

DOI: 10.16285/j.rsm.2017.S2.046

易破碎砂土地基中“平底桩”贯入数值模拟分析

吴则祥^{1,2}, 金银富², 季 慧¹, 尹振宇^{1,2,3,4}

(1. 上海交通大学 土木工程系, 上海 200240; 2. 南特中央理工大学 土木工程系, 法国 南特 44300;
3. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092; 4. 同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092)

摘 要: 桩在贯入砂土地基时所产生的高应力会引起桩周砂土的破碎, 在易破碎砂土地基中更为严重。砂土破碎会引起桩基承载力的降低, 严重地会导致基础结构物失稳甚至倒塌破坏。针对平底桩贯入易破碎砂土地基所产生的上述问题, 引入新近提出的砂土颗粒破碎本构模型, 结合耦合欧拉-拉格朗日(CEL)方法在处理大变形计算上的优势, 对平底桩贯入过程进行了数值模拟研究。首先, 根据 Dog's bay 钙质砂的三轴剪切试验结果, 确定了砂土破碎模型的模型参数。然后, 采用 CEL 方法对平底桩贯入 Dog's bay 钙质砂的离心机试验进行了模拟, 模拟结果与试验测量结果吻合, 表明所提出的平底桩贯入易破碎砂土地基的模拟方法的有效性和可行性, 砂土破碎可明显降低桩基的承载能力。研究结果可为桩基贯入易破碎砂土地基提供设计和施工依据。

关 键 词: 桩; 颗粒破碎; 本构模型; 耦合欧拉-拉格朗日法(CEL); 承载力; 砂土

中图分类号: TU473

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598(2017)增2-0330-07

Numerical simulation analysis of flat bottom pile driven into foundation of easily crushable sand

WU Ze-xiang^{1,2}, JIN Yin-fu², JI Hui¹, YIN Zhen-yu^{1,2,3,4}

(1. Department of Civil Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China; 2. Department of Civil Engineering, Ecole Centrale de Nantes, Nantes 44300, France; 3. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 4. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The high-stress level caused by the pile driving can result in grain breakage of sand around the pile, which is more serious for the very easily crushable sand. The grain breakage will lead to the reduction of pile bearing capacity, which can result in the instability of foundation structures even collapse. In this paper, a numerical simulation analysis to investigate the problem of the pile driving into the foundation of very easily crushable sand is performed by adopting a newly developed sand breakage model combining with the Coupled Eulerian-Lagrangian(CEL) method. The model parameters are first calibrated and validated through simulating a series of triaxial tests of Dog's bay carbonate sand. Then, the centrifuge pile driving tests performed on Dog's bay carbonate sand are simulated by using the CEL technique. The simulated results have a good agreement with the experimental measurements, which demonstrates that the adopted breakage model associating with the CEL for solving the pile driving is effective and feasible. All the comparisons indicate that the bearing capacity of the pile is significantly decreased due to the grain breakage. The results are helpful for the design and construction of the pile driving into the foundation of very easily crushable sand.

Keywords: pile; grain breakage; constitutive model; Coupled Eulerian Lagrangian(CEL); bearing capacity; sand

1 引 言

桩基作为最常见的深基础被广泛用做高层建筑、桥梁、近海结构平台、海上风机以及其他重要结构物的基础^[1]。常见的桩基施工方法有锤击, 即采用静压或者锤击的方式将桩打入到地基土中, 也

有先钻孔后灌注的方法, 尤其在施工近海平台以及其他结构物时, 通常采用能量锤将钢管桩基打入海床中。由于海洋环境的特殊状态, 某些海域的海床通常会存在一定厚度的易破碎钙质砂土层, 桩贯入这些易破碎砂土层的过程中由桩贯入所带来的高应力, 势必会导致砂土颗粒的破碎^[2-7]。颗粒破碎有可

收稿日期: 2017-04-25

第一作者简介: 吴则祥, 男, 1987 年生, 博士研究生, 主要从事岩土大变形计算等方面的研究。

通讯作者: 季慧, 女, 1976 年生, 博士, 主要从事岩土实验及数值等方面的研究。E-mail: jihui_v@hotmail.com

能导致桩基承载力的降低, 使结构出现过位移, 导致结构失稳甚至出现倒塌等事故。目前桩贯入砂土的设计和施工未考虑颗粒破碎影响, 有必要对颗粒破碎对桩贯入砂土的影响进行深入的研究。

