, 这一峰值逐渐减小并趋于稳定。在 h/R 为 8.33 处, 径向应力随着桩距增大逐渐减小, 并随着循环次数逐渐增加后达到稳定值。这表明, 在这些位置, 安装效应对径向应力的影响较为显著, 且随着循环次数的增加, 安装效应对径向应力的影响逐渐减弱, 导致径向应力的峰值逐渐降低。

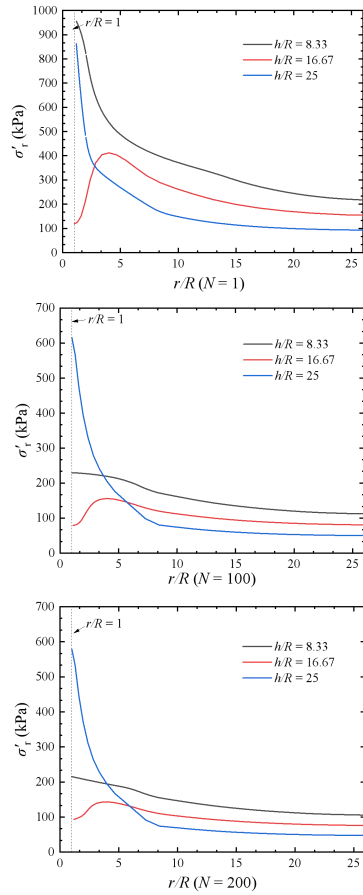
图 14 不同循环次数后径向应力 σ_r' 随 r/R 的变化趋势

Fig. 14 The trend of radial stress σ_r' varying with r/R after different numbers of cycles

4.2 不同加载幅值的模拟结果

为了进一步探讨不同加载条件对桩体循环响应的影响, 本研究重点分析了循环荷载幅值对桩身变形的作用。主要模拟了两种不同的循环荷载幅值, 分别为 480 kN 和 240 kN, 以研究荷载幅值的变化如何影响桩体的响应。

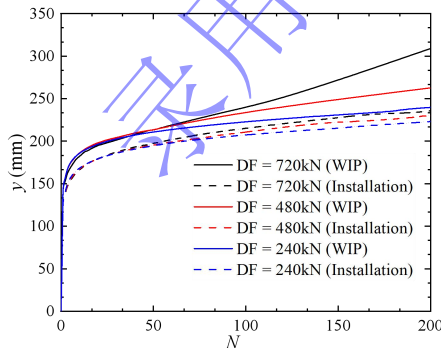


图 15 不同荷载幅值下桩顶位移随循环次数的变化曲线

Fig. 15 Pile head displacement accumulating with the number of cycles for different amplitudes

通过对比图 15 的结果, 可以得出, 当循环荷载幅值减小时, 考虑与不考虑安装效应的桩顶位移随循环

次数变化的曲线趋势逐渐趋于一致。也就是说, 随着荷载幅值的减小, 安装效应对桩顶位移趋势的影响相对不明显。

此外, 当循环次数小于 50 次时, 荷载幅值的变化对桩顶位移的影响几乎可以忽略不计。桩顶位移的变化更多受到荷载循环次数的影响, 而受荷载幅值的影响较小, 特别是在低循环次数条件下。然而, 随着循环次数的增加, 当荷载幅值较小时, 桩顶变形呈现显著减小的趋势。这是由于土体产生的塑性变形明显减少, 而土体仍保持较高刚度, 且桩与土界面相对滑动显著减少, 有效抑制了桩顶位移的发展速率。

