

文章编号:1005-9865(2023)01-0110-18

海上风电吸力基础在分层土中的沉贯特性研究综述

李大勇^{1, 2}, 黄凌昱¹, 张雨坤³, 吴学震¹

(1. 福州大学 土木工程学院, 福建 福州 350108; 2. 中国石油大学(华东) 储运与建筑工程学院, 山东 青岛 266580; 3. 山东科技大学 山东省防灾减灾重点实验室, 山东 青岛 266590)

摘 要:吸力基础与海洋工程大直径钢桩相比,具有成本低、安装周期短、对环境的影响小、不受海况影响及可回收再利用等优点,近年来在海上风电工程中得到推广应用。吸力基础沉贯至海床预定位置,是其发挥承载力和确保服役稳定性的前提。海床地基土体常以分层土形式分布,且各层土体强度、压缩性和渗透性等方面存在显著差别,导致吸力基础吸力沉贯机理非常复杂。明确吸力基础在分层土中沉贯特性,有助于指导吸力基础在海上风电工程中的推广应用。对目前吸力基础在分层土中沉贯特性研究进行综述和总结,归纳了其沉贯机理研究进展,并对影响吸力基础在分层土中沉贯因素进行了分析;提出了分层土中吸力基础沉贯的研究方向和改进的沉贯方法。

关键词:吸力基础;分层土;吸力沉贯;沉贯机理;海上风电

中图分类号:P754 **文献标志码:**A **DOI:**10.16483/j.issn.1005-9865.2023.01.012

Review of installation behavior of suction caisson in layered soil

LI Dayong^{1, 2}, HUANG Lingxia¹, ZHANG Yukun³, WU Xuezheng¹

(1. School of Civil Engineering of Fuzhou University, Fuzhou 350108, China; 2. College of Pipeline and Civil Engineering, China University of Petroleum (East China), Qingdao 266580, China; 3. Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Mitigation, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China)

Abstract: A suction caisson has been increasingly applied as foundation supporting offshore wind turbines. Compared to larger offshore monopiles, suction caissons have many advantages such as low cost, fast installation, easy removal and reuse, little environmental impact. Seabed is composed of layered soil, which causes the installation of suction caisson many uncertainties. The theoretical and experimental research of suction caisson installation has been focused on the homogeneous soil, and the research on the installation in complex layered soil needs to be strengthened because the practice in such situation will be always encountered. This paper first analyzes and summarizes the basic principle of penetration of suction foundation in homogeneous soil. Next, this study illustrates the theoretical, experimental and numerical results of the penetration mechanisms of suction caisson in layered soil, and some factors affecting the suction caisson penetration characteristics and behavior are analyzed. Finally, some suggestions of studying installation of the suction caisson in layered soil are proposed.

Keywords: suction caissons; layers soil; suction-assisted installation; installation behavior; offshore wind power

随着人类对海洋资源的开发向深海发展,若仍使用传统桩基础等近海浅水区基础形式支撑上部结构,同时承受更强的海洋环境荷载,则桩基础的尺寸和成本将随水深呈指数型增长^[1],工程的建设难度和投资风险的明显增加^[2]。因此,不得不寻求更加适合深海工程的基础形式。此时,吸力基础(suction caisson)引起了

收稿日期:2022-03-24

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51879044)

作者简介:李大勇(1971—),男,博士,教授,从事海洋岩土工程科研和教学工作。E-mail:ldy@upc.edu.cn

通信作者:吴学震(1988—),男,博士,研究员,从事天然气水合物、海洋岩土等研究。E-mail:wu@fzu.edu.cn

人们的关注,也被称为吸力桶、吸力桩或吸力锚,是一种通过向密封的薄壁钢筒($1 < L/D < 10$, $t/D < 0.01 \sim 0.001$,其中 L 为桶高, D 为桶径, t 为桶壁厚度)内抽水,产生向下的内外压力差(又称为吸力),使之沉入海床的新型海洋基础^[2],已被广泛应用于各种海上油气平台、风力涡轮机的系泊系统和支撑结构中^[2-8],具体结构如图1(a)所示,在海床中的安装方法如图1(b)所示。

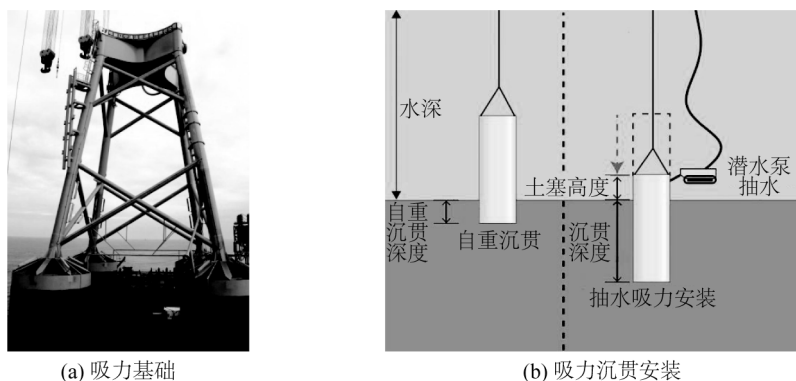


图1 吸力基础和安装方法

Fig. 1 Suction caisson and installation

与海上风力机常用的大直径桩基础相比,吸力基础具有以下优点:1)可在砂土、粉土、黏土海床中沉贯安装,海床适应性优良。2)对场地水深不敏感,近海(水深10~30 m)到深海(水深30~60 m)都可应用,目前最深的应用水深超2 km。3)对安装设备要求低,有效降低海上施工风险,基础沉贯安装速度很快,工期短,有效节约施工成本和作业时间。安装过程基础发生严重倾斜或沉贯终止,可注水方便拔出,重新抽水贯入,亦可服役结束后,回收重新利用,因此可大幅度降低工程造价。4)组合灵活,可以采用单桶或多桶型式布置,也可以采用固定式和系泊式与上部结构连接。

吸力基础的设计主要取决于安装和使用性能,近年来随着海上风力机功率的提高^[9],其体积也变得越来越大,吸力基础的直径也随之增大,基础尺寸已经远大于过去天然气/石油平台所用传统的吸力基础。人们通过对传统吸力基础结构进行改造,以满足日益增长的承载的需要,如:李大勇等^[10]提出了新型吸力基础——裙式吸力基础,如图2所示,通过在传统吸力基础上附加裙结构,大幅提升基础的水平和竖向承载力^[11-12],同时也有效提高基础抵御受海流冲刷的影响^[9, 13]。另外,Bienen等^[14]提出了一种复杂内裙基础,通过在桶内分隔舱室,以适应大直径吸力基础沉贯过程,方便调整沉贯阻力纠偏。

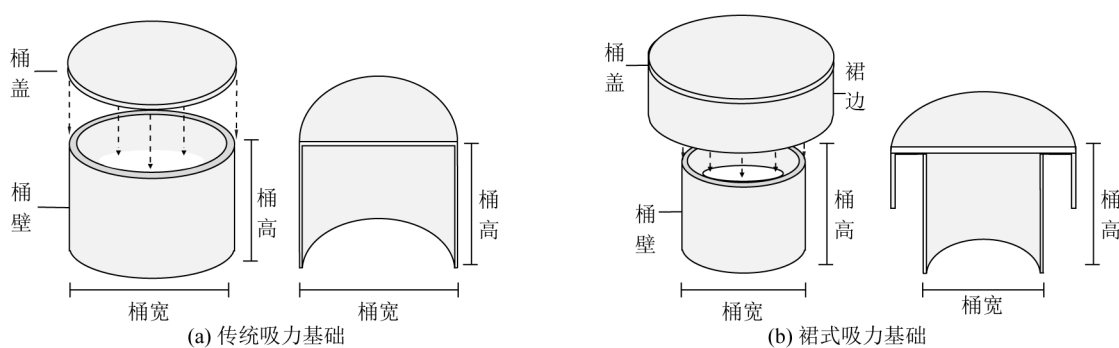


图2 裙式吸力基础结构示意图

Fig. 2 Schematic modified suction caisson (MSC)

从吸力基础在均质土和分层土沉贯安装过程出发,首先介绍现有的理论计算、试验类型和数值模拟方法,探讨吸力基础目前在不同性质海床土层中沉贯的特点和存在的问题,指出在内部土层渗透性差距很大的分层土中,研究吸力基础沉贯机理的必要性,提出可行的研究策略和改进方向。希望对吸力基础应用提供研究思路,对吸力基础结构设计、沉贯特性的深入研究提供帮助,以发挥其在可再生能源开发领域的优势。

1 吸力基础沉贯

天然沉积形成的海床通常是分层的,相邻土层透水性差异较大,表面通常由软黏土组成。吸力基础的沉贯安装时,需要计算所遭遇的阻力,确定合理的吸力值范围,控制所施加吸力的大小,以保证沉贯安装效果。因为:过小的吸力会导致吸力基础沉贯速度过慢,施工效率降低;过大的吸力则会使土塞过度隆起,提前接触顶盖,使得吸力基础沉贯不到预定位置,承载力达不到设计要求。甚至会由于土塞在吸力影响下管涌破坏,造成沉贯失败。吸力基础在分层土中安装时,则存在与纯砂土和纯黏土地层中不同的沉贯问题。

1.1 均质土沉贯机理

吸力基础对土体条件的变化比较敏感,不同土体中有不同沉贯机理和特性。人们对吸力基础的沉贯安装问题的研究首先在砂土地层开展。Hogervorst^[15]、Tjelta^[16]、Iskander等^[17]早期研究者开展吸力基础沉贯模型试验,验证在砂土中沉贯的可行性和一般机理,提出吸力会引起土中的渗流,显著减小端部附近的土体有效应力,从而降低基础的沉贯阻力。在这些研究和实践的基础上,人们通过现场和室内试验^[1, 18]、数值模拟^[18]、理论分析^[19-20]等方法,开展吸力基础沉贯的响应研究。Allersma^[21]总结早期研究成果认为桶体自重、桶内施加的吸力、桶内土塞特性和采取的沉贯方法等,都将影响吸力基础沉贯时的响应。

