

DOI: 10.11779/CJGE20211512

基于 CFD-DEM 流固耦合方法的吸力锚基础负压沉贯数值模拟

王胤¹, 杨涵¹, 庞子毅¹, 陶奕辰²

(1. 大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024; 2. 中海油研究总院有限责任公司, 北京 100029)

摘要: 吸力锚基础作为一种新型高效的海洋结构物基础形式在海洋工程中得到了广泛应用。对于砂土中的吸力锚沉贯研究, 传统试验或有限元数值模拟存在一定局限性。采用基于离散单元法与计算流体动力学理论 (CFD-DEM) 流固耦合方法对吸力锚在砂土中的吸力贯入过程进行数值模拟分析; 通过与室内物理模型试验、沉贯阻力理论解析计算结果进行对比分析, 验证 CFD-DEM 流固耦合方法的有效性和准确性。进一步地, 从土颗粒微观尺度上深入分析吸力锚在砂土中沉贯特性。数值模拟捕捉到贯入过程中锚内土塞和砂层变化现象, 发现砂层呈现出中间向上凸起的弧状分布, 说明贯入产生挤土效应, 其造成的土体位移和膨胀也是土塞产生的原因。同时模拟得到贯入过程中的超孔隙水压力等势线分布变化情况和锚内砂层水力梯度的变化情况, 证实了砂土中吸力贯入的“安全机制”。最后将数值所得的锚外负压比变化与 Houslyby 和 Byrne 理论模型计算结果进行对比, 得到锚内土体渗透系数随沉贯的变化规律。通过本研究验证, 采用离散元法结合计算流体动力学理论有效地模拟和捕捉吸力锚沉贯过程中的细观土水相互作用、宏观土体变形及渗流场分布等现象, 该方法可作为吸力锚沉贯特性研究的一种有效手段。

关键词: CFD-DEM 耦合方法; 吸力锚; 土塞; 负压沉贯

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2023)02-0384-10

作者简介: 王胤(1982—), 男, 博士, 教授, 主要从事海洋土力学、海洋结构基础及相关流固耦合数值方法的教学和科研工作。E-mail: y.wang@dlut.edu.cn。

Numerical simulation of negative pressure penetration of suction anchor foundation based on CFD-DEM fluid solid coupling method

WANG Yin¹, YANG Han¹, PANG Ziyi¹, TAO Yichen²

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. China National Offshore Oil Research Institute, Beijing 100029, China)

Abstract: As a new-type and efficient marine structure foundation form, the suction anchor is widely used in ocean engineering. However, the traditional laboratory tests and the finite element numerical simulations have limitations in studying the penetration of suction anchors in granular materials such as sand. The fluid-solid coupling method based on the discrete element method and computational fluid dynamics theory (CFD-DEM) is used to numerically simulate the penetration of the suction anchors in sand. The effectiveness and accuracy of the CFD-DEM fluid-solid coupling method are verified by comparing with these of the laboratory suction penetration tests and the theoretical analysis of penetration resistance. The penetration mechanism of the suction anchors in sand is explained from the mesoscopic scale of soil particles. The changes of soil plug and sand layer inside the anchor during the penetration process are obtained, which shows that the sand layer presents a convex arc distribution in the middle, indicating the compaction effects. The soil displacement and expansion caused by the compaction effects are also part of the reasons for the soil heave. Simultaneously, the equipotential distribution of the excess pore water pressure changes and the changes in the hydraulic gradient of the sand layer during the penetration process are simulated, which confirms the "safety mechanism" of suction penetration in the sand. Finally, the change of negative pressure loss ratio is compared with the results of Houslyby and Byrne's theoretical model, and the variation law of permeability coefficient of soil inside the anchor with penetration is obtained. In this study, it is proved that the CFD-DEM is an efficient method to analyze the suction installation of the suction anchors in sand.

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51879035, 51890912); 中央高校基本科研业务费项目 (DUT20JC33); 辽宁省自然科学基金项目 (2020-MS-101)

收稿日期: 2021-12-20

Key words: CFD-DEM coupling method; suction anchor; sand plug; negative pressure penetration

0 引言

吸力锚基础(或称吸力式筒型基础)作为一种新型高效的海洋工程基础形式,因其具有造价较低、施工噪声小、安装简便高效、可回收利用、地质条件适应性强等优势而受到广泛关注,并已应用在油气平台和海上风机建造等工程中^[1]。吸力锚基础形似倒置的水桶,上端封闭,底端开口,锚壁材料多为钢材。其贯入过程分为两部分,先依靠自身重量贯入土体一定深度,再通过锚身顶盖上的抽水孔用泵进行抽吸使锚体内外形成压差,从而产生驱使锚体继续向下贯入的吸力,直至锚体顶部沉贯与土体表面接触,完成贯入过程。吸力锚基础起初多应用于海上油气平台的建设,随着海上风力发电的兴起,该基础形式也逐渐广泛应用于海上风电的系泊锚固或平台基础^[2]。不同于海上油气行业,目前风力发电场的应用仅限于浅海,深度通常小于 60 m,地质条件主要是砂质海床^[3-4]。

相对于黏性土,吸力锚基础在砂土中安装较为复杂。由于砂土是具有高渗透性的颗粒材料,在沉贯过程中锚体内外会产生强渗流。一方面渗流作用下锚内和锚底砂土松动,导致有效应力减小,沉贯阻力减小^[5];另一方面由于锚体内向上的水力梯度可能导致土塞隆起甚至是管涌破坏,从而导致沉贯失败。土塞现象是指由于负压作用导致沉贯过程中锚体内土体表面高于海床表面,进而影响筒型基础最终贯入深度。若最终沉贯深度达不到设计要求则将影响锚形基础的承载力和稳定性^[6],因此土塞现象一直是砂土中吸力锚基础沉贯的研究重点。

对于砂土中吸力锚基础沉贯,国内外学者已有不少研究。李大勇等^[7]针对吸力锚在中粗砂中的负压沉贯进行了模型试验,发现水位和抽吸速度对于沉贯有重要影响,提出了“水塞”现象;陈飞等^[5]对粉砂中吸力锚贯入过程中的锚-土作用机理进行试验研究,发现吸力产生的渗流可以明显减小端阻力与内侧摩阻力;Tran 等^[8]通过离心机模型实验讨论了砂土中吸力式筒型基础沉贯过程中的锚内流率变化以及土塞松动程度;Ragni 等^[9]借助 PIV 技术分析了砂土中锚体贯入导致的周身土体位移以及土体状态变化。

当前对于吸力锚基础沉贯的数值模拟研究大部分是基于有限元方法展开。Zeinoddini 等^[10]通过有限元模型研究砂土中筒型基础沉贯过程,指出贯入速度和锚壁摩擦对于沉贯阻力影响较大;吕阳等^[11]采用拉格朗日-欧拉算法自适应网格技术实现了 ABAQUS 中模拟锚体贯入以及土塞形成;丁红岩等^[12]通过离散元的

方法模拟土塞的产生,得出土塞高度结果较实际值偏大;Chen 等^[13]基于流体动力学和多孔介质渗流理论,通过有限差分方法计算模拟贯入过程,研究负压吸力对于土体应力变化的影响。