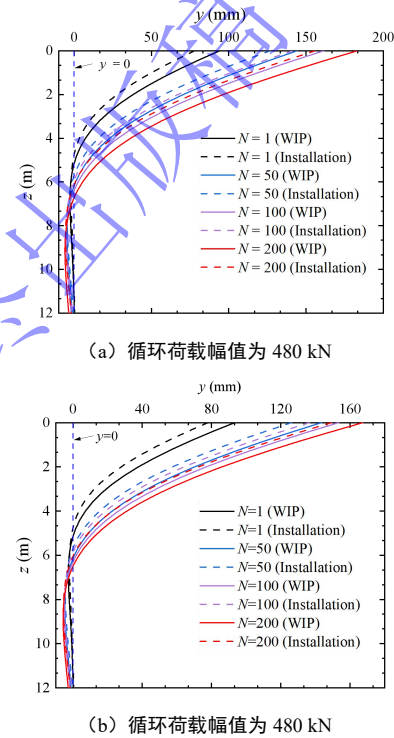


图 16 不同循环幅值下桩身位移随深度的变化曲线

Fig. 16 Pile displacement variation with depth for different amplitudes

在荷载幅值为 240 kN 时, 考虑与不考虑安装效应的桩顶位移差距基本保持不变, 进一步验证了荷载幅值减小时, 安装效应对桩体响应的影响逐渐减弱。相较于较高幅值的情况, 较小的荷载幅值使得桩体的响应更加稳定, 且桩顶位移的变化趋势趋于平缓。

对比图 16 (a) 和 (b), 在多次循环荷载作用下, 桩身的变形特性表现出从柔性桩向刚性桩转变的趋势。但当荷载幅值减小时, 这一趋势逐渐减弱。表明在较小幅值的循环荷载作用下, 桩身的变形能力趋于稳定, 向刚性桩转变的趋势不再明显增强。

4.3 不同桩身弹性模量的模拟结果

为了深入研究桩身材料特性对水平受荷桩性能的影响, 本文系统对比分析了不同弹性模量 (42 GPa

与 48 GPa) 条件下桩体的循环响应特征。图 17 和图 18 所示的桩顶位移及桩身位移-循环次数曲线表明: 随着桩身弹性模量的提高, 桩体位移呈现显著减小趋势。这一现象可归因于桩身刚度的增强促使水平荷载传递机制发生改变, 荷载更有效地向深层土体传递, 而非集中于浅层土体, 从而显著改善了桩体的抗变形性能。

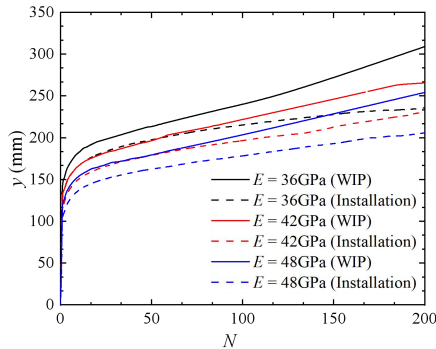


图 17 不同桩身弹性模量下桩顶位移随循环次数的变化曲线

Fig. 17 Pile head displacement variation with the number of cycles with different elastic moduli

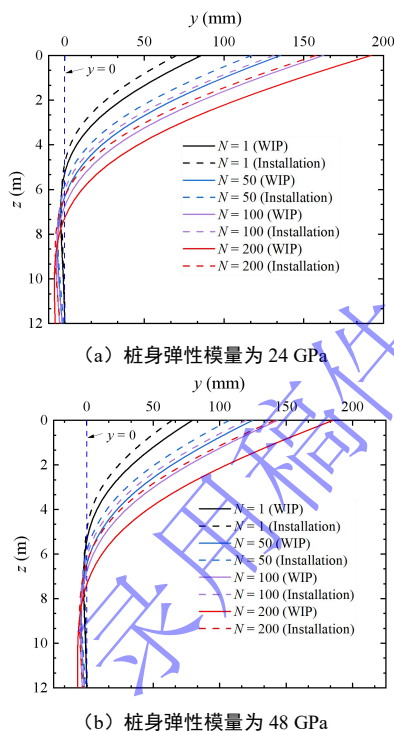


图 18 不同桩身弹性模量下桩身位移随桩深度的变化曲线

Fig. 18 Pile displacement variation with pile depth with different elastic moduli

对比图 18 (a) 和 (b) 的结果可以发现, 当桩身弹性模量增加时, 在 200 次循环荷载作用下, 无论是是否考虑安装效应, 桩身位移曲线都趋向于呈现半刚性桩的典型特征。这表明, 随着桩身弹性模量的增大, 桩体的整体响应逐渐向刚性行为过渡。并且, 随着荷