数值模拟是一种高效可靠的分析方法, 被广泛应用于分析土-结构的相互作用问题, 也在桩贯入土体的分析中得到了广泛的应用^[5, 8-12]。大多数的数值模拟并没有考虑颗粒破碎的影响, 计算结果被高估, 不能准确地计算出桩的极限承载力。在数值计算中引入可以考虑颗粒破碎影响的砂土本构模型是一个不错的选择, 可以有效地得到颗粒破碎对桩基承载力的影响。

桩贯入过程会使桩周的土体产生较大的挤压位移, 按经典的隐式算法计算时会产生数值奇异, 并导致计算程序不收敛, 难以实现对桩贯入的全过程模拟。针对非线性大变形的计算, 常见的分析方法有任意拉格朗日-欧拉 (Arbitrary Lagrangian-Eulerian, 简称 ALE) 方法、耦合欧拉-拉格朗日 (Coupled Eulerian-Lagrangian, 简称 CEL) 方法以及其他无网格计算方法。CEL 作为一种处理大变形计算有效方法得到了广泛应用^[13-17], Hammann^[13]通过对比分析 IMPLICIT、EXPLICIT 和 CEL 三种技术对桩的贯入试验, 认为 CEL 技术在计算大变形问题的优越性。

本文采用 CEL 技术结合考虑颗粒破碎的砂土本构模型对桩贯入易破碎砂土进行数值模拟, 分析颗粒破碎对桩基承载力的影响。首先, 基于 ABAQUS 强大的二次开发功能, 利用提供的 VUMAT 接口, 将考虑破碎的临界状态本构模型 (SIMSAND-Br) 作为用户自定义材料导入到 ABAQUS 的分析模块中。然后, 通过 Dog's bay 钙质砂的三轴剪切试验结果确定砂土破碎模型的模型参数, 采用 CEL 方法对平底桩贯入 Dog's bay 钙质砂的离心机试验进行了全过程模拟, 并分析砂土颗粒破碎对桩端承载力的影响。

2 ABAQUS/CEL 方法简介

2.1 耦合欧拉-拉格朗日方法

有限元描述网格单元运动常见的基本方法有拉格朗日法和欧拉法^[18]。拉格朗日法常用与解决小变形问题, 源于固体力学, 当网格单元运动时网格的节点跟随材料一起变形, 如图 1(a)所示。欧拉法常用于解决大变形问题, 源于流体力学, 在网格单元运动时网格节点固定不动, 材料在网格内部流动, 如图 1(b)所示。对于拉格朗日网格通过材料跟踪网

格节点的运动, 能准确地模拟材料的边界运动, 但材料发生大变形时网格会发生扭曲, 导致计算过程中出现不收敛问题。对于欧拉网格, 材料发生大变形的同时网格节点形状不变, 能很好地保持计算的收敛性, 但当模型含有多种材料时容易发生数值扩散, 导致不能精确地计算模型的边界信息。对于岩土工程的土-结构相互作用问题, 若对结构实体采用拉格朗日划分, 土体采用欧拉网格划分, 这种耦合拉格朗日-欧拉法可以结合两种方法的优点并解决了边界和大变形问题。在 CEL 方法中, 欧拉体积分子 (eulerian volume fraction, EVF) 表示材料在单元中的填充程度, $EVF = 1$ 时欧拉单元完全填充, $EVF = 0$ 时欧拉单元中无材料。欧拉网格和拉格朗日网格之间的约束通过罚函数的近似方法进行耦合。

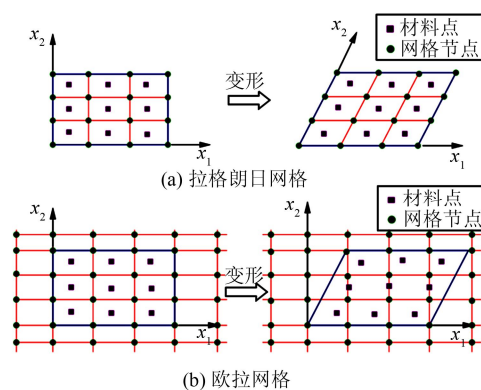


图 1 拉格朗日网格法和欧拉网格法的变形分析
Fig.1 Deformation analysis of Lagrangian mesh method and Eulerian mesh method

2.2 ABAQUS 时间差分算法

ABAQUS/EXPLICIT^[18]采用基于动态显示算法的中心差分方法求解显示运动方程, 在时间段开始时程序求解动力平衡方程, 即用节点的质量刚度矩阵 M 乘以节点的加速度 $\ddot{u}$ 等于节点的合力(外力 P 和单元内力 I 的差值):

$$M\ddot{u} = P - I \quad (1)$$

当前时间段开始时(t 时刻)的加速度:

$$\ddot{u}_{(t)} = (M)^{-1} (P - I)_{(t)} \quad (2)$$

因为显式算法采用的是一个对角或者块状的质量矩阵, 求解节点的加速度不很麻烦, 不必同时求解联立方程。任何节点的加速度仅取决于节点的质量和作用在节点的力, 致使节点的计算成本很低。

