砂土中吸力桶安装过程离心机试验和数值模拟研究

王贺, 王睿*, 张建民

清华大学土木水利学院, 水沙科学与水利水电工程国家重点实验室, 北京 100084

* E-mail: wangrui_05@mail.tsinghua.edu.cn

收稿日期: 2021-10-04; 接受日期: 2021-11-26; 网络版发表日期: 2022-11-29

国家自然科学基金(批准号: 52022046, 52038005)资助项目

摘要 吸力桶是海洋工程中广泛使用的一种基础结构, 与传统的海洋基础相比, 具有成本低、安装简单和可以重复利用的优点. 在安装过程中, 由于负压的作用会引起土体内部超静孔压和渗流场的变化, 从而显著影响吸力桶的端阻力和侧摩阻力. 本研究采用离心机模型试验和任意拉格朗日-欧拉(ALE)大变形流固耦合有限元数值计算方法, 探究砂土中吸力桶安装过程贯入阻力和渗流场的变化. ALE流固耦合有限元方法可以成功地模拟吸力桶吸贯安装过程, 并且数值计算结果通过对比离心机模型试验得以验证. 吸力桶不同安装方式之间的差异主要是由于其安装过程中产生的渗流和超静孔压引起的, 因此在负压预测评价中需要采用基于流固耦合的有效应力分析以考虑渗流的重要性.

关键词 吸力桶安装, 有限元, 任意拉格朗日-欧拉方法, 流固耦合, 土与结构相互作用

1 引言

当下新能源快速发展, 海洋以其能源之丰富, 分布之广泛, 有着重要的建设开发意义, 尤其在海上风电和海洋油气资源方面, 庞大的蕴藏能源如何开发利用也使海洋成为了展现各国科技实力的重要领域. 而吸力桶是在海洋工程中广泛使用的一种基础结构, 与传统海洋基础结构相比, 具有成本低、安装简单和可以重复利用的优点^[1-5]. 吸力桶的安装特点主要是通过吸力桶的顶部进行抽水, 在其内部形成负压, 受桶体内外压差的影响, 基础贯入海床, 直至桶内土体达到吸力桶

顶部. 而正是由于这种独特的安装方式, 在原位测试^[6]和室内模型试验^[7-10]中均观测到吸贯安装所需贯入阻力明显低于压贯安装的现象. 这一现象的主要原因是吸贯安装过程中由于负压所引起的水力梯度导致桶内土体产生渗流^[11]. 此外, 在吸贯安装过程中, 施加的负压太大或者过快, 压力梯度也可能导致管涌和土塞的现象. 因此, 如何正确考虑渗流对安装过程的影响是一个非常值得研究的问题.

目前, 已有一些学者通过原位测试的手段来评估吸力桶安装过程中贯入阻力的变化^[2,6,12]. 由于原型试验花费巨大的人力物力, 许多学者^[9,10,13,14]开始采用模

引用格式: 王贺, 王睿, 张建民. 砂土中吸力桶安装过程离心机试验和数值模拟研究. 中国科学: 技术科学, 2022, 52: 1792-1801

Wang H, Wang R, Zhang J M. Centrifuge experiment and numerical simulation of suction caisson installation in sand (in Chinese). Sci Sin Tech, 2022, 52: 1792-1801, doi: 10.1360/SST-2021-0458

型试验分析吸力桶的结构尺寸及其壁厚对贯入阻力的影响,发现压贯所需的贯入阻力明显大于吸贯的现象,同时在吸贯安装方式中由于负压的作用会产生土塞效应并且引起桶内土体特性变化.国振等人^[15,16]基于1g室内模型试验研究了不同负压加载方式对吸力桶吸贯过程土塞高度的影响.之后,为了探究安装过程中负压所产生的渗流对桶内土体特性的影响,Panagoulas等人^[17]进行了1g渗流实验,在土体底部施加水压使得桶内土体中产生明显渗流.此外,弯曲元应用在吸力桶安装过程离心模型试验,以分析吸贯过程中所引起的桶内土体特性的变化^[13],表明在渗流作用下桶内土体密度明显减小.这些试验研究均为吸力桶安装过程中贯入阻力和渗流场的变化提供了重要的参考,但是由于试验的局限性,贯入阻力各组成部分的变化难以定量分析,土体内部有效应力的变化也难以确定.此外,目前学界主要关注的是安装过程中贯入阻力的变化,但是,针对吸力桶贯入过程中渗流场的演化研究较少,而吸力桶贯入过程其实质是一个流固耦合问题.