吸力基础在黏土中的沉贯机理则不同于砂土中^[22-23]。土体的物理力学特性,吸力基础的尺寸结构和安装方法,以及基础的沉贯深度、土与桶壁相互作用、界面处土体的抗剪强度,都对其在黏土中的沉贯响应存在影响^[22-24]。目前,对于黏土中吸力基础安装响应和特性的研究,重点在沉贯阻力和土塞高度变化^[25-29]。Zhou和Randolph^[27]基于模型试验和小变形数值模拟结果,发现吸力沉贯产生的指向基础内部的土体流动和“set-up”效应会影响吸力基础安装过程。Chen等^[30]认为黏土中吸力基础采用压力沉贯安装与吸力沉贯方式安装,其基础沉贯特性并无明显差别。

在吸力基础沉贯机理和特性研究的基础上,人们采用模型试验和数值模拟结合的方法,研究吸力沉贯过程中桶内土塞的形成机理及土中孔隙水压力分布^[22-23, 30-32]。通过理论与经验相结合,考虑渗流和土体变形影响,提出了各种沉贯阻力、最小和最大吸力以及桶内土塞高度的计算方法,预测了沉贯吸力和桶内土塞隆起。

自20世纪90年代吸力基础的概念引入我国,国内学者首先在砂土中开展吸力基础的沉贯响应研究,考虑了基础沉贯时,不同土层条件下、不同结构尺寸的基础渗流响应、桶内土塞的形成、模型试验的比尺效应、土体水力梯度发展和基础沉贯阻力等因素^[33-39]和桶土界面作用的影响^[24, 40-43],从渗流和砂土塞膨胀的关系解释其生成机理^[42, 44-46]。并且对比改进吸力基础与传统吸力基础沉贯和承载特性差异,如Li等^[47]通过裙式吸力基础在黏土中的沉贯模型试验,研究了裙结构对其沉贯和承载特性的影响,建议在裙结构入土一定深度后,对裙结构内进行抽水以提高沉贯效率。

目前,国内外对均质土中吸力基础沉贯过程的研究,主要是采用土力学基本理论和经验公式^[2, 19],考虑渗流和土体变形影响,估算沉贯阻力和土塞高度。缺乏对沉贯过程土体性质、土与渗流、结构的相互作用的深入分析。土塞的形成机理没有广泛接受的解释,尤其复杂地质条件下,难以准确估算土塞高度^[48-49]。对均质土中吸力基础沉贯基本规律和渗流影响下典型土体的物理力学参数变化的研究,为进一步探索分层地层条件下吸力基础的沉贯特性,提供了研究方向和理论支持。

1.2 分层土沉贯机理

海床表面一般由软黏土组成,其土层剖面通常是分层的,且分布往往不均匀^[50]。早在20世纪80年代,人们就陆续进行分层土条件下的吸力基础沉贯安装,如GORM油田项目中安装的12个固定式吸力基础^[2]。Tjelta等^[51]最早尝试了在分层土中进行大直径吸力基础全尺寸现场安装试验。对于现实工程一些案例的研究^[52-53]表明:吸力沉贯在复杂地层中安装可能改变基础内外及周围的土的状态,将持续影响基础后续的使用性能。

Andersen和Jostad^[22]发现当黏土中有砂土或卵石夹层时,吸力基础沉贯所需吸力会更大,而当砂土中有黏土夹层,也会降低砂土中的减阻效应,造成沉贯阻力上升。Tran等^[54]发现在有粉土夹层的砂土中吸力沉贯时,吸力减阻效应会明显降低,且降低程度与粉土层厚度之间为非依赖性的规律。Cotter^[55]研究砂土下卧

倾斜黏土层时,吸力基础沉贯的响应模式。发现沉贯时黏土塞出现抬升现象,主要受到砂土层的厚度、渗透性的影响。Ragni等^[56-57]在一系列黏土和砂土模型试验的基础上,利用PIV(particle image velocimetry)技术讨论了吸力基础在不同类型的分层土沉贯的可能机理。Stapelfeld等^[58]通过离心模型试验和PIV技术,研究吸力基础在上砂下黏和上黏下砂土中的沉贯机理和竖向循环受荷特性,发现黏土层对分层土中的沉贯阻力和吸力传递存在复杂的影响。在上砂下黏土中,砂土随着吸力基础桶壁嵌入黏土中的,包裹的黏土可能造成土—侧壁的界面处出现不排水受力的特性;在上黏下砂土中,黏土塞的抬升对于吸力沉贯和竖向循环拉拔响应也存在关键性的影响。

Zhu^[59]开展离心模型试验,尝试在上砂下黏土中安装的吸力基础,并研究其在循环荷载作用下响应。Park和Park等^[60]通过轴对称有限元分析,研究在上砂下黏地层中,吸力沉贯的机理,利用均质砂条件下吸力基础的经验公式,计算出各个土层剖面上的端阻和侧阻,经过回归分析后可以预测吸力基础上砂下黏地基中的承载力。Mehravari等^[50]通过有限元数值模型的归一化分析,试验发现分层土的中弱渗透性土层处在不同深度时,对土中渗流有不同的影响。当吸力基础端部靠近粉土层界面时,吸力引起的渗流减阻效应明显降低,最大可降低60%。

丁红岩等^[61]通过大变形有限元法,分析吸力基础在黏土质海床以及砂质和粉质层状海床中的沉贯特性。王丽等^[62]在钙质砂中采用动力沉贯方法安装吸力基础,发现周边钙质砂中的孔压出现上升,当硬质黏土上覆钙质砂层时,砂层中孔压动力响应有所减弱。刘小丽^[46]采用有限元法分析裙式吸力基础在均质土和分层土(上砂下黏)中的沉贯响应以及基础周围渗流场的分布规律。李大勇等^[63]利用有限元方法,研究在分层土中裙式吸力基础沉贯时,土中的渗流场及水力梯度响应规律。发现在分层土中沉贯,当基础穿过砂土层进入黏土层时,砂土中吸力引起的水头损失会变小,而黏土中的水头损失则增大。

国内外对于吸力基础在分层土中的沉贯机理研究尚在探索阶段,主要集中在对试验现象的描述和沉贯机理讨论上,要精确指导分层土工程条件下的吸力沉贯安装,许多问题尚待解决。由于分层土中开展试验和观测的困难,相关数据比较缺乏,对其控制条件了解不充分,相关理论研究并不完善。虽然很多学者采用有限元^[64]、半桶模型^[65]、PIV技术^[58]等手段辅助研究,成果仍缺乏比较深入的讨论。

分层土中吸力基础的沉贯特性与均质土中存在较大差异^[66],受到土层组合、夹层土性和土体物理力学参数的影响。考虑分层土部分特性的室内模型试验和数值模拟结论,直接推广到超出经验范围的原型基础上,也存在很大的不确定性风险^[53]。吸力基础在沉贯过程中,周边土体的应力场、渗流场也将产生复杂的变化。基础结构、施工方法对分层土中吸力基础沉贯的影响,需要进一步开展研究、深入探索。

1.3 分层土中沉贯模型与特性

分层土中的吸力沉贯响应分析,需要考虑土层特性和分布对于桶内吸力的影响。桶内吸力在渗透性较好的砂土中,会引起流向桶内的渗流,桶端处的砂土受到水力梯度变化的影响而液化;桶内土塞则受到方向向上水力梯度的影响,抵消了重力,造成其膨胀。同时,渗流作用导致桶内土体有效应力降低,减小土塞与侧壁之间的摩擦阻力,降低基础沉贯所受的阻力。在渗透性较差的土体中,吸力产生的渗流,要远小于砂土,但在土—桶壁界面处仍能产生一定的减阻效应^[43]。

当分层土为砂土层覆盖黏土层时,吸力基础沉贯原理如图3(a)所示:如果桶端处于上覆砂土层时,桶内吸力(s)在砂土中会产生流向桶内的渗流,降低沉贯阻力;当桶端接近或沉入下卧黏土层时,砂土中渗流受到影响,吸力减阻渗透性较好效应减弱或消失^[59, 67]。Tran^[65]在离心半桶模型试验中,用强度较高粉土代替黏性土,研究上砂下粉和砂土夹杂粉土层中吸力基础的沉贯特性。上砂下粉土的沉贯特性前期与纯砂土中近似,当基础端部靠近粉土层时,桶内吸力开始上升。基础在沉贯速率较慢(0.3~0.4 mm/s)时,端部接触粉土层后就无法继续下沉,提高沉贯速率(4~5 mm/s)后才能继续下沉,同时上覆的砂土层出现明显液化。室内试验所用黏土强度一般低于砂土,吸力基础在上砂下黏土中沉入黏土层中后,沉贯性质与均质黏土中相似^[58, 64, 68],一般不会遇到类似粉土中的沉贯问题。

当分层土为黏土层覆盖砂土层时(图3(b)),桶内的黏土塞在沉贯初期会形成水力屏障,阻止桶内吸力 s_1 吸力向下卧砂层中发展^[69],削弱甚至消除砂土层中减阻效应。此时,吸力基础可能由于在砂土中沉贯阻力过高,无法进一步下沉。如果增大桶内吸力 s_1 ,使其超过上覆黏土层的承载力($s_1 \geq s_{plug}$),使其破坏抬升,上覆

黏土层和下卧砂土层之间将出现明显裂隙。黏土塞的抬升可将吸力压力传递给下卧砂层,形成层间吸力 $s_2=s_1-s_{\text{plug}}$,在砂土中产生渗流。该现象在离心机模型试验^[58, 66, 68, 70]和1g条件下的模型试验中^[71]均被观察到,这表明吸力基础在上黏下砂层中沉贯具有可行性的,但需要解决吸力过大产生的不确定性问题。

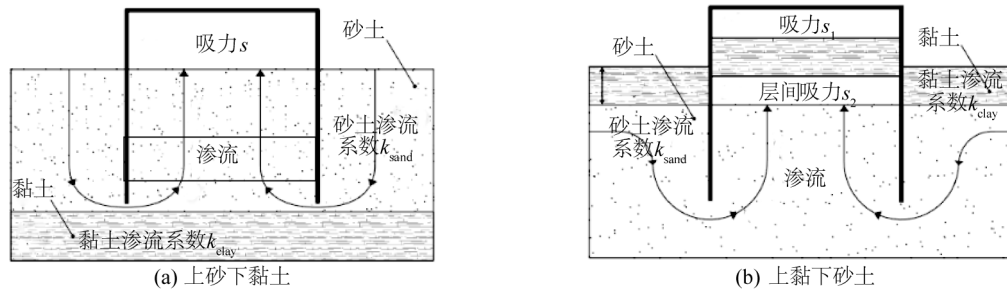


图3 不同分层土中吸力基础沉贯机理^[69]