如图 2 所示, 节点的速度由中心差分法的时间积分得到, 即假定加速度为常数以求得速度的变化, 用这个速度的变化值加上前一时间段的中心时

间的速度确定当前时间段的中心时间速度:

$$\dot{u}_{\left(t+\frac{\Delta t}{2}\right)} = \dot{u}_{\left(t-\frac{\Delta t}{2}\right)} + \frac{(\Delta t_{(t+\Delta t)} + \Delta t_{(t)})}{2} \ddot{u}_{(t)} \quad (3)$$

速度沿时间积分的结果加上此前时间段开始的位移, 即可确定时间段结束的位移:

$$u_{(t+\Delta t)} = u_{(t)} + \dot{u}_{\left(t+\frac{\Delta t}{2}\right)} \Delta t_{(t+\Delta t)} \quad (4)$$

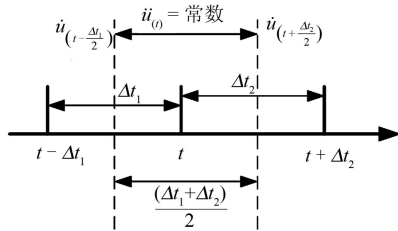


图2 时间中心差分法积分定义

Fig.2 Definition of central difference time integration

在时间段的开始时就提供了满足动力学平衡条件的加速度, 加速度已知时可以通过时间积分得到速度, 进而得到位移。所谓‘显式’是指时间段结束时的状态取决于时间段开始的位移、速度和加速度。为了得到时间段内恒定的加速度, 时间积分步需要比较小, 以保证加速度在时间段内是常数。

3 砂土破碎模型和 ABAQUS 二次开发

3.1 砂土临界状态破碎模型

本文选用 Hu 等^[19]、尹振宇等^[20]和 Yin 等 (2016 年)^[21]提的考虑颗粒破碎的砂土临界状态本构模型, 简称“SIMSAND-Br”, 根据弹塑性理论, 总应变增量由弹性应变增量和塑性应变增量组成:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^p \quad (5)$$

式中: 上标 e、p 分别表示总应变增量的弹性和塑性部分。

根据胡克定律, 弹性部分为

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \frac{1+\nu}{3K(1-2\nu)} \sigma'_{ij} - \frac{\nu}{3K(1-2\nu)} \sigma'_{kk} \delta_{ij} \quad (6)$$

$$K = K_0 p_{at} \frac{(2.97 - e)^2}{(1 + e)} \left(\frac{p'}{p_{at}} \right)^\zeta \quad (7)$$

式中: K_0 、 ζ 为弹性参数; ν 为泊松比; p' 为平均有效应力; p_{at} 为一个标准大气压 ($p_{at} = 101.3$ kPa); e 为孔隙比; σ'_{ij} 为应力张量; σ'_{kk} 为法向应力分量之和; δ_{ij} 为克朗内克(Kronecker)符号。

颗粒破碎本构采用双屈服面, 包括剪切屈服面 f_1 和压缩屈服面 f_2 。塑性应变增量表示为

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\varepsilon}_{ij}^{p1} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{p2} = d\lambda_1 \frac{\partial g_1}{\partial \sigma'_{ij}} + d\lambda_2 \frac{\partial g_2}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (8)$$

式中: λ 为塑性乘子; g 为塑性势函数; 上标 1、2 分别代表剪切部分和压缩部分。对于任意一部分的屈服函数 $f < 0$, 所对应的塑性乘子等于 0。

剪切屈服准则 f_1 可表示为

$$f_1 = \frac{q}{p'} - \frac{M_p \varepsilon_d^p}{(M_p p') / (G_p G) + \varepsilon_d^p} = 0 \quad (9)$$