数值模拟则可以进一步帮助分析吸力桶安装贯入过程,但是由于贯入过程中土体内部变形较大,需要采用大变形计算方法,如RITSS(remeshing and interpolation technique with small strain),ALE(arbitrary Lagrangian-Eulerian),CEL(coupled Eulerian-Lagrangian),MPM(material point method)^[18-24].通过这些大变形数值计算方法,学者们对吸力桶安装过程中桶体尺寸、几何形状以及土体特性对贯入阻力的影响进行了分析.Zhou和Randolph^[20]利用RITSS方法研究了不同安装方式之间贯入阻力的变化;Wang等人^[21]则使用Abaqus ALE方法分析了吸力桶的几何形状和摩擦系数对贯入阻力和土塞高度的影响.然而,这些数值计算方法通常将土体视为单相介质进而采用总应力分析,而没有考虑土体内部渗流的影响.当前对于吸力桶贯入数值模拟方法通常要么只考虑大变形问题,要么只考虑流固耦合计算.本文结合大变形流固耦合计算方法,可以完整考虑吸力桶基础的安装过程,并通过离心机模型试验和数值计算方法分析了吸力桶基础安装机理.

本文通过研制超重力场中吸力桶基础贯入控制设备,开发大变形流固耦合数值计算方法,以研究砂土中吸力桶基础安装期间贯入阻力和渗流场的演变.第2节

主要介绍本文所研制的超重力场中吸力桶基础贯入控制设备和试验流程;基于Abaqus ALE所开发的流固耦合分析方法及吸力桶数值模型的搭建方式将在第3节中介绍;第4节则通过离心机模型试验和大变形流固耦合数值计算方法分析了吸力桶安装过程中贯入阻力和渗流场的演化.

2 离心机模型试验

本试验在清华大学岩土工程研究所50g-ton土工离心机上完成,该离心机设备的有效半径为2 m,最大离心加速度为250g.本文所采用的模型箱长50 cm、宽50 cm、高50 cm,该模型箱是由铝合金制成.

2.1 设备研制

本课题组所研制的吸力桶基础贯入控制设备,其主要包括以下三个部分:轴向压贯控制系统、负压控制系统以及自重平衡系统.此外,土体中布置15个孔压传感器,其布置方式如图1所示,分为三层布置,埋深分别为2, 4和6 m,同时每层均有5个孔压传感器,由中轴线每隔1 m向外依次排列,其中1-1, 1-2, 2-1, 2-2, 3-1, 3-2在吸力桶内部,1-3, 1-4, 1-5, 2-3, 2-4, 2-5, 3-3, 3-4, 3-5在吸力桶外部.

下面将针对轴向压贯控制系统、负压控制系统以及自重平衡系统这三部分进行介绍.

(1) 竖向加载系统

如图2所示,该系统主要组成部分有:电机、减速器组、荷载传感器、激光位移传感器、电磁铁、加载底板和齿条.其中,电机最高可实现10 kN加载力;电磁铁可承受500 kg的重量,用来建立荷载传感器与吸力桶之间的连接,可以根据吸力桶基础安装方式来决定电磁是否打开,在吸力桶压贯过程中,电磁铁始终打开,以保证竖向加载系统所提供的力可以传递至吸力桶.而在吸贯过程中,需要关闭电磁铁,以保证在负压的作用下,吸力桶可以自由向下贯入,同时电磁铁的存在可以起到吸力桶导向的作用.

(2) 负压控制系统

如图3所示,该系统主要包括真空泵、吸力控制系统、孔压传感器、荷载传感器、储水桶.其中,真空泵的抽吸速率为4 L/s,可以达到98%的真空度;孔压传感器是为了进行量测吸力桶内外压差,同时将测量值传

图 1 (网络版彩图)吸力桶离心机试验模型
Figure 1 (Color online) Suction caisson centrifuge model.