Fig. 3 Penetration mechanism of suction caisson in various layered soils profile

Stapelfeldt等^[58]通过半桶离心沉贯试验配合PIV技术,研究了上砂下黏土中吸力基础沉贯的机理和周边土体变化(图4、图5)。半桶模型在上砂下黏土(砂层厚 $0.4L$)中沉贯时,砂-黏土分层界面处($z/L=0.4$)的砂土随着桶壁下沉嵌入黏土层(图4(a)),影响土-桶壁界面的特性;土塞接触顶盖前砂层($z/L=0.9$)几乎没有明显变形(图4(b)),接触后($z/L=1.0$)中部抽水孔处砂土变形比较明显(图4(c))。在上黏下砂土中沉贯时,吸力的影响集中在黏土塞中,使其发生明显变形乃至超过抗隆起阻力后明显抬升(图5(a)),抬升引起的黏土-砂界面开裂,将吸力传递到下卧砂层中(图5(b))。

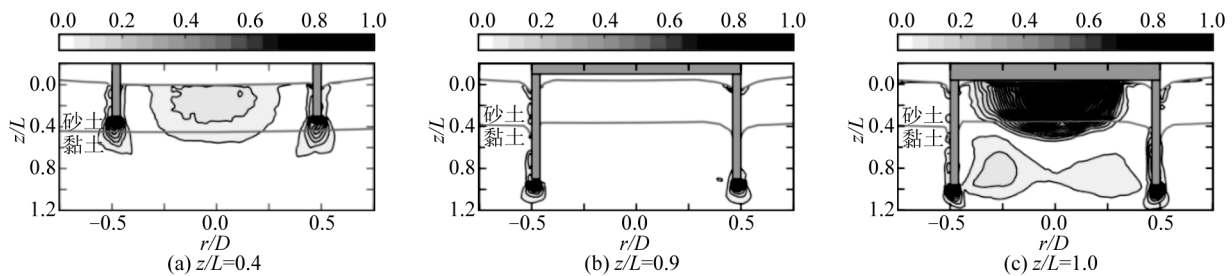


图4 上砂下黏土沉贯时土塞的变形^[58]

Fig. 4 Deformation of soil plug during suction installation in sand overlying clay

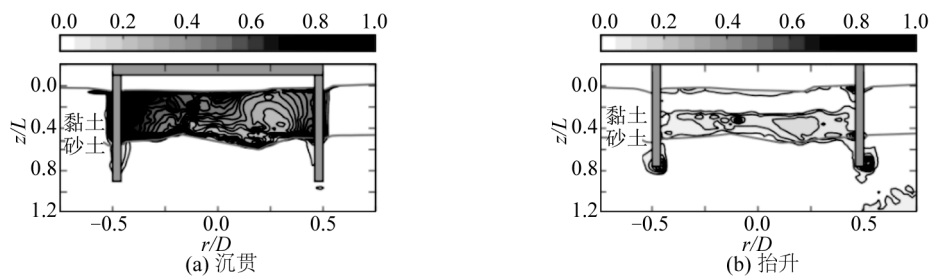


图5 上黏下砂土沉贯时土塞的变形^[58]

Fig. 5 Deformation of soil plug during suction installation in clay overlying sand

图6为Ragni等^[56]提供的半桶离心沉贯试验照片,直观地展示了吸力基础在上黏下砂分层土中沉贯时,桶内黏土层与砂层分离现象:随着沉贯深度增加,吸力逐渐增大,黏土-砂土界面首先出现扰动裂隙(图6(a)),并持续扩展,直到侧面产生渗流路径,将桶内吸力直接传递到下卧砂土层中,造成黏土不均匀抬起(图6(b))。Romp^[72]认为上覆黏土塞开裂或抬升的响应模式,取决于黏土是否发生反向端承效应,与黏土层厚度 h_{clay} 相对基础几何尺寸的比例有关。当 $D/h_{\text{clay}} < 6$ 时,黏土层容易出现开裂破坏丧失完整性;当 $D/h_{\text{clay}} > 10$ 时,发生抬升破坏;而当 $6 < D/h_{\text{clay}} < 10$ 时,这二种情况都有可能发生。此外,下卧砂层中的渗透响应也会影响上砂下黏土中反向端承效应。在吸力基础沉贯过程中,渗透性小于 10^{-5} m/s的土能够保持其反向端承载能力^[72]。此时,土内负孔压消散所需的时间大于1 d,超过了典型的吸力基础沉贯安装时间1~6 h。



图6 上黏下砂土中黏土塞分离与抬升^[56]

Fig. 6 Clay plug heave splitting and lifting during suction installation in clay overlying sand

Senders^[4]在总结试验结果和现场施工经验的基础上,提出吸力基础在砂土上覆不同弱透水层(黏土/粉土)形成的分层土中沉贯时,4种可能的土塞破坏机制及其对基础沉贯特性的影响,具体内容如表1所示,受力分析如图7所示。

表1 吸力基础在分层土中沉贯特性

Tab. 1 Behaviors of suction caisson installation in layered soil

模式分类	土塞破坏机制	对吸力沉贯阻力的影响
土塞扰动响应	土塞顶部为很薄或脆性弱透水层,在吸力沉贯的开始阶段,会受到扰动或开裂,后续在砂层中的渗流过程与均匀砂土机制中的渗流过程类似。	扰动的弱透水层中存在水头损失,稍微降低吸力对砂土的减阻作用,吸力较大时,砂土中仍会出现明显的减阻现象。
土塞侧裂响应	上覆坚硬黏土层或者桶内设置的竖向减阻环,在土塞和基础侧壁之间产生贯通性裂隙。渗流将沿裂隙流入桶内,具有独特的流动特性。	顶部弱透水层中的水力损失,降低砂层中减阻现象,吸力较大时,砂土中仍会出现明显减阻现象。
土塞液化响应	土塞上覆不透水层为易液化的粉土,吸力在顶部弱透水层中产生水力梯度,超过临界值后该层发生液化,后续在砂层中的渗流过程与均匀砂土机制中的渗流过程类似。	上覆层液化后,仍然存在水头损失,吸力较大时,砂层中仍会出现明显减阻现象。
土塞层间渗透响应	砂土上覆黏土,吸力通过顶部弱透水层,引起下卧砂层中的渗流,流体流入流出最初处于平衡状态,随着吸力增大,砂层中渗流的流入量超过流出量,水涌入黏土层底部将黏土土塞抬起。	上层的压力降会略微降低砂层的减阻效果,但根据吸力压力的大小,砂层的阻力会显著降低。当桥塞开始向抬升动时,顶层上方的压降保持不变,但在砂层上方的压降会增加,从而降低阻力。



图7 分层土中土塞破坏机理

Fig. 7 Mechanism of soil plug instability and failure in layered soils

吸力基础在分层土中沉贯时,土中的水力梯度随基础沉贯深度不断变化将影响其沉贯特性,比如降低砂土层中阻力和管涌的临界条件^[5]。土塞黏土层扰动和土塞侧裂响应会使上覆黏土层中产生贯通性裂隙,渗流特性发生变化,下卧砂层中也随之出现渗流并产生减阻效应。当吸力过大时,下卧砂土中的水力梯度超过临界值,即出现砂土层液化扰动,沉贯阻力大幅降低,周边砂土大量涌入桶内,甚至沿着黏土层中的裂

隙延伸到土塞表面。土塞层间渗透响应时,上覆黏土层在桶内吸力的影响下,克服自身重力和桶壁摩阻力而抬升,下卧砂层则在层间吸力影响下,出现孔隙压力下降,沉贯阻力降低的现象。土塞液化响应一般出现在上覆层为粉土的情况,由于当上覆层临界与下卧层液化临界水力梯度不同,上覆层液化后,下卧砂土层可能不会立即液化,基础沉贯特性类似在纯砂土中。粉土液化后会随着水流运动,对抽水设备正常运转产生影响。

2 沉贯阻力与吸力计算

2.1 均质土

吸力基础的沉贯依赖吸力克服土层阻力,正确计算沉贯阻力是确定所需吸力的前提。吸力基础的沉贯阻力(R)是桶内、外壁摩阻力(Q_{in} 、 Q_{out})和桶端阻力(Q_{tip})之和。吸力基础自重沉贯阶段的沉贯阻力可以参考大直径开口空心桩的沉桩机理^[4]进行计算。

基于原位CPT试验结果,均质土中吸力基础沉贯阻力的经验计算公式:

$$R = Q_{in} + Q_{out} + Q_{tip} = k_{tip} q_c A_{tip} + A_{wall, in} \int k_{in} q_c(z) dz + A_{wall, out} \int k_{out} q_c(z) dz \quad (1)$$

其中, q_c 为CPT试验获得的锥尖沉贯阻力; k_{tip} 为与桶端阻力相关的经验系数; k_{in} 、 k_{out} 为与桶内外侧阻力相关的经验系数; A_{tip} 为桶端面积; $A_{wall, in}$ 、 $A_{wall, out}$ 为桶内外侧壁面积。砂土中考虑有效应力和有效摩擦角计算沉贯阻力时,式(1)可变为:

$$R = k_{tip} q_c A_{tip} + f_{in, av} A_{wall, in} + f_{out, av} A_{wall, out} \quad (2)$$

在黏土中下沉时,不排水条件下土体对基础侧壁的摩阻力,可通过不排水抗剪强度乘无量纲摩擦因数计算,而端部阻力可以通过承载力公式获得,即有:

$$R = (L + L_s) \alpha_i s_{u, av} (\pi D_i) + H \alpha_o s_{u, av} (\pi D_o) + N_c s_{u, tip} + \gamma' N_q L \quad (3)$$

