

DOI: 10.16285/j.rsm.2023.1157

静压桩的桩侧土压力分布规律数值分析

马登辉^{1,2}, 韩 迅¹, 蔡正银¹, 关云飞¹

(1. 南京水利科学研究院 岩土工程研究所, 江苏 南京 210024; 2. 河海大学 土木与交通学院, 江苏 南京 210024)

摘 要: 静压桩的贯入挤土效应导致桩侧土压力升高, 探究桩贯入挤土导致的桩侧土压力变化对建立合理的桩贯入阻力计算方法具有积极的意义。因此, 采用大变形数值模拟方法和南水本构模型对桩在砂土中的贯入过程进行了分析, 探究了桩侧土压力系数 K 的变化规律。结果表明: 桩贯入过程中土体受力可划分为加载、卸载和应力稳定 3 个阶段, 在桩端到达土体所在深度时土体的应力达到峰值, 远离后土体发生应力卸载, 最后趋于稳定; 在深度方向的最大扰动范围为 $5D$ (D 为桩直径), 沿径向最大扰动范围为 $6D$ 。桩贯入完成后的桩侧土压力沿深度方向近似表现为线性分布, 在桩端处出现极值。桩径的变化对土压力的影响不显著, 不同直径的桩侧壁土压力接近。随着界面摩擦系数的增加, 桩侧土压力逐渐增大。基于数值分析结果提出了考虑桩-土界面摩擦系数的桩侧土压力计算方法。

关 键 词: 砂土; 挤土效应; 土压力系数; 大变形数值模拟

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2024) 06-1863-10

Numerical analysis of soil pressure distribution law on pile shaft of displacement pile

MA Deng-hui^{1,2}, HAN Xun¹, CAI Zheng-yin¹, GUAN Yun-fei¹

(1. Department of Geotechnical Engineering, Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing, Jiangsu 210024, China;

2. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing, Jiangsu 210024, China)

Abstract: The soil compaction effect of pile penetration increases soil pressure on the pile shaft. Analyzing soil pressure changes caused by pile penetration is significance for establishing a calculation method for pile penetration resistance. The large deformation numerical simulation method and Nanshui soil model were used to analyze the pile penetration process in sandy soil. The variation of soil pressure coefficient K under different working conditions was analyzed. Numerical analysis results indicate that the change in soil horizontal stress during the pile penetration process can be divided into three stages: loading, unloading and stress stabilization. The soil horizontal stress peaks when the pile end reaches a certain depth, and then the soil enters the unloading stage as penetration continues, and finally stabilizes. The maximum disturbance range is $5D$ in the depth direction and $6D$ in the radial direction. Soil pressure on the pile shaft after penetration is approximately linear, with extreme values at the pile end. The change in pile diameter has an insignificant effect on soil pressure, and the soil pressure on the pile shaft with different diameters is similar. As the interface friction coefficient increases, the soil pressure on the pile shaft gradually rises. Based on the numerical analysis results, a method for calculating pile shaft soil pressure considering the pile-soil interface friction coefficient is proposed.

Keywords: sand soil; soil compaction effect; soil pressure coefficient; large deformation numerical simulation

1 引 言

桩基础被广泛应用于房屋建筑、桥梁和海上风电等工程, 是一种重要的基础形式。对于打入成型的挤土桩, 其贯入时会发生显著的挤土效应, 分析

桩贯入过程中的挤土效应对于建立桩贯入阻力和承载力的计算方法具有重要意义。

对于桩的贯入过程, 国内外学者采用试验和数值模拟等方法开展了大量的研究工作, 如桑松魁^[1]、Liu^[2]等开展的桩贯入现场监测发现, 当桩贯入深度

收稿日期: 2023-07-31

录用日期: 2023-08-30

基金项目: 国家重点研发计划 (No.2021YFB2600700); 国家自然科学基金 (No.52271286)。

This work was supported by the National Key Research and Development Program of China (2021YFB2600700) and the National Natural Science Foundation of China (52271286).

第一作者简介: 马登辉, 男, 1995 年生, 博士研究生, 主要从事海洋岩土方面的科学研究。E-mail: madenghui@hhu.edu.cn

通讯作者: 韩迅, 男, 1991 年生, 博士, 高级工程师, 主要从事海洋岩土方面的科学研究。E-mail: xhan@nhri.cn

较深时会发生侧阻退化现象。Lehane 等^[3]开展的桩贯入现场试验结果表明, 桩身应力的大小与距桩端的距离有关。砂土地基中的室内模型试验结果表明, 桩的贯入会导致砂土发生颗粒破碎现象^[4-5]。Altuhafi 等^[6]对土体的颗粒破碎现象进行了分析。桩在砂土中的贯入挤土效应会导致作用于桩侧的土压力显著提高, 随着径向距离的增加, 土体应力逐渐减小^[7-11]。数值模拟方面, 王永洪等^[12]采用离散元法分析了开口管桩土塞的形成机制。黄中原^[13]、Yang^[14]、苏栋^[15-16]等分析了桩贯入时桩侧土体应力的变化规律。Lorenzo 等^[17]的数值分析结果表明, 桩贯入后桩侧土压力系数显著大于静止土压力系数。

桩贯入时作用于桩上的土压力决定了贯入过程中桩侧摩擦阻力的变化, 是计算桩贯入摩擦阻力的主要参数, 现有大量的试验研究和数值分析, 仅得到了桩贯入时土体受力的定性规律, 对于桩贯入时作用于桩身的土压力分布规律和计算方法的研究尚不充分。关于桩贯入过程中桩侧土压力的变化仍存在较大的分歧。肖昭然^[9]、刘海军^[10]、Wang^[11]等研究结果表明, 桩贯入时桩侧土压力远高于被动土压力, 即桩侧土压力系数 K 大于被动土压力系数, 而沉桩完成后的桩侧土压力系数 K 介于静止土压力系数和被动土压力系数之间。Lorenzo 等^[17]也报道了桩贯入时土体侧压力系数 K 可超过被动土压力系数。Randolph^[18]、Jardine^[19]等则提出桩侧土压力可表示为与桩端阻力相关的幂函数。因此, 需要对挤土桩的桩侧土压力分布和演化规律进行研究, 尤其关于桩贯入时桩侧土体的土压力系数 K 的变化规律仍需要进一步的研究。

本文采用大变形数值模拟方法和南水双屈服面弹塑性土体本构模型, 开展桩在均质砂土地基中的静压贯入分析, 研究桩径和桩-土界面摩擦系数变化对桩侧土体土压力系数 K 的影响, 分析贯入过程中土体应力的动态变化规律, 阐述桩贯入时挤土作用的影响机制。