图 2 (网络版彩图)竖向加载系统
Figure 2 (Color online) Vertical loading system.

递给控制系统, 调节整个安装过程中负压的大小; 储水桶则是将吸贯过程中所抽出的水进行存储; 吸力控制系统则是通过远程操作系统控制流量阀, 从而对负压的加载速度和大小进行调节。

(3) 自重平衡系统

如图4所示, 自重平衡系统主要由定滑轮和配重块构成, 通过定滑轮可以利用配重块的重力以调节贯入过程中吸力桶的质量, 通过定滑轮以及配重块的对称

图 3 (网络版彩图)负压控制系统
Figure 3 (Color online) Suction pressure control system.

图 4 (网络版彩图)自重平衡系统
Figure 4 (Color online) Self-weight balance system.

布置, 可以保证吸力桶在贯入过程中始终处于中心点的状态。

2.2 试验流程

试验开始前, 打开电磁铁, 将吸力桶与竖向加载系统相连接. 试验开始后, 先以每级5g的离心加速度增量进行静力加载, 在每10g之间间隔约2 min, 使土层沉降稳定. 当离心加速度达到40g时, 高25 cm的土层相当于原型厚10 m的土层, 吸力桶相当于原型直径为4 m, 壁厚为0.04 m的桶型基础. 在提高离心加速度的过程中, 电磁铁始终保持通电状态, 以保证吸力桶位置固定, 且始终与竖向加载系统相连接. 当土体变形稳定后, 开始吸力桶的贯入过程, 本文所探究的吸力桶的贯入过程主要分为以下两个步骤。

(1) 压贯过程

吸力桶的压贯过程, 主要利用竖向加载系统在桶体顶部进行加载, 在此过程中, 桶体顶部电磁阀打开, 以便于贯入过程中排水排气; 电磁铁在此过程中也始终保持通电状态, 因此吸力桶与其上部竖向加载系统始终处于一个整体, 在压贯过程中, 吸力桶以10 mm/s匀速向下贯入土体, 直至吸力桶贯入深度到0.8 m。

(2) 吸贯过程

压贯完成后, 将电磁铁关闭, 桶体与上部竖向加载

系统自此不再相连接;同时,关闭桶体顶部电磁阀,在吸力桶内部形成密封状态;之后,打开吸力桶与储水桶之间的电磁阀,将真空泵所产生的负压施加在吸力桶内部.吸贯过程中,本试验主要利用负压控制系统以控制吸力桶内外压差,通过调节控制阀,可实现负压线性加载或者吸力桶匀速贯入,吸力桶最终在180 s的时间内完成贯入.

2.3 土体参数

离心机试验所采用土样为标准砂,平均粒径 $d_{50}=0.085\text{ mm}$,曲率系数 $C_c=0.65$,不均匀系数 $C_u=8.51$,其主要土体参数如表1所示.

同时,为了消除离心机模型试验中的渗流比尺效应,试验中配制浓度为3.5%的羟丙甲基纤维素溶液,使得溶液在试验室温下黏滞系数为水的40倍.

3 吸力桶贯入数值模型

3.1 大变形流固耦合数值计算方法

本文采用Abaqus ALE方法,建立吸力桶贯入大变形轴对称模型,应用Abaqus Explicit进行显式求解.ALE方法不同于传统的拉格朗日描述和欧拉描述,其引入一个独立的参考构型作为参考系,以实现网格和材料各自独立的运动,每一步都是先根据受力,进行拉格朗日分析,获得土体变形,之后根据土体变形,重新划分网格,最后将材料的信息附在新的网格上.ALE

表1 离心机试验土体参数

Table 1 Soil parameters adopted for the centrifuge tests

参数	数值
比重 G_s	2.64
最大干密度 (g/cm^3)	1.65
最小干密度 (g/cm^3)	1.37
渗透系数 (m/s)	2.7×10^{-4}
摩擦角 $(^\circ)$	35
孔隙比 e	0.66
泊松比 μ	0.3
黏聚力 c	0

方法已经广泛应用于岩土工程领域,该方法的可靠性已在CPT贯入、条形基础贯入和开口桩贯入等算例中得以验证^[25-28].但是,Abaqus中的ALE方法并不能使用流固耦合分析,本文采用Hamann和Grabe^[29]的分析方法,利用VUMAT子程序在Abaqus ALE中开发了可用于饱和土的流固耦合计算方法.该方法具体流程框架如图5所示,本文总应力的计算主要分为以下步骤:(1)有效应力的计算,通过应变增量利用本构模型计算每一步所产生的有效应力增量;(2)孔隙水压力的计算,是利用Abaqus Explicit的温度求解器进行.

