

考虑安装效应的海上风电桩靴基础在位刚度分析

郑 灿¹, 沈泽荣², 陈 珂¹, 王洪庆^{1,3}, 付登锋⁴

(1. 中国能源建设集团广东省电力设计研究院, 广州 510663; 2. 天津大学建筑工程学院, 天津 300072;
3. 中国海洋大学工程学院, 青岛 266100; 4. 中国海洋大学海底建设与保护山东省工程研究中心, 青岛 266100)

摘 要: 系统模拟海上风电典型地质条件下矩形桩靴基础的贯入过程。研究基于模拟结果,提取发生塑性应变的基础土体范围确定土体软化区域并计算相应的土体强度折减系数。在此基础上构建小变形有限元模型,计算各向刚度折减系数 η 并与不考虑土体软化的相同模型进行对比探究土体软化效应对桩靴在位刚度的影响。此外,针对剪切刚度系数 $G_{\max}/s_u$ 和破坏剪应变 γ_p^p 等刚度参数开展系统化参数分析。结果表明:土体软化效应对桩靴各向在位刚度均有不同程度的影响且不可忽视,桩靴基础的各向刚度折减系数均随荷载的增大而减小,变化趋势基本保持一致,各向刚度折减系数随 $G_{\max}/s_u$ 的增大而减小,随 γ_p^p 的增大而增大。

关键词: 海上风电; 数值模拟; 刚度矩阵; 桩靴基础; 安装效应; NGI-ADP本构模型

中图分类号: TM614

文献标志码: A

0 引 言

随着海上风电市场的快速发展,近海风能资源已逐渐无法满足需求,深海化和远海化成为行业发展的必然趋势。因此,中国迫切需要各种海工设备和先进技术,以支持海上风电产业进入深海、远海和平价的新时代^[1]。近年来,国内外涌现出多种类型的海上风电安装平台,其中可移动自升式平台因其转场便捷、可回收等优势而日益受到欢迎^[2]。在海上自升式钻井平台的初步设计阶段,准确评估桩靴基础的刚度十分重要。基础刚度系数会影响平台及其上部结构的荷载-位移响应。如果对桩靴基础的刚度估计过低,可能会导致结构分析中某些关键部件,如平台与桩腿连接处的应力被过高估计,而估计过高可能会对结构的荷载路径预测产生偏差,特别是对于那些显著表现出动力效应的构件^[3]。因此,桩靴基础刚度系数的合理估测十分重要。为了确定桩靴的在位刚度,国内外学者进行了大量研究。

Ngo-Tran^[4]利用有限元分析方法确定了刚性圆锥形基础的弹性刚度系数并研究了基础埋置深度、土体泊松比和圆形平板锥形角对刚度的影响;王秀哲等^[5]利用三维有限元法对圆形桩靴基础的弹性刚度系数进行了分析,讨论了土体强度不均匀性、不排水抗剪强度和土体回流的影响,并提出一个矩阵代数表达式来预测桩靴基础的弹性刚度系数;张友虎等^[6]运用ABAQUS软件,采用三维有限元小变形数值模拟分析方法对

移动自升式平台安装在软黏土中的圆形桩靴基础的弹性刚度系数进行了研究,讨论了桩靴尺寸、不排水抗剪强度、贯入深度和土体回流对桩靴基础刚度矩阵的影响;殷帅等^[7]采用有限元小变形分析方法对软黏土中带裙板的圆形桩靴基础的弹性刚度系数进行研究,计算了不同土体不排水抗剪强度、桩靴预埋深度和裙边长度下桩靴基础的弹性刚度系数,通过参数分析提出桩靴基础弹性刚度系数的计算公式。蒯文龙^[8]运用ABAQUS软件,基于Tresca本构模型对圆形桩靴从安装阶段到安装后荷载-位移行为的全过程进行了双阶段欧拉-拉格朗日模拟分析(即大变形有限元分析结合小变形有限元分析),对圆形桩靴初始刚度、割线抗弯刚度进行了研究,分别解析了是否考虑安装效应时,桩靴埋入深度、土体强度不均匀性和桩靴尺寸对桩靴刚度系数的影响程度。

目前行业指南中^[9-10],桩靴基础的刚度计算中3个自由度 V 、 H 、 M 分别考虑,并未考虑耦合刚度的影响,但实际上桩靴基础平台上部结构传递桩靴顶部的水平(弯矩)荷载不仅会引起桩靴的水平位移(平面内转动),还会导致桩靴在平面内的转动(水平位移)。因此,在计算时需考虑这两者耦合(即耦合刚度 K_{HM})的影响。综上,以往研究主要集中于圆形平板基础或圆形桩靴在原状土中的初始弹性刚度理论推导与数值模拟,鲜见针对矩形桩靴基础考虑安装过程土体扰动重塑影响下的耦合刚度数值模拟分析研究。因此,本文拟在

收稿日期: 2025-02-06

基金项目: 企事业委托项目(CG-2024-K-012); 国家自然科学基金(42177122); 青年泰山学者项目(tsqn202211071)

通信作者: 付登锋(1982—), 男, 博士、教授, 主要从事海洋岩土工程方面的研究。dengfeng.fu@ouc.edu.cn

前人研究的基础上,结合耦合欧拉-拉格朗日(coupled Eulerian-Lagrangian, CEL)有限元大变形与小变形静力分析方法,系统分析矩形桩靴在均质黏土和正常固结黏土中考虑土体软化效应的基础各向在位刚度及(水平、弯矩)耦合刚度,研究矩形桩靴安装过程对基础在位刚度的影响规律。