式中: ε_d^p 为塑形偏应变, 为硬化变量; q 为偏应变; G_p 为相对塑形刚度的硬化速率; G 为剪切模量; M_p 为峰值强度时的应力水平, 可以表示为如下含有峰值摩擦角的函数:

$$M_p = 6 \sin \phi_p / (3 - \sin \phi_p) \quad (10)$$

式中其他符号意义同前。

剪切屈服面采用非相关联流动法则, 塑形势函数为

$$g_1 = \frac{q}{M_{pt} p'} + \ln p' \quad (11)$$

塑形势函数的偏导公式为

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial g_1}{\partial \sigma'_{ij}} &= \frac{\partial g_1}{\partial p'} \frac{\partial p'}{\partial \sigma'_{ij}} + \frac{\partial g_1}{\partial s_{ij}} \frac{\partial s_{ij}}{\partial \sigma'_{ij}} \\ \frac{\partial g_1}{\partial p'} &= A_d \left(M_{pt} - \frac{q}{p'} \right) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式中: A_d 为剪胀参数; M_{pt} 为相变线的斜率:

$$M_{pt} = 6 \sin \phi_{pt} / (3 - \sin \phi_{pt}) \quad (13)$$

ϕ_{pt} 为剪胀角。

峰值摩擦角 ϕ_p 和相变摩擦角 ϕ_{pt} 关联与临界状态摩擦角 ϕ_u 和临界状态孔隙比 e_c 公式为

$$\left. \begin{aligned} \tan \phi_p &= \left(\frac{e_c}{e} \right)^\beta \tan \phi_u; \tan \phi_{pt} = \left(\frac{e_c}{e} \right)^{-\beta} \tan \phi_u \\ e_c &= e_{ref} - \lambda \ln \left(\frac{p'}{p_{ref}} \right) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

式中: β 为模型参数, 根据 Yin 等^[21]提出其一般去默认值 1; λ 为临界状态线的斜率, 参考孔隙比 e_{ref} 和参考平均有效应力 p_{ref} 对应着临界状态线参考点的位置。

为了能够描述颗粒破碎材料的压缩特性, 压缩屈服方程为

$$f_2 = \frac{1}{2} \left(\frac{q}{p' M_p} \right)^3 p' + p' - p_m, \left(\frac{q}{p'} \leq M_p \right) \quad (15)$$

式中: p_m 为硬化变量控制屈服面的尺寸。

压缩屈服面采用相关联流动法则, 塑形势函数 $g_2 = f_2$, 与修正剑桥模型类似, 屈服面硬化规律为

$$\left. \begin{aligned} p_m &= p_{m0} \exp\left(\frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \varepsilon_v^p\right) \\ \kappa &= (1+e_0) p' / K \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中: K 可由式 (7) 求得, λ 取同于临界状态线斜率。

在数值模拟过程中颗粒破碎的力学特性可归纳为

(1) 颗粒破碎对临界状态线的影响

颗粒材料破碎时临界状态线将尝试‘漂移’:

$$p_{\text{ref}} = p_{\text{ref}0} \exp(-bB_r^*) \quad (17)$$

式中: b 为模型参数, 控制临界状态线漂移的速率; B_r^* 为修正相对破碎指数, 可由加载过程中产生的塑形功 w_p 表示:

$$B_r^* = \frac{w_p}{a + w_p} \quad (18)$$

式中: a 可控制颗粒破碎随塑形功的变化速度。

(2) 颗粒破碎对压缩特性的影响

在加载过程中压缩所产生的颗粒破碎特性可通过修正压缩屈服状态的硬化变量 p_m 实现。

$$p_m = p_{m0} \exp\left(\frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \varepsilon_v^p\right) \exp(-bB_r^*) \quad (19)$$

综上, 颗粒破碎模型的参数可分为如下四类:

弹性参数(K_0 , n , ν)、临界状态相关参数(e_{ref} , λ , ϕ_u)、塑形参数(G_p , A_d)和破碎相关参数(p_{m0} , a , b)。

3.2 ABAQUS 二次开发

根据 ABAQUS 所提供的用户子程序接口, 通过用户材料子 VUMAT^[18] 接口与 ABAQUS/EXPLICIT 主求解程序的接口对接, 实现与 ABAQUS 的数据交换, 完成有限元数值计算。

图 3 为 ABAQUS 和 VUMAT 结合使用的基本流程。从图中可以看出, ABAQUS 基于显式积分求解节点位移 Δu 和单元应变 $\Delta \varepsilon$, 而 VUMAT 根据 ABAQUS 求解的单元应变 $\Delta \varepsilon$ 更新单元应力 $\Delta \sigma$, 应力更新采用杨杰等^[22]提出的切面算法实现。将更新后的应力传递给 ABAQUS, 供 ABAQUS 计算下一时间增量的节点位移 Δu 和单元应变 $\Delta \varepsilon$, 一直循序至加载时间结束。具体步骤为