3.2 数值计算方法验证

本文通过一维动力固结算例对该数值计算方法的可靠性进行验证,并与理论解进行对比分析.其边界条

图5 (网络版彩图)大变形流固耦合数值计算框架

Figure 5 (Color online) The framework of large deformation solid-fluid coupled analysis method.

件如图6所示, 约束土柱左右两侧以及底部法向位移, 顶部为透水边界(孔压 $p_w=0$ kPa), 底部和侧面均为不排水条件, 在土柱顶部施加方向向下大小为10 kPa的瞬时荷载, 假设土体材料为弹性, 参数如表2.

将Point 1处位移和Point 2处超静孔压的数值计算结果与理论解^[30]进行对比分析, 所得结果如图7所示. 在加载初期, 由瞬时荷载所产生的从上而下的压缩波到达地面时会发生反射、叠加, 因此Point 2处的孔压一直在0~2倍外荷载之间往复, 同时Point 1处的位移也发生振荡效应. 随着超静孔压逐渐消散, 位移和超静孔

图6 (网络版彩图)饱和土尺寸和边界条件
Figure 6 (Color online) Geometry and boundary conditions of a fully saturated soil column.

表2 饱和土土体参数

Table 2 Soil properties of the fully saturated soil column

参数	数值
比重 E (Pa)	2.548
泊松比 μ	0.298
孔隙率 n	0.48
液相体积模量 K_w (Pa)	3.3×10^9
固相颗粒的体积模量 K_s (Pa)	1×10^{10}
渗透系数 k_f (m/s)	3.55×10^{-5}
液相密度 ρ_w (kg/m ³)	1000
土体密度 ρ (kg/m ³)	1884

图7 (网络版彩图)一维动力固结算例数值解和理论解对比. (a) Point 1处竖向位移; (b) Point 2处超静孔压
Figure 7 (Color online) Comparison of numerical and analytical solutions for a 1D dynamic consolidation problem. (a) Vertical displacement at Point 1; (b) excess pore water pressure at Point 2.

压的振荡减弱, Point 1处的竖向位移逐渐增加. 数值结果与理论解较为吻合, 验证了该数值计算方法的有效性和可靠性.

3.3 吸力桶安装过程数值模拟

(1) 数值模型

本文采用上述大变形流固耦合数值计算方法, 对吸力桶安装过程离心机模型试验进行了有效应力分析, 数值计算模型及其网格划分如图8所示. 约束模型底边界和外边界上节点的法向位移以及中心轴上节点的横向位移. 土体表面为排水条件, 而其他边界均不排水. 在吸贯过程中, 通过在桶内土体的表面施加负孔压边界条件和相应的向上反压, 同时在吸力桶顶部施加相应的向下压力以模拟吸力. 当桶内土体与桶顶接触

图 8 吸力桶安装过程数值模型

Figure 8 Numerical model for suction caisson installation analysis.

时,认为吸力桶安装结束.在本数值计算方法中,由于ALE方法不能施加排水边界条件,同时考虑到计算效率,需要对ALE区域的范围进行限制,在本研究中ALE区域定义在桶壁周围0.5 m的范围内.

