

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2025.010



开放科学(资源服务)标识码OSID:



考虑沉桩和固结效应的水平受荷桩基的承载性能

刘武昊¹, 张福金², 李慧³, 曹雪², 景钦鑫³, 董君杰⁴, 易江涛⁵

(1. 青海省交通建设管理有限公司, 西宁 810021; 2. 中铁十一局集团有限公司, 武汉 430061;
3. 青海省交控建设工程集团有限公司, 西宁 810021; 4. 晋城市住房和城乡建设局, 山西 晋城
048000; 5. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400045)

摘要: 海洋工程大直径钢管桩在黏土地基中的沉桩过程会产生显著的挤土效应, 导致超孔隙水压力升高和土体强度暂时弱化, 而随后的固结过程能使土体强度恢复并显著增强。针对现有研究和设计规范未能充分考虑沉桩及固结效应的问题, 采用自主开发的多阶段欧拉-拉格朗日有限元方法, 通过有效应力欧拉模块模拟沉桩贯入和水平受荷阶段的大变形行为, 利用流固耦合拉格朗日模块分析固结强化过程, 并借助网格映射技术实现模块间的数据传递, 完整模拟了静压桩沉桩贯入、固结强化和水平受荷的全过程。结果表明: 土体固结虽不改变楔形破坏、流动破坏和旋转破坏等基本破坏模式, 但能使桩侧极限土抗力显著提高; 固结作用主要增强 P - y 曲线的初始刚度, 而对整体曲线形态影响较小。基于研究结果, 提出了考虑沉桩和固结效应的改进 P - y 曲线分析方法。

关键词: 水平受荷桩基; 承载能力; 沉桩固结效应; 欧拉-拉格朗日方法; 极限土抗力

中图分类号: TU473.11 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(XXXX)XX-0001-11

Bearing performance of horizontally loaded pile foundations considering pile installation and consolidation effects

LIU Wuhao¹, ZHANG Fujin², LI Hui³, CAO Xue², JING Qinxin³, DONG Junjie⁴,
YI Jiangtao⁵

(1. Qinghai Provincial Transportation Construction Management Co., Ltd., Xining 810021, P. R. China; 2. China Railway 11th Bureau Group Co., Ltd., Wuhan 430061, P. R. China; 3. Qinghai Provincial Transportation Control Construction Engineering Group Co., Ltd., Xining 810021, P. R. China; 4. Jincheng Housing and Urban-Rural Development Bureau, Jincheng 048000, Shanxi, P. R. China; 5. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, P. R. China)

Abstract: The installation of large-diameter steel pipe piles in clayey marine foundations generates significant soil squeezing effects, leading to increased pore water pressure and temporary soil strength reduction, while subsequent consolidation results in strength recovery and substantial enhancement. To address the limitations of

收稿日期: 2024-11-26

基金项目: 中铁十一局集团有限公司科研项目(ZT1102KJ2023-11); 重庆市自然科学基金项目(CSTB2022NSCQ-MSX1288)

作者简介: 刘武昊(1982-), 男, 高级工程师, 主要从事岩土工程和隧道工程研究, E-mail: 52230040@qq.com。

易江涛(通信作者), 男, 教授, 博士生导师, E-mail: yijt@foxmail.com。

Received: 2024-11-26

Foundation items: Research Project of China Railway 11th Bureau Group Co., Ltd (No. ZT1102KJ2023-11); Natural Science Foundation of Chongqing (No. CSTB2022NSCQ-MSX1288).

Author brief: LIU Wuhao (1982-), senior engineer, main research interests: geotechnical and tunnel engineering, E-mail: 52230040@qq.com.

YI Jiangtao (corresponding author), professor, doctoral supervisor, E-mail: yijt@foxmail.com.

existing research and design specifications in adequately accounting for pile installation and consolidation effects, this study employs an in-house developed multi-stage Eulerian-Lagrangian finite element method. It invokes an effective stress Eulerian module to simulate large deformation behavior during pile penetration and lateral loading phases, a fluid-solid coupled Lagrangian module to analyze the consolidation strengthening process, and mesh mapping technology to enable precise data transfer between modules. The research successfully simulates the complete sequence of jacked pile installation, consolidation strengthening, and lateral loading processes. Results demonstrate that although soil consolidation does not alter fundamental failure modes (wedge failure, flow failure, and rotational failure), it significantly improves ultimate lateral soil resistance. Consolidation primarily enhances the initial stiffness of P - y curves while having limited influence on the overall curve shape. Based on these findings, an improved P - y curve analysis method incorporating pile installation and consolidation effects is proposed.

Keywords: horizontally loaded pile foundation; bearing capacity; pile installation and consolidation effects; Euler-Lagrange method; ultimate soil resistance

在全球能源结构加速转型的大背景下,海上风电因其资源储量丰富、土地利用高效以及环境友好等突出优势,已成为各国新能源发展战略的关键组成部分^[1-3]。预制钢管桩作为海上风电基础结构的一种重要形式,凭借综合成本效益高、施工周期短、承载性能良好以及对海洋环境适应性强等特性,在近海工程领域得到了大规模应用^[4-5]。值得注意的是,作为典型的挤土桩型,预制钢管桩在贯入过程中不可避免地需要排开等体积土体,这一过程在低渗透性黏土地层中会引发显著的挤土效应^[6]。具体表现为桩周土体产生复杂的塑性流动,形成水平位移与竖向隆起相互耦合的变形模式,从而导致土体应力场发生重构并引发抗剪强度弱化^[7-8]。同时,挤土效应还会在桩周土体内产生并积累显著的超孔隙水压力(简称“超孔压”)^[9-10]。需要强调的是,沉桩扰动效应具有明显的时空演化特征:随着超孔压的逐步消散和土体再固结过程的推进,桩周土体经历强度恢复与结构重组,其承载性能呈现出显著的时效强化规律,且地基承载力的增长速率与固结度发展之间表现出明显的相关性^[11-12]。

现行水平受荷桩设计计算方法主要包括极限地基反力法、弹性地基反力法、弹性理论法及复合地基反力法4大类。其中,基于Winkler地基梁理论的复合地基反力法通过引入非线性土弹簧单元,采用 P - y 曲线表征桩-土相互作用机制,在工程实践中应用最为广泛。现行国际主流设计规范如API规范^[13]、DNV规范^[14]等均推荐采用Matlock^[15]提出的经典 P - y 曲线模型作为设计依据。然而,该模型主要基于小直径桩的现场试验数据建立,其理论框架未考虑沉桩施工引起的土体扰动以及后续的固结强化效应,导致对软黏土地基中水平受荷桩的承载力预测存在偏差。

