

DOI: 10.11779/CJGE2025xxxxxx

# 基于分域耦合 FEM-DEM 多尺度方法的砂土中闭口和开口桩沉桩过程模拟

郭远灏<sup>1</sup>, 史亦皓<sup>1</sup>, 郭宁<sup>\*1</sup>, 杨仲轩<sup>1,2</sup>

(1. 浙江大学建筑工程学院岩土工程计算中心, 浙江 杭州 310058; 2. 公路数智养护浙江省工程研究中心, 浙江 杭州 310058)

**摘要:** 本文基于自主开发的 GPU 加速三维分域耦合有限元-离散元 (FEM-DEM) 多尺度计算平台 GeoTaichi, 模拟了砂土中闭口和开口桩的单调静压沉桩过程。该方法将求解域分为紧邻结构物的区域和远离结构物的区域, 分别使用 DEM 模拟砂土与桩的相互作用; 以及 FEM 模拟远离桩的区域, 提高计算效率。通过模拟三轴排水压缩试验并结合试验数据, 确定了 DEM 域的接触模型参数和 FEM 域的摩尔-库伦本构模型参数。闭口桩模拟获得的桩端阻力和砂土中的径向应力分布与文献中模型槽试验结果一致, 验证了耦合 FEM-DEM 方法模拟打入桩静压沉桩过程的可靠性。随后, 分析了两种不同管径的开口桩沉桩过程中桩周土体变形, 土塞率 (PLR)、土塞增长率 (IFR) 以及沉桩阻力的变化, 得出 IFR 相对于 PLR 在反映土塞状态变化方面更为敏感, 且土塞内壁摩擦阻力的发挥趋势与 IFR 的变化趋势一致。研究为揭示沉桩过程中的桩土作用机理及合理预测打入桩承载力提供高效的数值计算工具。

**关键词:** 分域耦合; FEM-DEM; 沉桩过程; 桩土相互作用; GeoTaichi

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)xx-xxxx-xx

**作者简介:** 郭远灏(2000—), 男, 硕士研究生, 主要从事桩基工程方面的研究工作。E-mail: 22212245@zju.edu.cn。

## Simulation of closed- and open-ended pile installation in sand using a domain-decomposition coupled FEM-DEM multiscale approach

GUO Yuanhao<sup>1</sup>, SHI Yihao<sup>1</sup>, GUO Ning<sup>1</sup>, YANG Zhongxuan<sup>1,2</sup>

(1. Computing Center for Geotechnical Engineering, College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou

310058, Zhejiang, China; 2. Zhejiang Provincial Engineering Research Center for Digital and Smart Maintenance of Highway, Hangzhou

310058, Zhejiang, China)

**Abstract:** This study simulates monotonic jacking processes of closed-ended and open-ended piles in sand using GeoTaichi, a self-developed GPU-accelerated domain decomposition coupled FEM-DEM multiscale platform. The methodology partitions the computational domain into DEM-controlled near-pile regions for soil-structure interaction and FEM-modeled far-field regions for enhanced efficiency. Contact model parameters for DEM and Mohr-Coulomb parameters for FEM were calibrated via simulated triaxial drained compression tests and experimental data. Validation against model chamber tests confirmed the reliability of coupled FEM-DEM in replicating pile tip resistance and radial stress distribution for closed-ended piles. Subsequent analyses of open-ended piles with different diameters revealed soil deformation patterns, plug length ratio (PLR), incremental filling ratio (IFR), and driving resistance evolution. Results demonstrate IFR's superior sensitivity over PLR in reflecting soil plug evolution, with internal plug friction trends aligning with IFR variations. This study offers an efficient numerical tool that enhances the understanding of pile-soil interaction mechanisms and aids in calculating the capacity of driven piles.

**Key words:** domain-decomposition; FEM-DEM; pile installation; pile-soil interaction; GeoTaichi

**基金项目:** 国家重点研发计划项目 (2023YFB2604200); 浙江省杰出青年科学基金项目 (LR23E080001); 国家自然科学基金项目 (52338008); 中央高校基本科研业务费专项项目 (226-2024-00112) This work was supported by the National Key R&D Program of China (2023YFB2604200); Zhejiang Provincial Natural Science Foundation of China (LR23E080001); National Natural Science Foundation of China (52338008); Fundamental Research Funds for the Central Universities (226-2024-00112)

收稿日期(Received): 2025-01-22 修回日期(Revised): 2025-04-22 接受日期(Accepted): 2025-06-23 网络出版日期(Online):

\*通信作者 (E-mail: nguo@zju.edu.cn)

## 0 引言

作为海洋风电、油气开采等能源工程的重要支撑构件,打入桩对促进清洁能源开采起到了关键作用。根据桩的截面特性,可分为闭口桩与开口桩两大类。闭口桩的沉桩过程中,桩尖下方及桩侧土体遭受大变形,应力状态急剧变化,对桩的承载特性产生重大影响<sup>[1][2][3]</sup>。较于闭口桩,开口桩在沉桩过程中,土体被挤入桩内,形成土塞现象。土塞形成与桩尺寸、沉桩方式等有关,可能出现完全闭塞、部分闭塞或完全非闭塞三种状态<sup>[4]</sup>。土塞状态会显著影响开口桩的沉桩阻力与服役阶段的承载性能<sup>[5]</sup>。因此,深入探究闭口桩与开口桩在沉桩过程中的桩土相互作用机理,预测桩端阻力,对于保障工程结构的安全服役至关重要。

为了研究打入桩的承载力设计理论与方法,众多学者开展了现场和室内模型试验。Yang 等<sup>[6]</sup>和 Jardine 等<sup>[7][8]</sup>利用 INPG(格勒诺布尔理工学院)的模型试验装置,对打入闭口桩桩周的枫丹白露砂性状及其演化进行了研究,探明了桩周砂土应力分布的  $r/R$  和  $h/R$  效应( $R$  为桩半径,  $r$  为距桩轴的径向距离,  $h$  为距桩尖的竖向距离),并发现桩侧及桩端附近砂土存在显著的颗粒破碎现象。此外,Chow<sup>[1]</sup>和 Ko 等<sup>[9]</sup>进行了开口桩贯入的现场试验,探讨了土塞效应对桩阻力的影响。Paik 等<sup>[10]</sup>基于现场试验数据,提出了贯入过程中开口桩土塞变化与承载力之间的经验关系。然而,由于试验数据稀缺等局限,对桩身应力分布及桩周土体应力演变的机制,目前仍缺乏深入系统的认识。