由于吸力锚模型试验受限于观察方式和监测手段,虽能还原真实的沉贯和土塞现象,但是难以完整地分析其机理。而砂土作为散体材料,土体呈现非连续结构形态,其运动和受力均属于材料非线性,吸力锚有限元数值模拟难以反映真实的沉贯过程。

鉴于如上问题,本文基于 CFD-DEM 耦合数值方法对砂土中吸力锚基础贯入过程进行模拟。CFD-DEM 流固耦合方法是基于计算流体动力学和离散元理论,把离散的土颗粒在模型场中的运动与碰撞和粒间孔隙中流体的运动通过相间作用力在整个时间序列内耦合起来,从而得到离散体和流场在模拟过程中的完成信息^[14]。因此,CFD-DEM 数值方法特别适合于分析研究岩土工程中离散体在渗流场中的问题。本文首先简要介绍了 CFD-DEM 耦合数值模拟的基本框架和控制方程;随后通过与已有吸力锚贯入试验进行对比,验证该数值方法的有效性和准确性;最后通过该数值方法多角度分析砂土中吸力锚的沉贯过程以及土塞形成的机理。

1 CFD-DEM 流固耦合计算基本原理

CFD-DEM 流固耦合数值方法属于 Euler-Lagrange 欧拉-拉格朗日方法,即视流体为连续体,将颗粒视为离散体,既可以分析探讨颗粒尺度下的土体变形,也可以准确呈现流场的实时变化。

1.1 流场计算方程

对于不可压缩流体,流场的计算主要基于连续方程和动量方程。根据有限体积计算方法,将流体区域划分为网格单元,基于质量守恒定律,即通过某个网格单元的质量净通量等于该网格单元内的质量变化量,导出连续性方程:

$$\frac{\partial(\varepsilon\rho_f)}{\partial t} + \nabla \cdot (\varepsilon\rho_f U^f) = 0 \quad (1)$$

式中: ε 为网格单元内孔隙率; ρ_f 为流体密度; t 为计算时间; U^f 为网格单元流体速度。流体动量控制方程基于牛顿第二定律,即在单位时间内,体积单元内动量的增量等于通过表面流入质量携带的动量、表面应力引起的动量、流体压力引起的动量、颗粒对流体拖曳力引起的动量、各类体积力引起的动量之和。基于局部平均化理论^[15],导出流体的动量控制方程:

$$\frac{\partial(\varepsilon\rho_f U^f)}{\partial t} + \nabla \cdot (\varepsilon\rho_f U^f U^f) - \varepsilon \nabla \cdot (\mu_f \nabla U^f) = -\varepsilon \nabla p - f^{fp} + \varepsilon \rho_f g \quad (2)$$

式中： μ_f 为流体动力黏滞系数； p 为动水压力； f^{fp} 为流体作用在颗粒上的拖曳力； g 为重力加速度。

1.2 颗粒计算方程

传统离散元方法根据牛顿第二定律计算散体材料颗粒的运动，主要考虑颗粒间的相互作用、流体作用力以及各种体积力：

$$m_i \frac{dU_i^p}{dt} = \sum_{j=1}^{n_i^c} F_{ij}^c + F_i^{fp} + F_i^g \quad (3)$$

$$I_i \frac{d\omega_i}{dt} = \sum_{j=1}^{n_i^c} M_{ij} \quad (4)$$

式中： m_i 和 I_i 分别为颗粒 i 的质量和转动惯量； U_i^p 和 ω_i 分别为颗粒 i 的平动速度和角速度； F_i^{fp} 和 F_i^g 分别为流体作用在颗粒 i 上的力以及颗粒 i 自身所受重力； F_{ij}^c 和 M_{ij} 分别为颗粒 i 受到颗粒 j 的接触力和转动力矩力加速度，通过 Hertz-Mindline 非线性粒间接触模型^[16-17]进行确定。

在该模型中，颗粒之间允许发生相互重叠、滑移以及滚动，基于颗粒间重叠量、相对滑移量以及相对滚动量计算粒间接触力和力矩，进而根据牛顿第二运动定律对每个颗粒的速度和位置进行更新。当半径为 R_i 和 R_j 的两个颗粒间距离小于它们的接触距离 $R_i + R_j$ 时，可通过 Hertz-Mindline 非线性粒间接触模型表征颗粒间接触力与变形关系：

$$F = (k_n \delta_{nij} - \gamma_n v_{nij}) + (k_t \delta_{tj} - \gamma_t v_{tj}) \quad (5)$$

式中：第一项指颗粒间法向接触力，第二项为颗粒间切向接触力，每一项分别由一个弹簧力和阻尼力构成。 δ_n 、 δ_t 、 v_n 、 v_t 分别代表法向、切向重叠量及法向切向运动速度， k_n 、 k_t 、 γ_n 、 γ_t 则可通过杨氏模量、泊松比及恢复系数计算所得。

1.3 流体与颗粒间相互作用

流体作用在颗粒上的力 F_i^{fp} 包括拖曳力、浮力以及压差梯度力等，本文模拟中主要考虑拖曳力 F_i^d 和水压梯度力（包含浮力） $F_i^{\nabla p}$ ：

$$F_i^{fp} = F_i^d + F_i^{\nabla p} \quad (6)$$

颗粒堆积体中单个颗粒所受拖曳力计算采用 Felice^[18]由试验拟合的公式：

$$F_i^d = \frac{1}{8} C_{D,Di\text{ Felice}} \rho_f \pi d_p^2 (U^f - U^p) |U^f - U^p| \varepsilon^{1-x} \quad (7)$$

式中： $C_{D,Di\text{ Felice}}$ 为拖曳力系数，其值与雷诺数 Re 有关； d_p 为颗粒粒径； ε^{1-x} 为考虑堆积体中其他颗粒对某颗粒拖曳力的影响提出的修正系数。 $C_{D,Di\text{ Felice}}$ 和

ε^{1-x} 的表达式如下：

$$Re = \frac{\varepsilon \rho_f d_p |U^f - U^p|}{\mu_f} \quad (8)$$

$$C_{D,Di\text{ Felice}} = \left(0.63 + \frac{4.8}{\sqrt{Re}} \right)^2 \quad (9)$$

$$x = 3.7 - 0.65 \exp \left[-\frac{(1.5 - \lg Re)^2}{2} \right] \quad (10)$$

笔者在先前研究^[19]中指出 Felice 模型作为被普遍认可的颗粒与流体拖曳力系数模型，已被大量数值模拟所采用并验证了其对规则球体颗粒的适用性。但该模型未考虑颗粒的不规则形状效应，对于不规则颗粒拖曳力系数的预测能力较差。因此，本文采用先前研究中提出的考虑颗粒不规则形状效应的拖曳力系数模型：

$$C_{D,Wang} = 0.945 \frac{C_{D,sph}}{\psi^{0.641 Re^{0.153}}} Re^{-0.01} \quad (11)$$

$$C_{D,sph} = \frac{24}{Re} (1 + 0.15 Re^{0.687}) + \frac{0.42}{1 + \frac{42500}{Re^{1.16}}} \quad (12)$$