针对上述问题,笔者采用自主研发的多阶段欧拉-拉格朗日有限元方法(Multi-stage Eulerian-Lagrangian Method, MSEL),建立沉桩施工-土体固结-水平承载全过程的耦合分析模型。为聚焦机理研究,将沉桩工艺限定为静压贯入模式,系统模拟静压沉桩、固结强化和水平受荷3个连续阶段。通过深入探讨水平受荷桩的桩土相互作用机理、桩间土强度恢复机制、桩侧土体极限抗力及 P - y 曲线的变化规律,量化分析沉桩和固结效应对水平受荷桩承载力的影响。在此基础上,建立随土体刚性指数变化的极限土抗力增长模型,提出考虑沉桩和固结效应的 P - y 曲线,为海上风电桩基设计提供更精确的计算工具。

1 数值分析技术

1.1 MSEL计算技术

静压桩的“静压沉桩-固结强化-水平受荷”多阶段连续过程分析涉及土体大变形、桩土接触界面非线性以及流固耦合等复杂力学问题,传统小变形有限元方法因受限于网格畸变收敛困难,难以实现全过程模拟。鉴于此,大变形有限元方法成为解决此类问题的必要技术手段。

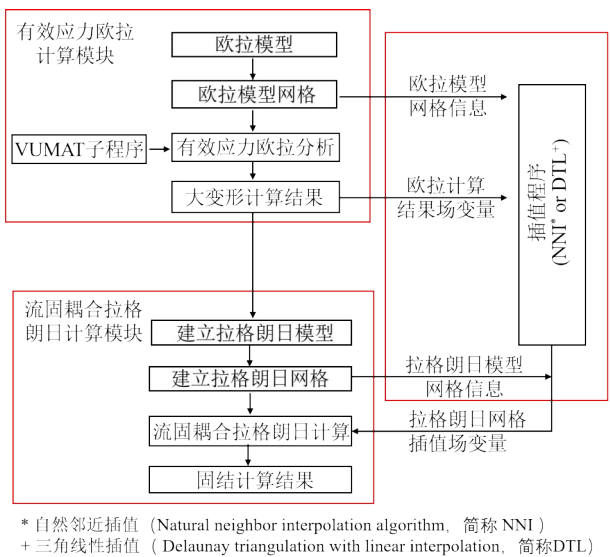
当前主流大变形有限元技术主要包括任意欧拉-拉格朗日方法(Arbitrary Eulerian-Lagrangian Method, ALE)、网格重划分插值法(Re-meshing and Interpolation Technique with Small Strain, RITSS)及耦合欧拉-拉格朗日方法(Coupled Eulerian-Lagrangian Method, CEL)。其中,CEL方法凭借其技术成熟度被ABAQUS等商业软件广泛采用。该方法通过分离材料与网格节点,在欧拉域中实现网格固定下的材料流动分析,显著提升了大变形问题的计算稳定性;同时在拉格朗日域保留传

统有限元算法优势,有效兼顾小应变区域的求解效率。这种双域耦合特性使其在土-结构相互作用分析中展现出独特优势。

然而,传统 CEL 方法在岩土工程应用中存在显著局限性:其一,基于总应力分析框架,无法获取超孔隙水压力与有效应力演变规律,导致其与剑桥模型等先进土体本构难以兼容;其二,缺乏流固耦合分析能力,无法模拟沉桩后土体固结强化的时效特性。这些缺陷严重制约了其在基础工程多阶段过程分析中的应用。

针对上述技术瓶颈,Yi等^[16-17]创新性地提出了多阶段欧拉-拉格朗日方法(MSEL)。该技术体系由3大核心模块构成:1)有效应力欧拉模块,通过对ABAQUS的CEL模块的二次开发实现有效应力框架下的欧拉大变形分析,可精确捕捉桩土相互作用过程中的孔隙水压力与有效应力分布;2)流固耦合拉格朗日模块,采用Biot固结理论模拟土体固结过程,完整表征超孔压消散与土体再固结的耦合效应;3)网格映射插值程序,基于自然邻点插值法(Natural neighbor interpolation algorithm, NNI)或者三角线性插值法(Delaunay triangulation with linear interpolation, DTL)建立跨模块数据传递机制,突破传统ABAQUS映射算法在处理欧拉-拉格朗日网格异构(积分点场变量与节点自由度差异)时的技术障碍。

图1为MSEL技术的典型计算流程。采用模块化分析策略:静压沉桩阶段采用有效应力欧拉模块模拟桩体贯入过程;固结强化阶段通过流固耦合拉格朗日模块分析超孔压消散与土体强度恢复;水平受荷阶段再次调用有效应力欧拉模块完成桩基承载性能评估。各阶段间通过NNI或者DTL插值算法实现应力场、位移场及孔隙水压力场的精确传递,确保多物理场耦合分析的连续性。



* 自然邻近插值 (Natural neighbor interpolation algorithm, 简称 NNI)
+ 三角线性插值 (Delaunay triangulation with linear interpolation, 简称 DTL)

图1 MSEL 技术计算流程

Fig.1 Computational flowchart of MSEL technique

1.2 MSEL 计算技术验证

MSEL 技术的研发旨在精确分析具有显著大变形和后续固结特征的岩土工程问题,如海上自升式平台桩靴基础的固结沉降、挤密砂桩安装引起的桩间土固结强化等。该技术经过一系列研究验证,已证实其在解决这类问题时的可靠性和鲁棒性^[18-19]。为进一步验证 MSEL 技术在桩基安装与固结分析中的适用性,首先采用该技术对 Li 等^[20-21]开展的离心机试验进行数值模拟。该试验模拟了静压桩在 50g 离心加速度条件下的沉桩贯入过程及其后的固结行为。试验采用重塑的正常固结上海粉质黏土(物理力学参数见表1),模型桩为直径 10 mm、长度 300 mm 的铝合金材料,桩尖设计为 30°锥角。试验过程中,模型桩以 1.5 mm/min 的匀速位移控制模式贯入 250 mm 厚的土样,随后静置 60 min 以模拟固结过程。为准确监测桩肩部孔压变化,试验在模型桩肩部埋设孔压传感器,并持续记录数据。

表1 上海黏性土物理力学特性

Table 1 Physical and mechanical properties of Shanghai clay

有效重度 $\gamma'/$ (kN/m ³)	有效内摩擦角 $\varphi'/(^{\circ})$	压缩参数 λ	回弹参数 κ	静止土压力 系数 K_0	泊松比 ν	固结比 OCR	渗透系数 $k/$ (cm/s)	孔隙比 e_0
8.75	30.0	0.11	0.02	0.55	0.3	1.0	2.65×10^{-7}	0.98

图2为离心机试验与MSEL数值模拟所得的静压桩沉桩贯入过程中桩肩部孔压随贯入深度的变化规律。结果表明,MSEL数值模拟成功捕捉到了桩肩部孔压随贯入深度线性增长的特征,与试验结果高度吻合。图3对比了试验与数值分析所得的静压桩沉桩后孔压消散过程。结果显示,MSEL数值计算结果与试验数据基本一致,尽管数值模拟的孔