1 桩靴基础在位刚度分析方法

1.1 桩靴贯入土体软化研究

在进行考虑土体软化效应的桩靴基础刚度的分析研究时,重点是如何采取合理准确的方法模拟桩靴贯入所导致的土体扰动。考虑桩靴安装土体软化效应的有限元数值模拟分析方法:首先采用 CEL 大变形有限元法研究桩靴的连续贯入过程,提取桩靴贯入到土层中 16 m 时各积分点的累计塑性应变(equivalent plastic strain, PEEQ),测量发生塑性应变的土体范围,假定其为桩靴安装贯入过程中的土体扰动范围;然后,采用有限元小变形分析方法(small strain finite element, SSFE)建立预埋桩靴的拉格朗日小变形模型,桩靴预埋深度为 16 m。分析对比桩靴预埋在原状土中以及考虑安装过程导致土体软化下的在位刚度。在考虑土体软化效应影响进行土体建模时,假定桩靴附近 1 m 处为完全软化区域,强度折减系数取灵敏度的倒数,即 $\beta=0.25$;其余土体扰动范围为部分软化区域,取积分点 PEEQ 的平均值,代入土体软化公式求得土体强度折减系数 β ,除此之外的外围土体强度不变。强度折减系数 β 表达式为^[11]:

$$\beta = s_u/s_{u0} = \delta_{rem} + (1 - \delta_{rem})e^{-\xi/\xi_{95}} \quad (1)$$

式中: β ——土体强度折减系数; s_u ——土体当前不排水抗剪强度, kPa; s_{u0} ——土体初始不排水抗剪强度, kPa; δ_{rem} ——与土体灵敏度相关的参数,取 0.25; ξ ——土体累积塑性应变; ξ_{95} ——土体达到重塑度 95% 时所产生的累积塑性剪应变,一般介于 1000%~5000% 之间^[12]。

为确保安装过程的安全性,本文取 $\xi_{95}=10$,以获得较大的塑性应变,从而产生显著的软化效应。

1.2 桩靴基础在位刚度计算方法

桩靴基础在位刚度计算依据温克尔假定(土-结构之间的作用以弹簧体系考虑;土对结构的作用力与土体变形成正比),计算竖向荷载、水平荷载和弯矩荷载作用下的刚度。在给定荷载组合中得到的刚度整理为刚度矩阵,即:

$$K = \begin{bmatrix} K_V & 0 & 0 \\ 0 & K_H & K_{HM} \\ 0 & K_{HM} & K_M \end{bmatrix} \quad (2)$$

1.2.1 竖向刚度 K_V 计算方法

为评估桩靴基础在位竖向刚度,对桩靴基础施加竖直荷载 V ,且除竖向位移外其他方向实施位移全约束,得到竖向

力-竖向位移响应,则割线斜率即为在位竖向刚度 K_V ,即:

$$K_V = \frac{V}{w} \quad (3)$$

1.2.2 水平、抗弯、耦合刚度计算方法

在“解耦合点”,桩靴的水平荷载仅引起水平位移,弯矩荷载仅引起平面内转动。“解耦合点”在空间中的位置并不唯一,而是根据荷载水平不断变化,应在当前荷载水平下评估其位置。通过一组水平力与弯矩的力-位移关系很难同时判断 3 个刚度量值,因此需要先找到桩靴基础的“解耦合点”,通过荷载作用点到“解耦合点”的距离判断荷载与位移的平移关系并据此建立本构方程来计算桩靴基础的刚度矩阵^[13]。确定“解耦合点”距离桩靴顶部 h 可依据:首先在桩靴基础顶部施加当前荷载(H, M)得到位移量 u, φ 。其次在当前荷载水平上再对桩靴基础顶部施加微小弯矩增量 dM ($H=H, M=M+\delta M$),在桩靴基础顶部得到微小位移增量 δu ,考虑在纯弯矩荷载作用下“解耦合点”处仅产生平面内转动,水平位移 δu^* 为 0,则有:

$$\delta u^* = \delta u - h\delta\varphi = 0 \quad (4)$$

因此距离 h 可根据式确定:

$$h = \frac{\delta u}{\delta\varphi} \quad (5)$$

各向刚度:

$$K_H = \frac{H}{u - h\varphi} \quad (6)$$

$$K_{HM} = -hK_H \quad (7)$$

$$K_M = \frac{M - uK_{HM}}{\varphi} \quad (8)$$

式中: K_H ——水平刚度, MN/m; K_{HM} ——耦合刚度, MN; K_M ——抗弯刚度, MN·m。

2 耦合欧拉-拉格朗日大变形模拟方法

本研究所采用的数值模拟分为两部分,其中第一部分是基于 CEL 显式动力分析方法,针对桩靴基础的贯入过程进行模拟分析。第二部分在此基础上,采用拉格朗日有限元小变形分析方法对考虑土体软化的预埋桩靴在位各向刚度进行分析。

2.1 模型构建

建立 CEL 有限元模型,模型包含桩靴和土体两个部件,土体模型几何尺寸见图 1。为提升计算效率,采用 1/4 模型进行分析。两部分研究的桩靴及土体模型尺寸一致,但在模拟桩靴连续贯入的大变形阶段,由于桩靴贯入时,土体材料会受到挤压向上隆起,因此需设置额外的空气层以容纳隆起的土体,该空气层厚度取为 10 m。采用 EC3D8R(八节点线性六面体单元)进行空穴与土体的网格划分,均采用欧拉单元。为了消除边界效应,土体模型沿矩形桩靴长边长度取为 $5A$,沿矩形桩靴短边宽度取为 $5B$,深度取为 $6A$ (其中 A 和 B