载循环次数的增加, 考虑与不考虑安装效应的桩身位移曲线之间的差异逐渐增大。

5 结论

本文针对海上风电桩在服役期间主要受循环荷载影响的特性, 建立了适用于砂土循环响应的状态相关摩尔-库伦本构模型, 并采用有限元软件 ABAQUS 建立了水平受荷桩分析模型, 将桩贯入引起的土体应力场映射至水平受荷桩分析模型中来考虑安装效应, 进行了一系列的水平循环受荷桩数值试验, 主要结论以下:

(1) 安装效应在桩体的循环响应中具有十分重要的影响。考虑安装效应时, 桩在循环加载下的变形相对较小, 集中应力主要在桩底部, 随着荷载循环次数的增加, 桩后区域的应力集中逐渐显著, 与不考虑安装效应的土体应力分布类似。

(2) 循环荷载对桩体的位移特性有着较大的影响。随着荷载循环次数的增加, 考虑与不考虑安装效应的情况下桩顶位移的变化趋势呈现显著差异。在循环次数较少 ($N < 100$) 时, 桩身位移表现出柔性桩的特征; 然而, 随着循环次数的增加 ($N > 100$), 不考虑安装效应的桩身位移逐渐呈现出半刚性桩的特征, 桩体底部的变形逐渐增大。

(3) 荷载幅值的变化对桩体变形同样有一定影响。荷载幅值的减小对循环初期影响较小, 但在多次循环后会降低桩顶和桩身位移, 且桩身向刚性桩特性的转变变得更加不显著。

(4) 桩身弹性模量对桩体的循环响应特性具有显著影响。随着桩身弹性模量的增大, 桩顶位移逐渐减小, 在长期循环荷载作用下, 桩体的整体响应更加趋于半刚性。

参考文献:

- [1] 黄维平, 刘建军, 赵战华. 海上风电基础结构研究现状及发展趋势 [J]. 海洋工程, 2009,27(02):130-134.(Huang Weiping, Liu Jianjun, Zhao Zhanhua. The state of the art of study on offshore wind turbine structures and its development[J]. The Ocean Engineering, 2009,27(02):130-134. (in Chinese))
- [2] 南博文. 基于砂土刚度衰减模型的大直径桩修正 p-y 曲线法研究 [D]. 浙江大学, 2019.(Nan Bowen. Studies on modified p-y curves method of monopile based on the degradation stiffness model of sand[D]. Zhejiang University, 2019. (in Chinese))
- [3] LI L, LIU X, LIU H, Wu W B, LEHANE B M, JIANG G S, XU M J. Experimental and numerical study on the static