压消散速度略快于试验结果。总体而言,MSEL方法在模拟静压桩安装与固结过程方面具有较高的可靠性和准确性。

2 有限元模型设置及分析步骤

采用MSEL技术对静压桩的“静压沉桩-固结强化-水平受荷”全过程开展系统性数值模拟研究。具

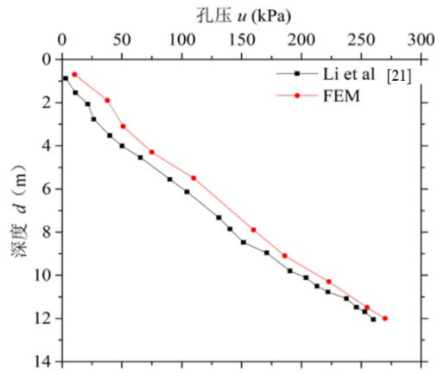


图2 沉桩过程中桩肩部孔隙水压力随贯入深度的变化曲线

Fig.2 Variation of pore water pressure at pile shoulder with penetration depth during pile installation

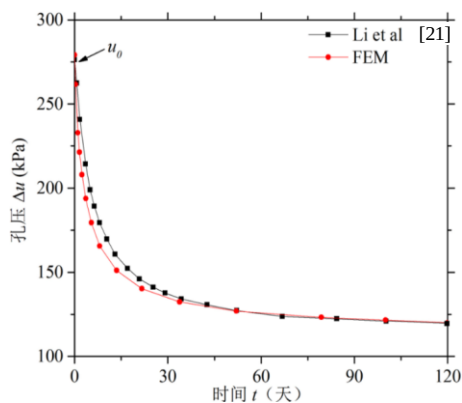


图3 沉桩后桩肩部孔隙水压力随时间消散曲线

Fig.3 Dissipation curves of pore water pressure at pile shoulder after installation

体而言,静压沉桩阶段通过有效应力欧拉模块模拟桩体贯入过程,精确捕捉土体大变形响应;固结强化阶段采用流固耦合拉格朗日模块分析超孔压消散与土体强度恢复机制;水平受荷阶段再次调用有效应力欧拉模块评估桩基承载性能。通过3个模块的有机结合与数据传递,实现了对桩基全生命周期力学行为的精准模拟与系统分析。

2.1 静压沉桩阶段

图4(a)为用于分析静压桩沉桩贯入过程的有效应力欧拉有限元模型。该模型中的静压桩为典型圆形桩,其直径为0.88 m、桩长12 m、锥角为60°。在桩端下方构建了一个尺寸为长19 m、宽10 m、高30 m的长方体土体模型。考虑静压桩的刚度相较于周围土体大得多,且在沉桩过程中不承受弯矩,为显著提升计算效率,在分析时将桩体简化为刚体,忽略其变形。此外,基于对称性原理,进一步将完整的有限元模型简化为半模型开展分析。在模型构建方面,土体设定为欧拉体,并运用8节点欧拉减缩积分单元(EC3D8R)进行离散化处理。网格划分采用梯度策略,在静压桩附近区域布置细网格,以便精准捕捉土体变形及应力变化的细节;在远离

桩体的区域采用粗网格,从而有效减少计算量。从图4(a)可以看出,这种网格划分方式既保证了模型在关键部位的计算准确性,又兼顾了整体计算效率。为模拟静压桩沉桩时土体的向上隆起现象,在欧拉土体模型上方设置了一层厚度为2 m的空网格。在整个欧拉计算分析过程中,限制垂直于欧拉土体模型侧面和底面的土体流动,同时允许切向土体流动。桩-土接触面采用ABAQUS软件中自带的“General Contact”一般接触设置,法向设置为硬接触,切向属性通过罚函数进行定义。为简化模型,将桩-土接触设定为完全粗糙,摩擦因子取值为1.0。

在静压沉桩模拟分析前,首先需完成地应力平衡计算。该步骤通过施加自重荷载和边界条件,建立土体的初始应力场,同时验证边界条件和荷载施加的准确性。完成地应力平衡后,即开展沉桩贯入模拟。沉桩贯入分析采用位移控制模式,以0.2 m/s的恒定速率将静压桩贯入至10.5 m的设计深度(图4(b))。数值模拟中,土体力学行为采用修正剑桥模型(Modified Cam-Clay Model, MCC)进行描述。该模型具有以下特征:采用椭圆屈服面;遵循相适应的流动准则;以塑性体应变为硬化参数。这些特性使其特别适用于正常固结至轻微超固结土($OCR \leq 3$)的数值分析,在海洋岩土工程研究中具有广泛应用。模型具体参数详见表1。

2.2 固结强化阶段

静压桩贯入完成后,基于有效应力欧拉模型变形后的几何构型(图4(b)),建立流固耦合分析的拉格朗日有限元模型(图4(c))。土体采用C3D8P单元进行离散化处理,桩体仍保持刚体假设。通过NNI网格映射技术,从有效应力欧拉模型最终计算步中提取沉桩完成时的土体有效应力、孔隙比及超孔压场,将其高精度传递至新建的拉格朗日模型作为初始条件。基于Biot固结理论开展流固耦合计算,系统模拟超孔压消散及土体再固结过程。为量化固结度对桩基水平承载性能的影响,研究设置5组固结时长工况:0 d(未固结基准状态)、30 d、60 d、120 d、365 d(超孔压完全消散的充分固结状态)。通过多工况对比分析,揭示土体固结时效性对桩基力学响应的作用规律。

2.3 水平受荷阶段

在土体完成固结后,基于固结变形后的拉格朗日模型几何构型,构建用于模拟桩水平受荷的有效应力欧拉有限元模型(图4(d))。在此模型中,土体被离散化为EC3D8R欧拉单元;与静压沉桩阶段不同,桩体不再简化为刚体,而是离散成C3D8R拉格

朗日单元。桩身材料选用碳钢,其特性为理想线弹性材料。经桩土相对刚度的计算分析,确定该模型中的桩为刚性桩。

在数值模拟过程中,首先从流固耦合拉格朗日有限元分析的最终计算步中提取固结强化完成后

的关键场变量(包括土体有效应力、孔隙比和孔压分布),随后运用NNI网格映射技术将这些物理场量精确传递至新建的欧拉有限元模型。以映射结果作为初始边界条件,对桩顶实施水平向位移控制加载,加载严格在0.05 m/s的恒定速率下进行。