式中， $C_{D,sph}$ 为 Clift 等^[20]提出的球形颗粒拖曳力系数，该模型在全雷诺数 Re 范围下对拖曳力的预测相对最为准确。 ψ 为改良后的形状系数^[21]，其定义为

$$\psi = \frac{A_s}{A_p R_p} \quad (13)$$

式中， A_s 为与颗粒具有相同体积的球体表面积， A_p 为实际颗粒的表面积， R_p 为颗粒二维圆形度。该形状系数考虑了颗粒三维和二维表面形态特征，能对颗粒的不规则形状进行定量描述。将土颗粒形状视作三轴不等椭球体，引入采用 ImageJ 图像处理程序所得的参数^[22]，采用下式确定 A_p ：

$$A_p = \frac{1}{2} \pi \sqrt{l^2 m^2 + m^2 s^2 + l^2 s^2 + \frac{1}{3} (l^2 m s + l m^2 s + l m s^2)} \quad (14)$$

式中， l 、 m 、 s 分别为近似椭球长轴、中轴和短轴的长度。根据大量颗粒沉降试验以及流固耦合数值模拟结构，所获的 $C_{D,Wang}$ 拖曳力系数模型在预测不规则颗粒拖曳力上具有较高的准确性^[23]。

2 CFD-DEM 耦合计算框架与实现

CFD-DEM 数值计算是通过联合两个开源计算程序实现的：颗粒离散元计算软件 LIGGGHTS^[24]和流体动力学计算软件 OpenFOAM^[25]。将颗粒与流体相互作用力作为两相耦合，进行 CFD-DEM 动量交互传递，从而实现流固耦合计算。

CFD-DEM 耦合算法的基本步骤为：①在 DEM 循

环内定位颗粒、识别接触; ②计算颗粒的所有受力; ③求解颗粒运动方程, 获得颗粒速度, 更新颗粒位置; ④重复步骤①~③, 完成 n 次循环计算; ⑤计算 CFD 网格内的孔隙率和颗粒-流体相互作用, 代入 CFD 循环; ⑥求解 Navier-Stokes 方程, 得到流体速度场和压力场; ⑦计算 DEM 颗粒受到的流体作用力 (拖曳力和浮力), 回到步骤②, 完成一次 CFD-DEM 循环。流程图如图 1 所示。

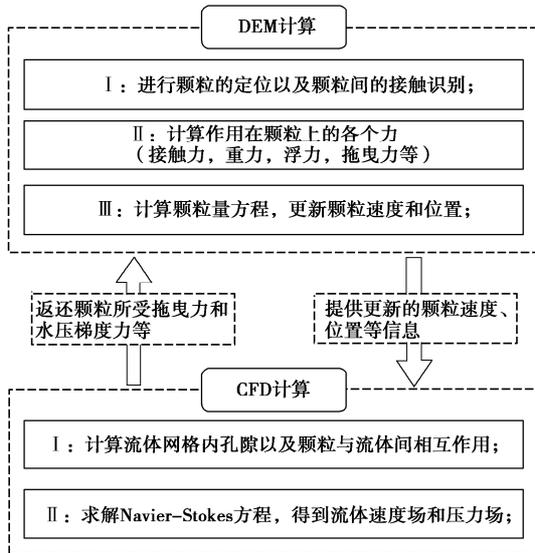


图 1 CFD-DEM 耦合计算流程

Fig. 1 Flow chart of CFD-DEM coupling method

3 吸力锚基础贯入模拟

本节将通过 CFD-DEM 流固耦合方法对已开展的吸力锚贯入模型试验进行数值模拟, 对比验证该数值方法的有效性和准确性。再从多角度分析吸力锚在砂土沉贯过程中的流场及土体的变化。

3.1 数值模型建立

本文通过参照砂土中 1g 模型室内试验^[26]进行模拟, 由于在实际工程砂土中吸力锚长径比接近 1^[27], 本研究选取试验中长径比为 1 的吸力锚试验进行对比, 具体参数如表 1 所示。

表 1 模型试验中吸力锚模型尺寸参数

Table 1 Dimensions of model suction anchor

锚长度 H / mm	内径 D_i / mm	外径 D_o / mm	壁厚 t / mm	长径比
150	150	158	4	1

试验砂土采用的福建标准砂, 颗粒相对质量密度 G_s 为 2.65, 初始孔隙比 e_0 为 0.43, 试验砂土颗粒级配和模拟中所设置砂土的颗粒级配见图 2。流固耦合数值模拟若采用室内试验真实土体颗粒尺寸, 颗粒数量巨大, 将产生极大的计算量, 为提高流固耦合数值模

拟效率, 采用目前离散元模拟普遍使用的策略, 将颗粒粒径以一定比例进行放大, 同时根据前期研究成果与经验^[17, 28], 通过调整离散元颗粒接触模型细观参数降低粒径放大对粒间相互作用所带来的影响。此时模拟区域颗粒总数为 79077 个, 满足现阶段流固耦合模拟计算效率要求。

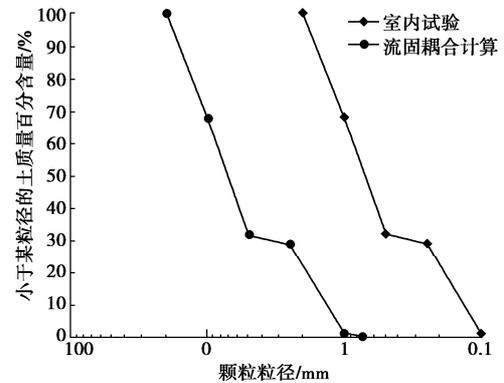


图 2 砂土颗粒级配曲线

Fig. 2 Grain-size distribution curves of sand

在室内模型试验中, 首先将吸力锚缓慢压入模型箱砂土中, 控制初始贯入深度为 $0.23D_i$ 左右, 使锚体全部没于水中。利用空气泵将水气转换锚内的空气抽出进行负压沉贯。当总吸力值大于沉贯过程中受到的土体阻力时, 吸力锚开始下贯; 当吸力锚内部土柱顶面与锚顶盖内侧接触时, 停止沉贯。试验中实时记录沉贯的负压值以及锚内土塞高度与形态变化。按照试验吸力锚模型尺寸和试验工况建立三维流固耦合数值模型, 模拟锚体贯入过程, 如图 3 所示。在数值模型中砂土颗粒密实度与室内试验相同。对流体区域进行离散形成结构化立方体网格。锚体顶部设置负压边界条件以模拟贯入中所施加的负压吸力, 顶部周围则为入流面, 压力值设置为 0 kPa, 保证与顶部面的压差, 从而产生自锚外向锚内的渗流。在离散元计算中, 吸力锚采用三角形网格建模, 将吸力锚壁设置为刚体面并向下运动, 每一个三角形网格视作半径无限大的颗粒, 与颗粒共同运算; 在流体计算中则将锚壁设置为滑移边界条件。在模拟初始阶段, 将吸力锚端部置于砂土表面下 $0.23D_i$ 处, 获得与室内物理模型试验相同的初始贯入深度。为保证足够的计算精度和效率, 设置 DEM 计算步长 $\Delta t_{DEM}=1 \times 10^{-5}$ s; CFD 计算步长为 $\Delta t_{CFD}=1 \times 10^{-3}$ s。流固耦合数值模型中材料及计算具体参数为: ①固体颗粒属性, 砂颗粒密度 ρ_s 为 2650 kg/m³, 砂-砂滑动摩擦 $\mu_{s_{ss}}$ 为 0.84, 砂颗粒杨氏模量 E_s 为 2×10^{10} Pa, 砂-砂壁滑动摩擦 $\mu_{s_{sg}}$ 为 0.155, 锚壁杨氏模量 E_t 为 2×10^7 Pa, 砂-砂滚动摩擦 $\mu_{r_{ss}}$ 为 0.261, 砂颗粒泊松比 ν 为 0.2, 砂-锚壁滚动摩擦 $\mu_{r_{gg}}$