(2) 土体本构参数

本文采用Drucker-Prager本构对土体进行模拟,并在Abaqus VUMAT子程序中进行实现.在本模型中,弹性剪切模量 G 和体积模量 K 采用Richart^[31]提出的非线性弹性模量公式:

$$K = \frac{1+e}{\kappa_0} P_a \left(\frac{p'}{P_a} \right)^m, \quad (1)$$

$$G = G_0 \frac{(2.973-e)^2}{1+e} P_a \left(\frac{p'}{P_a} \right)^m, \quad (2)$$

其中, e 是孔隙比, $p'=1/3 \text{ tr}[\boldsymbol{\sigma}']$ 是球应力, $\boldsymbol{\sigma}'$ 是有效应力, P_a 是用作归一化的标准大气压, G_0 , κ_0 和 m 为材料参数,通常分别取值为200, 0.005和0.5.

在模型的实现中,为避免渗流过程中有效应力为零时的数值困难,本文设置最小有效围压 $p'_{\min}$,因此本文中球应力 p' 如下:

$$p' = \begin{cases} K\varepsilon_v^e, & \varepsilon_v^e \geq 0, \\ p'_{\min}, & \varepsilon_v^e < 0, \end{cases} \quad (3)$$

其中, ε_v^e 为弹性体积应变, $p'_{\min}=0.5 \text{ kPa}$.

本文采用Abaqus中面对面接触以模拟土体和吸力桶之间的摩擦界面,其中接触的法向采用硬摩擦接触,而切向则采用库仑摩擦接触,摩擦系数按照通常取值为0.35^[9].

4 结果分析

在吸贯过程中,通过在桶内土体表面施加负孔压边界条件,同时在桶体顶部施加相应的压力以模拟吸力桶的安装过程,本文负压在180 s内线性变化.如图9所示,通过离心机模型试验和数值模拟方法分析了吸贯过程中贯入阻力随贯入深度的变化.贯入阻力随贯入深度的增加而逐渐增大,同时贯入阻力逐渐呈现线性变化.在图9(a)中,对比离心机试验和数值模拟的结果,可以发现二者之间的吻合度较好.

图 9 吸贯贯入阻力随贯入深度的变化. (a) 贯入阻力的离心机试验和数值计算结果对比; (b) 通过数值计算分解贯入阻力

Figure 9 Variation of suction penetration resistance with penetration depth. (a) Numerical and centrifuge test results for penetration resistance; (b) decomposition of penetration resistance from numerical results.

通过大变形流固耦合分析方法,可以更进一步地分析贯入阻力的组成部分及其变化规律,如图9(b)所示,吸贯过程中贯入阻力主要由内摩擦、外摩擦以及端阻力三个部分组成.从图9(b)中可以看出,吸贯过程中内摩擦阻力明显低于外摩擦阻力,这表明在吸贯安装过程中,吸力桶内部产生了明显的渗流,降低了桶内土体的有效应力,改变了桶内土体特性,使得内摩擦阻力明显低于外摩擦阻力,这也是吸贯安装方式所需贯入阻力明显低于压贯的主要原因.

图10为离心模型试验中所量测的超静孔压变化曲线.从图中可以看出,桶内土体1-1和1-2位置处的超静孔压明显低于桶外土体1-3、1-4和1-5,负压的影响主要集中在吸力桶的内部,桶外土体的超静孔压基本上没有较大的波动.而对于桶内土体,负压的影响随深度的增加而逐渐减弱,埋深2 m处的桶内土体超静孔压受负压的影响下降了43 kPa,对于埋深4和6 m的土体其影响则相应为25和7 kPa,且桶内土体相同深度处其受负压的影响基本一致.本文通过大变形流固耦合数值计算方法对吸力桶吸贯过程桶内土体超静孔压的变化与离心机模型试验结果进行了对比分析,如图11所示,数值计算的结果和试验结果基本一致.

通过大变形流固耦合分析方法,可以更加直观地将整个吸贯过程中超静孔压的变化展示出来,如图12所示为吸力桶安装过程中不同贯入深度时所对应的超静孔压云图(1, 2, 3 m, Final),可以发现由于负压逐渐地施加在桶内土体表面,负的超静孔压不断向下扩散进入桶内土体,负压的影响主要集中在吸力桶内部,且负超静孔压扩散到桶端时,其开始从桶内沿着桶壁

向外发生扩散.而正是由于桶内土体存在的水力梯度和渗流力,导致桶内土体的有效应力明显降低,引起吸力桶的内摩擦阻力明显低于外摩擦阻力的现象.