分别为矩形桩靴长边和短边长度)。划分网格时,在桩靴附近网格尺寸均取为 $0.05B^{[14]}$,往边界处逐渐稀疏。

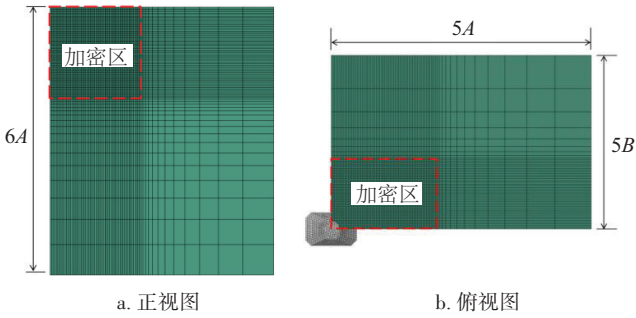


图1 桩靴基础贯入 CEL 大变形有限元模型及网格划分
Fig. 1 CEL large deformation finite element model of spudcan foundation and meshing technology

采用拉格朗日单元 C3D10M(十节点修正二次四面体单元)划分桩靴,如图 2 所示。考虑到桩靴基础的刚度远大于周围土体,因此将桩靴设置为拉格朗日刚体,弹性模量取 2 GPa,泊松比取 0.3,网格尺寸取 $0.05B$ 。

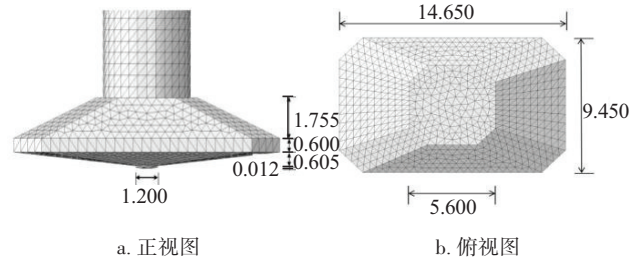


图2 矩形桩靴有限元数值模型(单位:m)
Fig. 2 Finite element model of rectangular spudcan(unit: m)

2.2 模型本构与土体材料参数

本文针对正常均质黏土及正常固结黏土工况进行分析,具体参数见表 1。由于海底软黏土排水性较差,为了准确模拟饱和和不排水条件下黏土无体积变化,泊松比取值为 0.49,确保程序数值计算结果易于收敛^[15]。本研究中,采用 Tresca 屈服准则模拟黏土,基础土体采取 NGI-ADP 本构模型,该模型的应力应变关系为:

表2 CEL 可行性验证土体参数

Table 2 Soil parameters of CEL model for validation

模型	桩靴直径 B/m	黏土强度 s_u/kPa	贯入深度 z/m	砂土		有效重度 $\gamma'/(\text{kN}/\text{m}^3)$
				摩擦角 $\varphi/(\circ)$	膨胀角 $\psi/(\circ)$	
单层黏土	12	$2+1.5z$	20			6.0
单层砂土	10		4	32	2	9.6

在进行具体分析时,两个模型的接触均为通用接触,接触类型为罚接触,法向接触均为“硬”接触,黏土切向接触光

$$\gamma^t = \gamma^e + \gamma^p = \frac{\tau/s_u}{G_{\max}/s_u} + \gamma^p \tag{9}$$

$$\frac{\tau}{s_u} = \frac{2\sqrt{\gamma^p/\gamma_f^p}}{1 + \gamma^p/\gamma_f^p} \tag{10}$$

式中: γ^t ——土体剪应变; γ^e ——土体弹性剪应变; γ^p ——土体塑性剪应变; $G_{\max}/s_u$ ——剪切刚度系数,本文第 3、4 节中取为定值 250; τ/s_u ——当前剪应力与土体抗剪强度的比值; γ_f^p ——土体破坏剪应,本研究中取为定值 0.05。

表1 土体材料参数

Table 1 Soil material parameters

工况	贯入深度 z/m	土体强度 s_u/kPa	有效重度/ (kN/m^3)
均质黏土	16	25	7.0
正常固结黏土	16	$2+1.2z$	7.0

2.3 接触属性与边界条件

对于模型接触属性,在 CEL 分析中一般采用通用接触算法(general contact)来模拟分析过程中拉格朗日刚体(桩靴)和欧拉体材料(基础土体)之间的接触关系。其中接触面属性法向行为设置为硬接触,不允许接触后分离;切向行为设置为“罚”(penalty)函数,摩擦系数取为 0.6。对于模型边界条件,基础土体各对称面相应的速度均设置为 0,非对称侧面和基础土体底面均设置为完全约束。桩靴的贯入过程一般视为准静态贯入,为了确保计算结果的准确性,需控制桩靴的贯入速度足够缓慢以达到对准静态的模拟,结合现有桩靴贯入数值模拟研究文献,贯入速度取 $0.2 \text{ m/s}^{[16]}$ 。

2.4 模型验证

Xie^[17]通过一系列离心模型试验模拟桩靴贯入单层黏土的全过程;戴笑如等^[16]利用 CEL 大变形有限元法对桩靴在单层砂土中的贯入过程进行了模拟分析,同时也对文献[17]的单层黏土离心试验结果进行了验证,得到不同土体强度条件下的桩靴贯入阻力-贯入深度的变化曲线。本文为验证 CEL 方法的准确性,严格按照上述参考文献参数建立模型,如表 2 所示。

置模型的最小网格尺寸为 $0.05B$, 桩靴的贯入速度取为 0.2 m/s , 最终计算分析结果如图 3 所示。可看出, 本文采用的 CEL 方法计算得到的桩靴贯入阻力随着贯入深度的响应与离心模型试验结果以及文献[16]中 CEL 模拟结果吻合良好, 说明本文所采用的 CEL 大变形方法的可靠性。