数值模拟因其耗时短、成本低的优势,且能够克服现场和模型试验中测量困难的限制,已成为现场与模型试验之外的重要研究工具。Yang 等<sup>[11]</sup>、黄中原等<sup>[12]</sup>以及 Fu 等<sup>[13]</sup>使用任意拉格朗日-欧拉法(ALE),模拟了闭口桩的静压或循环打入过程。近年来,离散元法(DEM)在打入桩贯入过程的研究中也得到了广泛应用。然而,DEM 计算量巨大,目前的研究大多局限于二维模拟<sup>[14][15]</sup>。如 Jiang 等<sup>[14]</sup>采用二维 DEM 模拟了闭口桩的打入过程,重点分析了桩端阻力及土体变形模式等的变化规律。相比之下,Guo 等<sup>[16]</sup>和刘晗帆等<sup>[17]</sup>则基于颗粒细化方法,随着桩距的增加合理地扩大颗粒尺寸,结合 GPU 加速技术,模拟了三维闭口桩的静压沉桩过程,得到了桩贯入过程中应力场<sup>[16]</sup>以及位移和应变场<sup>[17]</sup>的变化规律。对于开口桩,周健等<sup>[18]</sup>结合半桩模型试验和二维 DEM 模拟,对砂土地基中静压管桩的沉桩过程进行了研究。

为了有效缩减计算量提升计算效率,本研究基于

自主研发的 GPU 并行计算平台 GeoTaichi<sup>[19]</sup>,参考 Xiao 等<sup>[20]</sup>的二维耦合 FLAC-PFC 研究成果,基于分域多尺度模拟策略,构建了耦合 FEM-DEM 的三维数值模型。由于该耦合方法中的计算负担主要集中在 DEM 部分,其计算性能与同类软件对比详见 Shi 等<sup>[19]</sup>。不仅成功复现了 Yang 等<sup>[6]</sup>和 Jardine 等<sup>[7][8]</sup>开展的砂土中闭口桩贯入模型试验,还进一步模拟了开口桩的沉桩过程,同时分析了闭口桩桩周砂土的径向应力分布特性,以及开口桩贯入过程中的土体变形,土塞效应与桩端阻力的变化规律,为深入揭示沉桩过程中的桩土作用机理及预测打入桩承载力提供了高效的数值计算工具。

## 1 数值方法和模型参数

### 1.1 耦合 FEM-DEM 多尺度方法

本研究采用分域多尺度模拟方法,将求解域划分为紧邻结构物的近场区域和远离结构物的远场区域。其中,近场区域采用 DEM,从颗粒尺度模拟砂土颗粒与结构物接触的力学行为;远场区域采用 FEM,通过摩尔-库伦本构关系模拟该域内砂土的宏观力学特性,有效结合两种计算方法的优势,以节省计算资源。

FEM-DEM 的耦合求解通过界面耦合的方法实现。图 1 展示了耦合界面处典型的“颗粒-墙”接触示意图。对每个耦合面上“颗粒-墙”接触,需要先计算颗粒与有限元三角形面片的相交面积,以及该相交区域的重心位置,随后根据不同有限元面片上的相交面积比将接触力分配至各相交区域的重心,通过有限元一阶形函数将接触力分配给有限元面片的各个节点。

FEM-DEM 中 FEM 采用显式计算,其时间步长与 DEM 一致。耦合计算流程如下:首先,生成 FEM 与 DEM 计算区域, FEM 计算区域采用四面体单元,则实体单元表面是均由三角形构成的耦合面,且为 DEM 的墙边界。在耦合求解阶段,针对每个耦合墙上的接触,依据图 1 所示的原理计算等效节点力。该节点力作为力边界参与 FEM 计算,同时更新耦合面上的节点位移。更新位置后的耦合面将作为新的墙边界再次参与下一步的 DEM 计算。

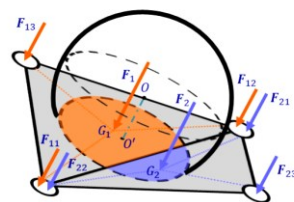


图 1 离散元与有限元的面耦合计算原理示意图

Fig. 1 Illustration of the faceted coupling between DEM and FEM

1.2 模型参数

Yang 等<sup>[6]</sup>和 Jardine 等<sup>[7][8]</sup>的模型槽试验采用枫丹白露砂, 其基本物理力学性质见表 1。DEM<sup>[16][21]</sup>与 FEM<sup>[12]</sup>的数值模型参数在文献中有系统标定。基于前人研究成果, 为兼顾计算合理性与计算效率, 本研究将用于 DEM 模拟的枫丹白露砂原始级配放大 20 倍。如图 2 所示, 本文 DEM 模型中的最小粒径  $d_{\min}=2.2\text{ mm}$ , 中值粒径  $d_{50}=4.2\text{ mm}$ , 最大粒径  $d_{\max}=8.4\text{ mm}$ 。

表 1 枫丹白露砂试验及数值模型参数

Table 1 Parameters of Fontainebleau sand in experiment and numerical models		
参数	试验值	模拟值
土粒比重	2.65	2.65
中值粒径 $d_{50}/\text{mm}$	0.21	4.2
不均匀系数	1.53	1.53
峰值摩擦角/ $^{\circ}$	36.0	35.2

Ciantia 等<sup>[21]</sup>的 DEM 模型采用赫兹-明德林接触, 同时鉴于球形颗粒无法表征砂土颗粒因不规则形态而产生的咬合效应, 通过限制颗粒转动提高宏观抗剪强度, 以符合 Seif El Dine 等<sup>[22]</sup>关于枫丹白露砂的三轴试验结果。黄中原等<sup>[12]</sup>采用大变形 FEM 结合摩尔-库伦本构模型, 成功复现了 Yang 等<sup>[6]</sup>的模型槽试验结果, 验证了 FEM 模型参数的合理性。因此, 本研究中 DEM 与 FEM 的模型参数与上述两项研究保持一致, 相关参数的具体取值见表 2。

为进一步说明参数取值的合理性, 本文通过三轴排水压缩试验进行验证。DEM 三轴试样边长 10 cm, 采用周期性边界, 初始孔隙比 0.62, 共包含约 15000 个颗粒, 粒径分布与图 2 给出的级配曲线一致。FEM 模型为  $0.01\times0.01\times0.04\text{ m}$  的长方体, 划分为 12 个四面体单元。试验采用 100 kPa、150 kPa、200 kPa 三种围压, 模拟结果与 Seif El Dine 等<sup>[22]</sup>关于中密枫丹白露砂的三轴压缩试验结果(相对密实度 70%, 围压 100 kPa)进行对比。如图 3 所示, DEM 和 FEM 的模拟结果均与试验数据相近。DEM 模拟得到的峰值摩擦角为  $36.0^{\circ}$ , 临界状态摩擦角为  $32.8^{\circ}$ , 与 Yang 等<sup>[6]</sup>通过直剪试验获得的数据(分别为  $35.2^{\circ}$  和  $32.8^{\circ}$ )较为接近。

2 三维闭口桩和开口桩模型槽

2.1 模拟几何尺寸

图 4(a)展示了三维桩贯入耦合模型示意图。模型槽尺寸与 Jardine 等<sup>[7][8]</sup>的室内模型相同。砂土地基模型高 1.5 m, 半径为 0.6 m。根据 Guo 等<sup>[16]</sup>的研究, 发