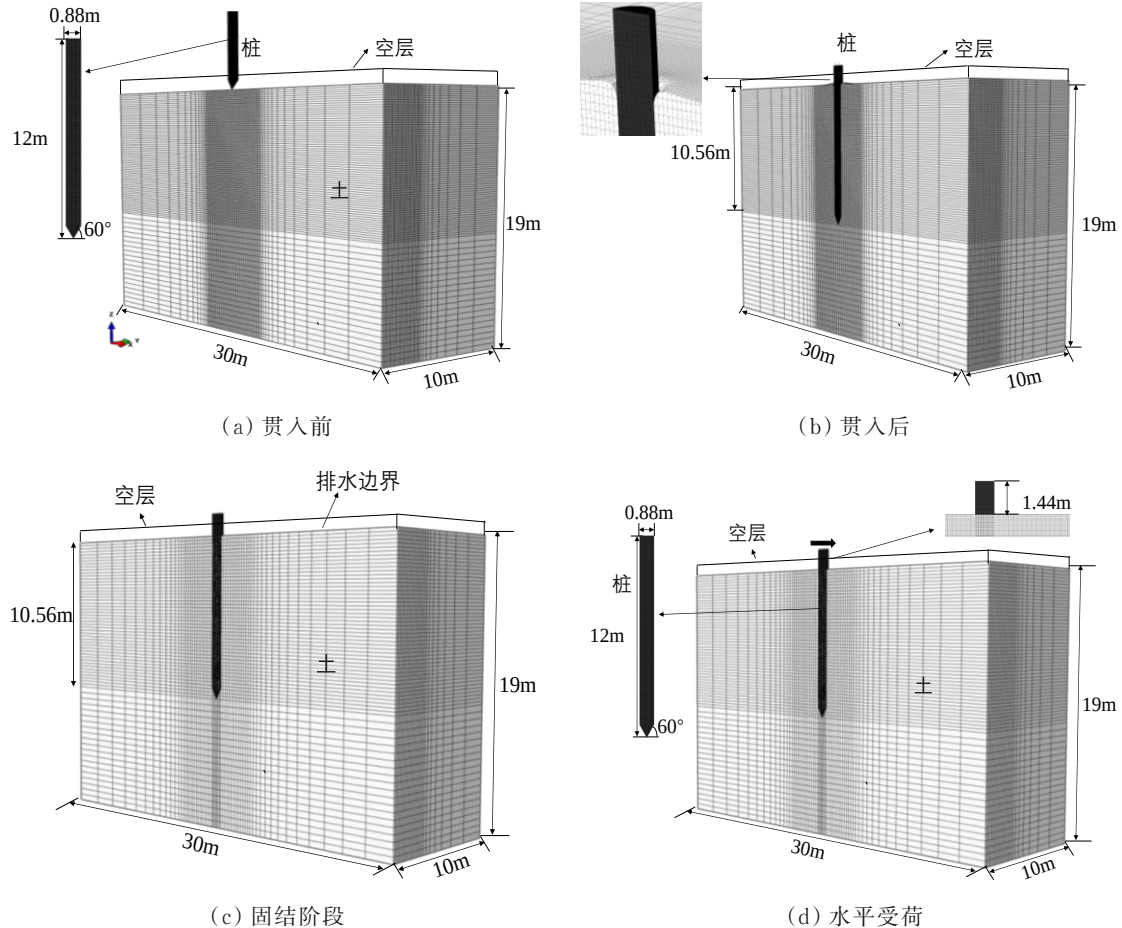


图4 多阶段欧拉-拉格朗日有限元模型

Fig.4 Multi-stage Euler-Lagrange finite element model

3 计算结果分析及讨论

3.1 桩-土相互作用和土体变形机制

图5为水平受荷条件下桩周土体的速度矢量分布特征。其中,图5(a)为未固结土体的变形破坏模式,图5(b)则为充分固结土体的响应特征。通过对比分析可以发现,土体固结强化效应对桩-土相互作用及土体变形机制的影响并不显著。无论土体是否经历固结过程,桩周土体在不同深度均呈现出3种典型的流动机制和破坏模式。

在浅层区域(深度小于4 m),桩前土体表现出明显的向外和向上的复合运动特征。在水平荷载作用下,该区域土体受桩体挤压作用影响,在桩土摩擦、土体内部剪切及自重等因素的共同作用下,挤压区土体整体呈现向上抬升趋势,形成典型的被动楔形破坏区。与之相对应,桩后土体则表现出向

内和向下的运动特征,构成主动楔形破坏区。

在中层区域(深度4~7 m),速度矢量呈现完全水平分布特征,表明该区域形成了典型的流动环绕机制。在此范围内,桩前土体向外移动后绕流至桩后方,形成水平面内的整体绕桩流动破坏模式。

在深层区域(深度大于7 m),可清晰观察到以8 m深度为中心的旋转破坏机制。综合分析表明,沿桩身不同深度依次呈现楔形破坏、流动破坏和旋转破坏三种典型破坏模式。这一观测结果与既有研究成果具有良好的一致性:Murff等^[22]报道了水平荷载作用下桩前土体的楔形破坏特征;Randolph等^[23]详细描述了深层流动环绕机制;Wang等^[24]和Cao等^[25]则观察到了桩端附近的旋转破坏特性。

3.2 桩周土体强度演化特征

静压桩沉桩贯入过程中产生的显著超孔隙水

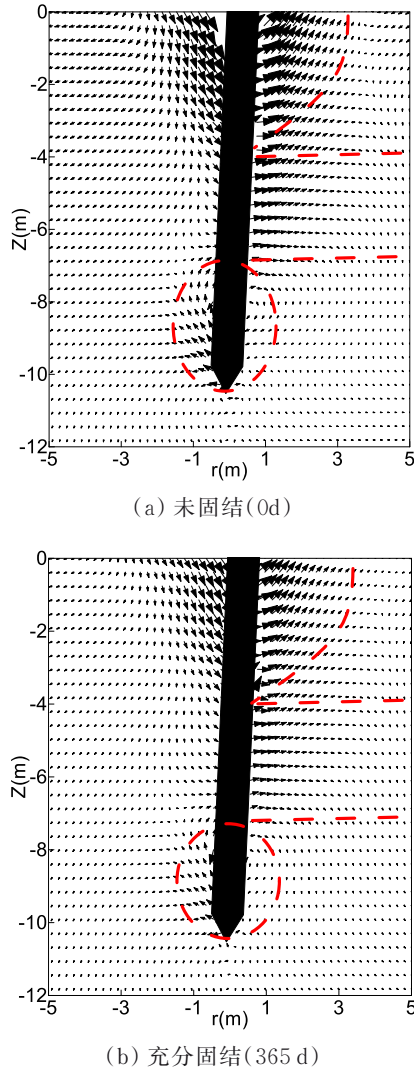


图5 桩周土体速度矢量分布图

Fig.5 Velocity vector distribution of surrounding soil around pile

压力现象,在沉桩后随着超孔隙水压力的逐渐消散,引发桩周土体有效应力持续增长,进而导致土体强度随时间不断强化的固结过程。采用MSEL计算技术实现了对土体固结强化效应的精细化定量表征。

基于修正剑桥(MCC)本构模型的理论框架,土体在沉桩前(原位状态)及沉桩后固结过程中任意时刻的不排水抗剪强度 s_u 可通过式(1)精确计算。

$$s_u = \frac{M}{2} p' \left(\frac{R_i}{2} \right)^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \quad (1)$$