(1) 节点计算

- ① 动力平衡方程, 见式(2)。
- ② 对时间显式积分, 见式(3)、(4)。

(2) 单元计算

根据应变率 $\dot{\varepsilon}$, 计算单元应变增量 $d\varepsilon$, 根据本构关系计算应力增量 $\Delta \sigma$:

$$d\sigma_{(t+\Delta t)} = f(\sigma_{(t)}, d\varepsilon) \quad (20)$$

③ 汇集节点内力 $I_{(t+\Delta t)}$ 。

(3) 返回步骤 (1), 直到加载结束。

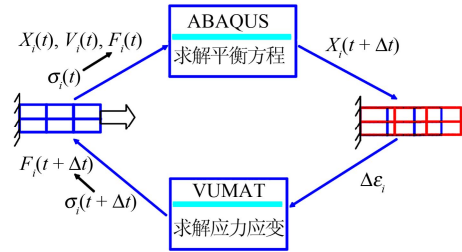


图3 ABAQUS/EXPLICIT 分析的基本流程
Fig.3 Analysis of basic flow of ABAQUS/EXPLICIT

4 平底桩贯入的 CEL 模拟

4.1 试验简介

为了研究平底桩贯入过程中砂土的破碎特性, Klot 等^[23] 进行了一系列平底桩贯入易破碎砂土的离心机试验, 离心机加速度为 $100g$ (重力加速度), 选用易破碎的 Dog's bay 钙质砂, 桩的直径为 16 mm (相当于真实直径 1.6 m), 桩的最大贯入深度为 375 mm (相当于真实贯入深度 37.5 m)。土层的径向为 400 mm , 高 630 mm (相当于 32 m 的半径和 63 m 的高度)。本次选用两种不同孔隙比 ($e_0 = 1.53$ 和 $e_0 = 1.39$) 的平底桩贯入试验作为模拟对象, 验证本文所提出的 CEL 结合 SIMSNAD-Br 对平底桩贯入易破碎砂土模拟的有效性。

4.2 确定模型参数

试验中所采用的 Dog's bay 钙质砂的最大和最小孔隙比分别为 $e_{\text{max}} = 1.84$ 和 $e_{\text{min}} = 1.37$, 颗粒的平均粒径 $d_{50} = 0.20 \text{ mm}$, 不均匀系数 $C_u = 1.47$, 如图 4 所示。确定参数的试验为 1 组各向同性压缩试验和 4 组三轴恒定平均有效应力 p' 剪切试验, 分别为 $e_0 = 1.365$, $\sigma'_c = 500 \text{ kPa}$; $e_0 = 1.582$, $\sigma'_c = 500 \text{ kPa}$; $e_0 = 1.557$, $\sigma'_c = 1000 \text{ kPa}$; $e_0 = 1.751$, $\sigma'_c = 4000 \text{ kPa}$ 。剪切试验结束后量取试验 $e_0 = 1.582$, $\sigma'_c = 500 \text{ kPa}$ 和 $e_0 = 1.582$, $\sigma'_c = 500 \text{ kPa}$ 的颗粒级配曲线标定试验参数。基于以上试验, 模型参数的具体确定方法: (1) $K_0 = 160$ 和 $\zeta = 0.56$, 通过模拟各向同性压缩试验低围压部分得到; (2) 破碎参数 $p_{m0} = 670 \text{ kPa}$, 根据各向同性压缩试验曲线的拐点测得; (3) CSL 参数 ($e_{\text{ref}} = 1.61$, $\lambda = 0.0148$, $\phi = 44^\circ$)、塑形参数 ($G_p = 19$ 和 $A_d = 0.5$) 和破碎参数 ($a = 2500 \text{ kPa}$) 均采用 Jin 等^[24-27] 提出的模型参数优化识别方法, 以等 p' 剪切试验为目标试验, 对 Dog's bay 钙

质砂的模型参数进行优化识别, 模型参数见表 1。

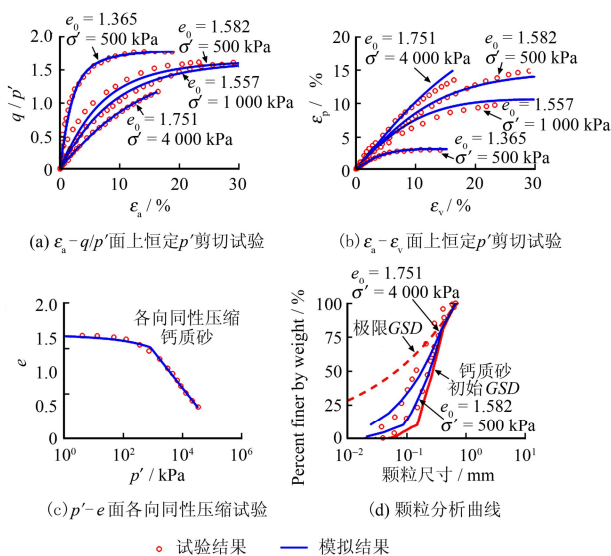


图 4 Dog's bay 钙质砂模拟和试验对比
Fig.4 Comparison of simulated and experimental data of Dog's bay carbonate sand