2 数值分析模型

桩的贯入分析属于大变形问题, 小变形有限元方法在进行贯入分析时会遇到网格畸变问题, 导致贯入无法进行。为解决大变形分析时的网格畸变问题, 近些年陆续提出了物质点法、基于小变形的网格重划分方法和任意拉格朗日-欧拉 (arbitrary Lagrangian-Eulerian, 简称 ALE) 法、基于颗粒力学的离散单元法^[20-21]和近场动力学法等^[22-23]。其中

ALE 法通过网格重划分步骤, 避免了网格的畸变, 如图 1 所示。场变量映射步可以将旧网格的变量映射到新的网格上, 在桩贯入时通过反复的网格重划分和场变量映射操作, 可实现桩的连续贯入分析, 故针对静压桩贯入过程的模拟可采用 ALE 大变形方法。

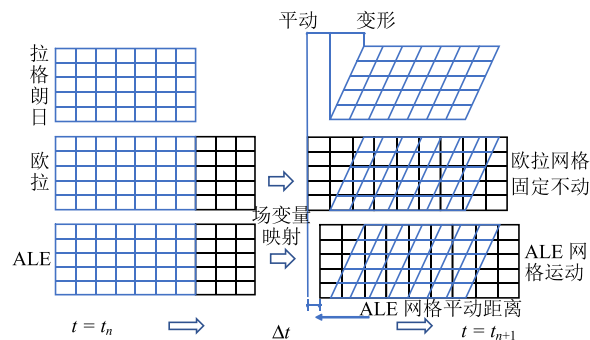


图 1 ALE 计算原理

Fig.1 Calculation principle of ALE method

对于静压桩的贯入模拟, 土体本构模型的选取也尤为重要, 采用的土体本构模型需要准确描述土体的变形特性, 才能有效模拟桩贯入时的挤土作用, 目前常用的土体本构模型有摩尔-库仑理想弹塑性模型、修正剑桥模型等。摩尔-库仑理想弹塑性模型是建立在土体强度准则基础上的, 无法准确描述桩贯入时土体的变形。修正剑桥模型主要针对黏土, 不适用于砂土变形的研究。因此, 本文数值模拟采用自主开发的南水双屈服面本构模型, 该模型采用剪切和压缩双屈服面, 既能够反映土体的剪缩和剪胀变形, 又可以较好地描述土体的应力和变形特性, 在板桩码头前墙土压力分析^[24]和筒型基础承载力分析方面取得了良好的分析结果^[25], 适用于进行桩贯入过程受力分析。

2.1 土体参数

本文模拟采用的地基土为福建标准砂, 相对密实度 D_r 为 0.8, 砂土的级配曲线如图 2 所示, 该砂属于中砂粒组, 土体的干重度为 15.93 kN/m^3 , 不均匀系数 C_u 为 1.97, 曲率系数 C_c 为 0.86。模拟时地基土为均质的干砂地基, 不考虑孔隙水的作用。根据 Jaky 公式, 地基土的静止土压力系数取 0.4。对上述砂土开展三轴压缩试验, 计算得到南水参数如表 1 所示, 关于南水模型的详细推导可参考文献^[26]。

从图 3 可以看出, 三轴试验结果与数值模拟结果吻合性较好, 南水本构模型能够较好地反映该砂土的应力-应变特性。

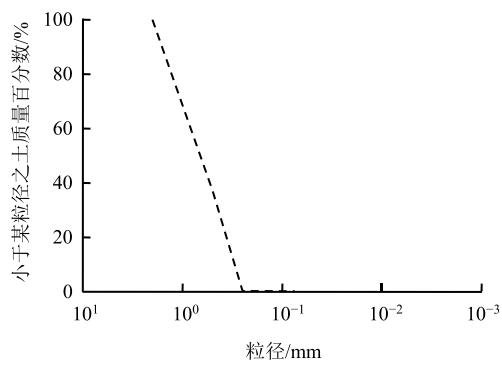


图 2 级配曲线
Fig.2 Grain-size distribution curve

表 1 南水模型参数
Table 1 Nanshui model parameters

$\varphi/(^{\circ})$	R_f	K_1	K_{ur}	n_t	c_d	d	R_d
36.8	0.93	407.9	815.8	0.85	0.005	0.49	0.7

注： φ 为土体的内摩擦角； R_f 为破坏应力比； R_d 为剪胀应力比； K_1 、 K_{ur} 和 n_t 为无因次变量，是取决于土的试验常数； c_d 为 σ_3 等于一个标准大气压时的最大收缩体应变； d 为收缩体应变随 σ_3 增加而增加的幂指数函数系数。

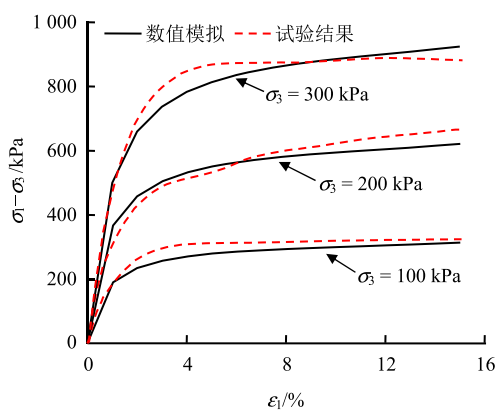


图 3 三轴试验结果与数值模拟结果对比
Fig.3 Comparison between triaxial test result and numerical simulation

2.2 模型设置

桩贯入的分析模型如图 4 所示，土体模型的长×宽×高尺寸为 40 m×40 m×40 m，土体尺寸远大于桩的直径，用以分析桩贯入挤土的影响范围。地基土顶面为自由表面（地面），底面则为固定约束边界，左侧表面为轴对称约束边界，右侧表面为对称约束边界。由于桩的刚度远大于土的刚度，桩在分析时设置为刚体，贯入时不考虑桩体的变形，桩尖角度设置为 60°，桩的直径则根据工况的不同在 0.3~0.8 m 之间调整。所有桩贯入深度 H 均为 10 m。桩-土接触面采用库仑摩擦模型，法向为硬接触，土体不可侵入桩，切向则为可分离的摩擦接触，摩擦系