现 1/4、1/6 和 1/8 圆柱的 DEM 模型对桩端阻力的影响可忽略不计。因此, 本研究仅选取 1/6 圆柱的模型槽进行模拟, 可显著提高计算效率。边界墙包括 2 个径向墙和 1 个底板, 均设为光滑无摩擦边界(见表 2)。

如图 4(b)所示, 闭口桩半径  $R=18\text{ mm}$ , 桩端为  $60^{\circ}$  锥尖, 与标准 CPT 静力触探仪尺寸相同。根据 Yang 等<sup>[6]</sup>的研究结果, 桩在贯入过程中, 桩侧大约 5 倍桩半径区域内存在较高的塑性剪应变。因此, 为兼顾计算精度和计算效率, 较好地研究桩贯入过程中砂土的力学响应, 本研究在桩侧 0.12 m ( $6.7R$ ) 范围内使用 DEM 模拟, 超出此范围的区域则采用 FEM 模拟。静压沉桩过程中, 闭口桩贯入速度设定为 0.5 m/s, 最终贯入深度 1 m ( $55.6R$ )。试验结束时, 桩端距槽底尚有 0.5 m 净空, 满足 Bolton 等<sup>[23]</sup>建议的尺寸要求。

对于三维开口桩贯入耦合模型, 除了桩的几何形态不同, 其他部分与闭口桩模型保持一致。如图 4(b)所示, 考虑两种尺寸的开口桩, 记为  $P_1$  和  $P_2$ 。 $P_1$  桩的内外半径为 20 mm 和 25 mm,  $P_2$  桩的内外半径为 25 mm 和 30 mm。两桩的壁厚均为  $t=5\text{ mm}$  (约  $1.2d_{50}$ ), 贯入速度设为 0.15 m/s, 最终贯入深度为 1.05 m。

表 2 模型参数

Table 2 Model parameters		
对象	参数	取值
DEM 颗粒 (限制颗粒转动的赫兹-明德林接触模型)	剪切模量/GPa	2
	泊松比	0.2
	摩擦系数	0.275
	颗粒密度/ $\text{kg}/\text{m}^3$	2650
	接触回弹系数	0.7
FEM 四面体单元 (摩尔-库伦本构模型)	杨氏模量/MPa	60
	泊松比	0.3
	摩擦角/ $^{\circ}$	36.0
	剪胀角/ $^{\circ}$	6.7
	密度/ $\text{kg}/\text{m}^3$	1650
边界墙和 桩体	剪切模量/GPa	200
	泊松比	0.2
	桩-颗粒间摩擦系数	0.5
	边界墙-颗粒间摩擦系数	0
	接触回弹系数	0.7
耦合墙	剪切模量/GPa	2
	泊松比	0.2
	耦合墙-颗粒间摩擦系数	1.0
	接触回弹系数	0.7
FEM-DEM	时间步长/s	$2.5\times10^{-7}$



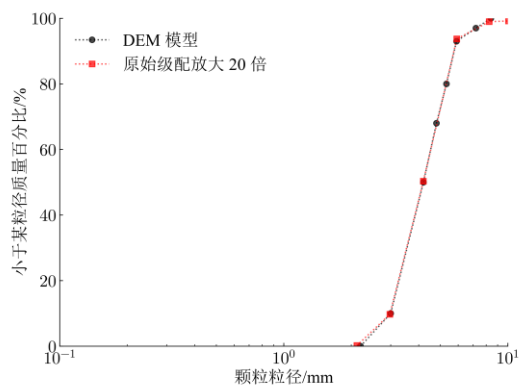


图 2 颗粒级配曲线

Fig. 2 Size distribution curves

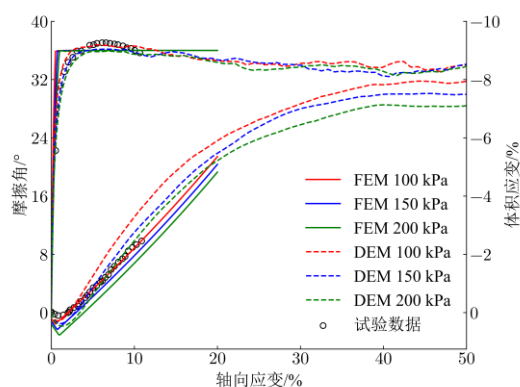
图 3 枫丹白露砂三轴压缩试验结果 (试验数据来自 Seif El Dine 等<sup>[22]</sup>)

Fig. 3 Calibration of Fontainebleau sand by triaxial compression

由于开口桩的壁厚相对较薄, 为避免在打入过程中砂土颗粒挤入桩内时速度过大导致颗粒悬浮现象, 开口桩的贯入速度设为 0.15 m/s, 最终贯入深度为 1.05 m。

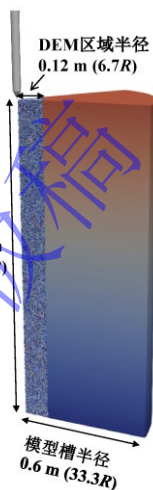
本文模拟所采用的计算机配置为: Gen Intel(R) Core(TM) i7-13700F CPU, 以及 NVIDIA GeForce RTX 4080 GPU。闭口桩算例耗时约 11 h, 而开口桩算例耗时约 37 h。

### 2.3 生成试样

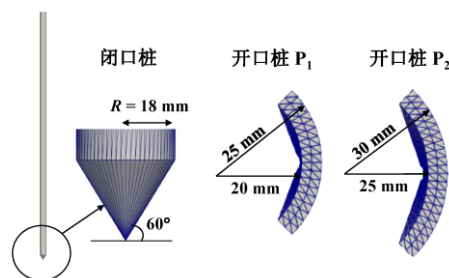
首先在 DEM 域, 通过重力沉积方式生成颗粒试样 (即重力落砂法制样), 总颗粒数约为 40 万。通过伺服墙边界在 DEM 域上方施加 150 kPa 超载, 经迭代求解后试样高度稳定在约 1.5 m。在 FEM 域内生成四面体实体单元, 同样施加 150 kPa 的顶面超载及其他相应的边界条件。随后将两域进行耦合, 该阶段耦合墙接触摩擦系数设为 0。通过一段时间的耦合计算, 使系统逐渐达到平衡状态, 得到初始地应力分布。

如图 4(c)所示, 沿径向布置测量圆, 通过均一化方法求解 DEM 域内各宏观力学参数。测量圆半径  $R_{ms}$

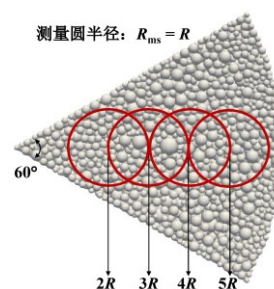
$= R$  (约  $4.3d_{50}$ ), 其中心分别位于  $r/R = 2.0$ 、 $3.0$ 、 $4.0$  和  $5.0$  处。最终得到如图 5 所示的 DEM 域地应力分布, 与重度  $\gamma = 16.5 \text{ kN/m}^3$  的目标分布相吻合, 且域内平均孔隙比约 0.61, 与三轴试验选用的孔隙比 0.62 接近。平衡后的静止土压力系数约为 0.43。其后, 将耦合墙和 DEM 单元的接触摩擦系数调整为 1.0, 避免在桩贯入过程中, 颗粒和耦合墙之间发生较大的滑移, 从而确保能够获得较理想的耦合效果。