采用表 1 中模型参数, 利用 SIMSNAD-Br 模型对 Dog's bay 钙质砂的试验结果进行了模拟, 结果如图 4 所示。从图中可以看出, 数值计算结果和试验结果吻合的非常好, 说明模型能够较好地模拟破碎砂的力学特性。对于高围压作用下破碎材料的剪胀特性, 由于颗粒破碎的发生而使其转变为剪缩特性, 这一现象也可以非常好被模型模拟, 试验过程中试样的级配变化也可以通过模型被很好的模拟。

表 1 Dog's bay 钙质砂的 SIMSAND-Br 参数
Table 1 Parameters of SIMSAND-Br for Dog's bay carbonate sand

类型		Dog's bay 钙质砂
弹性参数	K_0	160
	ζ	0.56
	e_{ref}	1.61
CSL 参数	λ	0.014 8
	$\phi / (^\circ)$	44
塑性参数	G_p	19
	A_d	0.5
	p_{m0} / kPa	670
破碎参数	a / kPa	2 500
	b	10

4.3 CEL 计算模型

桩贯入过程的 CEL 模型和离心机试验在重力加速度放大 100 倍之后 (100 g) 所对应的真实尺寸保持一致。针对该轴对称问题, 按照模型的 1/4 建模, 如图 5 所示。圆形砂槽的半径为 15 m, 深度为 49 m, 砂样高 45 m, 顶部 2 m 为预留空单元, 桩的直径为 1.6 m, 桩长 37 m。模型底部边界固定 x 、 y 、

z 三个方向的自由度, 模型的侧向边界固定 x 、 y 轴的自由度。不考虑桩身变形, 设置为刚体。Dog's bay 钙质砂划分为 62 000 个欧拉网格单元, 顶部 2 m 为空单元允许材料流进。桩和土的接触采用 ABAQUS/CEL 的自接触, 该接触符合 Coulomb 摩擦法则 $\mu = \tan(\phi/2) = 0.40$ 。初始条件为土体的自重 $K_0 = 1 - \sin\phi = 0.305$, 桩共贯入砂土深度为 37 m, 贯入速度为 0.02 m/s, 跟试验中的贯入速度基本一致。

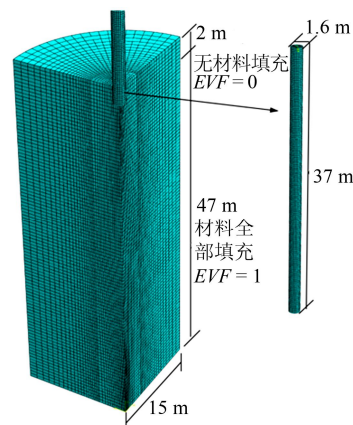


图 5 桩贯入 Dog's bay 钙质砂的有限元模型
Fig.5 Geometry of FEM model for pile driving into Dog's bay sand

4.4 模拟结果和比较

图 6 为不同孔隙比下 ($e_0 = 1.53$ 、1.39) 桩端承载力 q_b 随贯入深度 z 变化关系的预测结果。从图中可以看出, CEL 技术结合 SIMSNAD-Br 可以很好地模拟桩贯入的易破碎钙质砂的桩端承载力的变化情况。对比结果也表明, 颗粒破碎对桩贯入砂土有着很大的影响, 不能被忽视。充分考虑颗粒破碎的影响, 可为改进桩贯入易破碎砂土的设计和施工方法提供有利的支持。

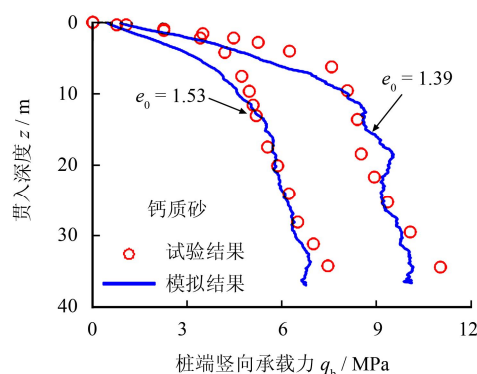


图 6 桩贯入的桩端承载力
Fig.6 Bearing capacity of pile on penetration of pressed-in piles

图 7 为 $e_0 = 1.53$ 的条件下桩不同贯入不同深度所对应的 p' 和 B_r^* 的云图。从图 7(a) 可见, 随着贯入深度增加, 桩头处逐渐产生较大的应力集中。从图 7(b) 可知, 桩在初始贯入 5 m 时已经产生较大破碎区域 $\max(B_r^*) = 0.513$, B_r^* 随着贯入深度增加不断增大, 同时沿着桩的径向逐渐减小, 可见 CEL 结合 SIMSNAD-Br 模型可以很好地模拟桩贯入不同密实度易破碎砂土引起的破碎区域和平均应力场的变化规律。