数 μ 在 0.1~0.4 之间变化，具体参见第 2.4 节。

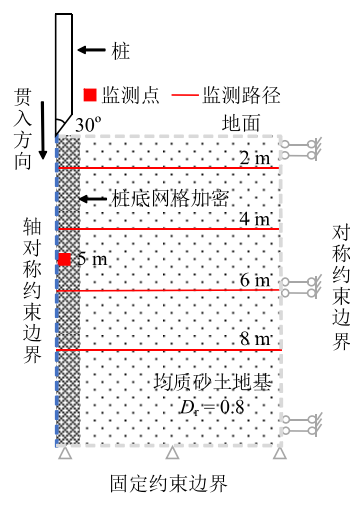


图 4 分析模型示意图
Fig.4 Schematic diagram of analysis model

桩和土的网格均为六面体网格，实际分析时取 1/4 模型，以减少单元数量提高运算速度，对桩底附近土体网格进行加密处理，桩和土体的网格划分如图 5 所示。为研究桩贯入时土体的应力和变形特性，分别在 2、4、6、8 m 深度处布置沿径向的监测线，研究不同深度处沿径向的土体应力的变化规律。在桩中部 5 m 深度处布设监测点，分析不同桩贯入时该处土体的受力特性。

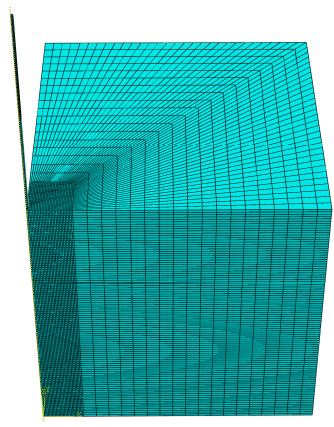


图 5 模型网格划分
Fig.5 Mesh of model

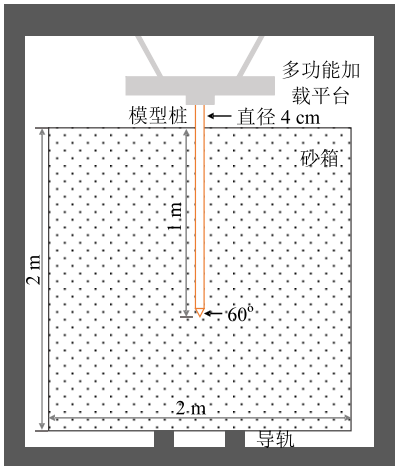
2.3 数值分析模型验证

在大型土工模型槽中开展了桩的贯入试验（见图 6(a)），土工模型槽长×宽×高尺寸为 3 m×2 m×2 m，配备伺服控制加载系统，最大加载能力为 50 kN。模型桩采用铝合金桩，桩直径为 4 cm，桩尖角度为 60°，桩贯入土中 1 m（25D），如图 6(b)所示，贯入

加载速率为 0.2 mm/s。



(a) 大型土工模型槽



(b) 试验模型

图 6 桩贯入试验

Fig.6 Pile penetration experiment

采用本文方法对桩贯入试验进行了数值模拟分析，从图 7 中可以看出，桩贯入总阻力的试验和数值模拟结果吻合性较好。当桩贯入深度 $H = 25D$ 时试验测得的最大贯入阻力为 3.73 kN，数值模拟结果为 3.83 kN，数值模拟与试验结果相差约 3%。总的来说，采用南水本构模型和 ALE 方法能够很好地对桩贯入过程进行分析。

2.4 分析工况设置

本文主要研究桩径和桩-土界面摩擦系数变化对桩贯入阻力和桩侧土压力的影响。其中，为研究桩径变化对贯入阻力和土压力的影响， D 分别设置为 0.3、0.4、0.5、0.6、0.7、0.8 m；为研究桩-土界面摩擦系数变化对桩贯入阻力和土体应力分布影响，桩-土界面摩擦系数 μ 分别取 0.1、0.2、0.3、0.4（见表 2）。

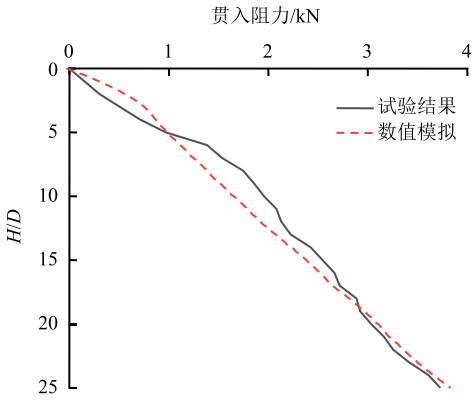


图 7 桩贯入试验与数值模拟对比
Fig.7 Comparison of pile penetration experiment and numerical simulation

表 2 工况设置
Table 2 Design of working conditions

桩径 D/m	摩擦系数 μ	总组数
0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8	0.1, 0.2, 0.3, 0.4	24

3 结果分析

桩贯入时土体的受力和桩-土相互作用机制复杂，本文主要关注桩径和桩-土界面摩擦系数对桩贯入挤土的影响，结果分析主要从桩贯入过程中土体的受力变化规律、贯入完成后不同直径桩的桩侧土压力分布规律、桩径和摩擦系数对桩侧土压力系数 K 的影响 3 个方面展开。同时，需要指出由于本研究的变量较多，开展的数值模拟分析组数多，数据量大。为简明起见，桩贯入时土体的受力特性分析部分主要列举直径为 0.4、0.6、0.8 m，桩-土界面摩擦系数为 0.2 的分析结果，而在土压力系数 K 的分析中则对所有工况下的计算结果进行对比分析。

3.1 桩贯入时土体的受力特性

3.1.1 水平应力变化

以 $D = 0.4 \text{ m}$ ， $\mu = 0.2$ 的桩贯入分析结果为例，完成贯入后的土体水平应力 S_x 如图 8 所示。从图中可以看出，桩贯入挤土作用导致桩侧土体的水平应力显著提高，沿桩径向土体水平应力在桩-土界面位置达到最大值，随着径向距离的增加，水平应力逐渐减小。沿桩深度方向，随着深度的增加，桩侧水平应力逐渐增加，在桩端处水平应力达到最大值。

桩贯入前和贯入完成后土体的大主应力方向如图 9 所示。从图中可以看出，在桩未贯入时土体的大主应力方向为竖向。桩贯入完成后土体的大主应力方向发生了明显的改变，桩端附近土体的大主

应力方向指向斜下方, 而桩身处土体的大主应力则近似垂直于桩身。从 5 m 深度位置的土体大主应力角 θ 随桩贯入的变化可以明显看出 (见图 10), 随着桩的贯入大主应力角 (与竖向的夹角) 逐渐的增加, θ 由 0° 增加至 78.5° 后趋于稳定, 桩端通过土体所在深度时土体的大主应力角变化最为剧烈, 角度增加迅速。