其中, L 为侧壁埋深; L_s 为土塞高度; D_o 、 D_i 为基础的外径和内径; α_i 、 α_o 分别为桶内、外侧壁摩擦因数; $s_{u, av}$ 为埋深 L 范围内土体的平均不排水抗剪强度; $s_{u, tip}$ 为基础端部处的不排水抗剪强度; N_c 、 N_q 为承载力系数。根据阻力大小可以确定贯入过程中所需吸力大小,吸力沉贯受力分析表明,当沉贯力大于等于沉贯阻力(R)时,吸力基础才会下沉^[23],此时施加的吸力即为所需吸力 s_{req} :

$$W' + s_{req} A_{in} = R \quad (4)$$

考虑阻力 R 的组成,可以写成:

$$s_{req} = \frac{Q_{in} + Q_{out} + Q_{tip} - W'}{A_{in}} \quad (5)$$

式中: W' 为基础水中的浮重度; A_{in} 为有效吸力作用面积 $A_{in} = \pi D_i^2/4$ 。

研究人员根据不同的沉贯原理和简化方式,对吸力基础的沉贯阻力,以及所需的吸力进行了理论研究。吸力基础沉贯阻力计算方法归纳为:基于承载力(API、Anderson)方法、CPT-Based(DNV、Feld、Senders)方法和Houlsby解析法三种。表2和表3分别展示了在砂土或黏土中,吸力沉贯阶段阻力 R 的计算方法。

其中CPT-Based方法虽然公式简单、参数少,使用较广泛,但受限于静力触探原位试验的准确性。CPT试验测定的是静压状态下,探头在土中所受的阻力特性,不能直接反应吸力沉贯时,渗流效应对土体阻力特性的影响。评估减阻特性的关键参数 k_p 、 k_t 等,也缺乏可信的定量分析理论模型,与实际工程数据仍然存在差距^[73]。一些原型尺寸吸力基础的沉贯案例,显示实际的沉贯阻力可以有更大的折减^[74],某些工况下桶内侧的摩阻力可折减为0,桶端阻力折减50%。

经典承载力理论和Houlsby等^[75]的解析法,则公式参数多且复杂,准确预测沉贯阻力必须精确测定每一个参数。一些参数不能直接从现场测量中获得,造成在实际使用中,工程监测的数据与试验和数值模拟结果偏差较大。许多学者与规范给出了不同的推荐经验值,以匹配不同地质条件的室内及现场试验结果^[30, 76-77]。李大勇等^[78]通过在有机玻璃吸力基础的沉贯试验,直观展现吸力沉贯过程中吸力引起基础内部“土塞”现象,并基于试验成果,提出了中粗砂中吸力基础沉贯计算的理论公式。李大勇等^[79]依据Hencky应力方程建立了桶壁内、外侧土体之间的有效应力表达式,计算沉贯时土塞加速上升阶段,临界吸力值以及最大、最小吸力。Wu等^[80]分别在砂土和黏土中考虑基础侧壁的黏附力,提高端部处土体的竖向应力和剪应

力,提出一种修正的滑移线场法估算沉贯时的端阻力,并计算沉贯所需的最大、最小吸力和最终沉贯深度,并通过有限元模拟验证结果。

经典理论框架下的现有理论计算模型,需要简化假设进行调整以适应实际工况。最主要的一条假设是计算将内部土塞和界面处的渗透系数视为常数。即使一些研究考虑了沉贯前后的桶内土体的渗透系数差异。但在整个安装过程中,内外渗透系数之比,仍视为不随沉贯过程而发生变化的常数。大部分方法也都存在忽略了桶内土塞上升的阻力、土体变形以及桶端部倒角形状的问题。

表 2 砂土中吸力基础沉贯阻力公式

Tab. 2 Formulas of penetrating resistance of suction caisson in sand

方法分类	计算公式
Andersen & Jostad 方法 ^[23]	$R = 0.5\gamma'hK\tan\delta A_{\text{wall}} + (0.5\gamma'tN_{\gamma} + qN_q)A_{\text{tip}}$
API 方法 ^[81]	$R = 0.5\gamma'hK\tan\delta A_{\text{wall}} + 0.5\gamma'hN_q A_{\text{tip}}$
DNV 方法 ^[82]	$R = A_{\text{so}}k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{\text{si}}k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{\text{tip}}k_p q_c(L)$
Houlsby & Byrne 方法 ^[83]	$R = A_{\text{so}}K\tan\delta \int_0^L \sigma'_{v0}(z) dz + A_{\text{si}}K\tan\delta \int_0^L \sigma'_{vi}(z) dz + A_{\text{tip}}\sigma'_{tip}$
Feld 方法 ^[84]	$R = A_{\text{so}}\gamma\tan\varphi' \int_0^L \sigma'_v \left(1 - \gamma_0 \frac{s}{s_{\text{crit}}}\right) dz + A_{\text{si}}\tan\varphi' \int_0^L \sigma'_v \left(1 - \gamma_0 \frac{s}{s_{\text{crit}}}\right) dz + A_{\text{tip}}k_p q_c(L) \left(1 - \gamma_0 \frac{s}{s_{\text{crit}}}\right)$
NGI 方法 ^[20]	$R = A_{\text{so}}k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{\text{si}}k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{\text{tip}}k_p q_c(L)$ $R_{\text{flow}} = R \cdot R_{\text{atio}}(s, s_{\text{crit}}, W, z, t)$
Senders & Randolph 方法 ^[85]	$R = A_{\text{so}}k_f \int_0^L q_c(z) dz + \left[A_{\text{si}}k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{\text{tip}}k_p q_c(L) \right] \left(1 - \gamma_0 \frac{s}{s_{\text{crit}}}\right)$

注: k_p 为渗透系数; k_f 为施加吸力后桶内外土体渗透系数之比, $k_f = k_{\text{inside}}/k_{\text{outside}}$; $k_{f,\text{wall}}$ 为桶壁周边扰动区域桶内外渗透系数之比。

表 3 黏土中吸力基础沉贯阻力公式

Tab. 3 Formulas for penetration resistance of suction caisson in clay

方法分类	计算公式
API 方法 ^[81]	$R = \alpha's_{u,D}^{\text{av}} A_{\text{wall}} + (N_q s_{u,\text{tip}}^{\text{av}} + \gamma'z) A_{\text{tip}}$
Andersen 方法 ^[22]	$R = \alpha s_{u,D}^{\text{av}} A_{\text{wall}} + (N_q s_{u,\text{tip}}^{\text{av}} + \gamma'z) A_{\text{tip}}$
DNV 方法 ^[82]	$R = \pi D \left(2k_f \int_0^h q_c(z) dz + k_p q_c(h) t \right)$
Houlsby 方法 ^[75]	$R = \left(\gamma' + \frac{\alpha s}{h} \right) Z_o^2 \left[\exp\left(\frac{h}{Z_o}\right) - 1 - \frac{h}{Z_o} \right] (K\tan\delta)_o (\pi D_o) + A_{\text{tip}}k_p q_c \left(1 - r_o \frac{s}{s_{\text{crit}}} \right) \left(\gamma' - \frac{(1-\alpha)s}{h} \right) Z_i^2 \left[\exp\left(\frac{h}{Z_i}\right) - 1 - \frac{h}{Z_i} \right] (K\tan\delta)_i (\pi D_i) + \left\{ \left(\gamma' - \frac{(1-\alpha)s}{h} \right) Z_i^2 \left[\exp\left(\frac{h}{Z_i}\right) - 1 \right] N_q + \gamma' t N_{\gamma} \right\} (\pi D t)$
Sender 方法 ^[4]	$R = \pi D_o k_f \int_0^h q_c(z) dz + \left[\pi D_i k_f \int_0^h q_c(z) dz + k_p q_c(h) \pi D t \right] \left(1 - \frac{s}{s_{\text{crit}}} \right)$

由于内外渗流方向和边界约束条件不同,一般基础外部土体渗透系数变化相对不明显。而内部土塞的渗透系数在吸力沉贯过程中存在连续变化^[32, 42]。周边土体渗透系数将随基础沉贯深度而改变,桶内外土体的渗透系数之比也发生变化。内外渗透系数比不能被视为常数。吸力基础在海床中安装时,潜水泵的抽水速率是唯一可直接控制的因素。现有基于达西定律的渗流计算方法,对于水泵速率的影响,则难以给出比较合理的解释^[32]。

当吸力基础沉贯,桶内吸力造成土体中的水力梯度达到破坏临界状态时,施加的吸力即为临界吸力。表 4 和表 5 展示了常用的吸力基础在砂土和黏土中沉贯的临界吸力公式。

表 4 砂土中吸力基础沉贯临界吸力公式

Tab. 4 Formulas for the critical suction of suction caisson installed in sand

方法分类	计算公式
Feld 方法 ^[84]	$\frac{S_{crit}}{\gamma'D} = 1.32 \left(\frac{h}{D} \right)^{0.75}$
Houlsby 方法 ^[83]	$\frac{S_{crit}}{\gamma'D} = \left(1 + \frac{\alpha_1 k_f}{1 - \alpha_1} \right) \left(\frac{h}{D} \right)$
Andersen 方法 ^[20]	$S_{crit} \approx 0.16 \left[5 \left(\frac{h}{D} \right) + 3 \right] \frac{k_{f,wall}^{0.675 - 0.3(h/D)}}{h/D} \gamma'h$
Senders 方法 ^[85]	$\frac{S_{crit}}{\gamma'D} = \left[\pi - \arctan \left(5 \left(\frac{h}{D} \right)^{0.85} \right) \left(2 - \frac{2}{\pi} \right) \right] \left(\frac{h}{D} \right)$

注: $\alpha_1 = 0.45 - 0.36 \left(1 - e^{-(0.28h/D)} \right)$; $k_{f,wall}$ 为桶壁周边扰动区域桶内外渗透系数之比。

表 5 黏土中吸力基础沉贯临界吸力公式

Tab. 5 Formulas for the critical suction of suction caisson installed in clay

方法分类	计算公式
API 方法 ^[81]	$S_{cr} = N_c^* s_{u,tip}^{av} + A_{in} s_{u,D}^{av} / A_{top}$
DNV 方法 ^[82]	$S_{cr} = \frac{Q_{in}}{A_{in}} + \frac{N_c^* s_{u,tip}^{av}}{F_s}$

注: F_s 为安全系数, DNV 建议最小取 1.5。

砂土中的沉贯吸力公式通常假设桶内土塞的渗透系数是均匀的, 计算获得的临界吸力值与实测之间, 一般存在较大误差^[30]。在黏土中, 吸力过大时, 桶内土体由于反向端部承载力作用而发生地基承载力破坏。吸力超过土—桶壁界面的临界水力梯度, 也会造成局部渗流破坏, 沿桶壁产生渗流裂隙, 影响吸力基础的封闭性, 严重时可能造成桶内土塞过高或基础沉贯中止。