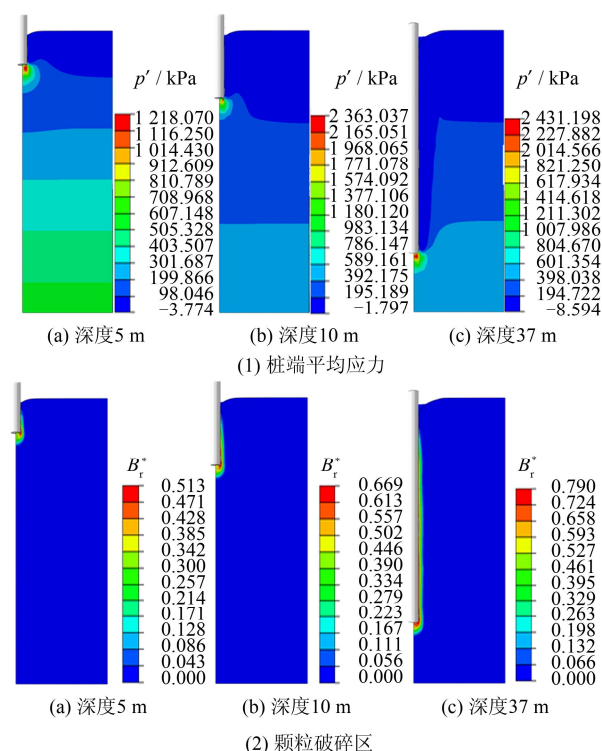


图 7 桩贯入不同深度时的桩端平均应力和颗粒破碎区域 ($e_0 = 1.53$)

Fig.7 Mean effective stress and breakage zone in different pile penetration depths for initial voids $e_0 = 1.53$

5 结 论

(1) 耦合欧拉-拉格朗日技术结合 SIMSNAD-Br 可以很好地模拟桩贯入的易破碎钙质砂的桩端承载力的变化。

(2) 桩贯入砂土的过程中桩头处有较大的应力集中, 造成桩周砂土出现严重破碎。砂土的破碎区域沿着桩径向逐渐减小, 影响区域大致跟桩径相同。

(3) 桩端处的平均应力水平和桩周砂土的破碎情况随着砂土密实度的增大而增加, 而桩周砂土的破碎区域不受砂土密实度的影响。

以上研究结果可为桩贯入破碎砂土提供设计

和施工依据, 但在钙质砂地层采用打入的方法会导致桩的承载力大幅度下降, 尤其是侧摩阻力的下降, 更好的桩基施工方式是先钻孔后灌注。

参 考 文 献

- [1] RANDOLPH M, CASSIDY M, GOURVENEC S, et al. Challenges of offshore geotechnical engineering[C]// Proceedings of the International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Rotterdam, Netherlands: A. A. Balkema, 2005.
- [2] RANDOLPH M, DOLWIN R, BECK R. Design of driven piles in sand[J]. *Geotechnique*, 1994, 44(3): 427—448.
- [3] AGARWAL S, MALHOTRA A, BANERJEE R. Engineering properties of calcareous soils affecting the design of deep penetration piles for offshore structures[C]//Offshore Technology Conference. Houston Texas: Society of Petroleum Engineers Publisher, 1977.
- [4] ALBA J, AUDIBERT J. Pile design in calcareous and carbonaceous granular materials: An historical overview[J]. *Engineering for Calcareous Sediments*. Rotterdam, 1999, 1: 29—43.
- [5] Berenguer Todo-Bom L A, Numerical modeling of soil-pile interaction considering grain breakage in finite deformations[C]//Châtenay-Malabry, Ecole Centrale de Paris. Paris: [s. n.], 2014.
- [6] BERINGEN F, KOLK H, WINDLE D. Cone penetration and laboratory testing in marine calcareous sediments[J]. *Geotechnical Properties Behavior and Performance of Calcareous soils*, 1982, 777: 179—209.
- [7] 张家铭, 邵晓泉, 王霄龙, 等. 沉桩过程中钙质砂颗粒破碎特性模拟研究[J]. *岩土力学*, 2015, 36(1): 272—278.
- [8] ZHANG Jia-ming, SHAO Xiao-quan, WANG Xiao-long, et al. Discrete element simulation of crushing behavior of calcareous sands during pile jacking[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2015, 36(1): 272—278.
- [9] BALLAAM N, POULOS H G, BOOKER J R. Finite element analysis of the effects of installation on pile load-settlement behaviour[J]. *Geotechnical Engineering*, 1975, 6(1).