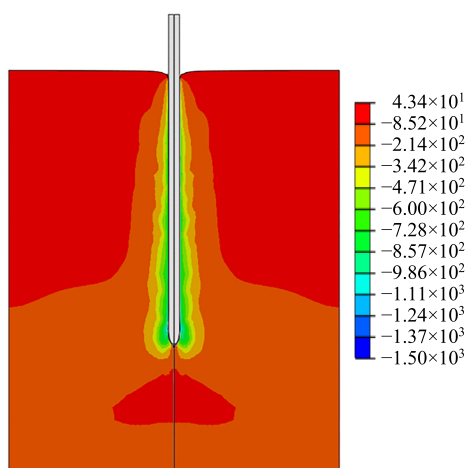


图 8 土体水平应力分布 ($D = 0.4 \text{ m}$, $\mu = 0.2$)
Fig.8 Horizontal stress distribution in soil
($D = 0.4 \text{ m}$, $\mu = 0.2$)

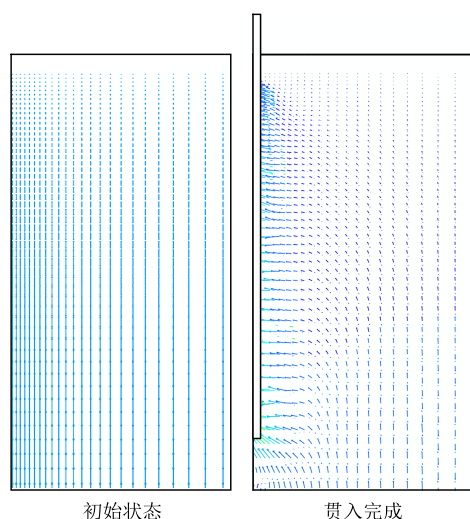


图 9 土体最大主应力分布 ($D = 0.4 \text{ m}$, $\mu = 0.2$)
Fig.9 Maximum principle stress distribution in soil
($D = 0.4 \text{ m}$, $\mu = 0.2$)

土体大主应力方向分布结果表明, 桩的贯入导致桩侧土体大主应力发生旋转, 桩身处土体大主应力由竖向旋转为水平向。随着径向距离的增加, 土体的大主应力方向逐渐转变为竖向, 表明桩体贯入时产生的挤土影响范围随着径向距离的增加逐渐减弱, 这与桩侧土体的水平应力分析结果一致。

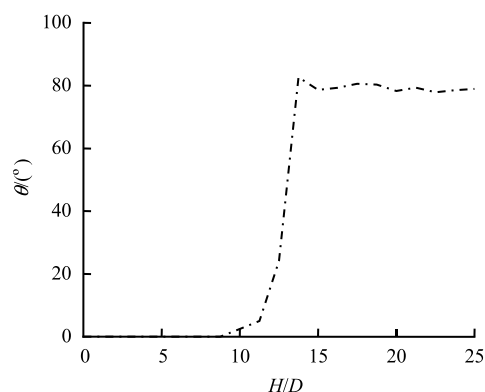


图 10 桩贯入时土体大主应力角变化
Fig.10 Changes in major principal stress angle of soil
during pile penetration

3.1.2 桩贯入时土体的水平应力变化

桩贯入时, 桩径分别为 0.4、0.6、0.8 m, μ 为 0.2, 埋深为 5 m 位置的土体水平应力的变化如图 11 所示。从图中可以看出, 土体的水平应力随着桩贯入深度 H 的增加表现为先增大后减小, 最后逐渐趋于稳定。当桩贯入深度较浅时, 5 m 处的土体水平应力保持不变, 当桩端到达土体上方 $2.5D$ 距离处时, 土体的水平应力逐渐增加, 桩端到达 5 m 深度时土体的水平应力达到峰值。随着桩的持续贯入, 桩端逐渐远离土体, 此时土体会发生明显的卸载, 土体的水平应力迅速的减小, 在桩端距土体的距离大于 $2.5D$ 时, 土体的水平应力趋于稳定, 不再随桩贯入深度的增加而改变。

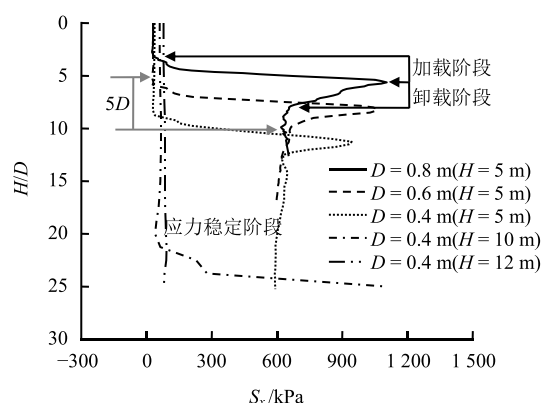


图 11 桩贯入过程中土体水平应力变化
Fig.11 Change in horizontal stress of soil during pile
penetration process

10 m 深度 ($H = 25D$) 的土体的水平应力变化随着桩的贯入先稳定不变, 当桩到达土体上方约 $2.5D$ 距离时, 土体的水平应力快速增加, 桩贯入深度为 $25D$ 时土体的应力达到峰值, 此时桩已完成贯入, 因此该处的土体未发生卸载。12 m 深度 ($H =$

30D) 处的土体水平应力随着桩的贯入基本保持不变。

对比不同桩径的土体水平应力变化曲线可以看出, 桩径增大会导致土体水平应力的峰值增加, 但整体的受力规律并未发生变化。总的来说, 从土体水平应力增加到应力趋于稳定的距离约为 $5D$, 表明桩贯入时在深度方向的最大影响深度为 $5D$ 范围, 超过 $5D$ 深度的土体受到的影响可忽略不计。

3.1.3 径向水平应力

桩径为 0.4 m , μ 为 0.2 的桩贯入完成后, 在 2 、 4 、 6 、 8 m 深度处, 沿桩径向的土体水平应力变化曲线如图 12 所示。从图中可以看出, 随着径向距离 L 的增加, 土体的水平应力迅速减小, 不同深度处土体水平应力沿径向的变化规律相同。相较于桩-土界面的最大值, $2D$ 径向距离处土体水平应力减小了 80% , $5D$ 距离时减小了 95% , 其中 8 m 深度处的土体水平应力已经减小至初始地应力大小。可以看出, 虽然不同深度处沿径向土体的应力衰减规律相同, 但是影响的范围却有所差异。不过, 当径向距离大于 $6D$ 时, 不同深度处的土体水平应力均已减小至初始水平, 故对于同一根桩, 当径向距离大于 $6D$ 时, 桩的贯入产生的挤土作用可忽略不计。