- lateral performance of monopile and hybrid pile foundation[J]. *Ocean Engineering*, 2022,255.
- [4] ACHMUS M, KUO Y, ABDEL-RAHMAN K. Behavior of monopile foundations under cyclic lateral load[J]. *Computers and Geotechnics*, 2009,36(5):725-735.
- [5] EICHER J A, GUAN H, JENG D S. Stress and deformation of offshore piles under structural and wave loading[J]. *Ocean Engineering*, 2003,30(3):369-385.
- [6] WANG L Z, WANG H, ZHU B, Hong Y. Comparison of monotonic and cyclic lateral response between monopod and tripod bucket foundations in medium dense sand[J]. *Ocean Engineering*, 2018,155(MAY 1):88-105.
- [7] SU D, WU Z, LEI G P, Zhu M. Numerical study on the installation effect of a jacked pile in sands on the pile vertical bearing capacities[J]. *Computers and Geotechnics*, 2022,145.
- [8] FAN S, BIENEN B, RANDOLPH M F. Effects of Monopile Installation on Subsequent Lateral Response in Sand. I: Pile Installation[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2021,147(5).
- [9] FAN S, BIENEN B, RANDOLPH M F. Effects of Monopile Installation on Subsequent Lateral Response in Sand. II: Lateral Loading[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2021,147(5).
- [10] 黄中原. 基于状态相关摩尔-库伦模型的桩静压有限元数值模拟[D]. 浙江大学, 2022.(Huang Zhongyuan. Finite element analysis of pile jacked in sand based on state-dependent Mohr-Coulomb constitutive model[D]. Zhejiang University, 2019. (in Chinese))
- [11] LI X S, WANG Y. Linear Representation of Steady-State Line for Sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 1998,124(12):1215-1217.
- [12] BEEN K, JEFFERIES M G. A state parameter for sands[J]. *Géotechnique*, 1985,35(2):99-112.
- [13] LI X S, DAFALIAS Y F. Dilatancy for Cohesionless Soils[J]. *Géotechnique*, 2000,50(4):449-460.
- [14] HUURMAN M. Development of traffic induced permanent strain in concrete block pavements[J]. *Heron*, 1996,41(1):29-52.
- [15] ACHMUS M, THIEKEN K. On the behavior of piles in non-cohesive soil under combined horizontal and vertical loading[J]. *Acta Geotechnica*, 2010,5(3):199-210.
- [16] ANDRIA- NTOANINA J C J A. Caractérisation mécanique du sable de Fontainebleau NE34 à l' appareil triaxial sous cisaillement monotone[J]. *Laboratoire Navier - Géotechnique (CERMES, ENPC/LCPC)*, 2010.
- [17] ACHMUS M, ABDEL-RAHMAN K, KUO Y, PERALTA P. Untersuchungen zum Tragverhalten von Monopilegründungen unter zyklischer Belastung: Proceedings of the Pfahl-Symposium[C], 2007.
- [18] ROSQUOET F, THOREL L, GARNIER J, CANEPA Y. Lateral cyclic loading of sand-installed piles[J]. *Soils and Foundations*, 2007,47(5):821-832.
- [19] HO T Y K, JARDINE R J, ANH-MINH N. Large-displacement interface shear between steel and granular media[J]. *Géotechnique*, 2010,61(3):221-234.
- [20] QIU G, HENKE S, GRABE J. Application of a Coupled Eulerian - Lagrangian approach on geomechanical problems involving large deformations[J]. *Computers and Geotechnics*, 2011,38(1):30-39.
- [21] HAMANN T, QIU G, GRABE J. Application of a Coupled Eulerian - Lagrangian approach on pile installation problems under partially drained conditions[J]. *Computers and Geotechnics*, 2015,63:279-290.
- [22] YI J T, ZHAO B, LI Y P, YANG Y, LEE F H, GOH S H, ZHANG X Y, WU J F. Post-installation pore-pressure changes around spudcan and long-term spudcan behaviour in soft clay[J]. *Computers and Geotechnics*, 2014,56:133-147.
- [23] GAO L, GUO N, YANG Z X, JARDINE R J. MPM modeling of pile installation in sand: Contact improvement and quantitative analysis[J]. *Computers and Geotechnics*, 2022,151:104943.
- [24] JARDINE R J, ZHU B T, FORAY P, YANG Z X. Interpretation of stress measurements made around closed-ended displacement piles in sand[J]. *Géotechnique*, 2013,63(8):613-627.
- [25] JARDINE R J, ZHU B T, FORAY P, YANG Z X. Measurement of stresses around closed-ended displacement piles in sand[J]. *Géotechnique*, 2013,63(1):1-17.
- [26] YANG Z X, JARDINE R J, ZHU B T, RIMOY S. Stresses Developed around Displacement Piles Penetration in Sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2014,140(3):4013027.
- [27] YANG Z X, GAO Y Y, JARDINE R J, GUO W B, WANG D. Large Deformation Finite-Element Simulation of Displacement -Pile Installation Experiments in Sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2020,146(6):4020044.
- [28] 郭望波. 砂性土打入桩桩土作用机理及竖向承载力计算方法评价[D]. 浙江大学, 2017.(Guo Wangbo. Pile-soil interaction and database assessment of design methods for axial loaded piles driven in sands)