综上, 现有吸力基础沉贯安装模型, 基于各种假设条件与经验参数修正后, 对于渗流使得土体松动提高临界吸力的现象, 缺乏明确解释和定量讨论。误差仍然较大, 有很多改进空间, 需要从试验和理论两方面进行更加深入探索和改进。

2.2 分层土

吸力基础在纯砂土中吸力沉贯时, 桶内吸力会产生明显的减阻效应, 显著降低基础底部处的端阻。因此, 吸力基础在比较致密的砂土地基中也可安装到位。当砂土中有黏土层, 阻碍土中渗流发展时, 会影响减阻效应, 造成基础在砂土中的沉贯阻力不会降低, 需要进一步提高吸力才能继续沉贯^[86]。当黏土中夹杂强度较高的砂层或者砾石层时, 深厚黏土层阻碍吸力减阻效应的发挥, 基础需要更大的吸力克服夹层阻力, 对沉贯效果产生负面影响^[22]。

Ibsen 和 Thilsted^[87]通过对比数值计算结果与现场安装试验结果, 发现吸力基础在砂土下卧弱透水粉土地层中安装, 粉土层可以视为不透水边界, 桶壁端部处的水力梯度是桶内砂土层发生管涌的主要因素。当桶端下沉靠近粉土层时, 砂土中的渗流场形态将发生变化, 端部附近土体的水力梯度增大, 根据这一现象, 提出了计算吸力基础在上砂下粉土中沉贯时所需吸力经验公式^[87]:

$$\left(\frac{s}{h} \right) = \left(\frac{s}{h} \right)_{ref} + 0.1 \left(\frac{D}{L_D} \right) \left(\frac{h}{L_D - h} \right)^{0.5} \quad (6)$$

式中: $\left(\frac{s}{h} \right)_{ref} = 2.86 - \arctan \left[4.1 \left(\frac{h}{D} \right)^{0.8} \right] \left(\frac{\pi}{2.62} \right)$, L_D 为流动边界到弱透水层的距离。由此可得归一化的沉贯临界吸力: $\frac{s_{cr}}{\gamma'D} = \frac{h}{D} \left(\frac{s}{h} \right)$, 该式在施加吸力小于临界吸力时, 也可用于下卧层为黏土的情况^[87]。

Senders^[4]和 Cotter^[71]基于上黏下砂土中吸力基础沉贯离心模型试验结果, 考虑桶内渗流平衡, 建立渗流模型, 计算吸力基础在上黏下砂地层中沉贯时的阻力。桶内吸力在黏土塞中存在损失, 降低了传递到砂土

层中的吸力,桶内黏土塞完好的程度决定损失程度。下卧砂土层由于被上覆黏土所约束,不能在吸力作用下隆起。

此时,避免桶内土塞隆起的极限吸力 s_{plug} 可表示为:

$$s_{\text{plug}} = \left(\gamma'_{\text{clay}} + \frac{4}{D_i} \alpha s_u \right) h_{\text{clay}} \quad (7)$$

其中, s_{plug} 为抬升黏土塞所需的最小吸力; h_{clay} 为黏土层厚度; γ'_{clay} 是黏土的平均有效单位重量; αs_u 为土与侧壁平均界面之间摩擦值,可以通过重塑黏土的抗剪强度计算, α 为反演的土体敏感性。

当黏土-砂界面处的吸力达到了最大值 s_{max} 时,在砂土层内部水力梯度到达临界值。当土塞破坏模式为扰动响应时,假设黏土塞开裂存在渗流路径,不能完全阻碍吸力传递和渗流发展,则桶内砂土的摩擦力为 $Q_{i, \text{sand}}$,端阻力为 Q_{tip} 。当吸力 $s_1 = s_{\text{max}} + s_{\text{plug}}$,端阻力为零。当基础端部位于下卧砂土层时,根据竖向力平衡关系有:

$$W + 0.25\pi D_i^2 s = Q_{o, \text{clay}} + Q_{i, \text{clay}} + Q_{o, \text{sand}} + (Q_{i, \text{sand}} + Q_{\text{tip}}) \text{Max} \left(1 - \frac{s}{s_{\text{max}} + s_{\text{plug}}}, 0 \right) \quad (8)$$

沉贯所需的吸力为:

$$s = \text{Min} \left[\frac{Q_{o, \text{clay}} + Q_{i, \text{clay}} + Q_{o, \text{sand}} + Q_{i, \text{sand}} + Q_{\text{tip}} + W}{Q_{i, \text{sand}} + Q_{\text{tip}} + 0.25\pi D_i^2 (p_{\text{max}} + p_{\text{plug}})}, 1 \right] (s_{\text{max}} + s_{\text{plug}}) \quad (9)$$

当土塞破坏模式为抬升破坏时,可以假设黏土塞完全不透水,能够完全承受桶内的吸力,而不开裂和变形。砂土内摩擦 $Q_{i, \text{sand}}$ 和砂土端承阻力 $Q_{\text{tip}, \text{sand}}$ 的减小量与竖向有效应力的变化量呈线性相关,并通过因子 f 的适当修正。当吸力从0增加到 s_{plug} 时,阻力的总体折减系数为 $1 - \frac{s}{s_{\text{plug}}} f$, 其中 $f = \frac{\gamma'_{\text{clay}} z_{\text{clay}}}{\gamma'_{\text{clay}} z_{\text{clay}} + \gamma'_{\text{sand}} L'} f^*$, $L' = L - z_{\text{clay}}$ 为吸力基础在下卧砂土层中的沉贯深度, f^* 为平均内摩擦和端承阻力的减小因子; γ'_{sand} 为砂土的平均有效重度。

此时,根据竖向力平衡:

$$W + 0.25\pi D_i^2 s = Q_{o, \text{clay}} + Q_{i, \text{clay}} + Q_{o, \text{sand}} + (Q_{i, \text{sand}} + Q_{\text{tip}}) \left[1 - f \text{Min} \left(1, \frac{s}{s_{\text{plug}}} \right) \right] \text{Max} \left[0, \text{Min} \left(1, 1 - \frac{s}{s_{\text{max}} + s_{\text{plug}}} \right) \right] \quad (10)$$

吸力基础沉贯时,还需满足渗流连续条件,单位时间抽水量 $\Delta V_{\text{pump}} = \Delta V_{\text{disp}} + \Delta V_{\text{seep}} + \Delta V_{\text{sys}}$ 。此时,分层土中渗流产生的流量变化为:

$$\Delta V_{\text{seep}} = k_{\text{soil}} i_{\text{ave}} A_{\text{caisson}} \Delta t = k_{\text{soil}} \frac{s}{\gamma_w L_{\text{ave}}} A_{\text{caisson}} \Delta t \quad (11)$$

其中, $L_{\text{ave}}/L = 1 + 0.2(L/D)^{-0.9}$ 。

ΔV_{sys} 代表系统体积的变化,主要由压力降低时水的体积膨胀所引起,可忽略不计。因此,分层土中抽水量主要由基础的位移和渗流流量决定,大小取决于砂土的渗透系数和沉贯速率。

Klinkvort 等^[88]通过轴对称有限元渗流数值模拟,假定渗流稳定条件,提出在黏土与砂相互夹杂土层中出现土塞抬升时,计算桶内临界吸力的方法,如图8所示。该方法首先对渗流减阻效应下的渗流量 q 进行修正:

$$\frac{q}{k_i} = \frac{L}{z} \frac{\frac{Lz}{4D} + \delta}{\alpha \left(\frac{\pi k_f}{4k_o} + \beta + \frac{Lz}{4D} \chi \right)} \quad (12)$$

其中, α 、 χ 、 β 和 δ 为修正参数。当 $\alpha=\chi=1$ 和 $\beta=\delta=0$ 时为 Hvorslev 的解析解,修正后的公式允许计算给定点的流量。根据土体渗透系数和水力梯度的关系 $i/q = k$,即可计算对应流量,将砂土渗流破坏临界条件代入后,可得到临界吸力:

$$s_{\text{crit}} = \frac{\alpha \gamma_w \left(\frac{\pi k_f}{4 k_o} + \beta + \frac{L}{4} \frac{z}{D} \chi \right)}{\gamma' \left(\frac{L}{4} \frac{z}{D} + \delta \right)} \quad (13)$$

式中: k_i/k_o 为吸力基础桶内外渗透性之比; z/D 为基础侧壁穿透第一道不透水层, 进入透水层的归一化深度, z_b/D 为基础端部到第二层不透水层面的归一化深度; γ_w/γ' 为水与透水层土体有效重度之比。

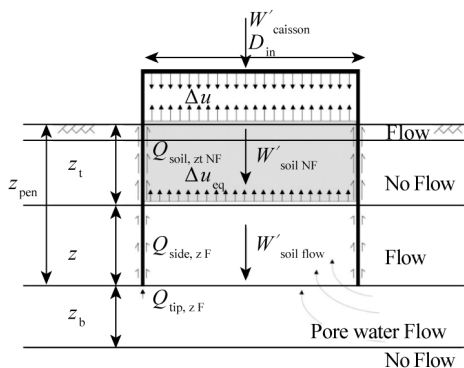


图8 分层土中吸力基础机理示意^[88]

Fig. 8 Penetration mechanism of suction caisson in layered soil

在沉贯所需吸力和临界吸力计算公式中, 桶外侧黏土层渗透系数 k_{clay} 的高低, 一般不会影响到下卧砂土层中水力梯度的预测。如不考虑土塞抬升对力的平衡的影响, 其渗透性可通过参数比 $f_{\text{perm}} = k_{\text{plug}} D/k_{\text{sand}} L_{\text{plug}}$ 确定。当该参数比为 0.01 时, 黏土塞下的压力只有吸力的 2.5%, 下卧砂层的渗流极小, 无明显减阻效应。桶内吸力过大, 黏土塞抬升后, 由于出现层间吸力, 下卧砂土层中开始有明显渗流和水力梯度变化, 吸力基础的沉贯阻力随之减小。

当吸力接近 s_{crit} 时, 黏土层破坏形式转为抬升破坏。由于渗流只发生在相邻两层界面的空隙中, 该间隙范围是泵速的函数, 沉贯时选择快速吸水安装, 可以降低土塞隆起高度, 但可能造成黏土塞内部产生更多裂隙影响完整性; 沉贯时采用较慢吸水速度, 黏土层在对应吸力下能够相对保持完整, 但土塞隆起程度会更高。分层土中沉贯时土塞的响应模式及其影响的复杂性, 使不同土层的交界面附近的桶壁阻力和桶内的吸力变化很难准确描述, 更难以精确计算沉贯时桶壁所受阻力。Senders 等^[71]提出的计算临界吸力 s_{plug} 的方法, 虽然考虑克服桶重和桶壁的摩阻力, 但没有进一步考虑黏土层与砂土层之间出现的反端承力和反向吸力效应的影响。