式中: M 为临界状态线梯度; λ 为各向同性加载线斜率; κ 为各向同性卸荷线斜率; p' 为平均有效应力; R_i 为各向同性超固结比。通过分别代入沉桩前的初始参数和固结过程中 t 时刻的实时参数,可分别获得原位土体强度 s_{u0} 和时效强度 $s_u(t)$ 。为量化强度演化特征,引入无量纲土体强化指数 $\zeta(t)$ 。

$$\zeta(t) = s_u(t)/s_{u0} - 1 \quad (2)$$

图6为基于流固耦合分析获得的 $t=0、30、60、120、365$ d时桩侧土体强化指数 $\zeta(t)$ 的空间分布特征。初始时刻($t=0$)的分析结果表明(图6(a)),沉桩过程导致桩侧土体出现约10%的强度弱化现象($\zeta < 0$),其影响范围较为有限。这一现象源于沉桩过程中桩体对周围土体的向下拖拽效应,导致上部低强度土体向下位移。随着固结时间的延续(图6(b)~(e)),桩周土体强度呈现快速恢复并显著强化的特征。具体表现为:

1) 30 d时土体强度已完全恢复并超越初始强度;

2) 强度增长率随深度递增,桩端区域最大增幅达40%,这与沉桩过程中桩端超孔隙水压力累积最大的观测结果一致;

3) 30~120 d期间强度增长趋于稳定;

4) 365 d时的强度较120 d仅有微小增幅,表明此时超孔隙水压力已基本完全消散。

从空间分布规律来看:

1) 沿深度方向,桩侧土体强度增长幅度基本一致,符合柱孔扩张理论;

2) 桩端区域强度增长呈现明显的径向依赖性,与球孔扩张理论预测相符。

3.3 桩侧土抗力演化特性

复合地基反力法的核心在于确定桩侧土抗力 P 与位移 y 之间的非线性关系,即 P - y 曲线。图7系统展示了不同深度处无量纲桩侧土抗力 P/s_u 随位移 y 的演化规律,其中各子图分别对应不同破坏机制区域:图7(a)、(b)为楔形破坏区,图7(c)为流动破坏区,图7(d)为旋转破坏区。

在浅层楔形破坏区(图7(a)),土抗力表现出显著的初始刚度特征,当位移达到约0.05倍桩径(0.05D)时即达到极限抗力 P_u ,随后进入稳定平台阶段。固结效应显著提升了土体抗力性能,极限抗力 P_u/s_u 从未固结状态($t=0$ d)的7.5提升至完全固结($t=365$ d)的9.4,增幅达25%。相同位移条件下,固结土体抗力值显著高于未固结状态,且抗力增长与固结时长呈正相关关系。

中层流动破坏区(3 m深度,图7(b))的抗力发展特征与浅层区类似但更为显著。该区域极限抗力 P_u/s_u 从初始的10.8提升至固结后的13.6,增幅约26%。值得注意的是,随着深度增加,达到极限抗力所需的位移量明显增大。深层流动破坏区(5 m深度,图7(c))进一步延续了这一趋势,极限抗力 P_u/s_u 从12.1增至15.3,增幅保持26%的稳定水平,但达到极限抗力所需的位移继续增加。

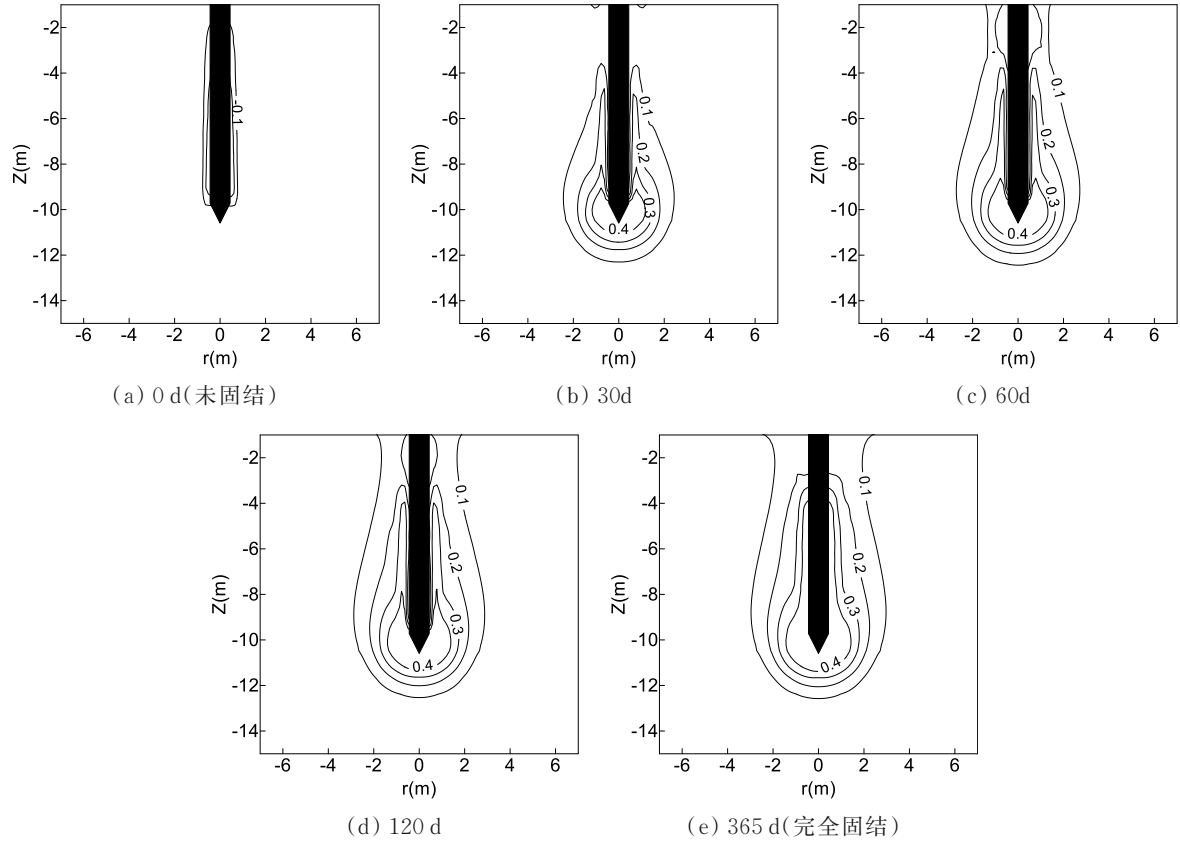
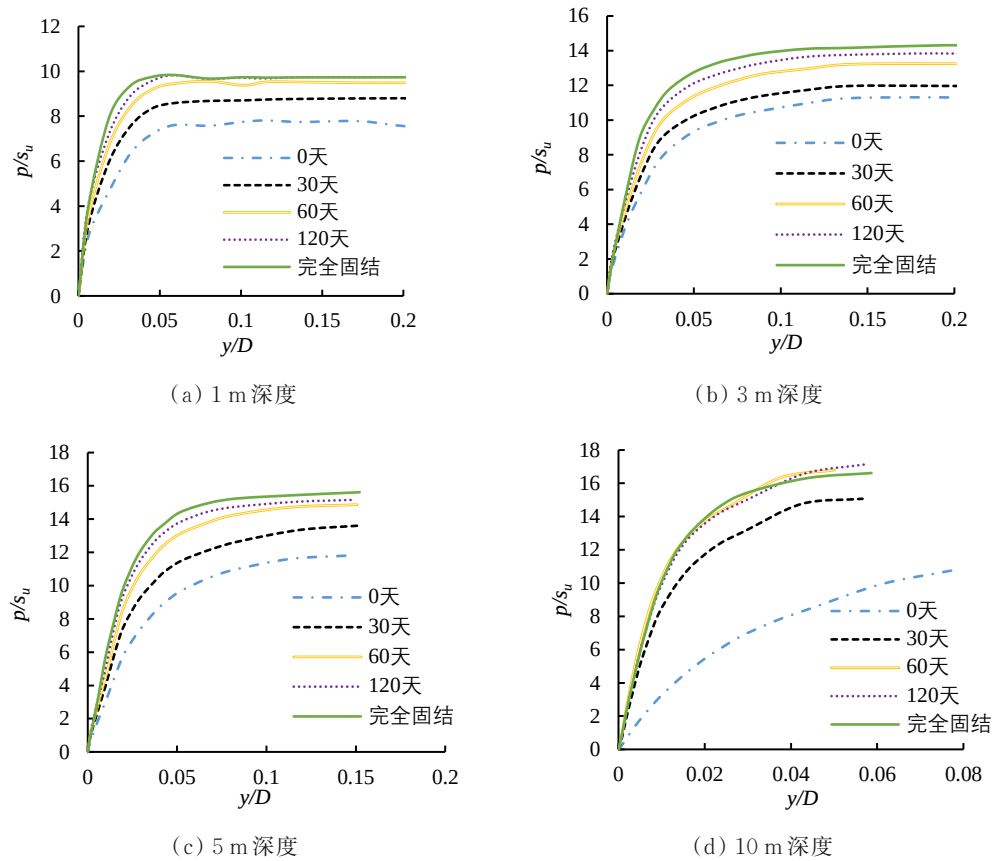
图6 桩周土体强化指数 ζ 分布云图Fig.6 Contour map of soil strengthening index ζ around pile