本文采用大变形流固耦合分析方法进一步分析吸贯安装过程中土体有效应力的演变,图13为土体内部测试点有效应力随贯入深度的变化.图13(a)展现了桶体内部距离桶壁0.5 m深度0~4 m处土体有效应力的变化,通过对比D1~D5可以看出,在吸贯过程中,一方面,由于吸力桶不断向下贯入,土体内部的有效应力会逐渐增大并达到峰值,D2处的有效应力峰值为26 kPa,D5处的有效应力峰值则为170 kPa,有效应力的峰值随土体深度的增加而增大.而另一方面,在负压的作用下,桶内土体形成渗流,使得土体的有效应力显著降低,如D2位置处土体有效应力先在负压的作用下有所降低,之后当吸力桶逐渐靠近该位置时,该位置处土体的有效应力逐渐增大至其峰值.而当吸力桶贯入超过该位置时,D2处土体有效应力则主要受渗流作用的影响,达到零有效应力状态^[32],在这该工况条件下,由于向上的渗流力作用形成0.37 m的土塞.图13(b)则展现了深度2 m处与桶壁不同距离的土体有效应力变化,通过对比D6~D8处可以发现,距离桶壁越远其有效应力受贯入的影响越小,D8处土体的有效应力明显大于D6.对比相同土体深度处桶体内外两点D8和D9,在贯入初期,桶内土体的有效应力会受负压的影响,使得D8处的有效应力在贯入初期会出现下降段,而桶外相同位置处D9的有效应力则保持在其初始有效应力水平.当吸力桶贯入逐渐接近2 m时,可以发现D8和D9处土体的有效应力均达到峰值,且D9处的有效应力峰值

图10 离心机试验中超静孔压随贯入深度变化

Figure 10 Excess pore pressure evolution with caisson suction penetration depth.

图 11 离心机试验中超静孔压随贯入深度变化结果与数值计算结果对比

Figure 11 Numerical and centrifuge test results for excess pore pressure evolution with caisson suction penetration depth.

图 12 不同贯入深度处超静孔压数值计算云图

Figure 12 Excess pore pressure at different suction penetration depths.

明显大于D8. 当吸力桶贯入深度超过2 m时, D9处的有效应力恢复到其初始应力水平, 而D8处的有效应力则是在渗流的影响下低于其初始有效应力水平.

5 结论

(1) 本文通过研制超重力场中吸力桶基础贯入控制设备, 并在土体中布置孔压传感器以观测吸力桶基础安装过程中超静孔压的变化, 离心机试验结果表明, 贯入阻力随着贯入深度的增加而逐渐增大, 同时贯入阻力逐渐呈现线性变化. 此外, 负压的影响主要集中在吸力桶的内部, 桶外土体的超静孔压基本上没有较

图 13 土体中典型位置处平均有效应力随贯入深度的变化. (a) D1~D5; (b) D6~D9

Figure 13 Mean effective stress evolution with caisson suction penetration depth at typical points within the soil. (a) D1 to D5; (b) D6 to D9.

大的波动, 并且负压的影响随深度的增加而逐渐减弱.

(2) 同时, 本研究开发了ALE大变形固流耦合有限元方法, 以探究砂土中吸力桶安装过程贯入阻力和渗流场的演化. 在通过一维动力固结算例对该数值计算方法的可靠性进行验证后, 将该数值计算方法应用于砂土中吸力桶基础安装模拟, 并对比离心机试验和数值模拟的结果, 二者之间的吻合度较好. 此外, 通过数值模拟方法可以将贯入阻力分解为端阻力、内摩擦阻力以及外摩擦阻力, 结果表明, 在吸贯安装过程中, 吸力桶内部土体中产生了明显的渗流, 降低了桶内土体的有效应力, 改变了桶内土体特性, 使得内摩擦阻力显著低于外摩擦阻力, 这也是吸贯安装方式所需贯入阻力明显低于压贯的主要原因.