为 0.045, 砂颗粒回弹系数 e_s 为 0.9, 锚壁材料泊松比 ν_g 为 0.25; ②流体属性: 密度 ρ_f 为 1000 kg/m^3 , 动力黏度 μ_f 为 $1 \times 10^{-3} \text{ kg/(cm}\cdot\text{s}^{-1})$; ③计算设置: DEM 时间步长 Δt_{DEM} 为 $1 \times 10^{-5} \text{ s}$, CFD 时间步长 Δt_{CFD} 为 $1 \times 10^{-3} \text{ s}$ 。

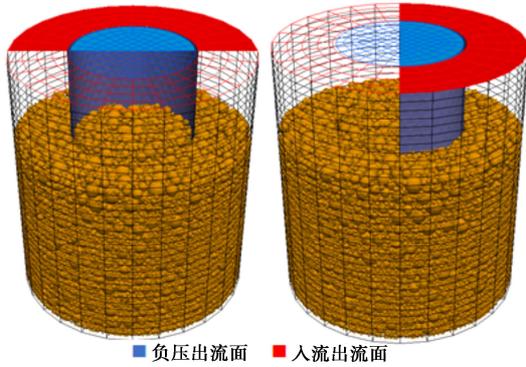


图3 吸力锚贯入数值模型及边界条件

Fig. 3 CFD-DEM model for penetration of suction anchor and boundary conditions

3.2 模拟结果与分析

(1) 贯入过程中沉贯阻力与负压吸力

在数值模型建立过程中, 为提高计算效率, 对颗粒尺寸进行一定比例的放大。与此同时颗粒间孔隙面积增大, 进而增加土体的渗透系数, 因此所需负压吸力值显著低于物理模型试验值。为对照图3中描述的试验条件下所产生的物理现象, 对数值模拟中施加的吸力值经过多次调整。修正后的负压吸力值与相同条件下室内试验施加的负压吸力值如图4所示。由于数值模型选用的吸力值与颗粒尺寸均与模型试验中选用的参数存在较大差异, 此处通过 Houlsby 等理论模型^[29]验证数值模拟的可靠性。

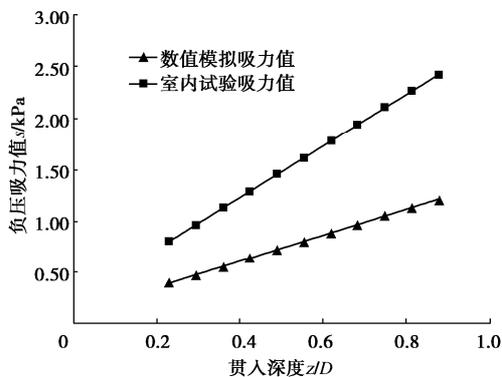


图4 锚体顶部负压吸力值

Fig. 4 Suction values of negative pressure at top of cylinder

锚体沉贯期间, 施加的负压吸力需克服沉贯阻力。当吸力锚即将停止贯入时, 此时吸力锚受到的阻力刚好等于吸力锚自身重力 G 与吸力 S 之和。考虑室内模

型试验环境, 在数值模拟中忽略锚体自身重力, 将锚体初始位置安置在试验贯入深度处 ($z/D=0.23$)。在 Houlsby 等^[29]理论计算模型中, 描述贯入过程的阻力 V_{sc} 与负压吸力 S_{sc} 的平衡方程为

$$s' \frac{(\pi D_i^2)}{4} = \frac{\gamma' h^2}{2} (K \tan \delta)_o (\pi D_o) + \frac{\gamma' h^2}{2} (K \tan \delta)_i (\pi D_i) + (\gamma' h N_q + \gamma' \frac{1}{2} N_\gamma) (\pi D) \quad (15)$$

式中: γ' 为土体有效重度; h 为贯入深度; K 为土压力系数; δ 为锚壁与土体界面摩擦角; N_q, N_γ 为太沙基理论的地基承载力系数, 其值与砂土的内摩擦角有关; $D=(D_o+D_i)/2$; s' 为数值模拟时施加的负压吸力值 (kPa)。式 (15) 左边项为吸力 S_{sc} , 右边项为沉贯阻力 V_{sc} , 分别由内壁阻力、外壁阻力及裙端阻力构成。考虑到沉贯过程中渗流作用对土体的影响, 对锚体进行受力分析, 获得平衡方程为

$$s' \frac{(\pi D_i^2)}{4} = \left(\gamma' + \frac{as}{h} \right) \cdot (K \tan \varphi)_o \cdot Z_o^2 \left[\exp \left(\frac{h}{Z_o} \right) - 1 - \left(\frac{h}{Z_o} \right) \right] + \left(\gamma' + \frac{(1-a)s}{h} \right) \cdot (K \tan \varphi)_i \cdot Z_i^2 \left[\exp \left(\frac{h}{Z_i} \right) - 1 - \left(\frac{h}{Z_i} \right) \right] + \left\{ \left[\gamma' - \frac{(1-a)s}{h} \cdot Z_i \right] \cdot Z_i \left[\exp \left(\frac{h}{Z_i} \right) - 1 \right] \cdot N_q + \gamma' t N_\gamma \right\} \pi D t \quad (16)$$

式中: φ 为锚壁与土之间的摩擦角; Z_o, Z_i 分别为锚外、内壁特征贯入深度; $Z_{o/i}=D_{o/i}/4(K \tan \varphi)$; a 为锚外负压比。

为验证本文数值模拟结果的可靠性, 将数值模拟中所施加的吸力、锚体沉贯阻力的预测值与 Houlsby 等^[29]理论计算的锚体沉贯阻力进行对比。式 (16) 中土压力系数 K 取值范围为 $0.8 \sim 1.85$ ^[30], 本文计算取 $K=0.90$ 。锚土间摩擦角根据室内有机玻璃板与福建标准砂的摩擦试验确定^[31], 本文取 $\varphi=14^\circ$; a 值随数值模拟沉贯过程变化, 其值可根据所设置的水压力边界来确定, 具体取值见 3.2 (4) 节。在离散元模拟中, 吸力锚贯入阻力通过 LIGGGHTS 中锚壁实体网格单元两侧 (即考虑锚壁内、外侧) 所受剪切应力、及端部竖向应力值进行计算。