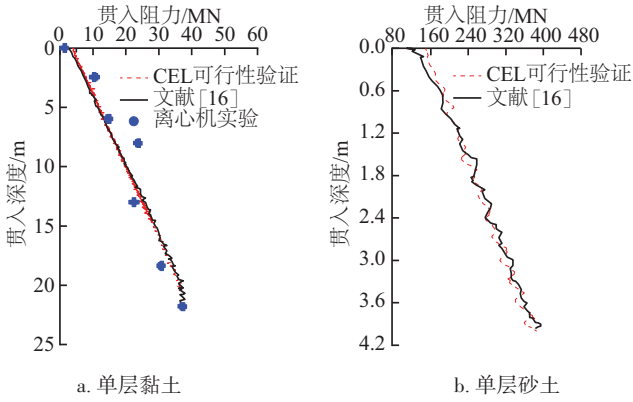


图3 CEL可行性验证对比结果

Fig. 3 CEL feasibility verification comparison results

3 考虑安装效应的小变形模型构建

3.1 桩靴安装效应引起的土体强度退化分析

在外部荷载作用下, 土体由弹性阶段逐渐过渡到塑性阶段并产生累积塑性应变导致其抗剪强度发生降低, 即为土体软化效应。由 CEL 大变形模拟的输出结果, 测定土体的软化范围如图 4a 所示; 构建考虑土体软化的小变形有限元数值模型如图 4b 所示。结合式(1), 计算各类型土体区域的强度折减系数 β , 见表 3。

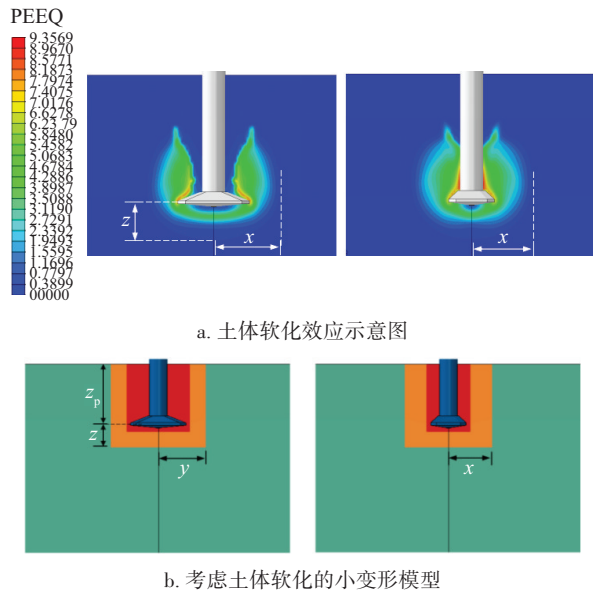


图4 考虑安装效应的大变形模拟后的小变形模型构建图

Fig. 4 Setting-up of small strain FE model considering installation effect after large deformation simulation

表3 土体部分软化区域与强度折减系数

Table 3 Region of partial softening soil and strength reduction coefficient

工况	软化区域			强度折减系数 β	备注
	x/B	y/B	z/B		
均质黏土	1.323	1.217	0.529	0.84	$z_p=16\text{ m}$
正常固结黏土	1.376	1.323	0.476	0.83	

3.2 拉格朗日小变形模拟方法

3.2.1 模型构建

在第一部分的研究中, 桩靴贯入到 16 m , 则第二部分在进行分析时桩靴的预埋深度即为 16 m 。土体模型几何尺寸与大变形分析时相同, 考虑土体软化构建的土体完全重塑区和部分重塑区见图 5, 采用 $1/2$ 模型进行分析。

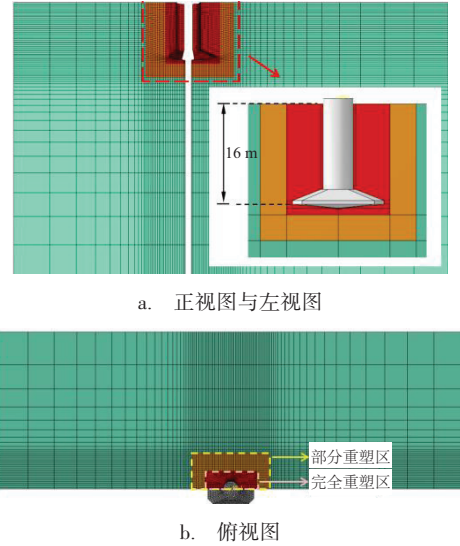


图5 考虑桩靴安装土体软化效应的小变形模型

Fig. 5 Small strain FE model considering soil softening effect due to spudcan penetration

3.2.2 模型验证

Hossain^[18]采用离心实验对桩靴基础在分层土中的贯入进行了研究, 并在之后对均质黏土中桩靴基础的竖向极限承载力进行了小变形分析^[19]; 张友虎^[14]采用有限元小变形分析方法, 针对桩靴基础的承载性能进行研究。本文采用小变形模拟方法结合 NGI-ADP 黏土本构计算得到的无量纲竖向承载力系数与现有研究对比如表 4 所示。由表 4 可看出, 小变形模拟相比于离心实验结果偏大, 这是因为小变形计算时为预埋工况, 未考虑地基土受到桩靴贯入时造成的扰动。通过对比现有基础承载力数值模拟研究结果可知, 本文计算结果与现有研究极为相近, 验证了本文小变形方法及本构模型的准确性。