- [9] DIJKSTRA J, BROERE W, HEERES O. Numerical simulation of pile installation[J]. **Computers and Geotechnics**, 2011, 38(5): 612—622.
- [10] FISCHER K A, SHENG D, ABBO A J. Modeling of pile installation using contact mechanics and quadratic elements[J]. **Computers and Geotechnics**, 2007, 34(6): 449—461.
- [11] KOURETZIS G P, SHENG D, WANG D. Numerical simulation of cone penetration testing using a new critical state constitutive model for sand[J]. **Computers and Geotechnics**, 2014, 56: 50—60.
- [12] SHENG D, EIGENBROD K D, WRIGGERS P. Finite element analysis of pile installation using large-slip frictional contact[J]. **Computers and Geotechnics**, 2005, 32(1): 17—26.
- [13] HAMANN T, QIU G, GRABE J. Application of a coupled Eulerian-Lagrangian approach on pile installation problems under partially drained conditions[J]. **Computers and Geotechnics**, 2015, 63: 279—290.
- [14] QIU G, HENKE S, GRABE J. Application of a coupled Eulerian-Lagrangian approach on geomechanical problems involving large deformations[J]. **Computers and Geotechnics**, 2011, 38(1): 30—39.
- [15] LIU H, XU K, ZHAO Y. Numerical investigation on the penetration of gravity installed anchors by a coupled Eulerian-Lagrangian approach[J]. **Applied Ocean Research**, 2016, 60: 94—108.
- [16] ZHAO Y, LIU H, LI P. An efficient approach to incorporate anchor line effects into the coupled Eulerian-Lagrangian analysis of comprehensive anchor behaviors[J]. **Applied Ocean Research**, 2016, 59: 201—215.
- [17] WANG D, BIENEN B, NAZEM M, TIAN Y, et al. Large deformation finite element analyses in geotechnical engineering[J]. **Computers and Geotechnics**, 2015, 65: 104—114.
- [18] SORENSEN H K. ABAQUS/Explicit——User's manual(vol.1)[Z]. Hibbitt: Karlsson and Sorenson Incorporated, 2001.
- [19] HU W, YIN Z Y, DANO C, et al. A constitutive model for granular materials considering grain breakage[J]. **Science China-Technological Sciences**, 2011, 54(8): 2188—2196.
- [20] 尹振宇, 许强, 胡伟. 考虑颗粒破碎效应的粒状材料本构研究: 进展及发展[J]. **岩土工程学报**, 2012, 34(12): 2170—2180.
- YIN Zhen-yu, XU Qiang, HU Wei. Constitutive relations for granular materials considering particle crushing: Review and development[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2012, 34(12): 2170—2180.
- [21] YIN Z Y, HICHER P Y, DANO C, et al. Modeling mechanical behavior of very coarse granular materials[J]. **Journal of Engineering Mechanics**, 2016, 143(1): 1—11.
- [22] 杨杰, 尹振宇, 金银富, 等. 面向边界面模型的弹塑性模型切面算法扩展[J]. **岩土力学**, 待刊.
- YANG Jie, YIN Zhen-yu, JIN Yin-fu, et al. Extension of cutting plane algorithm for a bounding surface plasticity model[J]. **Rock and Soil Mechanics**, to be published.
- [23] KLOTZ E, COOP M. An investigation of the effect of soil state on the capacity of driven piles in sands[J]. **Geotechnique**, 2001, 51(9): 733—751.
- [24] JIN Y F, YIN Z Y, SHEN S L, et al. Selection of sand models and identification of parameters using an enhanced genetic algorithm[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2016, 40(8): 1219—1240.
- [25] JIN Y F, YIN Z Y, SHEN S L, et al. A new hybrid real-coded genetic algorithm and its application to parameters identification of soils[J]. **Inverse Problems in Science and Engineering**, 2017, 25(9): 1343—1366.
- [26] YIN Z Y, JIN Y F, SHEN S L, et al. Optimization techniques for identifying soil parameters in geotechnical engineering: Comparative study and enhancement[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, 2017, to be published.
- [27] YIN Z Y, JIN Y F, SHEN S L, et al. An efficient optimization method for identifying parameters of soft structured clay by an enhanced genetic algorithm and elastic-viscoplastic model[J]. **Acta Geotechnica**, 2017, 12(4): 849—867.