图7 桩侧土抗力-位移关系曲线

Fig.7 Soil resistance-displacement relationship curves along pile side

旋转破坏区(图7(d))表现出独特的抗力发展模式。由于靠近旋转中心,桩体位移受限,抗力随位移持续增长而未出现明显的极限平台。尽管如此,固结作用仍使抗力值系统性提升。综合分析表明,固结过程对不同深度区域的土抗力提升效果稳定在25%~26%的范围内,这一规律具有普遍性。

图8为桩侧最大土抗力 $P_{\max}$ 沿深度的变化规律,该值对应于图7中各深度最大位移处的桩侧土抗力值。从图8可以清晰看出,在浅层区域(0~2D深度范围),极限抗力随深度增加而显著增长,这主要源于表层土体受挤压后产生的垂直隆起效应(表层效应)的影响;在中层区域(2D~8D深度范围),随着表层效应减弱,抗力值逐渐趋于稳定;而在深层区域(深度超过8D),由于靠近旋转中心而土体位移受限,抗力值呈现快速衰减趋势,并在旋转中心以下出现反向抗力。

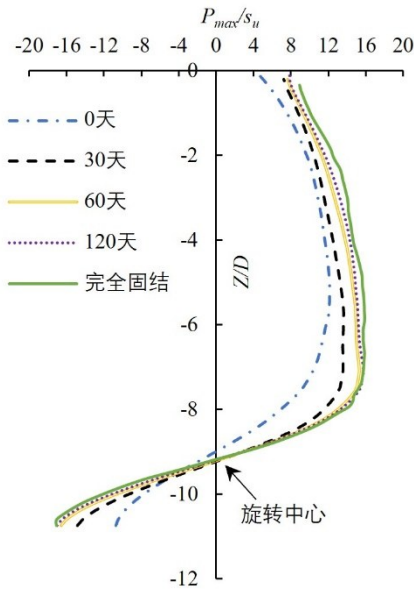


图8 桩侧极限土抗力随深度变化曲线

Fig.8 Variation Curve of Ultimate Soil Resistance along Pile Side with Depth

固结过程对桩侧土抗力的影响表现出明显的时效特征。在固结前期(0~30 d),桩身中下部土抗力系数显著提升,这一变化趋势与图6所示的强度增长规律完全吻合。进入固结中期(30~120 d)后,抗力系数虽然继续保持增长,但增速明显减缓。当达到固结后期(120~360d)时,抗力系数基本趋于稳定,仅表现出微小的增幅。

在理论分析层面,水平受荷桩的 P - y 曲线特征主要取决于极限抗力 P_u 值的大小以及 P/P_u - y 骨干曲线形态这两个关键部分。其中,极限抗力 P_u 体现了桩土体系在极限状态时的承载能力,而 P/P_u - y 骨干曲线形态则展现了在荷载传递进程中桩土相互

作用的非线性特性。这两个要素协同决定了桩基在水平荷载作用下的整体力学响应表现。对于不排水条件(未固结状态)下的极限抗力计算,现有研究已建立了成熟的理论体系,其中API^[13]推荐按式(3)计算。

$$P_u = N_p \cdot s_u \quad (3)$$

式(3)中水平承载力系数 N_p 的详细取值可参照API规范^[13]的推荐。由此可见,固结能够显著提升极限承载力,进而提高水平承载力系数。鉴于此,将充分固结后的水平承载力系数定义为 N_p' ,并将固结前后承载力系数的比值定义为 η ($\eta = N_p'/N_p$)。不难看出, η 反映了固结前后承载力系数的变化情况, $\eta > 1$ 意味着桩侧极限抗力变大,反之则是变小。

根据图8的分析结果,桩侧极限土抗力在旋转中心附近区域未能充分发展,因此,重点聚焦于旋转中心以上达到极限抗力的桩身范围(0~8D深度)。图9详细展示了该范围内承载力系数比值 η 随深度的分布特征,结果表明:固结作用引起的水平承载力系数提升($\eta \approx 1.25$)沿深度方向保持稳定,意味着桩侧极限抗力经固结后平均提高了约25%。