表4 小变形模型验证结果

Table 4 Validation results of small strain FE model

模型	无量纲竖向承载力系数	出处
离心实验	11.0~12.0	文献[18]
小变形模拟	13.10	文献[19]
小变形模拟	12.99	文献[14]
本文结果	13.08	本文

4 有限元分析结果

在进行有限元小变形分析时,首先对各工况施加竖向荷

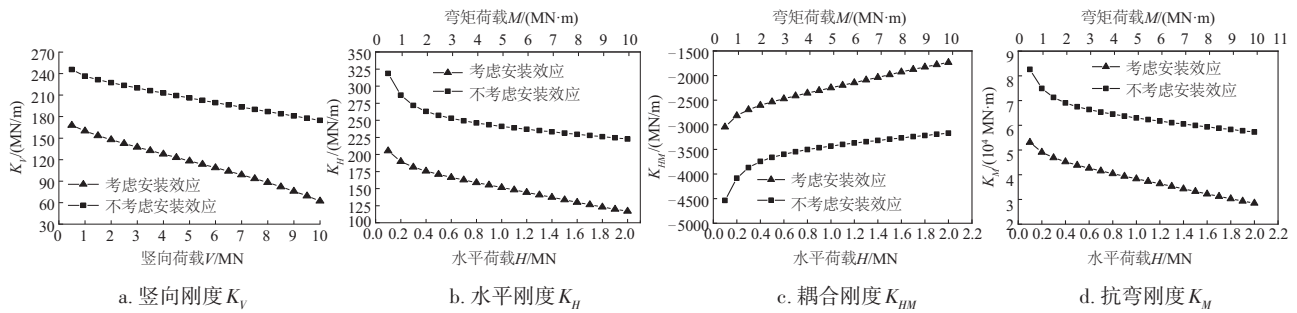


图6 均质黏土中考虑与不考虑土体软化的桩靴基础各向刚度

Fig. 6 Stiffnesses of spudcan foundation in homogeneous clay along different directions with and without consideration of soil softening

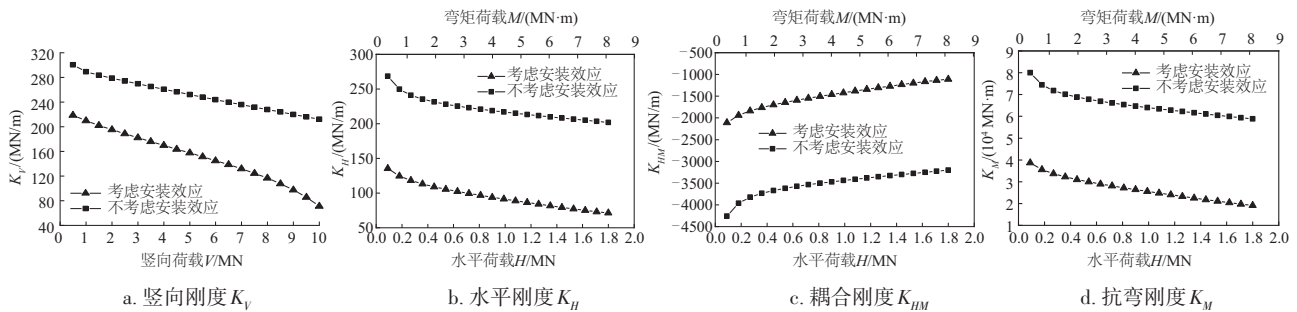
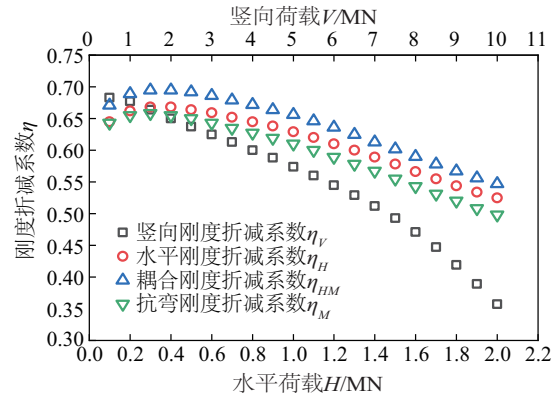


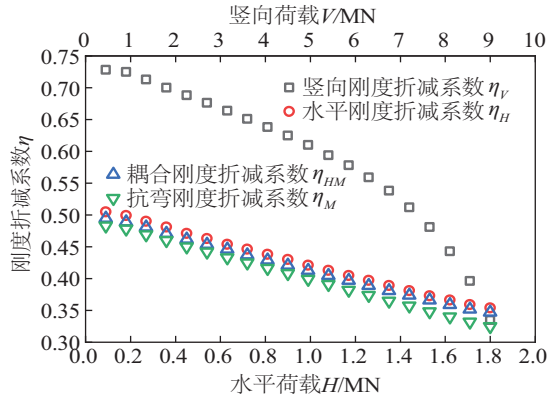
图7 正常固结黏土中考虑土体软化效应下桩靴基础各向刚度随荷载变化图

Fig. 7 Stiffness of spudcan foundation in normal consolidated clay along different directions with and without consideration of soil softening