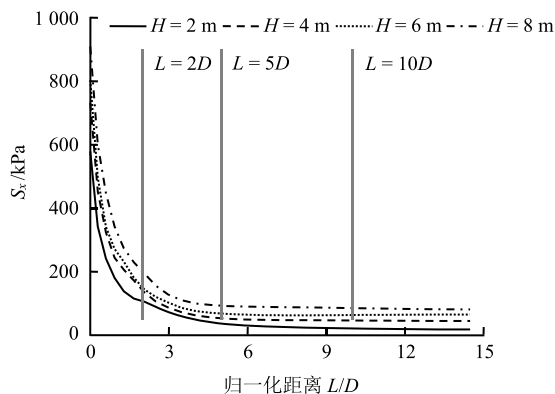


图 12 不同深度处土体水平应力的变化 ($D = 0.4\text{ m}$, $\mu = 0.2$)

Fig.12 Variation of horizontal stress of soil at different depths ($D = 0.4\text{ m}$, $\mu = 0.2$)

桩径为 0.4 、 0.6 、 0.8 m , μ 为 0.2 的桩贯入后, 以深度 4 m 处的土体径向水平应力为例, 分析桩径变化对土体水平应力的影响。从图 13 可以看出, 不同直径桩贯入后的土体水平应力变化规律相同, 均表现为随着径向距离的增加, 土体水平应力迅速减小, 在 $5D$ 距离时土体的水平应力略微大于初始应力水平, $6D$ 距离时土体水平应力恢复至初始应力水平。需要指出的是, 由于桩径不同, $D = 0.8\text{ m}$ 的桩贯入后的最大影响范围为 4.8 m , $D = 0.4\text{ m}$ 的桩最

大影响范围为 2.4 m 。在影响的绝对距离上, 桩径越大土体受到的影响范围越大。结合不同深度的土体水平应力变化可知, 在水平方向上桩贯入导致的土体应力增加的最大影响范围为 $6D$, 在深度方向上的最大影响范围为 $5D$ 。总的来说, 当径向距离超出 $6D$ 时, 可忽略桩贯入挤土导致的土体应力变化。

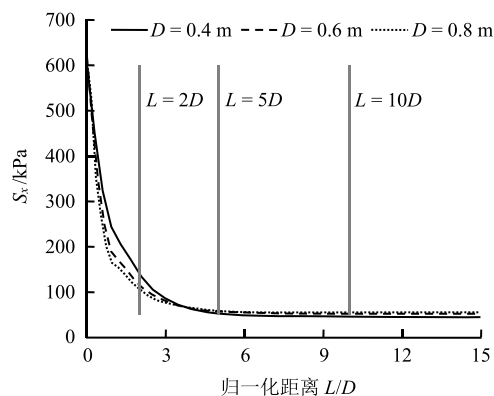


图 13 桩径对土体水平应力的影响 ($\mu = 0.2$)

Fig.13 Influence of pile diameter on horizontal stress of soil ($\mu = 0.2$)

3.2 桩侧土压力分布

桩贯入完成后的桩侧土压力沿深度的分布如图 14 所示。由图可以看出, 沿深度方向, 土压力的变化趋势有所差异, 在深度小于 1 m 的近地表处, 土压力的增长速度较快, 随着深度的增加土压力的增长速度趋缓, 并近似为线性增长。当深度接近于桩端时, 土压力迅速增大并达到峰值。对比不同直径桩的桩侧土压力分布形态可以看出, 桩径的变化对桩身和桩端处土压力的影响有所差异, 桩端处土压力随着桩径的增大而增加, 峰值点应力与桩径近似表现为线性关系, 桩身处土压力随着桩径的增加变化不显著。

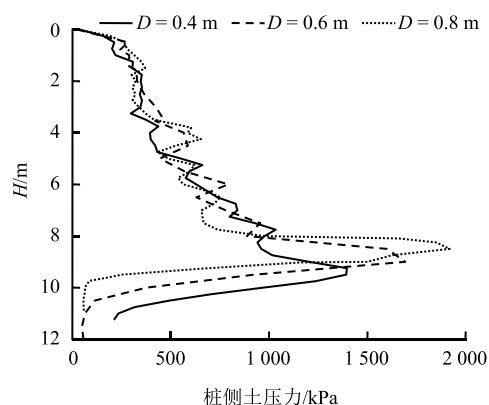


图 14 桩侧土压力分布

Fig.14 Distribution of soil pressure on the pile shaft

3.3 土压力系数 K 的变化

桩贯入时的侧壁摩阻力 F 主要取决于桩-土界面摩擦系数 μ 和作用其上的土压力, 计算式为

$$F = \mu \pi D \int_0^H K \gamma dl \quad (1)$$

式中: l 为土体所在深度。

在进行桩贯入阻力计算时桩径 D 、土体重度 γ 和桩贯入深度 H 均为已知量, 故只要确定不同桩-土界面摩擦系数下土压力系数 K 的变化, 即可得到桩贯入时的桩侧摩阻力, 可见桩贯入时土压力系数的取值决定了桩侧摩阻力计算的准确性。同时, 对于静压桩而言, 土压力系数 K 的选取也是计算桩水平承载力和竖向承载力的重要参数。因此, 本部分对桩贯入时土压力系数的变化进行重点的阐述。

土压力系数 K 为土体的水平应力与竖向应力的比值。桩端上部土体的土压力系数 K 计算式为

$$K = \frac{S_x}{\gamma l} \quad (2)$$

土压力系数 K 沿深度的分布情况如图 15 所示。从图中可以看出, 不同桩径的土压力系数变化趋势相同, 即随着贯入深度的增加, 土压力系数逐渐减小, 减小的速率随着 H/D 的增加而减小。当 $H/D > 7.5$ 时, 土压力系数的变化趋于稳定。

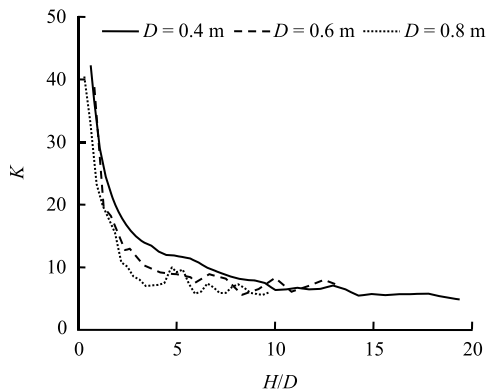


图 15 土压力系数 K 沿深度的变化 ($\mu = 0.2$)