(a) 模型几何参数



(b) 闭口桩与开口桩几何参数



(c) 测量圆布置

图 4 有限元-离散元耦合模型几何参数

Fig. 4 Geometry of the coupled FEM-DEM model

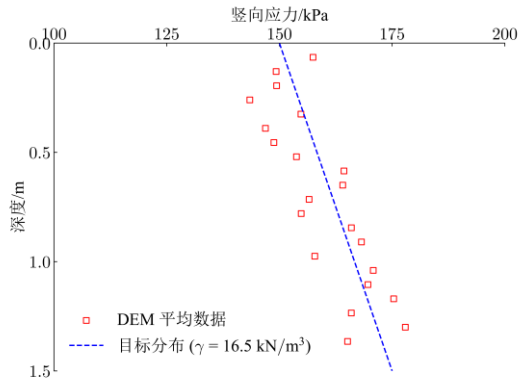


图 5 离散元域的初始竖向应力分布

Fig. 5 Initial vertical stress distribution in the DEM domain

### 3 闭口桩沉桩过程分析

#### 3.1 桩端阻力

桩端阻力  $q_c$  是桩承载力设计中的重要指标, DEM 模型中通过下式计算桩端阻力:

$$q_c = \frac{F_z}{A} \quad (1)$$

式中:  $F_z$  为颗粒作用于桩端的竖向合力;  $A$  为与土体接触的桩端截面积。

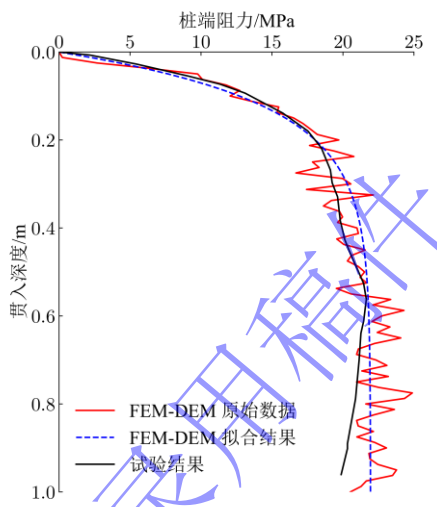


图 6 桩端阻力曲线

Fig. 6 Tip resistance curves

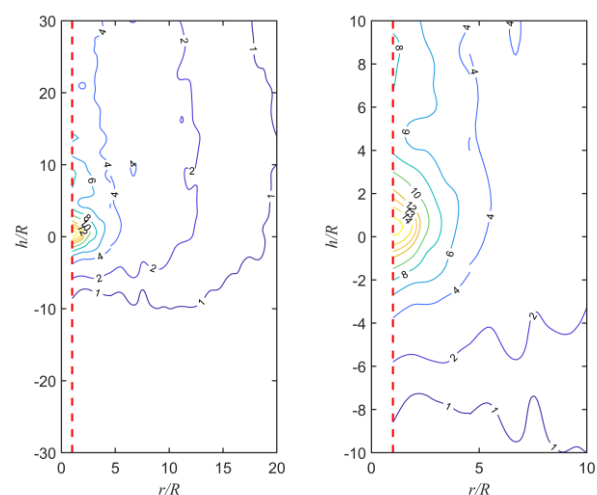
从图 6 可以看出, 模拟结果与试验数据整体一致, 模拟结果经 Arroyo 等<sup>[24]</sup>提出的指数函数拟合, 得到的  $q_c$  稳定值为 21.8 MPa, 与试验实测值 21 MPa 的结果接近, 表明模型参数和几何构型选取合理, 且该耦合计算方法能够有效模拟桩的静压贯入大变形问题, 同时也表明在参数取值合理的前提下, 该数值方法可以合理预测桩端阻力变化, 为现场试验提供数据补充和对比验证。尽管桩端阻力仍存在一定程度的波动, 但

相较于以往的 DEM 模拟结果<sup>[24][25]</sup>, 波动幅度显著降低。基于先前的研究, 后续结果分析中的应力均通过该贯入深度的拟合  $q_c$  值进行归一化处理。

#### 3.2 径向应力

图 7 展示了贯入深度  $L_p = 0.9$  m (50R) 时桩周砂土的归一化径向应力等值线分布图, 结果与 Jardine 等<sup>[7]</sup>的实验数据所反映的规律类似。在桩端区域  $r/R = 2$ ,  $h/R = 0.5$  附近能明显观察到应力集中现象, 此处径向应力约为  $15\%q_c$ ; 在  $r/R = 20$  处, 径向应力衰减至约  $1\%q_c$ 。值得注意的是, DEM 域的应力由测量圆内的颗粒间接触力经均一化方法求得<sup>[26]</sup>。此外, 在 DEM 与 FEM 的界面处 ( $r/R = 6.7$ ), 应力过渡表现出良好的平滑性, 验证了 FEM-DEM 的耦合效果较理想。

Jardine 等<sup>[7]</sup>提出桩周砂土的归一化径向应力  $\sigma_r/q_c$  是归一化径向距离  $r/R$  和归一化竖向距离  $h/R$  的函数, 这一观点在模拟中得到验证。图 8 展示了在  $r/R = 2$  和 3, 以及三种不同埋深  $z/R = 10.6$ 、30.6 和 46.1 处的测点观察到的  $\sigma_r/q_c$  随相对桩端距离  $h/R$  的变化趋势。当  $r/R = 2$  时, 随着桩端靠近测点深度 (即  $h \approx 0$ ),  $\sigma_r/q_c$  从小于 1% 的初始值迅速增加至约 12%~15% (随埋深  $z$  的增大而略微增大), 随后在桩端穿过该深度后急剧下降至约 5% 的残余值; 当  $r/R = 3$  时,  $\sigma_r/q_c$  在  $h \approx 0$  时的峰值约 8%~10%, 之后在桩端穿过该深度后迅速下降至约 3% 的残余值。值得注意的是, 模拟中三个监测点的峰值均低于实验测得的 18.4%~24.8%<sup>[7]</sup>。可能是由于测量圆的平均化应力处理方法存在一定的误差。

图 7  $L_p = 50R$  时桩周砂土径向应力等值线图 (图中数值表示为  $\%q_c$ , 右图为局部放大图)Fig. 7 Radial stress contour in sand at  $L_p = 50R$  (values in  $\%q_c$ , zoomed-in plot shown on the right)