对比两类土工况下,考虑土体软化效应与不考虑土体软化效应的桩靴基础各向刚度大小,计算输出各向刚度折减系数如图8所示。由图8可知,各向刚度折减系数 η 随着荷载数值的逐渐增大而不断降低,即土体软化效应对桩靴基各向刚度的影响越加明显。此外, η_H 、 η_{HM} 和 η_M 随荷载的变化趋势基本一致。对于均质黏土,其数值在0.498~0.695之间,正常固结黏土其值则在0.325~0.728之间。桩靴基础的竖向刚度单独考虑,两类工况下的竖向刚度折减系数 η_v 变化趋势较为接近,分别在0.357~0.683和0.335~0.728之间。



a. 均质黏土



b. 正常固结黏土

图 8 桩靴基础各向刚度折减系数

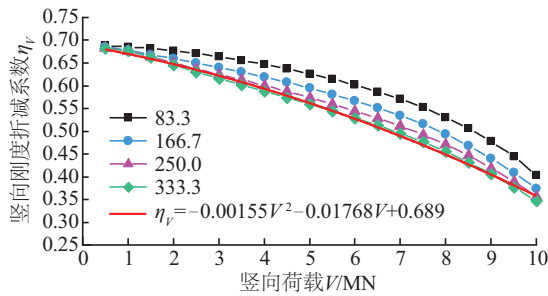
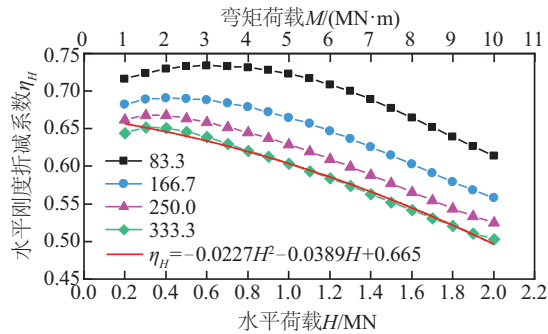
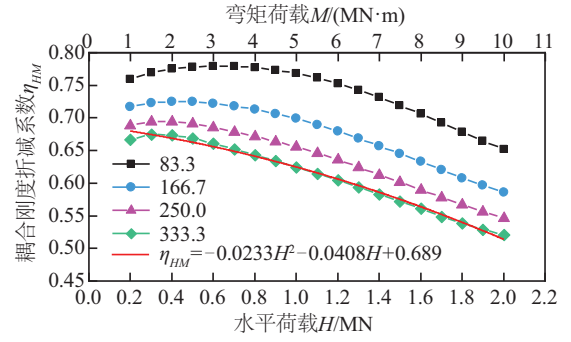
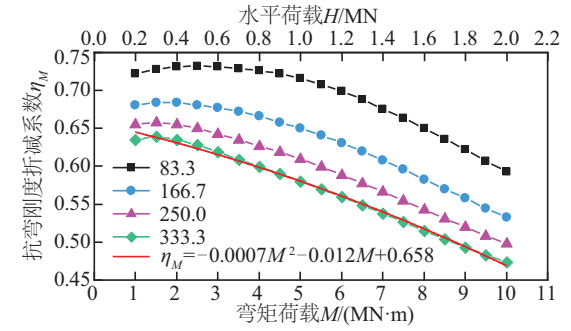
Fig. 8 Stiffness reduction coefficient along different directions for spudcan foundation

5 参数分析

本研究所采用的基础土体模型为 NGI-ADP 本构模型,其决定土体刚度的参数主要为剪切刚度系数 $G_{\max}/s_u$ 和破坏剪应变 γ_f^p 。在前述研究分析中,本文采用 $G_{\max}/s_u=250$ 、 $\gamma_f^p=0.05$ 针对桩靴基础的各向刚度进行了模拟分析,主要是为了探究土体软化效应对桩靴基础刚度的影响。然而,在实际工程中,基础土体地质条件更为复杂多变,因此需考虑多种不同 $G_{\max}/s_u$ 和 γ_f^p 组合下的桩靴基础刚度变化值以提供更多具备价值的参考数据,下面针对均质土中不同 $G_{\max}/s_u$ 和 γ_f^p 下桩靴基础的各向刚度折减系数进行参数分析研究。

5.1 剪切刚度系数 $G_{\max}/s_u$

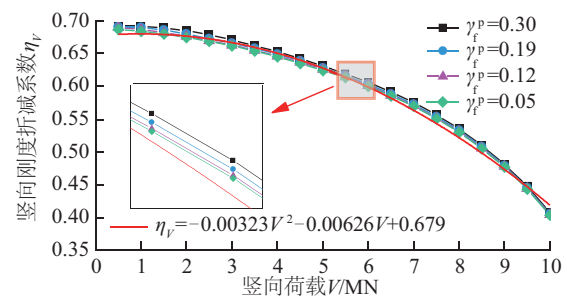
图 9 为 $\gamma_f^p=0.05$ 时不同剪切刚度系数 $G_{\max}/s_u$ (83.3、166.7、

a. 竖向刚度 K_V b. 水平刚度 K_H c. 耦合刚度 K_{HM} d. 抗弯刚度 K_M 图 9 均质黏土中不同 $G_{\max}/s_u$ 下各向刚度折减系数 η 变化曲线Fig. 9 Responses of stiffness reduction coefficient η along different directions under different $G_{\max}/s_u$ in homogeneous clay

250.0、333.3)进行模拟得到的桩靴基础各向刚度折减系数 η 随荷载的变化曲线。可看出, η 随 $G_{\max}/s_u$ 的增大而减小, 不同 $G_{\max}/s_u$ 下 η 随荷载的变化趋势基本一致。对 η 随荷载变化曲线的下限值进行拟合, 得到各向刚度折减系数 η_V 、 η_H 、 η_{HM} 、 η_M 与荷载的关系表达式, 通过这些公式即可简单估算桩靴安装土体软化效应对刚度的影响。