吸力锚沉贯阻力结果对比如图5所示。图中可见, 在贯入初期理论模型计算的沉贯阻力小于数值模拟预测结果; 而在沉贯后期 ($z/D>0.50$), 理论计算结果超过数值模拟预测值。这是由于理论模型计算中不考虑土压力系数 K 随贯入深度的变化。而在实际中, 土压

力系数 K 将受吸力沉贯及其所引起的渗流影响, 逐渐减小。本文数值模拟的流固耦合计算较好地反映了该渗流引起土压力系数 K 变化的效应。由于数值模拟的负压吸力是根据室内模型试验所预先设置的, 数值模型预测的沉贯阻力与该负压吸力值一致, 说明本文数值模拟的各个沉贯过程达到沉贯受力平衡状态。总体来讲, 本文数值模拟预测的沉贯阻力与理论模型计算结果吻合较好, 说明本文所建立的流固耦合数值模型的可靠性。

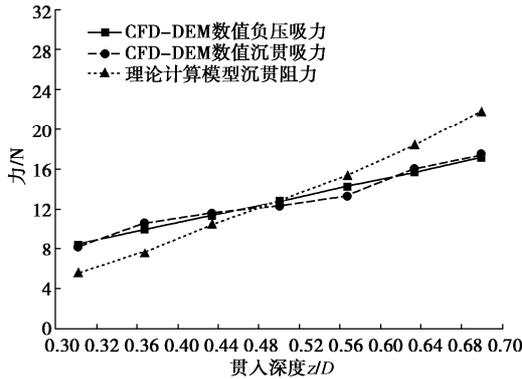


图 5 负压吸力与沉贯阻力值

Fig. 5 Negative pressure suctions and penetration resistances

(2) 土塞形成与砂层变化

图 6 展示了流固耦合模型与渗流试验获得的土塞隆起高度随负压贯入深度的变化情况。在流固耦合数值模拟中, 通过监测锚内土体表面以上一定范围内的砂土最高位置来确定土塞高度, 因此得出的结论存在波动, 但整体趋势以及贯入结束后的最终土塞高度与室内物理模型试验值较一致, 最终土塞高度 h_p 均是 2.5 cm 左右, 土塞率 (即土塞高度与锚长之比) 为 16.7%。可见 CFD-DEM 流固耦合方法在模拟吸力锚沉贯过程具有较好的准确性。值得注意的是, 在贯入初期数值模拟中 ($z/D=0.23\sim 0.3$), 渗流不足以导致锚内土体膨胀松散, 由于锚壁与砂土之间的摩擦力, 致使吸力锚壁周围土体随着锚壁贯入会发生向下位移; 而由于室内模型试验土塞测量精度有限, 难以捕捉到该现象, 因而引起土塞高度的较大差异。该现象在 Houlsby 等^[29]理论中也有所论述。沉贯后期 ($z/D=0.6\sim 0.8$), 由于渗流的充分发展, 土层表面会有部分小颗粒溢出, 导致数值标定的土塞高度相较于实际高度偏高。在室内试验中, 则通过人工采用标尺测量的方式标定土塞高度。由于不同的测量方式从而导致沉贯后期模拟值与试验值存在一定差异。

相较于传统有限元数值方法, 离散元方法可以捕捉锚内土体在吸力贯入过程中所发生的大变形及微观形态变化。如图 7 所示, 将最终贯入深度以上的土体以一定厚度进行分层, 采用不同颜色加以区分, 便

于直观展现贯入中土体运动情况。从图 7 (b), (c), (d) 可见, 在贯入过程中, 锚体外部远离锚壁砂土所受扰动较小, 而锚外贴近锚壁的土体由于摩擦原因, 产生较明显的向下位移出现轻微沉降。

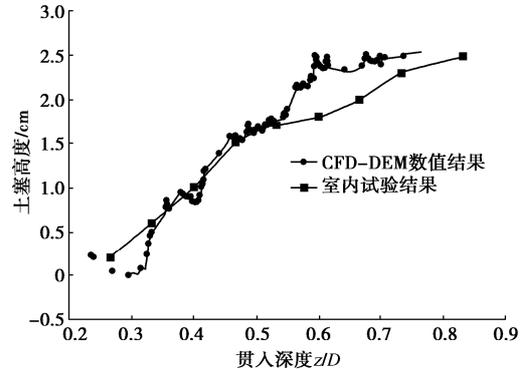


图 6 土塞隆起高度随负压沉贯深度的变化曲线

Fig. 6 Variation of height of soil plug with penetration depth ratio

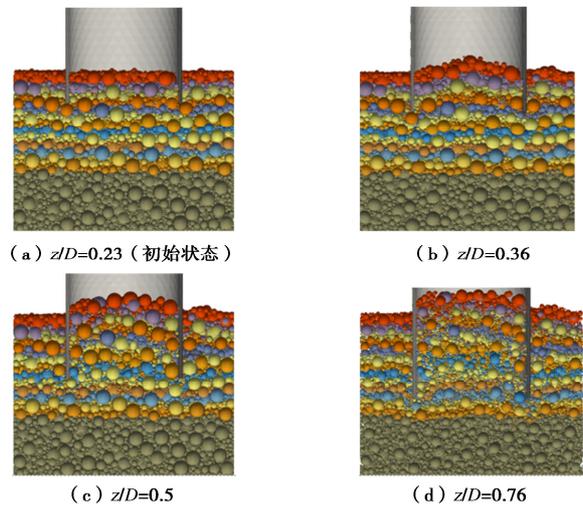


图 7 不同贯入深度处土层变化情况

Fig. 7 Variation of soil layers at different penetration depths

对于锚内土体, 通过土层可以明显看到出现中间向上凸起的弧状分布, 说明锚体贯入向内产生了挤土效应, 土塞的形成不仅是由于渗流所引起锚内土体膨胀, 挤土效应产生的土体位移和膨胀也是一部分原因。值得注意的是, 锚内不同高度处土体变形存在一定差异: 靠近土体表面部分凸起弧度较小, 向下锚内中间部分土层凸起弧度较大, 直到靠近锚底端部的土层凸起弧度又较小。该现象可以解释为: 靠近锚底端部位置的土层受挤土效应较小, 尚未发展成明显弧度; 中间部分土层受到向上渗流作用, 同时存在上覆土压力及锚底端部土压力边界约束, 当锚壁下贯时产生的挤土效应较强, 因此发生较大弧度凸起变形; 表面部分土层远离锚底, 且无上覆应力作用, 形成一定的自由边界, 受向上渗流作用较强, 因此产生较为均匀的渗蚀变形。吕阳等^[11]采用拉格朗日-欧拉算法自适应网格技术实现了 ABAQUS 中模拟锚体贯入以及

土塞形成,得到吸力锚吸力式沉贯所产生的土塞现象,但受限于有限元连续体方法局限性,难以从细观尺度上模拟吸力锚吸力沉贯过程中土体颗粒的运移现象。

如图8所示,在锚体贯入至 $z/D=0.36$ 时,锚内土体部分区域细粒土颗粒发生跃层迁移现象,这与吸力锚贯入物理模型试验中观察到的现象一致。细粒淤积在锚内土体上部可能导致锚体内部土体渗透性与渗流场分布不均匀现象。