(3) 在大变形流固耦合数值计算方法中可以对土体中的超静孔压和有效应力进行分析, 在负压贯入过

程中, 吸力桶内部施加的负压会在桶内土体中形成负超静孔压, 产生向上的渗流, 从而引起平均有效应力降低, 甚至进入零有效应力状态, 发生渗流液化效应, 导致吸力桶内摩擦阻力明显降低。

致谢 离心机模型试验在王爱霞、董纪增、王华山等人的通力协助下得以顺利实施, 在此深表谢忱。

参考文献

- 1 Colliat J L, Dendani H. Girassol: Geotechnical design analyses and installation of the suction anchors. In: Proceedings of the SUT International Conference on Offshore Site Investigation and Geotechnics. London, 2002
- 2 Tjelta T I. Suction piles: Their position and application today. In: Proceedings of the Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference. Stavanger, 2001
- 3 Feld T, Rasmussen J L, Sørensen P H. Structural and economic optimization of offshore wind turbine support structure and foundation. In: Proceedings of the Eighteenth International Conference on OMAE. St. John's, 1999
- 4 Feld T. Suction buckets: A new innovative foundation concept, applied to offshore wind turbines. Dissertation for Doctoral Degree. Aalborg: Aalborg University Denmark, 2001
- 5 Senpere D, Auvergne G A. Suction anchor piles—A proven alternative to driving or drilling. In: Proceedings of the Offshore Technology Conference. Houston, 1982
- 6 Hogervorst J R. Field trails with large diameter suction piles. In: Proceedings of the Offshore Technology Conference. Houston, 1980
- 7 Allersma H G B, Hogervorst J R, Pimouille M. Centrifuge modelling of suction pile installation using a percussion technique. In: Proceedings of the Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference. Stavanger, 2001
- 8 Allersma H G B. Centrifuge research on suction piles: Installation and bearing capacity. In: Proceedings of the International Conference on Foundations: Innovations, Observations, Design and Practice. Dundee, 2003
- 9 Tran M N. Installation of suction caissons in dense sand and the influence of silt and cemented layers. Dissertation for Doctoral Degree. Sydney: University of Sydney, Australia, 2005
- 10 Chen W, Zhou H, Randolph M F. Effect of installation method on external shaft friction of caissons in soft clay. *J Geotech Geoenviron Eng*, 2009, 135: 605–615
- 11 Byrne B W, Houlsby G T. Experimental investigations of the response of suction caissons to transient combined loading. *J Geotech Geoenviron Eng*, 2004, 130: 240–253
- 12 Erbrich C T, Tjelta T I. Installation of bucket foundations and suction caissons in sand-geotechnical performance. In: Proceedings of the Offshore Technology Conference, Houston, USA, 1999
- 13 Kim J H, Kim D S. Soil plug heave induced by suction bucket installation on sand via centrifuge model tests. *Mar Georesour Geotech*, 2020, 38: 1245–1256
- 14 Qin C L. Study on the construction of suction bucket foundation for offshore wind turbine (in Chinese). Dissertation for Master's Degree. Mianyang: Southwest University of Science and Technology, 2017 [秦春蕾. 海上风机吸力式桶形基础贯入试验模型的研究. 硕士学位论文. 绵阳: 西南科技大学, 2017]
- 15 Guo Z, Wang L, Yuan F, et al. Model tests on installation techniques of suction caissons in a soft clay seabed. *Appl Ocean Res*, 2012, 34: 116–125
- 16 Guo Z, Wang L Y, Yuan F. An experimental investigation of insertion resistance and soil heave during caisson installation in soft clay (in Chinese). *Ocean Eng*, 2011, 29: 9–17 [国振, 王立忠, 袁峰. 粘土中吸力锚沉贯阻力与土塞形成试验研究. 海洋工程, 2011, 29: 9–17]
- 17 Panagoulas S, Dijk B F J, Drummen T, et al. Critical suction pressure during installation of suction caissons in sand. In: Proceedings of the Eighth International Conference on Offshore Site Investigation & Geotechnics. London, 2017
- 18 Andersen K H, Jostad H P. Shear strength along outside wall of suction anchors in clay after installation. In: Proceedings of the Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference. Cupertino, 2002
- 19 Cao J, Audibert J M E, Al-Khafaji Z, et al. Numerical analysis of the behavior of suction caissons in clay. In: Proceedings of the Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference. Cupertino, 2002