分层土在吸力沉贯作用下的响应模式、界面特性和渗流规律比较复杂, 沉贯阻力的估算, 主要是利用均质土中的已有公式, 通过设置经验系数, 调整土体参数, 模拟复杂土层中渗流条件变化对于土体物理力学特性和沉贯阻力的影响。主要通过模型试验和数值模拟获得的公式应用在施工中缺乏可靠性。

2.3 沉贯土塞高度预测

吸力基础沉贯时, 需要持续施加越来越高吸力以抵消越来越大的土体阻力。桶内吸力将会在桶外土体中形成指向桶内的渗流。桶内则形成竖向的渗流, 使桶内土体的竖向应力减小, 体积膨胀, 形成高于外侧土面的土塞^[84]。随着基础的沉贯进行, 吸力越来越大, 土塞的膨胀也越来越严重。过度隆起的土塞对于吸力基础的安装和服役带来困难, 将使其无法沉贯到所需深度, 处理土塞也将延长海上施工作业的时间。过高的土塞还会导致其承载更多环境中的水平荷载, 降低吸力基础的刚度和稳定性, 影响吸力基础水平承载力。环境中的波浪与水流, 也将更剧烈地冲刷附近海床, 缩短基础的使用寿命、影响其服役安全性^[2]。工程实践中, 吸力基础沉贯后的土塞高度, 需控制基础在一个阈值以下, 以保证沉贯安装的效果。吸力基础在均质土中沉贯时, 减小土塞发展的措施主要是控制吸力施加的大小, 特别是确定桶端部土体塑性破坏时的临界吸力值的大小。

基础在砂土中吸力安装时, 如果施加在砂土土塞顶面上的吸力小于临界吸力, 土体主要发生弹性变形, 预期的土体隆起量约占贯入深度的 0.5%。Tran 等^[54]通过对比压贯和吸贯后的吸力基础桶内土体 CPT 试验

结果,发现沉贯过程中流向桶内的渗流使土体向桶内流动,桶内土体出现永久性松散膨胀,最终土塞高度约占贯入深度的6%。Feld^[84]用数值模拟研究桶壁端部处土体在渗流力的作用的塑性破坏,发现桶外侧土体在渗流影响下会进入桶内部加剧土塞隆起。Senders等^[85]在砂土中开展模型沉贯试验,观察到桶内土塞高度和渗透系数的变化。当砂土中吸力基础沉贯吸力过大,超过临界吸力时,桶内土体会发生整体性渗流破坏,使得吸力无法保持;或者桶内土塞过度隆起提前接触吸力基础的顶盖,使其无法沉贯到位^[83]。

吸力基础在黏土中沉贯时,由于渗透系数非常小,桶内不会形成明显的渗流^[23],土塞隆起的机理与砂土有很大差异,各方的研究结论也并不一致。Villalobos等^[89]认为吸力沉贯时,桶壁下所置换的土体50%会流入桶内形成土塞。Andersen和Jostad^[43]认为,桶壁端部为平角的基础,压贯安装时桶壁的排土量50%的流向桶外,50%流向桶内;吸贯安装时则会随深度增加逐渐全部流向桶内,使土塞隆起。Zhou和Randolph^[27]通过任意拉格朗日欧拉有限元技术(ALE)模拟吸力沉贯,发现过程中桶壁所置换的土体一直保持65%流入桶内。Chen和Randolph^[26]在黏土中进行 $L/D=4$ 的吸力基础沉贯离心试验,发现采用吸力安装时,最终桶内土塞的隆起体积约为桶壁排土量50%,而压贯安装时则为20%。

韩智臣^[90]通过ALE技术模拟吸力沉贯发现,最终桶内土塞高度为基础侧壁入土沉入深度的8%~14%。国振等^[41]在黏土中吸力基础沉贯模型试验中,发现沉贯初始阶段施加的吸力,对土塞的发展影响不大,基础贯入土中越深,土塞隆起就越迅速。比如:先采用压力贯入一定深度,发现桶内土面变化不大甚至下降。但继续沉贯时采用吸力沉贯,桶内土面则明显抬升形成土塞。吸力沉贯的后期,存在桶内土塞加速膨胀隆起现象,试验测得的吸力沉贯时的最终土塞的高度,明显大于按照API规范计算的,吸力基础侧壁置换土体产生的最大土塞高度。

闫澍旺等^[91]综合均质土中吸力基础沉贯试验的结果,认为桶体下沉过程中,土塞的产生是由于桶壁挤出的土体流入桶内所导致。通过土塞隆起参数 m ,表示沉贯深度 z 与土塞隆起高度 h_{heave} 的关系:

$$h_{\text{heave}} \approx m(D_o^2/D_i^2 - 1)z \quad (14)$$

土塞隆起参数 m 不仅与土体的性质、桶体尺寸有关,也与所施加的归一化吸力大小密切相关,当所施加的吸力在允许范围内时,试验所得到的土塞隆起参数74%~105%。

Zhao等^[29]通过ALE技术模拟均质黏土中的吸力基础沉贯,考虑了归一化土体强度 $s_{\text{um}}/\gamma'D$ 、密度 k/γ' 、基础尺寸 $D/b+t$ 和贯入深度 d/D 四个相关因子,对于桶内土塞最大隆起高度($h_{\text{in-max}}$)的影响,得到的土塞高度预测表达式为:

$$\frac{h_{\text{in-max}}}{D} = 3.45 \left(\frac{d}{D} \right)^{2.19} \exp \left(- \frac{d}{D} \right) \left(0.68 \frac{k}{\gamma'} + \frac{s_{\text{um}}}{\gamma'D} \right)^{0.74} \left(\frac{D}{b+t} \right)^{-0.588} \quad (15)$$

与均质土相比,分层土的隆起高度除了受吸力影响外,还与土体性质、吸力基础结构(端部倒角/桶内加劲结构)等因素有关^[26, 28, 43]。Westgate等^[92]使用LVDT测量吸力基础在黏土中沉贯时内部土塞隆起情况,发现采用吸力或者压力沉贯对于土塞高度影响都较小,但有横向加强环肋的基础,桶内土塞的隆起高度可达未加劲的两倍。Wang等^[93]采用大变形有限元方法研究横向加劲结构,对吸力基础在上软下硬黏土中沉贯特性和桶内土塞的影响。

Ragni等^[56]通过半模型离心试验,观察到上砂下黏土中沉贯时,桶内外土体的变形和运动。发现在整个安装过程中,压贯、吸贯时周边土体的流动趋势基本类似,特征是沿裙边的高剪切应变和土塞内部有限的体积变化,砂-黏土界面发生了显著的变形,砂土塞整体没有发生明显的变化。

Watson等^[70]提出上黏下砂土中吸力基础沉贯时土塞高度的计算方法:

$$h_{\text{heave}} \approx \left(k_{\text{sand}} \frac{s_2}{\gamma_w h_{\text{clay}}} - k_{\text{sand}} \frac{s_{\text{plug}}}{\gamma_w h_{\text{plug}}} \right) \Delta t \quad (16)$$

其中, $s_{\text{plug}} \approx \left(a s_u \frac{s_2}{D_i} + \gamma'_{\text{clay}} \right) L_{\text{plug}} \Delta t$, $s_2 \geq s_1 - s_{\text{plug}}$ 。

对于吸力基础沉贯时吸力和贯入速度对土塞的影响,相比于纯砂土,吸力基础在上砂下粉土中沉贯需要施加更大的吸力和更高的沉贯速率^[70],才能沉入粉土层。如果吸力超过临界值,桶内砂土液化出现不稳定的土塞,隆起高度比在砂土中高2~3倍,严重影响后续沉贯和承载性能。Cotter^[55]根据模型试验结果,认为

上黏下砂土层中土塞稳定性与基础沉贯速度有关系,土塞上升取决于未扰动状态黏土层的剪切强度,提出了基础在上黏下砂土中沉贯时,土塞上升临界吸力的计算方法。Watson 等^[70]在夹有黏土层的砂土中,进行吸力基础离心模型试验,结果表明:吸力沉贯时,基础的沉贯阻力较静力压贯时明显降低。继续增加吸力,将出现层间吸力响应,黏土层抬升,砂土中也出现渗流,超过临界值则黏土塞可能过度抬升,提前接触筒顶板。Senders 等^[71]通过抗弯理论计算黏土塞的强度,判断沉贯时是否发生土塞开裂。Watson 等^[70]观察到桶内的土塞在吸力基础沉贯后期,出现加速抬升趋势。因此,缩短沉贯时间可以降低土塞高度。

由于分层土中边界条件的复杂性,还可能会发生渗流沿着基础侧壁发展,目前理论难以解释的其破坏模式^[52]。比如:Tran 等^[68]发现粉土/砂土分层土中,吸力基础的沉贯阻力比静力压贯时小,但所需吸力较纯砂土也显著提高。桶内土塞明显的隆起,抽出的水中则混入砂粒。上粉下砂分层土中是否出现反向端承效应,取决于下卧砂层中的渗流响应情况。利用 PIV 技术和半桶模型研究桶内土塞隆起时,不能忽视半桶边界条件对桶内土体变形和土中渗流的影响^[56]。在分层土沉贯后,土塞性质的变化对吸力基础后续服役和回收性能的影响,也需要进一步探究。

吸力基础在上黏下砂土中沉贯时,由于“set-up”效应和触变性^[43],周围土体强度会在沉贯过程中受到扰动而降低,沉贯停止后又逐渐恢复,黏土塞的抬升阻力和反向端承效应,因此将会受到影响^[72]。而在上砂下黏土中沉贯时,桶壁穿过土层界面,进入黏土层后土体软化和渗流变形的机制,也与纯黏土有很大差异^[56]。

总之,由于人们对土塞隆起规律认识的不足,均质土中桶内土塞隆起机理缺乏广泛认同的理论和计算方法。分层土中土塞高度的相关研究,也主要是对施工和试验现象进行总结,考虑桶内吸力作用的土塞隆起的模拟尚处于空白阶段,还需要进行深入研究和理论创新,以解决复杂地层条件下,土塞高度计算问题。