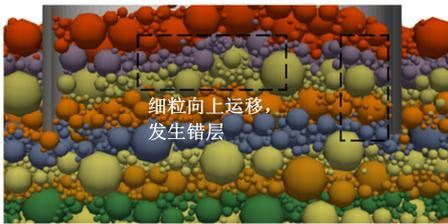


图8 土层中细粒向上运移产生错层现象

Fig. 8 Upward migration of fine particles in soil layer and phenomenon of cross-bedding

(3) 贯入过程流场变化

图9展示了在不同贯入深度处锚体内外水压场分布的变化,注意这里水压表征减去静水压力后的相对值,黑线表示等值线。从图9中可见,随着锚体下贯等值线主要集中在锚内砂土部分以及锚底端部区域,说明这些区域水力梯度较大;锚壁外及锚底端部稍远区域水压力等值线较稀疏,局部位置水压力值接近零,这与姚涛等^[32]进行的筒型基础负压沉贯渗流分析结果一致。根据等值线的密集程度可以判断锚底端部区域产生的渗流速度较高,渗流作用较强,将减小该区域土体的有效压力,从而降低锚体下贯阻力。

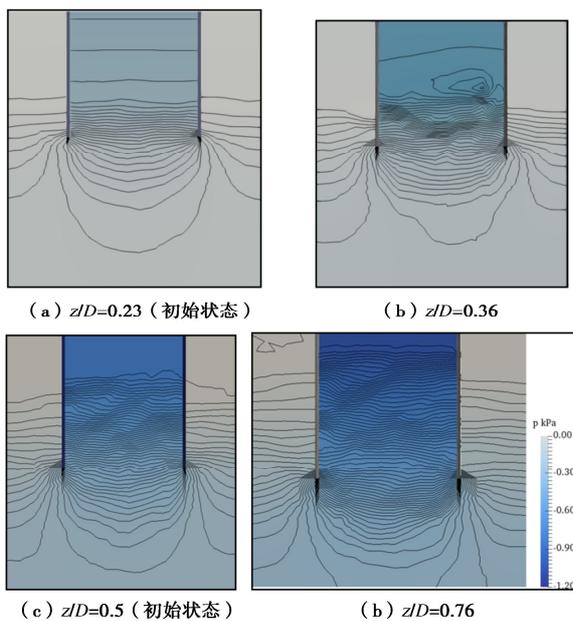


图9 不同贯入深度时的压力等势线分布图

Fig. 9 Distribution of pressure isopotential lines at different penetration depths

图10所示是锚体顶面流量及锚底水平向内流速随贯入深度的变化,可见即便随着沉贯逐渐深入,施加的吸力值不断增加,流速在早期经历快速上升后保持在某一值附近的较平稳状态,这表明贯入过程中锚体土体经历早期迅速膨胀变形后区域稳定,使得渗流场区域较为稳定状态。对比发现锚底端部向内水平方向上的渗流量与锚顶面流量的变化趋势基本一致,这也进一步说明由于锚内土体在后期贯入过程中处于较为松散和渗透性较高的状态,贯穿锚内土体的渗流量保持较为平衡的状态。

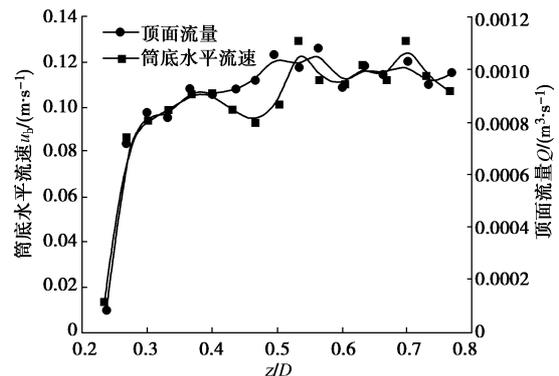


图10 顶面流量 Q 及锚底向内水平流速 u_b 随贯入深度变化

Fig. 10 Variation of flowrate at outlet and horizontal fluid velocity at bottom of bucket during penetration

进一步考察锚内土体中不同深度处的动水压力分布变化情况,选取7个统计砂土层,如图11(a)所示。计算并绘制相邻土层间的水力梯度随贯入深度的变化,如图11(b),(c)所示。从图中可见,上部土层之间(如统计区7-6、6-5、5-4)的水力梯度在沉贯初始阶段会快速增长到较大值,随着沉贯的继续将逐渐减小并趋于稳定,直到贯入结束。较深处的砂层处(如统计区4-3、3-2、2-1)水力梯度则随着贯入缓慢上升,逐渐与上部砂层的状态一致。从空间分布上看,最大的水力梯度产生在锚内砂土部分以及锚底端部区域,随着贯入深度的增加,该区间的位置产生动态变化,与图11(b),(c)描述现象一致,该部分区域受吸力影响较大,此时渗流作用引起土中超孔隙水压力增加,有效应力减小,土体变得松散,锚底端部受到的阻力降低。值得注意的是,砂土的临界水力梯度在 i_{cr} 在1.0左右,而在模拟过程中并没有观察到管涌或是大面积砂沸等现象,这种情况同样反映在室内试验和原位实验中。一种吸力锚砂土中沉贯“安全机制”已得到证实^[6, 26],即锚内土层水力梯度达到临界状态时,锚形基础依然可以安全地沉贯,而不会出现严重的管涌现象。然而,Erbrich等^[33]研究表明,如果锚体沉贯受到诸如岩块等的阻碍,则会导致管涌通道的形成,从而贯入将停止。

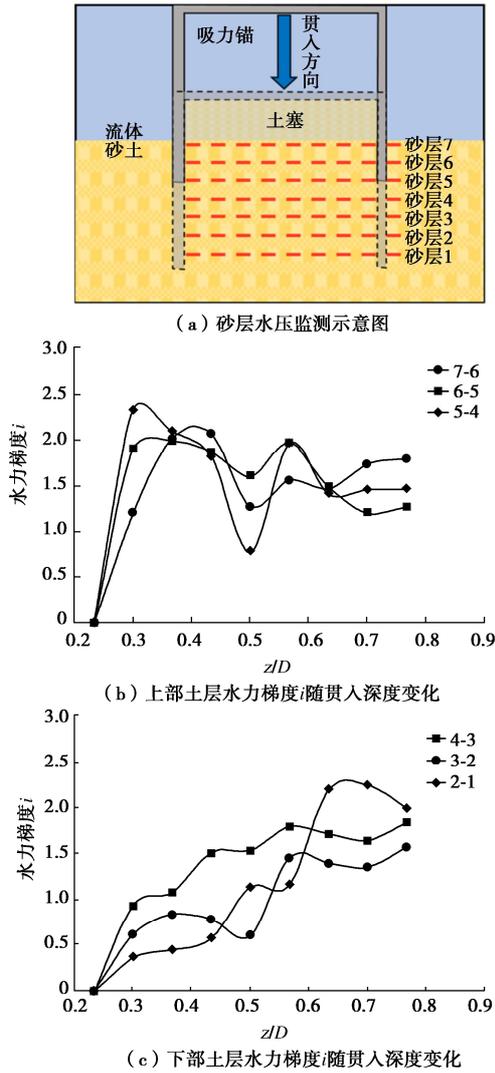


图 11 锚体内砂层水力梯度 i 随贯入深度变化

Fig. 11 Variation of hydraulic gradient of soil layers inside suction bucket during penetration