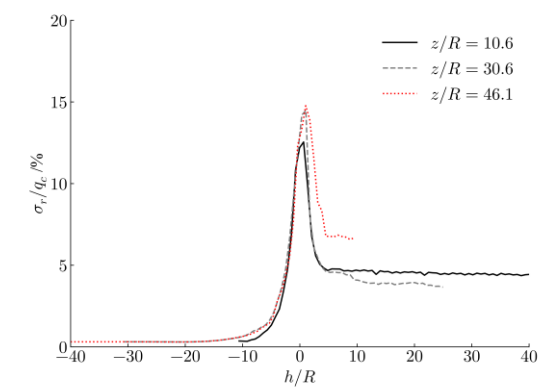
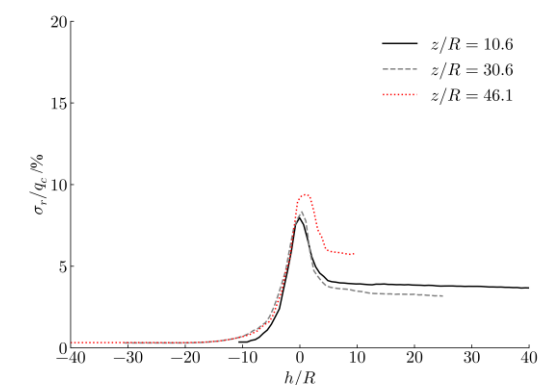
(a)  $r/R = 2$ (b)  $r/R = 3$ 图 8  $r/R = 2$  和 3 处归一化径向应力随  $h/R$  的变化曲线Fig. 8 Normalized radial stress varying with  $h/R$  at  $r/R = 2$  and 3

图 9 绘制了近桩端  $h/R = 0.5$  和三个贯入深度  $L_p = 0.2$  m、0.56 m 和 0.738 m 时的  $\sigma_r/q_c$  沿不同径向距离  $r/R$  的分布图，可用以下函数描述：

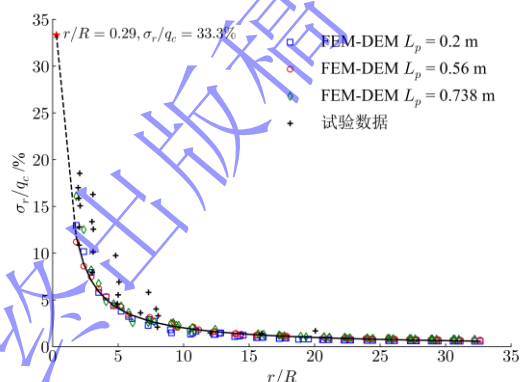
$$a \ln\left(\frac{r}{R}\right) + b = \ln\left(\frac{\sigma_r}{q_c}\right) \quad (2)$$

式中： $a$ 、 $b$  为拟合系数。在双对数坐标下，根据式 (2) 对数据进行拟合，斜率  $a = -1.05$ ，与试验结果  $-1.225$  接近。Jardine 等<sup>[7]</sup>假设桩在贯入过程中，桩端处 ( $r/R = 0.29$ ,  $h/R = 0.5$ ) 的竖向应力  $\sigma_z \approx q_c$ ，径向和环向应力  $\sigma_r = \sigma_\theta \approx 33.3\%q_c$ 。模拟结果大致证实了这一关系，得到桩端附近的土体近似处于三轴压缩状态<sup>[8]</sup>。当  $r/R > 25$  时， $\sigma_r/q_c$  下降到 1% 以下，表明模拟中的边界效应可忽略不计。

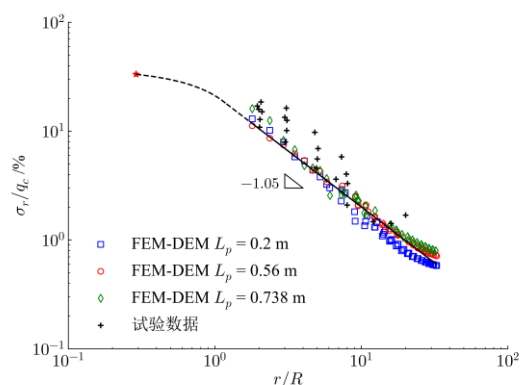
### 3.3 主应力

图 10 展示了桩贯入深度分别为  $L_p = 10.6R$  和  $30.6R$  时， $r/R \leq 12$  范围内砂土的主应力分布图。图中十字符号两条线的方向分别反映大、小主应力的朝向，颜色与长度共同表示主应力的幅值，初始状态砂土的大主应力位于竖直方向，小主应力位于水平方向。从

图中可以看出， $L_p = 10.6R$ （此时  $q_c$  尚未达到稳定状态）与  $L_p = 30.6R$ （此时  $q_c$  已达到稳定状态）两种情况下，主应力的分布模式类似，桩端附近砂土的主应力值较大。与初始应力状态相比，两个时间点的砂土主应力轴均发生了明显的旋转，且旋转方向均朝向桩侧。旋转最剧烈的区域位于接近桩肩的位置；桩侧最大旋转角度接近  $90^\circ$ ，表明土体处于柱孔扩张状态。通过对模拟结果的主应力分布情况分析，可知桩端下方的土体受到强烈的竖向压缩作用，而桩侧土体受到强烈的径向压缩作用，桩端附近的砂土剪切作用最剧烈，与 Guo 等<sup>[16]</sup>的研究结果一致。



(a) 线性坐标



(b) 双对数坐标

图 9  $h/R = 0.5$  处归一化径向应力随  $r/R$  的变化曲线Fig. 9 Normalized radial stress varying with  $r/R$  at  $h/R = 0.5$ 

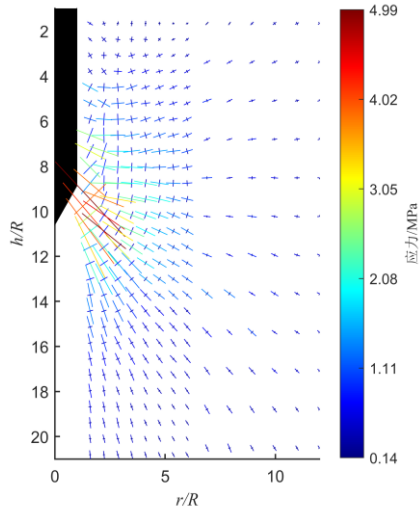
## 4 开口桩沉桩过程分析

### 4.1 土塞效应

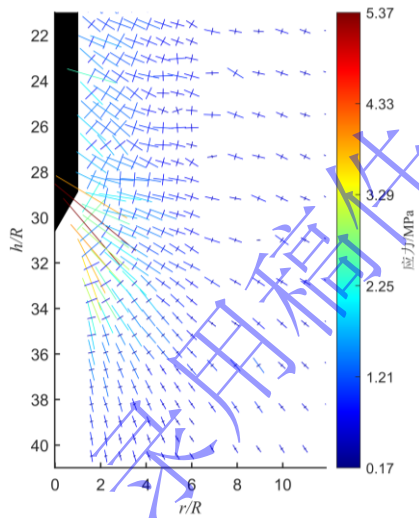
土塞效应与土塞高度的增长密切相关，通常采用两种常用的土塞指数来量化打桩过程中的土塞效应，即土塞率 (Plug Length Ratio, 简称 PLR) 和土塞增长率 (Incremental Filling Ratio, 简称 IFR)<sup>[4]</sup>，分别定义为：

$$\begin{aligned} \text{PLR} &= \frac{h_s}{H} \\ \text{IFR} &= \frac{\Delta h_s}{\Delta H} \end{aligned} \quad (3)$$