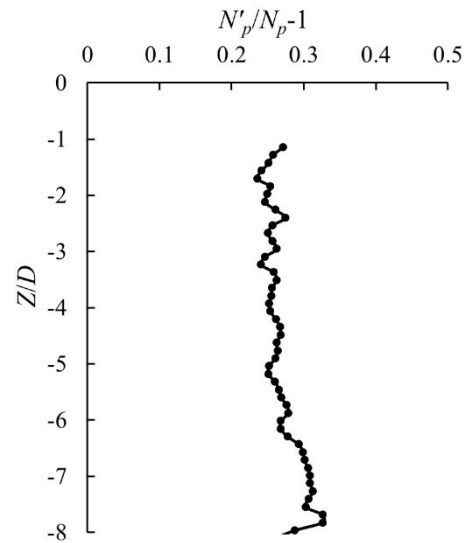


图9 固结作用对桩侧极限土抗力的影响

Fig.9 Effect of consolidation on ultimate lateral soil resistance

桩侧土体固结强化规律(如图6(e)所示)与柱孔扩张理论的预测特征呈现出良好的一致性,而承载力系数比值 η 沿深度分布的稳定性(见图9)进一步佐证了这一结论。依据柱孔扩张理论,沉桩过程所产生的超孔隙水压力与土体刚性指数 I_r ($I_r = G/s_u$)存在显著相关性。这表明,由孔压消散所引发的极限土抗力变化 η 必然受到 I_r 的影响。在MSEL分析过程中,通过系统调节剑桥模型参数(ν , M , κ),能够改变土体抗剪强度 s_u ,进而实现对 I_r 的间接调

控。图 10 展示了 η 随 I_r 的变化规律,二者呈现出显著的负相关关系,且基本维持线性变化趋势。基于此,通过数据拟合,得到计算公式(4)。

$$\eta = 1.34 - 0.0008I_r \quad (4)$$

联立式(3)和式(4)便能确定充分固结条件下的桩侧极限土抗力 P_u 值。该方法全面兼顾了土体的初始强度特性以及固结强化效应,为工程实践提供了坚实且可靠的理论计算依据。

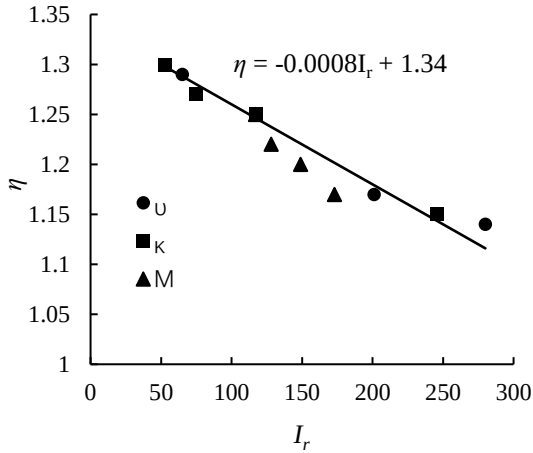


图 10 承载力系数比 η 与土体刚性指数 I_r 的关系曲线

Fig.10 Relationship between bearing capacity coefficient ratio η and soil rigidity index I_r

3.4 P/P_u -y 骨干曲线特征

图 11 为土体固结强化对 P/P_u -y 骨干曲线所产生的影响。与桩侧极限抗力 P_u 有所不同,固结效应对 P/P_u -y 骨干曲线的作用相对较小。由图 11 可知,固结主要是提升了土体的刚度,进而使得 P/P_u -y 骨干曲线的初始刚度有一定程度的提高。然而,总体而言,这种影响并不显著。因此,固结后的 P/P_u -y 骨干曲线仍可采用固结前的函数予以表征。关于固结前 P/P_u -y 骨干曲线函数表达式的构建,诸多学者已开展了大量研究工作。近年来,具有代表性的是 Truong 等^[26]基于离心机试验结果提出的骨干曲线函数。

$$\frac{P}{P_u} = \tanh \left[5.45 \cdot \left(\frac{y}{D} \right)^{0.52} \right] \quad (5)$$

式(5)克服了当前 API 规范^[13]、DNV 规范^[14]所采用的 Matlock 等^[15]提出的幂函数形式对初始刚度高估的问题。随后, Xia 等^[27]进一步研究发现,该函数式还需进一步明确土体刚度指数 I_r 的影响,并提出了进一步改进的函数表达式:

$$\frac{P}{P_u} = \tanh \left[0.65I_r^{0.58} \cdot \left(\frac{y}{D} \right)^{0.52} \right] \quad (6)$$

用式(5)和式(6)预测的 P/P_u -y 骨干曲线如图

11 所示。从图 11 能够看出,式(6)预测的 P/P_u -y 骨干曲线与实际计算结果更为契合。鉴于式(6)能够较好地预测固结前后的骨干曲线,因此推荐使用该公式。

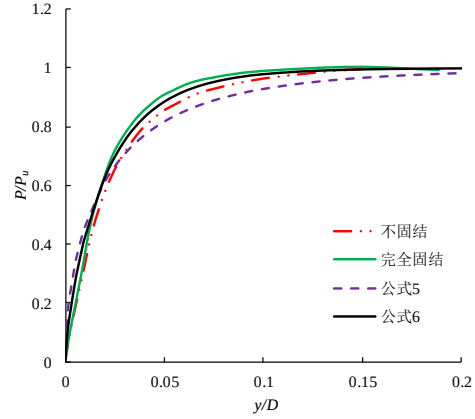


图 11 P/P_u -y 骨干曲线

Fig.11 P/P_u -y Curve

3.5 P -y 曲线的应用

基于前述研究成果,提出一套完整且系统的、考虑土体固结效应的 P -y 曲线确定方法。在该方法中,通过联立式(3)和式(4),能够精准计算出固结后的极限抗力 P_u 值;与此同时,采用式(6)来描述 P/P_u -y 骨干曲线的函数关系。将这两个关键参数有机结合,即可构建出充分考虑固结强化作用的水平受荷桩 P -y 曲线。

为验证方法的可靠性,进一步将获得的 P -y 曲线应用于 Winkler 弹性地基梁模型,进而计算得到了固结后桩头荷载-位移关系曲线(如图 12 所示)。对比发现,有限元计算结果与理论模型预测呈现出高度的一致性:当桩头水平位移达到 0.3 倍桩径 ($0.3D$) 时,桩头极限荷载约为 360 kN。这一对比结

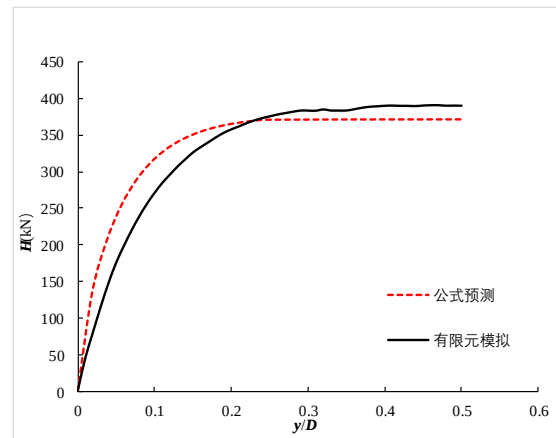


图 12 有限元计算结果与 Winkler 弹性地基梁理论计算结果对比

Fig.12 Comparison between finite element results and Winkler foundation beam theory

果不仅充分验证了提方法的准确性,而且表明将提出的 P - y 曲线与弹性地基梁理论相结合进行计算,能够高效且有效地预测考虑沉桩安装及固结效应后桩基的水平承载性能。