5.2 破坏剪应变 γ_f^p

如图 10 为在 $G_{\max}/s_u=83.3$ 的情况下取不同破坏剪应变 γ_f^p (0.05、0.12、0.19、0.30) 进行数值模拟得到的桩靴基础各向刚度随荷载的变化曲线。可看出, η 随 γ_f^p 的增大而增大, 不同 γ_f^p 下的桩靴基础各向刚度随荷载的变化趋势基本一致, 但相对于 $G_{\max}/s_u$ 对桩靴基础刚度的影响程度较小, 相对应的刚

a. 竖向刚度 K_V

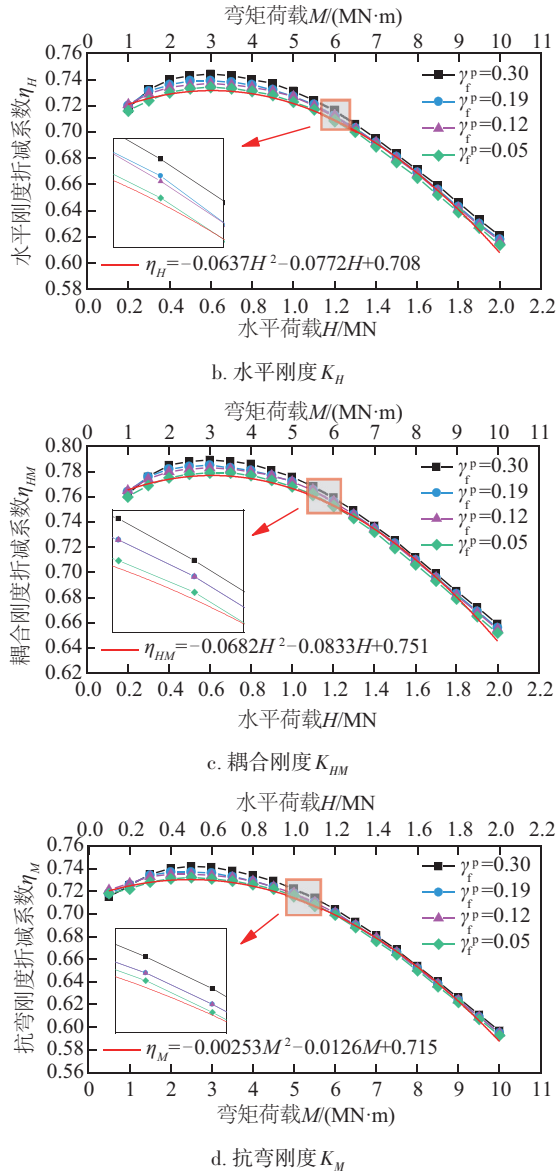


图10 均质黏土中不同 γ_f^p 下各向刚度折减系数 η 变化曲线

Fig. 10 Responses of stiffness reduction coefficient η along different directions under different γ_f^p in homogeneous clay

度折减系数变化曲线也较为接近。同样对 η 随荷载变化曲线的下限值进行拟合,得到各公式如图所示。

综合图9、图10可发现,随着荷载的不断增大,不同刚度参数组合下的桩靴基础各项刚度折减系数 η 均随荷载的增大不断降低,且曲线变化趋势基本一致,这是由于随着施加荷载的增大,考虑土体软化的基础土体更快发生塑性破坏,进入塑性应变阶段,相比不考虑土体软化的工况而言,刚度系数下降更快;其次,桩靴基础的各项刚度折减系数随着剪切刚度系数 $G_{\max}/s_u$ 的增大而减小,随着破坏剪应变 γ_f^p 的增大而增大,在实际工程运用时可依据图9、图10的下限公式评估土体软化效应对刚度的影响。

6 结 论

本文结合 CEL 及 SSFE 有限元分析方法研究了在均质黏土和正常固结黏土中桩靴贯入土体软化效应对桩靴在位各向刚度的影响及刚度折减机理,探究并总结了其影响规律,得到如下主要结论:

1)通过 CEL 有限元大变形模拟,输出土体累计塑性应变构建考虑土体软化效应的小变形成限元模型。对于均质黏土和正常固结黏土,桩靴基础完全软化区域的土体强度折减系数为 0.25,部分土体软化区域的强度折减系数分别为 0.84、0.83。

2)通过对 SSFE 模拟结果的对比分析发现,在考虑桩靴安装导致的土体软化效应后,相同荷载组合下得到的刚度系数明显低于不考虑土体软化效应时的结果。这表明土体软化效应在工程设计和计算中是一个重要因素,必须进行全面评估以确保结果的准确性和可靠性。

3)各向刚度折减系数随着荷载数值的增大而不断降低,即土体软化对桩靴基础各向刚度的影响越加明显,对于均质黏土,其数值在 0.498~0.695 之间;对于正常固结黏土,其数值在 0.325~0.728 之间。桩靴基础的竖向刚度单独考虑,两类工况下的竖向刚度折减系数变化趋势较为接近,分别在 0.357~0.683 和 0.335~0.728 之间。

4)通过对考虑软化效应下桩靴基础的刚度参数 $G_{\max}/s_u$ 和 γ_f^p 进行参数分析发现,随着荷载的不断增大,不同刚度参数组合下的桩靴基础各项刚度在数值上均不断降低,且变化曲线有逐渐靠拢的趋势;此外,桩靴基础的各项刚度折减系数随着剪切刚度系数 $G_{\max}/s_u$ 的增大而减小,随破坏剪应变 γ_f^p 的增大而增大。

[参考文献]