式中:  $h_s$  为土塞总高度,  $H$  为桩的总贯入深度;  $\Delta h_s$  为单次贯入下土塞高度变化值;  $\Delta H$  为单次贯入深度。当  $\text{PLR} = 1$  或  $\text{IFR} = 1$  时, 开口桩处于完全非闭塞状态; 当  $0 < \text{IFR} < 1$  时, 开口桩处于部分闭塞状态; 当  $\text{IFR} = 0$  时, 开口桩处于完全闭塞状态。



(a)  $L_p = 10.6R$



(b)  $L_p = 30.6R$

图 10 闭口桩不同贯入深度时砂土的主应力分布

Fig. 10 Distribution of principal stress in sand at varying penetration depths of the closed-ended pile

图 11 给出了土塞高度随贯入深度增加而变化的趋势。当贯入深度小于 0.2 m 时, 两组开口桩的土塞高度增长与贯入深度一致, 表明此时两桩均处于完全非闭塞阶段。随着贯入深度的继续增加,  $P_1$  和  $P_2$  土塞高度仍在持续增长, 但增长速率缓于贯入深度的增长,

显示两桩已进入部分闭塞状态。当贯入深度超过 0.9 m 后,  $P_1$  桩的土塞高度逐渐趋于稳定, 表明  $P_1$  桩接近完全闭塞状态; 而  $P_2$  桩的土塞高度仍在继续发展, 表明其仍保持部分闭塞状态。

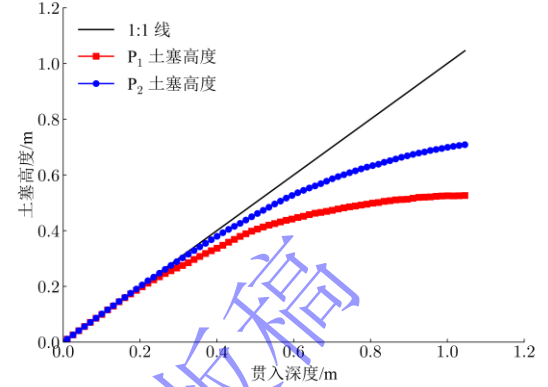


图 11 土塞高度发展

Fig. 11 Development of plug length

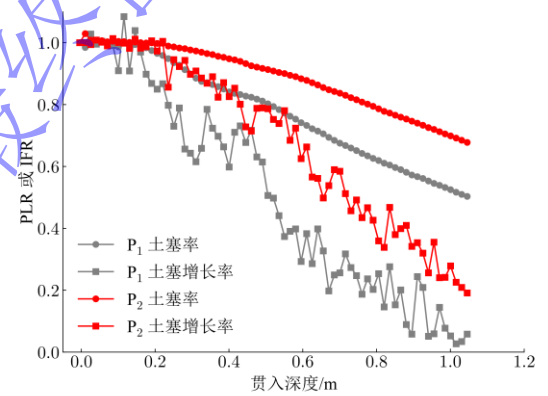


图 12 PLR 和 IFR 随贯入深度的发展

Fig. 12 Development of PLR and IFR with penetration depth

## 4.2 变形特征

为直观探究开口桩贯入对周边土体变形机制的影响, 本研究采用地基土体分层标记法进行预处理。图 13 展示了开口桩贯入 0.6 m 及 1.05 m 时周边土体的位移特征, 结果表明沉桩过程引发明显的土体扰动, 并呈现出随桩径变化而有所差异的土塞效应。在  $P_1$  桩贯入过程中, 桩-土界面外侧出现显著的剪切变形带。对比两个贯入深度, 可见土拱效应随着贯入的进行而逐渐增强。对于  $P_2$  桩, 对比两个贯入深度发现, 桩内壁摩擦作用诱导土体形成上凸的主动应力拱结构, 同时桩端区域产生明显的反向被动拱变形区<sup>[4]</sup>。随着桩径尺寸的增大, 桩内土塞累积高度呈递增趋势, 而相应的土塞效应强度则呈递减规律。



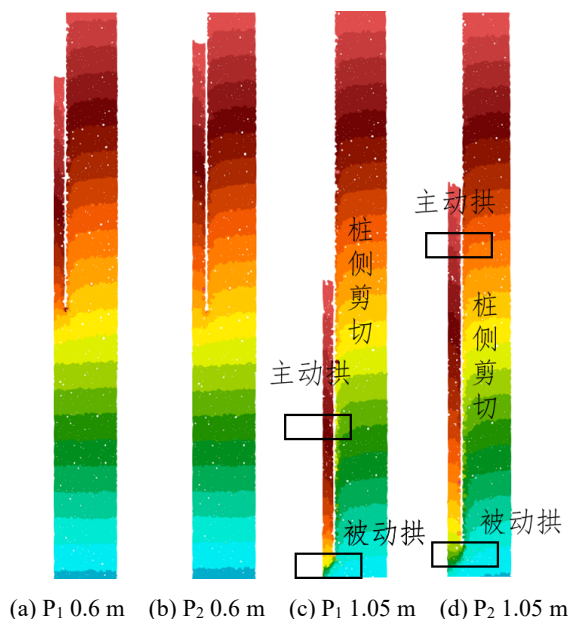


图 13 贯入 0.6 m 和 1.05 m 深度时桩周土体变形特征

Fig. 13 Characteristics of soil deformation around piles at 0.6 m and 1.05 m penetration depths

#### 4.3 沉桩阻力

如图 14 所示, 参考 Sun 等<sup>[27]</sup>的研究, 不对开口桩的闭塞状态进行区分, 开口桩沉桩总阻力  $Q_t$  可分为外摩阻力  $Q_s$  和端阻力  $Q_b$ ; 另外, 考虑土塞对管桩内壁的摩阻力, 总的沉桩阻力  $Q_t$  还可分解为外摩阻力  $Q_s$ 、桩壁的端阻力  $Q_{ann}$  和内摩阻力  $Q_{in}$ 。