Fig.15 Change in soil pressure coefficient K along depth direction ($\mu = 0.2$)

柱孔扩张理论是目前应用较多的计算桩贯入侧壁摩阻力的方法, 其假设桩的贯入是小孔由 a_0 扩张至 a_u (桩半径) 的过程 (见图 16), 极限扩孔应力即为作用在桩身的土压力^[27-29]。在无限大砂土地基中, 柱孔扩张理论的具体求解方式如下:

柱孔扩张时周围土体需满足力平衡方程式 (3)、位移方程式 (4) 和变形协调方程式 (5)。

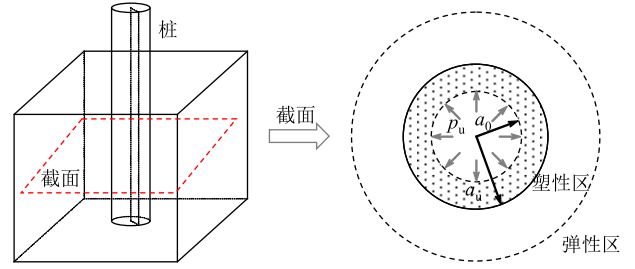


图 16 柱孔扩张理论

Fig.16 Cavity expansion method

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= -\frac{\partial u}{\partial r} \\ \varepsilon_\theta &= -\frac{u}{r} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$\frac{d\varepsilon_\theta}{dr} + \frac{\varepsilon_\theta - \varepsilon_r}{r} = 0 \quad (5)$$

式中: σ_r 为径向应力; σ_θ 为环向应力; ε_r 为径向应变; ε_θ 为环向应变; r 为土体到圆心的距离; u 为土体径向位移。

在边界条件为 q 时 (土体初始水平应力), 结合弹性应力-应变关系 (式 (6)) 和 Mohr-Coulomb 屈服准则 (式 (7)), 可以得到弹塑性交界面的土体径向应力 p_e (式 (8)) 和径向位移 u_p (式 (9))。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{1}{E}(\sigma_r - \nu\sigma_\theta) \\ \varepsilon_\theta &= \frac{1}{E}(\sigma_\theta - \nu\sigma_r) \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$(1 - \sin\phi)\sigma_r - (1 + \sin\phi)\sigma_\theta = 0 \quad (7)$$

式中: E 为土体弹性模量; ν 为土体泊松比。

$$p_e = (1 + \sin\phi)q \quad (8)$$

$$u_p = \frac{1}{E}(1 + \nu)(p_e - q)\frac{a^2}{r} \quad (9)$$

式中: a 为孔扩张 t 时刻时的半径, 扩张结束时为桩半径。

柱孔扩张过程中, 土体的体积变形需满足下式:

$$\pi(a_u^2 - a_0^2) = \pi[R^2 - (R - u_p)^2] + \pi(R^2 - a_u^2)\Delta \quad (10)$$

式中: a_0 为初始孔径; a_u 为桩半径; R 为最终塑性区半径; Δ 为塑性区土体的平均体积应变。

根据式 (9)、(10) 可得最终塑性区半径为

$$R = \sqrt{\frac{a_u^2(\Delta + 1) - a_0^2}{\Delta - \frac{(1 + \nu)^2(p_e - q)^2}{E^2} + \frac{2(1 + \nu)(p_e - q)}{E}}} \quad (11)$$

最终可计算得到极限扩孔应力 p_u 为

$$p_u = q(1 + \sin \varphi) \left(\frac{a_u}{R} \right)^{\frac{-2 \sin \varphi}{1 + \sin \varphi}} \quad (12)$$

从式 (12) 可以看出, 作用在桩身的土压力主要受到初始地应力 q 、土体内摩擦角 φ 和 R 的影响。其中, 对极限扩孔应力影响最为显著的是 R 中 Δ 的取值。此外, 需要说明的是, 在无限大地基中, 极限扩孔应力不会随着桩径的增加而无限增长, 并在桩径很小时即到达极限, 此结果也与本文中的数值模拟结果相同。

以 $D = 0.4$ m 的桩为例, 采用上述柱孔扩张理论对 Δ 取不同值时的土压力系数 K 进行计算, 如图 17 所示, 从图中可以看出, 土压力系数的取值随着 Δ 的变化发生明显改变。当 $\Delta = 0.001$ 时, K 最大为 20.02, 最小为 11.93; 当 $\Delta = 0.0025$ 时, K 最大为 13.95, 最小为 10.28。对比数值模拟结果可以看出, 柱孔扩张理论计算得到的 K 值在深度较浅时小于数值分析结果, 在深度较深时显著大于数值模拟结果, 整体上计算得到的土压力系数偏大。采用柱孔扩张理论能够在一定程度上反映出土压力系数随深度的增加而逐渐减小的趋势, 但是其计算结果与实际仍有较大的差距。

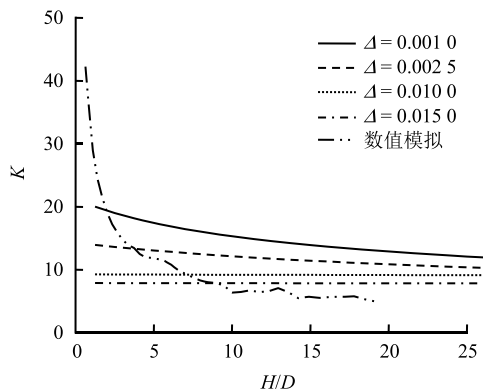


图 17 柱孔扩张理论计算结果

Fig.17 Calculation results of cavity expansion method

3.4 K 的计算方法

数值模拟分析结果和柱孔扩张理论的计算结果均表明, 在桩径为 0.3~0.8 m 时, 土压力不随桩径的变化而改变。因此, 可不考虑桩径变化对土压力的影响, 只需要分析不同桩-土界面摩擦系数时的土压力改变。图 18 为 $D = 0.4$ m, $\mu = 0.1 \sim 0.4$ 时的土压力系数随 H/D 的变化曲线。从图中可以看出, K 随着 μ 的增加而增加, 但是不同 μ 时的曲线变化规律均相同。因此, 可以假设 K 与归一化深度 H/D