4 结论

通过自主研发的多阶段欧拉-拉格朗日耦合有限元方法,系统模拟了静压桩沉桩贯入、固结强化及水平受荷全过程,深入揭示了黏土地基中土体固结强化对水平受荷桩承载特性的影响机制,得到以下主要结论:

1) 沉桩效应与固结强化规律:沉桩过程将导致桩周土体产生约 10% 的初始强度弱化,但随着超孔隙水压力的消散,土体强度在 30 d 内可完全恢复并持续增强,最终实现 25%~40% 的强度提升,且桩端区域的强化效应最为显著,增幅可达 40%。

2) 极限土抗力强化机制:土体固结过程虽不改变楔形破坏、流动破坏和旋转破坏等基本破坏模式,但能显著提高桩侧极限土抗力 P_u 。研究建立的量化关系式 $\eta = 1.34 - 0.0008I_r$ 表明,固结强化效应与土体刚度指数 I_r 呈负相关性。通过与现有成熟理论体系联立,能够准确预测固结后的极限抗力 P_u 值。

(3) P/P_u - y 骨干曲线特征:固结作用主要提高 P/P_u - y 骨干曲线的初始刚度,但对曲线整体形态影响有限。基于计算分析成果,推荐采用考虑刚度指数影响的改进双曲正切函数来表征固结前后的 P/P_u - y 骨干曲线关系。

建立的考虑固结效应的 P - y 曲线确定方法,通过耦合极限抗力计算函数与 P/P_u - y 骨干曲线函数,为海洋桩基设计提供了新的理论依据。需要指出的是,当前研究尚未考虑桩截面形状的影响,特别是大直径管桩的桩底剪力与力矩贡献机制有待进一步探讨,这将是后续研究的重点方向。

参考文献

[1] 赖踊卿. 软黏土地基海上风机大直径单桩水平受荷特性与分析模型 [D]. 杭州: 浙江大学, 2021.
LAI Y Q. Modelling of lateral behaviour of large-diameter monopiles supporting offshore wind turbines in soft clay [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2021.

[2] PETRAKOPOULOU F. On the economics of stand-alone renewable hybrid power plants in remote regions [J]. Energy Conversion and Management, 2016, 118: 63-74.

[3] LI J L, WANG X F, YU X. Use of spatio-temporal calibrated wind shear model to improve accuracy of wind

resource assessment [J]. Applied Energy, 2018, 213: 469-485.

[4] SUN B W, JIANG C, PANG L, et al. Effect of the pile diameter and slope on the undrained lateral response of the Large-Diameter pile [J]. Computers and Geotechnics, 2022, 152: 104981.

[5] DAI S, HAN B, HUANG G X, et al. Failure mode of monopile foundation for offshore wind turbine in soft clay under complex loads [J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2022, 40(1): 14-25.

[6] HWANG J H, LIANG N, CHEN C H. Ground response during pile driving [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2001, 127(11): 939-949.

[7] BOZOZUK M, FELLENIUS B H, SAMSON L. Soil disturbance from pile driving in sensitive clay [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1978, 15(3): 346-361.

[8] XI B L, LI G Z, CHEN X C. Experimental study on bearing behavior and soil squeezing of jacked pile in stiff clay [J]. Buildings, 2023, 13(10): 2609.

[9] DE CHAUNAC H, HOLEYMAN A. Numerical analysis of the set-up around the shaft of a closed-ended pile driven in clay [J]. Géotechnique, 2018, 68(4): 332-344.

[10] PESTANA J M, HUNT C E, BRAY J D. Soil deformation and excess pore pressure field around a closed-ended pile [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(1): 1-12.

[11] WEI D G. Visco-elastic consolidation subsequent to pile installation [J]. Computers and Geotechnics, 2000, 26 (2): 113-144.

[12] GONG W B, LI J P, LI L, et al. Evolution of mechanical properties of soils subsequent to a pile jacked in natural saturated clays [J]. Ocean Engineering, 2017, 136: 209-217.

[13] American Petroleum Institute (API). USA recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms-working stress design: API 2A-WSD [S]. Washington, 2014.

[14] Det Norske Veritas (DNV). Design of offshore wind turbine structure: DNV-OSJ101 [S]. Veritasveien: Det Norske Veritas, 2013.

[15] MATLOCK H. Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay [C]//Proceedings of the Offshore Technology Conference. April 21-23, 1970. Houston, Texas. OTC, 1970: OTC-1204-MS.

[16] YI J T, LEE F H, GOH S H, et al. Eulerian finite element analysis of excess pore pressure generated by spudcan installation into soft clay [J]. Computers and Geotechnics, 2012, 42: 157-170.

[17] YI J T, ZHAO B, LI Y P, et al. Post-installation pore-

- pressure changes around spudcan and long-term spudcan behaviour in soft clay [J]. Computers and Geotechnics, 2014, 56: 133-147.
- [18] WANG Z, YI J T, KANG C Y, et al. A novel numerical strategy to analyse the installation and set-up effects of sand compaction piling [J]. Ocean Engineering, 2023, 285: 115331.
- [19] YI J T, PAN Y T, QIU Z Z, et al. The post-installation consolidation settlement of jack-up spudcan foundations in clayey seabed soils [J]. Computers and Geotechnics, 2020, 123: 103611.
- [20] 李镜培, 李林, 孙德安, 等. 基于 CPTU 测试的 K_0 固结黏土中静压桩时变承载力研究 [J]. 岩土工程学报, 2017, 39(2): 193-200.
- LI J P, LI L, SUN D A, et al. Time-dependent bearing capacity of jacked piles in K_0 consolidated clay based on CPTU tests [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, 39(2): 193-200. (in Chinese)
- [21] LI L, LI J P, SUN D A, et al. Analysis of time-dependent bearing capacity of a driven pile in clayey soils by total stress method [J]. International Journal of Geomechanics, 2017, 17(7): 04016156.
- [22] MURFF J D, HAMILTON J M. P -ultimate for undrained analysis of laterally loaded piles [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1993, 119(1): 91-107.
- [23] RANDOLPH M F, CARTER J P, WROTH C P. Driven piles in clay: The effects of installation and subsequent consolidation [J]. Géotechnique, 1979, 29(4): 361-393.
- [24] WANG L Z, LAI Y Q, HONG Y, et al. A unified lateral soil reaction model for monopiles in soft clay considering various length-to-diameter (L/D) ratios [J]. Ocean Engineering, 2020, 212: 107492.
- [25] CAO G W, DING X M, YIN Z Y, et al. A new soil reaction model for large-diameter monopiles in clay [J]. Computers and Geotechnics, 2021, 137: 104311.
- [26] TRUONG P, LEHANE B M. Effects of pile shape and pile end condition on the lateral response of displacement piles in soft clay [J]. Géotechnique, 2018, 68(9): 794-804.
- [27] XIA Q, HU C, ZENG E X, et al. An enhanced understanding of the lateral response of large-diameter monopile: Development of a new P -y curve [J/OL]. Marine Georesources & Geotechnology. <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/1064119X.2024.2352167>.
- (编辑 XXX)