3 结论与展望

通过介绍吸力基础在不同土层中沉贯特性方面取得的研究进展,从试验研究、理论分析、数值模拟等方面阐述了吸力基础的沉贯机理,总结了吸力基础在均质土和分层土中沉贯阻力、所需吸力、临界吸力和土塞高度预测常用公式,分析了影响吸力基础在分层土中沉贯的因素,比较其与均质土中的差异,并讨论了目前理论分析的适用条件和存在的不足。建议进一步进行如下研究:

1) 吸力作用下沉贯阻力的计算取决于桶端阻力、桶—土界面摩阻力。不同基础几何尺寸、土体性质、土体渗透系数、吸力引起的土中有效应力变化等因素,对吸力基础沉贯机理的影响需要进一步明确,特别是复杂渗流条件下,夹层黏土受扰动后导致的力学和渗流参数发生变化,需要深入的定量研究。沉贯后土层性质的变化对吸力基础服役和回收也将产生影响,需要进一步考虑沉贯方式、“set-up”效应,长期服役对吸力基础后续服役的影响。

2) 分层土中吸力基础的沉贯安装特性与在均质土中有很大的差异,相关的理论模型研究较少,尤其对于不同土层组合下渗流和水力梯度的发展,土体的排水和不排水承载破坏,沉贯过程中土—侧壁界面处的土体流动、土体性质变化等还未有统一定论。基础端部穿过土层分层位置时,不同土层组合下卧层中端承阻力和摩阻力的变化规律有待研究,沉贯时,土塞的隆起和破坏机理也需进一步深入开展试验和数值模拟讨论。

3) 土层分布和土体性质对土中的渗流有复杂的影响。吸力作用下基础沉贯过程是非稳态渗流过程,现在大部分数值方法一般采用稳态渗流,忽视了水力梯度场分布和土体变形造成的土中应力场的变化。应当采用渗流场、应力场耦合方法,且渗流场随着沉贯过程的发展而变化,对分层土中吸力基础的沉贯机理进行更准确地量化分析。

4) 吸力基础在分层土中的沉贯缺乏现场工程实例数据校对。许多室内模型试验现象和工程结果并不一致。应当开展现场试验和针对性工程监测,提供相关数据对比和修正室内模型试验结果,使其具有更大的工程参考价值。

参考文献:

- [1] ISKANDER M, EL-GHARBAWY S, OLSON R. Performance of suction caissons in sand and clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, 39(3): 576-584.

- [2] TJELTA T I. The suction foundation technology[C]//Proceedings of the Third International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics (ISFOG 2015). Oslo, Norway: Norwegian Geotechnical Institute, 2015:85-94.
- [3] BYRNE B, HOULSBY G, MARTIN C, et al. Suction caisson foundations for offshore wind turbines[J]. Wind Engineering, 2002, 26(3): 145-155.
- [4] SENDERS M. Suction caissons in sand as tripod foundations for offshore wind turbines[D]. Perth, AUS: The University of Western Australia, 2008.
- [5] HARIRECHE O, MEHRAVAR M, ALANI A M. Soil conditions and bounds to suction during the installation of caisson foundations in sand[J]. Ocean Engineering, 2014, 88: 164-173.
- [6] 张浦阳, 黄宣旭. 海上风电吸力式筒型基础应用研究[J]. 南方能源建设, 2018, 5(4): 1-11. (ZHANG Puyang, HUANG Xuanxu. Application research on suction bucket foundation for offshore wind power[J]. Southern Energy Construction, 2018, 5(4): 1-11. (in Chinese))
- [7] WU X, HU Y, LI Y, et al. Foundations of offshore wind turbines: A review[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2019, 104: 379-393.
- [8] BANG S, PREBER T, CHO Y, et al. Suction piles for mooring of mobile offshore bases[J]. Marine Structures, 2000, 13(4): 367-382.
- [9] 李大勇, 陈庆剑, 张雨坤, 等. 海上风机吸力基础的水平受荷研究综述[J]. 海洋工程, 2020, 38(4): 137-147. (LI Dayong, CHEN Qingjian, ZHANG Yukun, et al. Review of horizontal loading on suction caisson of offshore wind turbines[J]. The Ocean Engineering, 2020, 38(4): 137-147. (in Chinese))
- [10] 李大勇, 刘小丽, 孙宗军. 海上风电塔架基础的新型吸力锚研发[J]. 海洋技术, 2011, 30(3): 83-87. (LI Dayong, LIU Xiaoli, SUN Zongjun. Research on new-typed suction anchor for offshore wind turbine foundation[J]. Ocean Technology, 2011, 30(3): 83-87. (in Chinese))
- [11] 李大勇, 张景睿, 张雨坤, 等. 饱和砂土中裙式吸力基础水平循环特性和累积转角变化规律[J]. 岩土力学, 2021, 42(3): 611-619. (LI Dayong, ZHANG Jingrui, ZHANG Yukun, et al. Bearing behavior and accumulated rotation of modified suction caisson (MSC) in saturated sand under cyclic loading[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, 42(3): 611-619. (in Chinese))
- [12] 张雨坤, 王冲冲, 李大勇, 等. 砂土中裙式吸力基础复合承载特性数值模拟[J]. 科学技术与工程, 2021, 21(4): 1515-1521. (ZHANG Yukun, WANG Chongchong, LI Dayong, et al. Numerical simulation of bearing characteristics of modified suction caissons in sand under combined loads[J]. Science Technology and Engineering, 2021, 21(4): 1515-1521. (in Chinese))
- [13] 白云, 张雨坤, 李大勇. 水平荷载下饱和软黏土中裙式吸力基础承载特性[J]. 人民长江, 2018, 49(20): 95-100. (BAI Yun, ZHANG Yukun, LI Dayong. Bearing behaviors of modified suction caisson (MSC) in saturated soft clay under horizontal loading[J]. Yangtze River, 2018, 49(20): 95-100. (in Chinese))
- [14] BIENEN B, GAUDIN C, CASSIDY M J, et al. Numerical modelling of a hybrid skirted foundation under combined loading[J]. Computers & Geotechnics, 2012, 45: 127-139.
- [15] HOGERVORST J R. Field trails with large diameter suction piles[C]//Proceedings of the 1980 Offshore Technology Conference (OTC). Houston, Texas: Society of Petroleum Engineers(SPE), 1980.
- [16] TJELTA T I. Geotechnical experience from the installation of the europe jacket with bucket foundations[C]//Proceedings of the 1995 Offshore Technology Conference. Houston, Texas: Offshore Technology Conference, 1995:7795.
- [17] ISKANDER M G, OLSON R E, PAVLICEK R W. Behavior of suction piles in sand[C]//Proceedings of the Design & Performance of Deep Foundations-Piles and Piers in Soil and Soft Rock. Dallas, Texas: American Society of Civil Engineers, 1993: 157-171.
- [18] BARBOUR R J, ERBRICH C T. Analysis of soil-skirt interaction during installation of bucket foundations using ABAQUS[C]//Proceedings of the 1995 Abaqus Users' Conference. Paris, France: Abaqus Users' Conference, 1995.
- [19] SENDERS M, RANDOLPH M F. CPT-Based method for the installation of suction caissons in sand[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2009, 135(1): 14-25.
- [20] ANDERSEN K H, JOSTAD H P, DYVIK R. Penetration resistance of offshore skirted foundations and anchors in dense sand[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2008, 134(1): 106-116.

- [21] ALLERSMA H G B. Centrifuge research on suction piles: Installation and bearing capacity [C]//Proceedings of the BGA International Conference on Foundations: Innovations, Observations, Design and Practice. Dundee, Scotland: British Geotechnical Association, 2003:91-98.
- [22] ANDERSEN K H, JOSTAD H P. Foundation design of skirted foundations and anchors in clay [C]//Proceedings of the 1999 Offshore Technology Conference. Houston, Texas: OTC Program Committee, 1999:10824.
- [23] ANDERSEN K H, ANDRESEN L, JOSTAD H P, et al. Effect of skirt-tip geometry on set-up outside suction anchors in soft clay [C]//Proceedings of the 23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering 2004(OMAE 2004). Vancouver, British Columbia, Canada: American Society of Mechanical Engineers, 2004:1035-1044.
- [24] 李逸凡, 李大勇, 张雨坤, 等. 吸力基础沉贯过程中桶-土界面力学机理研究进展[J]. 防灾减灾工程学报, 2020, 40(5): 829-839. (LI Yifan, LI Dayong, ZHANG Yukun, et al. Review of mechanical mechanism of bucket-soil interface during installation of suction caissons [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2020, 40(5): 829-839. (in Chinese))
- [25] HOUSE R, RANDOLPH M F, BORBAS M E. Limiting aspect ratio for suction caisson installation in clay [C]//Proceedings of the Ninth International Offshore and Polar Engineering Conference. Brest, France: The International Society of Offshore and Polar Engineers, 1999: 99-102.
- [26] CHEN W, RANDOLPH M F. External radial stress changes and axial capacity for suction caissons in soft clay [J]. Géotechnique, 2007, 57(6): 499-511.
- [27] ZHOU H, RANDOLPH M F. Large deformation analysis of suction caisson installation in clay [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2006, 43(12): 1344-1357.
- [28] CHEN W, RANDOLPH M. Radial stress changes around caissons installed in clay by jacking and by suction [C]//Proceedings of the Fourteenth International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE). Toulon, France, 2004:499-511.
- [29] ZHAO Z, ZHOU M, HU Y, et al. Behavior of soil heave inside of stiffened caissons installing in clay [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2017, 6(55): 698-709.
- [30] CHEN W, ZHOU H, RANDOLPH M F. Effect of installation method on external shaft friction of caissons in soft clay [J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2009, 135(5): 1620-1627.
- [31] 丁红岩, 贾楠, 张浦阳, 等. 海上风电复合筒型基础粉质黏土下沉试验分析[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2017, 50(9): 893-899. (DING Hongyan, JIA Nan, ZHANG Puyang, et al. Analysis of penetration test of composite bucket foundations for offshore wind turbines in silty clay [J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2017, 50(9): 893-899. (in Chinese))
- [32] TRAN M N, RANDOLPH M F. Variation of suction pressure during caisson installation in sand [J]. Géotechnique, 2008, 58(1): 1-11.
- [33] 杨少丽, 李安龙, 齐剑峰. 桶基负压沉贯过程模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(2): 236-238. (YANG Shaoli, LI Anlong, QI Jianfeng. Experimental study on bucket foundation during penetration by suction [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(2): 236-238. (in Chinese))
- [34] 丁红岩, 刘振勇, 陈星. 吸力锚土塞在粉质粘土中形成的模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2001, 23(4): 441-444. (DING Hongyan, LIU Zhenyong, CHEN Xing. Model tests on soil plug formation in suction anchor for silty clay [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, 23(4): 441-444. (in Chinese))
- [35] 朱斌, 孔德琼, 童建国, 等. 粉土中吸力式桶形基础沉贯及抗拔特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(7): 1046-1053. (ZHU Bin, KONG Deqiong, TONG Jianguo, et al. Model tests on penetration and pullout of suction caissons in silt [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(7): 1046-1053. (in Chinese))
- [36] 李大勇, 王梅, 刘小丽. 离岸裙式吸力基础在砂土地基中沉贯性研究[J]. 海洋工程, 2011, 29(1): 111-115. (LI Dayong, WANG Mei, LIU Xiaoli. Behavior of installation of offshore skirted suction foundation in sand [J]. The Ocean Engineering, 2011, 29(1): 111-115. (in Chinese))
- [37] ZHANG Y, LI D, GAO Y. Model tests on installation and extraction of suction caissons in dense sand [J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2017, 35(7): 921-929.
- [38] 李大勇, 王栋林, 张雨坤, 等. 黏性土中裙式吸力基础沉贯与注水拔出试验研究[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(3): 565-574. (LI Dayong, WANG Donglin, ZHANG Yukun, et al. Model tests on penetration and extration of modified suction