- [1] 曹政,李智,江琦,等.复合加载下海上风电四筒基础地基承载力特性研究[J].太阳能学报,2024,45(1):210-217.
- CAO Z, LI Z, JIANG Q, et al. Bearing capacity characteristics of four-bucket foundation in offshore wind turbines under combined loading conditions [J]. Acta energiae solaris sinica, 2024, 45(1): 210-217.
- [2] 乐丛欢,胡灏,王昕,等.砂土中桩靴插桩对临近筒型基础的影响研究[J].太阳能学报,2024,45(2):95-101.
- LE C H, HU H, WANG X, et al. Study on influence of spudcan penetration pile on adjacent bucket foundation in sandy soil[J]. Acta energiae solaris sinica, 2024, 45(2): 95-101.
- [3] MARTIN C M. Physical and numerical modelling of

- offshore foundations under combined loads [D]. Oxford University, UK, 1994.
- [4] NGO-TRAN C L. The analysis of offshore foundations subjected to combined loading[J]. 1996.
- [5] WANG X Z, YI J T, SUN M J, et al. Determination of elastic stiffness coefficients for spudcan foundations in a spatially varying clayey seabed [J]. Applied ocean research, 2022, 128: 103336.
- [6] ZHANG Y H, CASSIDY M J, BIENEN B. Elastic stiffness coefficients for an embedded spudcan in clay [J]. Computers and geotechnics, 2012, 42: 89-97.
- [7] YIN S, XIANG Y Z, XU J, et al. Elastic stiffness coefficients of a skirted spudcan foundation in clay [J]. Applied ocean research, 2022, 120: 103054.
- [8] 蒯文龙. 安装效应对桩靴弹塑性力学行为的影响研究 [D]. 重庆: 重庆大学, 2021.
- LIN W L. Study on the influence of installation effect on elastoplastic behavior of spudcan [D]. Chongqing: Chongqing University, 2021.
- [9] ISO 19905-1, Petroleum and natural gas industries—site-specific assessment of mobile offshore units—Part 1: Jack-ups[S].
- [10] SNAME. Guidelines for site specific assessment of mobile jack-up units[M]. T&R Bullitin5-5A, 2008, 366.
- [11] EINAV I, RANDOLPH M F. Combining upper bound and strain path methods for evaluating penetration resistance [J]. International journal for numerical methods in engineering, 2005, 63(14): 1991-2016.
- [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] 刘俊杰, 苏枋. 理论力学[M]. 北京: 中国农业大学出版社, 2005: 45-60.
- LIU J J, SU F. Theoretical mechanics [M]. Beijing: China Agricultural University Press, 2005: 45-60.
- [14] ZHANG Y H, BIENEN B, CASSIDY M J, et al. The undrained bearing capacity of a spudcan foundation under combined loading in soft clay [J]. Marine structures, 2011, 24(4): 459-477.
- [15] HOSSAIN M S, RANDOLPH M F. Deep-penetrating spudcan foundations on layered clays: numerical analysis [J]. Géotechnique, 2010, 60(3): 171-184.
- [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分析[J]. 岩土力学, 2018, 39(6): 2278-2286.
- DAI X R, WANG J H, FAN Y F. Issues of numerical simulation of the spudcan penetration based on CEL method [J]. Rock and soil mechanics, 2018, 39(6): 2278-2286.
- [17] XIE Y. Centrifuge model study on spudcan-pile interaction [D]. Singapore: National University of Singapore, 2009.
- [18] HOSSAIN M S, RANDOLPH M F. Deep-penetrating spudcan foundations on layered clays: centrifuge tests [J]. Géotechnique, 2010, 60(3): 157-170.
- [19] HOSSAIN M S, RANDOLPH M F. New mechanism-based design approach for spudcan foundations on single layer clay [J]. Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering, 2009, 135(9): 1264-1274.
- [20] 史禾慕, 樊敦秋, 张霖. 自升式平台地基稳定性分析方法研究[J]. 海洋工程装备与技术, 2024, 11(2): 87-90.
- SHI H M, FAN D Q, ZHANG L. Discussion on the feasibility of developing marginal oil fields in South China Sea by jack-up production and storage platform[J]. Ocean engineering equipment and technology, 2024, 11(2): 87-90.

ANALYSIS OF IN-SITU STIFFNESS OF OFFSHORE WIND TURBINE SPUDCAN FOUNDATIONS CONSIDERING INSTALLATION EFFECT

Zheng Can¹, Shen Zerong², Chen Ke¹, Wang Hongqing^{1,3}, Fu Dengfeng⁴

(1. China Energy Engineering Group Guangdong Electric Power Design Institute, Guangzhou 510663, China;

2. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China;

3. College of Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266100, China;

4. Shandong Engineering Research Center of Marine Exploration and Conservation, Ocean University of China, Qingdao 266100, China)

Abstract: Adopting the CEL finite element method to systematically simulate the penetration process of rectangular spudcan foundations under typical offshore wind geological conditions. Based on simulation results, the extent of plastically strained soil around the foundation is quantified, soil softening zones are identified, and corresponding strength reduction factors are calculated. Subsequently, small-strain finite element model incorporating these softening parameters are developed to calculate directional stiffness reduction coefficient η . Comparative analyses with non-softening reference models reveal the substantial influence of soil strength degradation on foundation stiffness. A comprehensive parametric study further evaluates the sensitivity of stiffness characteristics to two critical geotechnical parameters: the normalized shear stiffness ratio $G_{\max}/s_u$ and the critical shear strain at failure γ_f^p . Results demonstrate that: 1) Soil softening effects varies with different directional in-situ stiffness components, but the extent cannot be neglected; 2) Stiffness reduction coefficients exhibits consistent decreasing trend with increasing level of loading; 3) Stiffness increases with higher $G_{\max}/s_u$, but decrease with larger γ_f^p .

Keywords: offshore wind power; numerical simulation; stiffness matrix; spudcan foundation; installation effect; NGI-ADP constitutive model