Ouahid 等^[34]采用有限元方法模拟渗流场的变化, 得出最大渗流梯度极值区域始终集中在筒端部附近, 从而降低筒端部的沉贯阻力, 与本节得结果一致。但该连续体理论方法难以分析土体渗透性随贯入深度增加而变化的规律, 本文采用 CFD-DEM 的方法可较好地分析土体微观结构随沉贯深度改变及其对渗透系数影响规律。

(4) 土体渗透系数变化

当负压沉贯时, 锚内、外土体中负水压降共同组成了整个渗流路径的负压降, 其分配关系对吸力基础沉贯具有很大影响。通常锚内负压引起向上渗流, 降低砂土有效应力, 进而降低沉贯阻力; 而锚外负压会在锚外壁周围土体中产生向下渗流, 增加土体竖向有效应力, 从而增加沉贯阻力。Houlsby 等^[29]发现锚外负压降比 a 与贯入深度 z/D 有关, 并且受锚体内外渗透系数比 k_f 影响, 其关系表达如下:

$$a = \frac{a_1 k_f}{(1-a) + a_1 k_f}, \quad (17)$$

$$a_1 = 0.45 - 0.36 \left[1 - \exp\left(-\frac{z}{0.48D}\right) \right]. \quad (18)$$

在本研究模拟中, 渗流场中水压以相对压力形式表示, 即锚内顶盖面水压设为所施加吸力值 s , 锚外同高度水面处水压力设为 0。因此可以通过监测锚底端部负压 p_b , 计算公式 $a = p_b/s$ 得到锚外负压降占整个渗透路径上负压降之比, 模拟得到的结果如图 11 所示。锚外负压比 a 值随着沉贯深度增加呈现逐渐增大的发展趋势, 进而趋于稳定。采用 Houlsby 等^[29]理论模型, 预测不同锚内外砂土渗透系数比 k_f 条件下锚外负压比 a 随沉贯深度变化情况, 如图 12 所示, 发现本文数值模拟获得的锚外负压比 a 的稳定值介于 $k_f=2$ 和 $k_f=3$ 两种条件下的理论预测值之间, 与前期开展的物理模型试验与理论分析结果较一致^[24, 26]。可推断负压沉贯时, 锚内外砂土渗透系数比发生变化, 从初始沉贯的 1.0 逐渐发展并稳定介于 2.0~3.0。可以得出在贯入初期, 由于施加的负压吸力, 导致细颗粒产生运移现象从而致使土体部分结构发生改变。与此同时锚内渗透系数增加, 水头差消耗减少, 从而引起这种现象。也进一步验证了在吸力锚沉贯过程中, 为了减少渗流对于土体整体结构的影响, 在贯入过程中需严格控制负压吸力值的施加。

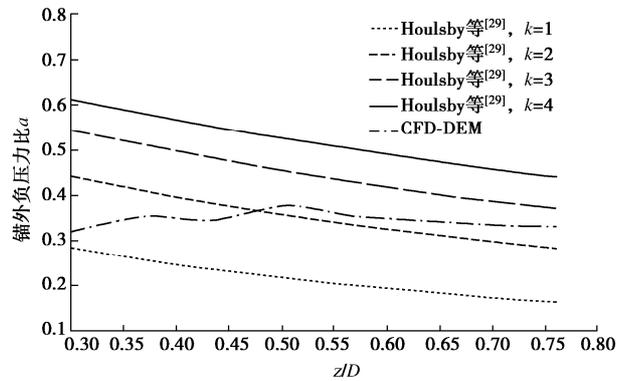


图 12 锚外负压比随沉贯深度变化曲线

Fig. 12 Variation of negative pressure loss ratio outside bucket during penetration

4 结 论

本文通过 CFD-DEM 流固耦合数值方法对吸力式筒型基础在砂土中负压沉贯过程进行了模拟研究, 从微观角度解释了砂土中吸力锚的沉贯机理, 同时分析了贯入过程中流场与土体变化, 得到如下结论。

(1) 数值模拟过程中施加的负压吸力值以及预测的沉贯阻力值, 与 Houlsby 等^[29]理论模型计算结果吻合较好, 验证了流固数值模拟的可靠性和合理性。

(2) 依据已有的室内 1g 吸力锚模型试验的建立对应的流固耦合数值模型, 两者土塞变化结果具有高度一致性, 说明 CFD-DEM 流固耦合数值方法在模拟吸力锚沉贯上具备有效性和准确性。

(3) 通过监测锚内流场水压分布变化, 发现由顶部负压产生的水头差大部分消耗在锚内, 锚壁外及离锚端部稍远的区域消耗极少。根据等势线的密集程度可以发现渗流速度最快的部分发生在锚端附近, 这将减小锚端土体有效压力从而减小贯入阻力。

(4) 由于负压锚内向上渗流的产生, 砂土结构变得松散, 体积膨胀, 形成“土塞”现象。通过将砂土分层标记并追踪, 锚内砂层明显呈现出中间向上凸起的弧状分布, 说明锚体贯入向内产生了挤土效应, 挤土效应产生的土体位移和膨胀也是一部分原因。

(5) 吸力锚内土体受挤土效应和向上渗流共同作用, 靠近土体表面部分凸起弧度较小, 向下锚内中间部分土层凸起弧度较大, 直到靠近锚底部分的土层凸起弧度不明显。

(6) 将数值模拟获得的锚外负压比 a 随沉贯深度变化与 Houlsby 等^[29]理论模型锚外负压值对比, 获得锚内外土体渗透系数随沉贯变化规律, 确定其最终稳定在 2.0~3.0。

参考文献:

- [1] 鲁晓兵, 郑哲敏, 张金来. 海洋平台吸力式基础的研究与进展[J]. 力学进展, 2003, **33**(1): 27-40. (LU Xiaobing, ZHENG Zhemin, ZHANG Jinlai. Progress in the study on the bucket foundations of offshore platform[J]. Advances in Mechanics, 2003, **33**(1): 27-40. (in Chinese))
- [2] BYRNE B, HOULSBY G, MARTIN C, et al. Suction caisson foundations for offshore wind turbines[J]. Wind Engineering, 2002, **26**(3): 145-155.
- [3] SHONBERG A, HARTE M, AGHAKOUCHAK A, et al. Suction bucket jackets for offshore wind turbines: applications from in situ observations[C]// Proceedings of TC 209 Workshop – 19th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Seoul, 2017.
- [4] STURM H. Design aspects of suction caissons for offshore wind turbine foundations[C]// Proceedings of TC 209 Workshop – International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Seoul, 2017.
- [5] 陈飞, 练继建, 马煜祥, 等. 粉砂中筒型基础沉贯过程筒-土作用机理试验研究[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(4): 683-691. (CHEN Fei, LIAN Jijian, MA Yuxiang, et al. Model tests on bucket-soil interaction during installation of bucket foundation in silt sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(4): 683-691. (in Chinese))
- [6] 王胤, 朱兴运, 杨庆. 考虑砂土渗透性变化的吸力锚沉贯及土塞特性研究[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(1): 184-190. (WANG Yin, ZHU Xingyun, YANG Qing. Installation of suction caissons and formation of soil plug considering variation of permeability of sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(1): 184-190. (in Chinese))
- [7] 李大勇, 张雨坤, 高玉峰, 等. 中粗砂中吸力锚的负压沉贯模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(12): 2277-2283. (LI Dayong, ZHANG Yukun, GAO Yufeng, et al. Model tests on penetration of suction anchors in medium-coarse sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(12): 2277-2283. (in Chinese))
- [8] TRAN M N, RANDOLPH M F, AIREY D W. Study of seepage flow and sand plug loosening in installation of suction caissons in sand[C]// Proceedings of The Fifteenth International Offshore and Polar Engineering Conference. Korea, 2005.
- [9] RAGNI R, BIENEN B, STANIER S, et al. Observations during suction bucket installation in sand[J]. International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, 2020, **20**(3): 132-149.
- [10] ZEINODDINI M, MOUSAVI S A, ABDI M R. Simulation of suction caisson penetration in seabed using an adaptive mesh technique[J]. Procedia Engineering, 2011, **14**: 1721-1728.
- [11] 吕阳, 王胤, 杨庆. 吸力式筒形基础沉贯过程的大变形有限元模拟[J]. 岩土力学, 2015, **36**(12): 3615-3624. (LÜ Yang, WANG Yin, YANG Qing. Large deformation finite element simulation of suction bucket foundation during penetration[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(12): 3615-3624. (in Chinese))
- [12] 丁红岩, 韩雪松, 张浦阳, 等. 离散元法模拟吸力锚施工中生成的土塞研究[J]. 海洋技术, 2004, **23**(1): 52-56. (DING Hongyan, HAN Xuesong, ZHANG Puyang, et al. The simulation of soil plug formed in constructing of suction anchor by discrete element method[J]. Ocean Technology, 2004, **23**(1): 52-56. (in Chinese))
- [13] CHEN B F, HUANG T T. On fluid-filled mixture model for suction pile foundation analysis[J]. Ocean Engineering, 2019, **188**: 106306.
- [14] 王胤, 艾军, 杨庆. 考虑粒间滚动阻力的 CFD-DEM 流-固耦合数值模拟方法[J]. 岩土力学, 2017, **38**(6):

- 1771-1780. (WANG Yin, AI Jun, YANG Qing. A CFD-DEM coupled method incorporating soil inter-particle rolling resistance[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2017, **38**(6): 1771-1780. (in Chinese))
- [15] ANDERSON T B, JACKSON R. Fluid mechanical description of fluidized beds. equations of motion[J]. *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals*, 1967, **6**(4): 527-539.
- [16] AI J, CHEN J F, ROTTER J M, et al. Assessment of rolling resistance models in discrete element simulations[J]. *Powder Technology*, 2011, **206**(3): 269-282.
- [17] CHENG K, WANG Y, YANG Q, et al. Determination of microscopic parameters of quartz sand through tri-axial test using the discrete element method[J]. *Computers and Geotechnics*, 2017, **92**: 22-40.
- [18] DI FELICE R. The voidage function for fluid-particle interaction systems[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 1994, **20**(1): 153-159.
- [19] WANG Y, ZHOU L X, YANG Q. Hydro-mechanical analysis of calcareous sand with a new shape-dependent fluid-particle drag model integrated into CFD-DEM coupling program[J]. *Powder Technology*, 2019, **344**: 108-120.
- [20] CLIFT R, GAUVIN W H. Motion of entrained particles in gas streams[J]. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1971, **49**(4): 439-448.
- [21] WADELL H. The coefficient of resistance as a function of Reynolds number for solids of various shapes[J]. *Journal of the Franklin Institute*, 1934, **217**(4): 459-490.
- [22] 吴野. 天然岩土颗粒材料液体中拖曳力系数试验研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2017. (WU Ye. Experimental Study on the Drag Force Coefficient of Natural Geotechnical Particle Materials in the Liquid[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2017. (in Chinese))
- [23] 王胤, 周令新, 杨庆. 基于不规则钙质砂颗粒发展的拖曳力系数模型及其在细观流固耦合数值模拟中应用[J]. *岩土力学*, 2019, **40**(5): 2009-2015. (WANG Yin, ZHOU Lingxin, YANG Qing. New drag coefficient model for irregular calcareous sand particles and its application into fluid-particle coupling simulation[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2019, **40**(5): 2009-2015. (in Chinese))
- [24] KLOSS C, GONIVA C L. A new open source discrete element simulation software[C]//Proceedings of 5th international conference on discrete element methods.
- [25] CHRISTOPHER J G. The Open Source CFD Toolbox[R]. Paris: OpenCFD Ltd, 2009.
- [26] 朱兴运. 吸力锚基础负压沉贯阻力及土塞形成机理研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2018. (ZHU Xingyun. Research on Penetration Resistance and Formation Mechanism of Soil Plug during Suction Anchor Installation[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2018. (in Chinese))
- [27] TJELTA T. The suction foundation technology[C]//Proceedings of the Third International Symposium Frontiers in Offshore Geotechnics, Oslo, 2015.
- [28] WANG Y, CHENG K, YANG Y F, et al. Microscopic mechanical analysis of sand production using a new arbitrary resolved-unresolved CFD-DEM model[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2022, **149**: 103979.
- [29] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caissons in sand[J]. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Geotechnical Engineering*, 2005, **158**(3): 135-144.
- [30] ANDERSEN K H, JOSTAD H P, DYVIK R. Penetration resistance of offshore skirted foundations and anchors in dense sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2008, **134**(1): 106-116.
- [31] GONZÁLEZ-MONTELLANO C, FUENTES J M, AYUGA-TÉLLEZ E, et al. Determination of the mechanical properties of maize grains and olives required for use in DEM simulations[J]. *Journal of Food Engineering*, 2012, **111**(4): 553-562.
- [32] 姚涛, 余建星, 李志刚, 等. 筒型基础贯入过程中的渗流分析[J]. *海岸工程*, 2012, **31**(1): 8-15. (YAO Tao, YU Jianxing, LI Zhigang, et al. Analysis of seepage field in the penetration of bucket foundation[J]. *Coastal Engineering*, 2012, **31**(1): 8-15. (in Chinese))
- [33] ERBRICH C T, TJELTA T I. Installation of bucket foundations and suction caissons in sand-geotechnical performance[C]//Proceedings of the 31th Annual Offshore Technology Conference. Texas, 1999.
- [34] HARIRECHE O, MEHRAVAR M, ALANI A M. Suction caisson installation in sand with isotropic permeability varying with depth[J]. *Applied Ocean Research*, 2013, **43**: 256-263.