呈幂函数关系, 可表示为

$$K = \eta (H/D)^{-\xi} \quad (13)$$

式中: η 和 ξ 均为与土体相对密实度和摩擦系数相关的待定系数。

对式 (13) 取自然对数写为

$$\ln K = \ln \eta - \xi \ln(H/D) \quad (14)$$

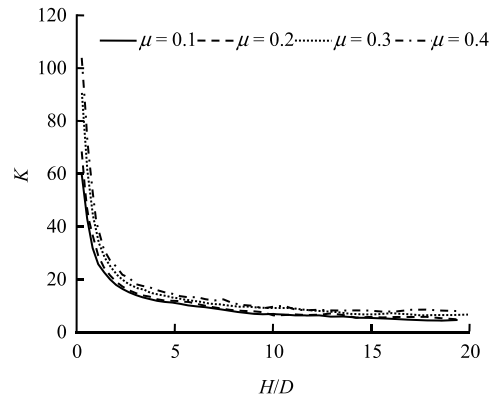


图 18 摩擦系数对 K 的影响

Fig.18 Influence of friction coefficient on K

根据式 (14), 对不同桩-土界面摩擦系数下的土压力系数分析结果取自然对数, 结果如图 19 所示。从图中可以看出, 不同摩擦系数的 $\ln K - \ln(H/D)$ 曲线保持平行, 但截距不同。表明摩擦系数 μ 的变化对 ξ 没有影响, 主要影响 η 的取值, 因此, 采用图 17 中各曲线斜率的平均值作为 ξ 。 η 随摩擦系数 μ 的变化如图 20 所示。采用线性方程对数据进行拟合, η 与 μ 的关系可采用式 (15) 进行表示。

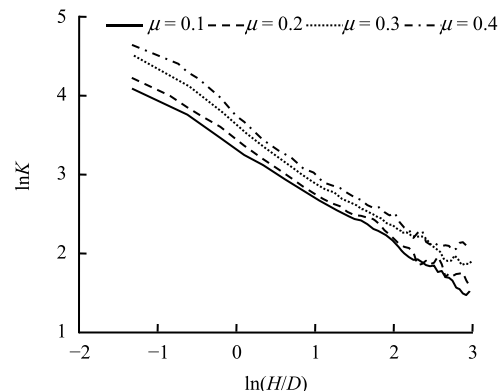


图 19 $\ln K - \ln(H/D)$ 关系曲线

Fig.19 Curves of $\ln K - \ln(H/D)$

$$\eta = 22.67 + 45.65\mu \quad (15)$$

结合式 (13) 和式 (15), 并代入 ξ , 可得

$$K = 22.67(H/D)^{-0.626} + 45.65\mu(H/D)^{-0.626} \quad (16)$$

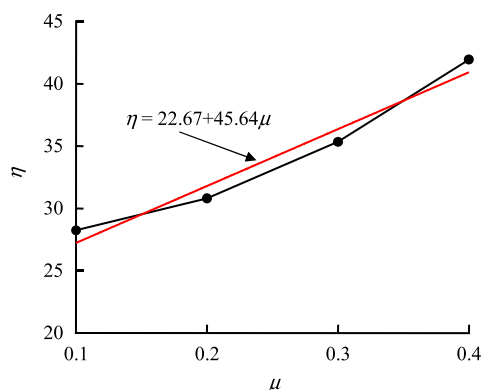


图 20 η - μ 的关系曲线
Fig.20 Curves of η - μ

采用式 (16) 即可计算桩侧不同深度处的土压力系数。此外, 需要说明的是, 采用本文提出的方法计算土压力系数时, 其砂土的物理力学性质需要与本文的砂土相同或接近, 才可获得较好的计算结果。后续将针对不同的砂土开展进一步分析工作建立更加完善的计算公式。

4 结 论

本文采用大变形数值模拟方法和南水弹塑性本构模型开展了桩在砂土地基中的贯入数值模拟, 研究了桩贯入过程土体的受力特性和应力分布, 分析了桩直径和桩-土界面摩擦系数对贯入后桩侧土体的土压力系数影响, 具体结论如下:

(1) 桩贯入时土体的受力可分为加载、卸载、应力稳定 3 个阶段, 在桩端到达土体所在位置上方 $2.5D$ 距离时, 土体应力开始增大, 桩端达到土体所在深度时土体应力到达峰值。桩端远离土体所在位置后, 土体会发生卸载, 然后趋于稳定, 在深度方向上桩贯入对土体的扰动范围为 $5D$ 。

(2) 桩贯入挤土效应导致桩侧土体应力升高, 最大主应力方向发生旋转, 桩身处最大主应力方向由竖向向水平方向旋转。在桩-土接触界面上土体的水平应力最大, 随着径向距离的增加水平应力迅速衰减, 沿径向大于 $6D$ 距离时可忽略桩贯入挤土作用导致的土体应力增加。

(3) 随着深度的增加, 桩侧土压力系数逐渐减小, 归一化贯入距离大于 $5D$ 时, 土压力系数趋于稳定。桩径变化对土压力系数的影响不显著, 土压力系数在不同桩径时的值几乎相等。根据土压力系数的变化规律, 提出了考虑桩-土界面摩擦系数的桩侧土压力系数计算方法。

参 考 文 献

- [1] 桑松魁, 白晓宇, 孔亮, 等. 层状黏性土中静压桩沉贯特性现场试验[J]. 岩石力学与工程学报, 2022, 41(10): 2135-2148.
SANG Song-kui, BAI Xiao-yu, KONG Liang, et al. Field test of penetration characteristics of jacked piles in layered clay[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2022, 41(10): 2135-2148.
- [2] LIU H L, CHU J, DENG A. Use of large-diameter, cast-in situ concrete pipe piles for embankment over soft clay[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2009, 46(8): 915-927.
- [3] LEHANE B M, JARDINE R J, BOND A J, et al. Mechanisms of shaft friction in sand from instrumented pile tests[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1993, 119(1): 19-35.
- [4] ARSHAD M I, TEHRANI F S, PREZZI M, et al. Experimental study of cone penetration in silica sand using digital image correlation[J]. **Géotechnique**, 2014, 64(7): 551-569.
- [5] YANG Z X, JARDINE R J, ZHU B T, et al. Sand grain crushing and interface shearing during displacement pile installation in sand[J]. **Géotechnique**, 2010, 60(6): 469-482.
- [6] ALTUHAFI F N, JARDINE R J, GEORGIANNOU V N, et al. Effects of particle breakage and stress reversal on the behaviour of sand around displacement piles[J]. **Géotechnique**, 2018, 68(6): 546-555.
- [7] JARDINE R J, ZHU B T, FORAY P, et al. Measurement of stresses around closed-ended displacement piles in sand[J]. **Géotechnique**, 2013, 63(1): 1-17.
- [8] JARDINE R J, ZHU B T, FORAY P, et al. Interpretation of stress measurements made around closed-ended displacement piles in sand[J]. **Géotechnique**, 2013, 63(8): 613-627.
- [9] 肖昭然, 王艳林, 赵宪强, 等. 砂土地基中静压桩沉桩及其承载特性室内试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(11): 294-302.
XIAO Zhao-ran, WANG Yan-lin, ZHAO Xian-qiang, et al. Experimental investigation on resistance and response of jacked model piles in sand[J]. **Journal of Building Structures**, 2022, 43(11): 294-302.
- [10] 刘海军, 肖昭然, 赵宪强, 等. 砂土地基中静压桩桩体回弹和复压特性分析[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(7): 301-310.
LIU Hai-jun, XIAO Zhao-ran, ZHAO Xian-qiang, et al. Analysis of jacked pile rebound and recompression characteristics in sand[J]. **Journal of Building Structures**, 2022, 43(7): 301-310.
- [11] WANG Qing-shan, XIAO Zhao-ran, ZHAO Xian-qiang,