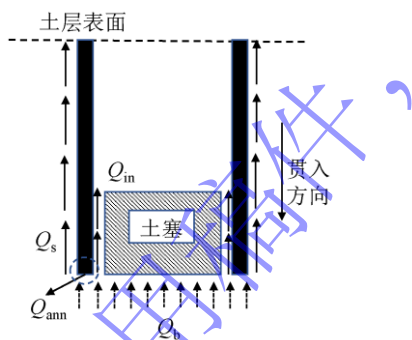


图 14 开口桩沉桩阻力分解示意图

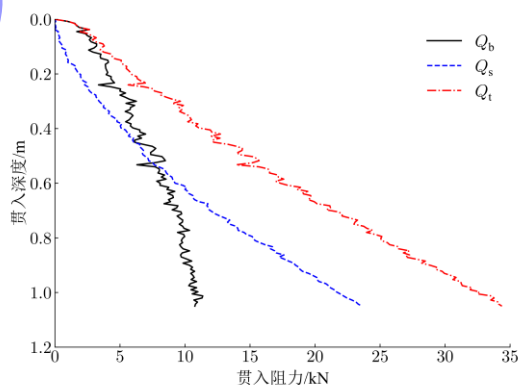
Fig. 14 Decomposition of pile driving resistance

图 15(a)和(b)展示了两组开口桩  $Q_s$  与  $Q_b$  随贯入深度的变化曲线。在初始阶段, 两桩的  $Q_s$  均呈现缓慢增长的趋势, 在深度到达 0.4 m 后逐渐超越  $Q_b$ , 成为承载力的主要贡献部分; 相反,  $Q_b$  在初始阶段增长较快, P1 桩在贯入深度达到 0.8 m 时,  $Q_b$  近乎趋于稳定状态, 增速明显放缓; 而 P2 桩由于尚未到达完全闭塞状态,  $Q_b$  仍持续增长。上述变化趋势与 Paik 等<sup>[10]</sup>在现场试验中观察到的现象吻合。

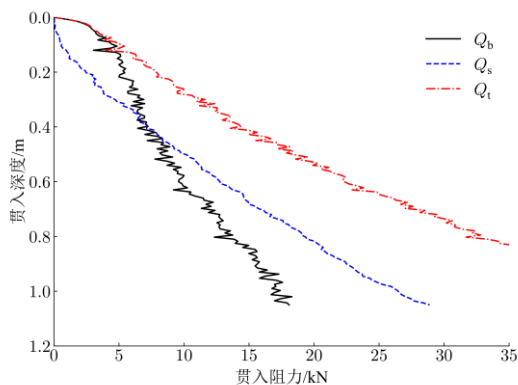
图 15(c)和(d)进一步对比了  $Q_{ann}$ 、 $Q_{in}$  和  $Q_s$  随贯入深度的演化过程。在初期约 0.4 m 贯入深度内, 沉桩

阻力主要由桩壁下方的端阻力  $Q_{ann}$  提供。当贯入深度超过 0.4 m,  $Q_s$  开始逐步超越  $Q_{ann}$ 。随着继续贯入,  $Q_{ann}$  增速减缓, 而内壁摩阻力  $Q_{in}$  有了一定程度的增加, 但其增幅明显低于外壁摩阻力的增长。当贯入到一定深度时, 随着土塞状态逐渐稳定,  $Q_{ann}$  和  $Q_{in}$  也趋于平稳, 而  $Q_s$  则继续增大, 成为开口桩贯入阻力的主导成分。对比图 15(c)与(d)以及图 12, 可以发现内壁摩阻力  $Q_{in}$  在贯入深度小于 0.2 m, 即  $IFR \approx 1$  时, 几乎为 0 (完全非闭塞状态); 而当  $IFR$  下降至 0.6 以下, 对应 P1 和 P2 桩的贯入深度分别超过 0.4 m 和 0.6 m,  $Q_{in}$  出现了明显的增长。上述结果表明,  $IFR$  可作为打入桩承载力设计的重要参数。现场试验中, 准确测量  $IFR$  值存在较大困难, 本文数值方法可作为有效的分析工具, 预测开口桩贯入过程中的  $IFR$  值, 进而预估施工时的土塞效应和沉桩阻力变化趋势。

对比图 15(c)(d)与图 13 可知, 当贯入深度达到 0.6 m 时, 端部被动拱尚未完全形成, 此时内壁摩阻力  $Q_{in}$  处于较小值; 当贯入结束时, 被动拱发育明显, 此时内壁摩阻力  $Q_{in}$  较贯入 0.6 m 时有了进一步增长, 达到较高水平。由此可见, 土拱效应的增强影响了内壁摩阻力的发挥, 二者之间存在较强的关联性。



(a) P1 桩  $Q_b$ 、 $Q_s$  和  $Q_t$  的发展曲线



(b) P2 桩  $Q_b$ 、 $Q_s$  和  $Q_t$  的发展曲线



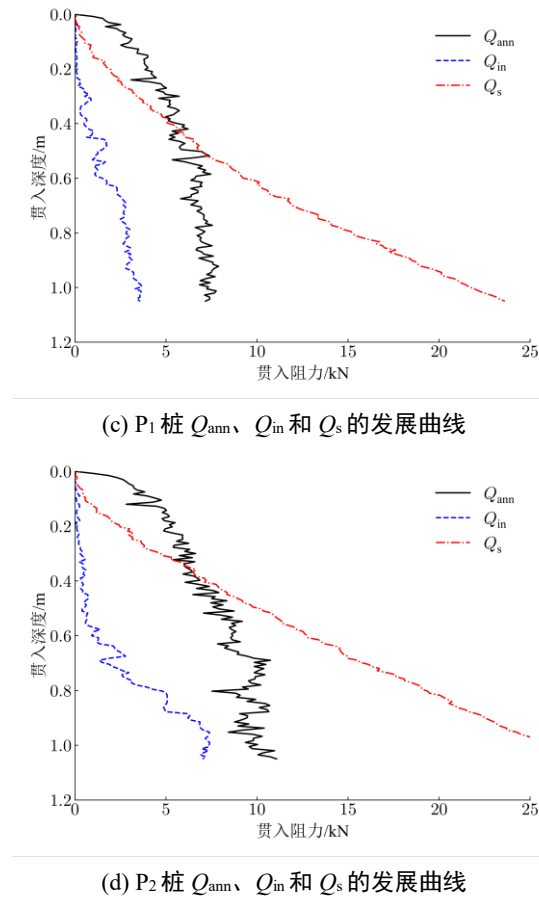


图 15 沉桩阻力各分量随贯入深度的发展曲线

Fig. 15 Development of pile driving resistance components

## 5 结论

本研究基于自主研发的分域耦合有限元-离散元 (FEM-DEM) 多尺度计算平台 GeoTaichi<sup>[19]</sup>, 构建了砂土中闭口与开口桩的贯入数值试验模型。桩周区域采用 DEM, 有效解决了该域内的大变形问题, 并从颗粒尺度精确模拟了砂土在大变形条件下的复杂力学响应。成功复现了 Yang 等<sup>[6]</sup>和 Jardine 等<sup>[7][8]</sup>报道的模型槽试验结果, 得到了闭口桩在静压贯入砂土过程中的桩端阻力及砂土内部应力分布特征。此外, 还模拟了开口桩的贯入过程, 深入揭示了开口桩的土塞效应、土体变形和沉桩阻力。本研究的主要结论如下:

(1) FEM-DEM 耦合方法不仅能有效应对岩土工程中的大变形问题, 且能从颗粒尺度模拟砂土与结构物的相互作用。与纯 DEM 相比, 通过在远离结构物的区域使用 FEM, 显著减少了模拟整个问题域所需的颗粒数量, 从而大幅节省了计算资源和时间。

(2) 通过合理选择模型参数和几何尺寸, 模型可以合理预测闭口桩沉桩过程中的桩端阻力及径向应力的空间分布与演化规律, 为现场试验提供数据补充和

对比验证。研究还发现, 在桩静压贯入砂土过程中, 桩尖区域出现明显的应力集中现象, 且砂土内的应力分布可大致表示为  $h/R$  和  $r/R$  的函数。

(3) 模拟结果进一步揭示了闭口桩砂土中桩端和桩侧附近的主应力分布特征。对于闭口桩, 桩端附近砂土承受强烈的剪切作用, 桩周砂土单元的主应力朝向桩侧旋转。

(4) 开口桩贯入过程中的土塞变化可通过土塞率 (PLR) 和土塞增长率 (IFR) 两个关键参数描述。土塞效应的发挥与贯入过程中土拱效应的逐渐强化密切相关。开口桩内壁摩阻力增强与土拱效应有一定的联系。此外, 开口桩端阻力  $Q_b$  和外壁侧摩阻  $Q_s$  发展过程的显著差异表明, 土塞对开口桩的承载能力具有较大影响。该方法可以合理预测开口桩贯入过程中的 IFR 值, 预估施工时的土塞效应和沉桩阻力变化趋势。

## 参考文献:

- [1] CHOW F C. Investigations into the behavior of displacement piles for offshore foundations[D]. London: Imperial College London, 1997.
- [2] 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.
- [3] JARDINE R, CHOW F, OVERY R, et al. ICP Design Methods for Driven Piles in Sands and Clays[M]. London: Thomas Telford Publishing, 2005.
- [4] 李立辰, 刘 卓, 刘 浩, 等. 考虑土塞效应的开口管桩沉桩与承载全过程离散元分析[J]. 岩土工程学报, 2024, 46(7): 1471-1480. (LI Lichen, LIU Zhuo, LIU Hao, et al. DEM analysis of installation and bearing process of open-ended piles considering plugging effects[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2024, 46(7): 1471-1480. (in Chinese))
- [5] 吴文兵, 蒋国盛, 王奎华, 等. 土塞效应对管桩纵向动力特性的影响研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(6): 1129-1141. (WU Wenbing, JIANG Guosheng, WANG Kuihua, et al. Influence of soil plug effect on vertical dynamic response of pipe piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(6): 1129-1141. (in Chinese))
- [6] 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.
- [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] KO J, JEONG S. Plugging effect of open-ended piles in sandy soil. *Canadian Geotechnical Journal* **52**(5): 535-547.
- [10] PAIK K, SALGADO R. Determination of Bearing Capacity of Open-Ended Piles in Sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2003, **129**(1): 46-57.
- [11] 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.
- [12] 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 Zhongyuan, Yang Zhongxuan, 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. (in Chinese))
- [13] FU S, YANG Z X, JARDINE R J, et al. Large-deformation finite-element simulation of deformation and strain fields resulting from closed-end displacement pile installation in sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2023, **149**(6): 04023038.
- [14] JIANG M J, YU H S, HARRIS D. Discrete element modelling of deep penetration in granular soils[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2006, **30**: 335-361.
- [15] 周健, 崔积弘, 贾敏才, 等. 静力触探试验的离散元数值模拟研究[J]. *岩土工程学报*, 2007, **29**(11): 1604-1610. (ZHOU Jian, CUI Jihong, JIA Mincai, et al. Numerical simulation of cone penetration test by discrete element method[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2007, **29**(11): 1604-1610. (in Chinese))
- [16] GUO N, LIU H F, LI B J, et al. DEM study of the stress fields around the closed-ended displacement pile driven in sand[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2024, **61**(3): 549-561.
- [17] 刘晗帆, 郭宁, 杨仲轩. 砂土中打入桩沉桩过程位移与应变场的三维离散元分析[J]. *地基处理*, 2024, **6**(4): 357-367. (LIU Hanfan, GUO Ning, YANG Zhongxuan. 3D discrete element analysis of displacement and strain fields in sand during pile installation[J]. *Journal of Ground Improvement*, 2024, **6**(4): 357-367. (in Chinese))
- [18] 周健, 陈小亮, 周凯敏, 等. 静压开口管桩沉桩过程模型试验及数值模拟[J]. *岩石力学与工程学报*, 2010, **29**(S2): 3839-3846. (ZHOU Jian, CHEN Xiaoliang, ZHOU Kaimin, et al. Model test and numerical simulation of driving process of open-ended jacked pipe piles[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2010, **29**(S2): 3839-3846. (in Chinese))
- [19] SHI Y H, GUO N, YANG Z X. GeoTaichi: A Taichi-powered high-performance numerical simulator for multiscale geophysical problems[J]. *Computer Physics Communications*, 2024, **301**: 109219.
- [20] XIAO T, GUO N, YANG Z X, et al. Two-dimensional numerical simulation of displacement pile-wall penetration using a coupled discrete element-finite difference method[C]//Offshore Site Investigation Geotechnics 9th International Conference Proceeding. Society for Underwater Technology, 2023, **1652**(1657): 1652-1657.
- [21] CIANTIA M, O'SULLIVAN C, JARDINE R J. Pile penetration in crushable soils: Insights from micromechanical modelling[C]. *Proceedings of 17th European Conf on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (ECSMGE)*, 2019: 298-317.
- [22] SEIF EL DINE B, DUPLA J C, FRANK R, et al. Mechanical characterization of matrix coarse-grained soils with a large-sized triaxial device[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2010, **47**(4): 425-438.
- [23] BOLTON M D, GUI M W, GARNIER J, et al. Centrifuge cone penetration tests in sand[J]. *Géotechnique*, 1999, **49**(4): 543-552.
- [24] ARROYO M, BUTLANSKA J, GENS A, et al. Cone penetration tests in a virtual calibration chamber[J]. *Géotechnique*, 2011, **61**(6): 525-531.
- [25] BUTLANSKA J, ARROYO M, GENS A, et al. Multi-scale analysis of cone penetration test (CPT) in a virtual calibration chamber[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2014, **51**(1): 51-66.
- [26] CHRISTOFFERSEN J, MEHRABADI M M, NEMAT-NASSER S. A micromechanical description of granular material behavior[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1981, **48**(2): 339-344.
- [27] SUN M, YANG Z X, GUO N, et al. Three-dimensional DEM simulation of plugging behaviour of small diameter open-ended model piles penetrating into sand[C]//Offshore Site Investigation Geotechnics 9th International Conference Proceeding. Society for Underwater Technology, 2023, **978**(985): 978-985.