- 20 Zhou H, Randolph M F. Numerical simulation of caissons installation in clay by suction and by jacking. In: Proceedings of the Sixteenth International Offshore and Polar Engineering Conference. California, 2006
- 21 Wang Y, Zhu X, Lv Y, et al. Large deformation finite element analysis of the installation of suction caisson in clay. *Mar Georesour Geotech*, 2018, 36: 883–894
- 22 Guo Z, Jeng D, Guo W, et al. Simplified approximation for seepage effect on penetration resistance of suction caissons in sand. *Ships Offshore Struct*, 2017, 12: 980–990
- 23 Shen K M, Guo Z, Wang L Z. Numerical analysis of pore pressure response around a suction anchor under cyclic loading (in Chinese). *China Earthq Eng J*, 2015, 37: 61–67+81 [沈侃敏, 国振, 王立忠. 循环荷载下吸力锚基础周围孔压响应特性数值研究. *地震工程学报*, 2015, 37: 61–67+81]
- 24 Stapelfeldt M, Bienen B, Grabe J. Insights into suction caisson installation utilising the material point method. In: Proceedings of the 16th International Conference of IACMAG. Saint Martin d'Hères, 2021
- 25 Walker J, Yu H S. Adaptive finite element analysis of cone penetration in clay. *Acta Geotech*, 2006, 1: 43–57
- 26 Nazem M, Carter J P, Airey D W. Arbitrary Lagrangian-Eulerian method for dynamic analysis of geotechnical problems. *Comput Geotech*, 2009, 36: 549–557
- 27 Sheng D, Nazem M, Carter J P. Some computational aspects for solving deep penetration problems in geomechanics. *Comput Mech*, 2009, 44: 549–561
- 28 Yan S W, Huo Z L. Advance in numerical simulation methods for penetration in geotechnical engineering (in Chinese). *Mech Eng*, 2016, 38: 237–249+236 [闫澍旺, 霍知亮. 岩土工程下沉贯入数值模拟方法研究进展. *力学与实践*, 2016, 38: 237–249+236]
- 29 Hamann T, Grabe J. A simple dynamic approach for the numerical modelling of soil as a two-phase material. *Geotechnik*, 2013, 36: 180–191
- 30 Schanz M, Cheng A H D. Transient wave propagation in a one-dimensional poroelastic column. *Acta Mech*, 2000, 145: 1–18
- 31 Richart F E, Woods R E, Hall J J R. Vibration of soils and foundations. In: Proceedings of the International Series in Theoretical and Applied Mechanics. Englewood Cliffs: Prentice-Hall, 1970
- 32 Wang R, Cao W, Xue L, et al. An anisotropic plasticity model incorporating fabric evolution for monotonic and cyclic behavior of sand. *Acta Geotech*, 2021, 16: 43–65

Centrifuge experiment and numerical simulation of suction caisson installation in sand

WANG He, WANG Rui & ZHANG JianMin

Department of Hydraulic Engineering, State Key Laboratory of Hydrosience and Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China

Suction caissons are widely used foundations in offshore engineering. Compared with traditional forms of foundations, a significant advantage of the suction caisson is its cost-effectiveness owing to its simple installation equipment requirement, short installation time, convenience in transportation, and recycle and reuse potential. Changes in excess pore pressure and seepage field caused by penetration and suction have a significant impact on soil resistance around the caisson wall and tip. The centrifuge test and Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) large deformation solid-fluid coupled FEM are used in this study to investigate the changes in suction pressure and the seepage field during the suction caisson installation in the sand. The ALE solid-fluid coupled FEM successfully simulates suction caisson installation processes in sand observed in centrifuge tests. The difference in suction penetration resistance is found to be caused by seepage and excess pore pressure generated during suction caisson installation. Therefore, the solid-fluid effective stress analysis is needed in the evaluation of suction caisson penetration to consider the importance of seepage.

suction caisson installation, finite element method, arbitrary lagrangian-eulerian analysis, solid-fluid coupling, soil-structure interaction

doi: [10.1360/SST-2021-0458](https://doi.org/10.1360/SST-2021-0458)