- et al. The effects and vertical bearing capacity of two jacked model piles in sand[J]. **Sustainability**, 2022, 14: 14493.
- [12] 王永洪, 桑松魁, 刘雪颖, 等. 层状黏性土中静压桩贯入特性颗粒流的数值模拟[J]. 西南交通大学学报, 2021, 56(6): 1250-1259.
- WANG Yong-hong, SANG Song-kui, LIU Xue-ying, et al. Numerical simulation of particle flow characteristics of jacked pile penetration in laminated clay soil[J]. **Journal of Southwest Jiaotong University**, 2021, 56(6): 1250-1259.
- [13] 黄中原, 杨仲轩, 郭宁. 砂土中桩循环打入过程大变形数值模拟[J]. 岩土工程学报, 2023, 45(2): 411-418.
- HUANG Zhong-yuan, YANG Zhong-xuan, GUO Ning. Numerical simulation of large deformation of piles in sand during cyclic penetration[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2023, 45(2): 411-418.
- [14] YANG Z X, GAO Y Y, JARDINE R J, et al. Large deformation finite-element simulation of displacement-pile installation experiments in sand[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2020, 146(6): 04020044.1-04020044.15.
- [15] SU D, WU Z, LEI G, et al. Numerical study on the installation effect of a jacked pile in sands on the pile vertical bearing capacities[J]. **Computers and Geotechnics**, 2022, 145: 104690.
- [16] 苏栋, 吴泽雄, 雷国平, 等. 挤密效应对砂土中水平受荷桩影响的数值研究[J]. 深圳大学学报(理工版), 2023, 40(2): 136-145.
- SU Dong, WU Ze-xiong, LEI Guo-ping, et al. Numerical study on the influence of installation effect on laterally loaded piles in sand[J]. **Journal of Shenzhen University (Science and Engineering)**, 2023, 40(2): 136-145.
- [17] LORENZO R, DA CUNHA R P, CORDAO NETO M P, et al. Numerical simulation of installation of jacked piles in sand using material point method[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2018, 55(1): 131-146.
- [18] RANDOLPH M F, DOLWIN J, BECK R. Design of driven piles in sand[J]. **Géotechnique**, 1994, 44(3): 427-448.
- [19] JARDINE R J, CHOW F, OVERY R, et al. ICP design methods for driven piles in sands and clays[M]. London: Thomas Telford Publishing, 2005.
- [20] DARYAEI R, BAKROON M, AUBRAM D, et al. Numerical evaluation of the soil behavior during pipe-pile installation using impact and vibratory driving in sand[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2020, 134: 106177.
- [21] CYRIL P A, KOK S T, SONG M K, et al. Smooth particle hydrodynamics for the analysis of stresses in soil around jack-in pile[J]. **European Journal of Environmental and Civil Engineering**, 2022, 26(1): 94-120.
- [22] 周建, 尚肖楠, 刘福深, 等. 利用近场动力学方法模拟隧道掘进机滚刀三维贯入破岩[J]. 岩土力学, 2023, 44(9): 2732-2743, 2756.
- ZHOU Jian, SHANG Xiao-nan, LIU Fu-shen, et al. Numerical simulation of three-dimensional rock fragmentation by disc cutters of tunnel boring machine using peridynamics[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2023, 44(9): 2732-2743, 2756.
- [23] 华涛, 申林方, 王志良, 等. 基于近场动力学的岩石水力压裂数值模拟及裂隙网络定量分析[J]. 岩土力学, 2024, 45(2): 612-622.
- HUA Tao, SHEN Lin-fang, WANG Zhi-liang, et al. Numerical simulation of rock hydraulic fracturing based on peridynamics and quantitative analysis of fracture network[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2024, 45(2): 612-622.
- [24] 蔡正银. 板桩结构土压力理论的创新发展[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(2): 201-220.
- CAI Zheng-yin. Innovation and development of earth pressure theories for sheet-pile structures[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2020, 42(2): 201-220.
- [25] 蔡正银, 王清山, 关云飞, 等. 分舱板对海上风电复合筒型基础承载特性的影响研究[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(4): 751-759.
- CAI Zheng-yin, WANG Qing-shan, GUAN Yun-fei, et al. Influences of bulkheads on bearing characteristics of composite bucket foundation of offshore wind turbines[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2021, 43(4): 751-759.
- [26] 蔡正银, 武颖利, 关云飞. 港口工程数值仿真技术[M]. 北京: 科学出版社, 2019.
- CAI Zheng-yin, WU Ying-li, GUAN Yun-fei. Numerical simulation technology for port engineering[M]. Beijing: Science Press, 2019.
- [27] 刘润, 祁越, 练继建. 无黏性土中筒型基础静压下沉模型试验研究[J]. 水利学报, 2016, 47(12): 1473-1483.
- LIU Run, QI Yue, LIAN Ji-jian. Experimental study on static pressure penetration of bucket foundation in cohesionless soil[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 2016, 47(12): 1473-1483.
- [28] 余海岁. 岩土介质小孔扩张理论[M]. 北京: 科学出版社, 2013.
- YU Hai-sui. Cavity expansion methods in geomechanics[M]. Beijing: Science Press, 2013.
- [29] 莫品强, 高新慰, 黄子丰, 等. 下穿隧道开挖引起的挤土桩沉降控制分析方法[J]. 岩土力学, 2019, 40(10): 3823-3832, 3843.
- MO Pin-qiang, GAO Xin-wei, HUANG Zi-feng, et al. Analytical method for settlement control of displacement pile induced by undercrossing tunnel excavation[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2019, 40(10): 3823-3832, 3843.