- caissons in clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(3): 565-574 (in Chinese))
- [39] 程光明, 段梦兰, 郭磊, 等. 吸力锚负压沉贯渗流场有限元分析[J]. 石油矿场机械, 2014, 43(1): 20-24. (CHENG Guangming, DUAN Menglan, GUO Lei, et al. Finite element analysis of seepage during installation of suction anchor[J]. Oil Field Equipment, 2014, 43(1): 20-24. (in Chinese))
- [40] 王庚荪, 孔令伟, 杨家岭, 等. 单桶负压下沉过程中土体与桶形基础的相互作用[J]. 岩土力学, 2003, 24(6): 877-881. (WANG Gengsun, KONG Lingwei, YANG Jialing, et al. Interaction between soil mass and bucket foundation in suction sinking process of single bucket[J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(6): 877-881. (in Chinese))
- [41] 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[J]. 海洋工程, 2011, 29(1): 8-17. (GUO Zhen, WANG Lizhong, YUAN Feng. An experimental investigation of insertion resistance and soil heave during caisson installation in soft clay[J]. The Ocean Engineering, 2011, 29(1): 8-17. (in Chinese))
- [42] 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): 185-190. (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): 185-190. (in Chinese))
- [43] ANDERSEN K H, JOSTAD H P. Shear strength along outside wall of suction anchors in clay after installation[C]//Proceedings of the 12th Int. Offshore and Polar Engrg. Conf. (ISOPE). Kitakyushu, Japan, 2002:785-794.
- [44] 杨少丽, GRANDE L, 齐剑峰, 等. 桶基负压沉贯下粉土中水力梯度的变化过程[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(6): 662-665. (YANG Shaoli, GRANDE L, QI Jianfeng, et al. Process of hydraulic gradient in silt during penetration of bucket by suction[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(6): 662-665. (in Chinese))
- [45] 丁红岩, 贾楠, 张浦阳. 砂土中筒型基础沉放过程渗流特性和沉贯阻力研究[J]. 岩土力学, 2018, 39(9): 3130-3138. (DING Hongyan, JIA Nan, ZHANG Puyang. Research of seepage characteristics and penetration resistance during installation of bucket foundations in sand[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(9): 3130-3138. (in Chinese))
- [46] 刘小丽. 海上风电裙式吸力锚基础沉贯及渗流规律研究[D]. 青岛: 山东科技大学, 2011. (LIU Xiaoli. Behavior of installation and seepage law of offshore skirted suction foundation for offshore wind turbines [D]. Qingdao: Shandong University of Science and Technology, 2011. (in Chinese))
- [47] LI D, MA S, ZHANG Y, et al. Experimental studies on differences of penetration between modified suction caisson and regular suction caisson in clay[J]. Ships and Offshore Structures, 2021, 16(2): 112-119.
- [48] DU J, DING H, ZHANG P, et al. Numerical analysis of soil plug inside suction foundations during suction penetration by discrete element method[J]. Transactions of Tianjin University, 2006, 12(1): 61-65.
- [49] GUO Z, WANG L, YUAN F, et al. Model tests on installation techniques of suction caissons in a soft clay seabed[J]. Applied Ocean Research, 2012, 34: 116-125.
- [50] MEHRAVAR M, HARIRECHE O, FARAMARZI A. Geotechnical performance of suction caisson installation in multi-layered seabed profiles[M]. Cham: Springer International Publishing, 2019:467-474.
- [51] TJELTA T I, GUTTORMSEN T R, HERMSTAD J. Large-Scale penetration test at a deepwater site[C]//Proceedings of the 1986 Offshore Technology Conference(OTC). Houston, Texas: OTC Program Committee, 1986:5103.
- [52] SAUE M, AAS P M, ANDERSEN K H, et al. Installation of suction anchors in layered soils[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2017: 1183-1191.
- [53] PANAYIDES S, POWELL T A, SCHRØDER K. Penetration resistance of suction caissons in layered soils - a case study[C]//Proceedings of the Society for Underwater Technology, Offshore Site Investigation and Geotechnics (SUT-OSIG). London, UK: Royal Geographical Society, 2017:562-569.
- [54] 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 15th International Offshore and Polar Engineering Conference. California, USA: International Society of Offshore and Polar Engineers, 2005:516-521.
- [55] COTTER O J. The installation of suction caisson foundations for offshore renewable energy structures[D]. Oxford, UK: The University of Oxford, 2009.
- [56] RAGNI R, BIENEN B, O'LOUGHLIN C D, et al. Observations of the effects of a clay layer on suction bucket installation in sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2020, 146(5): 4020020.
- [57] 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.
- [58] STAPELFELDT M, BIENEN B, GRABE J. Influence of Low-Permeability layers on the installation and the response to vertical cyclic loading of suction caissons[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2021, 147(8): 4021076.
- [59] ZHU F. Suction caisson foundations for offshore wind energy installations in layered soils[D]. Perth, AUS: The University of Western Australia, 2018.
- [60] PARK J, PARK D. Vertical bearing capacity of bucket foundation in sand overlying clay[J]. Ocean Engineering, 2017, 134: 62-76.
- [61] 丁红岩, 杜杰, 戚兰. 吸力锚下沉过程中土塞高度计算[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2002, 35(4): 439-442. (DING Hongyan, DU Jie, QI Lan. Height of soil-plug calculation in suction anchor[J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2002, 35(4): 439-442. (in Chinese))
- [62] 王丽, 鲁晓兵, 时忠民. 钙质砂地基中桶形基础水平动载响应实验研究[J]. 工程力学, 2010, 27(2): 193-203. (WANG Li, LU Xiaobing, SHI Zhongmin. Experimental study on bucket foundations responses in calcareous sand under dynamic load [J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(2): 193-203. (in Chinese))
- [63] 李大勇, 翟汉波, 张雨坤. 裙式吸力基础在层状土中沉贯的渗流数值分析[J]. 海洋技术, 2014, 33(6): 96-102. (LI Dayong, ZHAI Hanbo, ZHANG Yukun. Numerical analysis on seepage during the installation of the skirted suction caisson in layered soil[J]. Journal of Ocean Technology, 2021, 2014, 33(6): 96-102. (in Chinese))
- [64] MEHRAVAR M, HARIRECHE O, FARAMARZI A. Geotechnical performance of suction caisson installation in multi-layered seabed profiles: SEG-2018[M]. Energy Geotechnics, 2019.
- [65] TRAN M N. Installation of suction caissons in dense sand and the influence of silt and cemented layers[D]. Perth, AUS: The University of Western Australia, 2005.
- [66] CHATZIVASILEIOU G I. Installation of suction caissons in layered sand: Assessment of geotechnical aspects[D]. Delft: Delft University of Technology, 2014.
- [67] ANDERSEN K H, JOSTAD H P, DYVIK R. Penetration resistance of offshore skirted foundations and anchors in dense sand [J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2008, 134(1): 106-116.
- [68] TRAN M N, RANDOLPH M F, AIREY D W. Installation of suction caissons in sand with silt layers [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(10): 1183-1191.
- [69] SENDERS M, RANDOLPH M, GAUDIN C. Theory for the installation of suction caissons in sand overlaid by clay [C]// Proceedings of the Offshore Site Investigation and Geotechnics: Confronting New Challenges and Sharing Knowledge. London, UK: The Society for Underwater Technology, 2007: 7-429.
- [70] WATSON P G, SENDERS M, RANDOLPH M, et al. Installation of suction caissons in layered soil [C]//Proceedings of the International Conference on Physical Modelling in Geotechnics. 2006: 685-692.
- [71] COTTER O J H G. Installation of suction caisson foundations into clay over sand [C]//Proceedings of the BGA International Conference on Foundations. Dundee, Scotland, 2008.
- [72] ROMP R H. Installation effects of suction caissons in non-standard soil conditions[D]. Delft: Delft University of Technology, 2013.
- [73] 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))
- [74] ZHANG P, DING H, LE C. Penetration and removal of the mooring dolphin platform with three caisson foundations [J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2013, 135(4): 41302.
- [75] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caissons in clay and other materials [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Geotechnical Engineering, 2005, 158(GE2): 75-82.
- [76] LIAN J, FEI C, WANG H. Laboratory tests on soil-skirt interaction and penetration resistance of suction caissons during installation in sand[J]. Ocean Engineering, 2014, 84: 1-13.
- [77] WU Yuqi, LI Dayong, YANG Qing. Penetration resistance of skirt-tip with rough base for suction caissons in clay[J]. China Ocean Engineering, 2020, 6(34): 784-794.
- [78] 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))
- [79] 李大勇, 吴宇旗, 张雨坤, 等. 砂土中桶形基础吸力值的设定范围[J]. 岩土力学, 2017, 38(4): 985-992. (LI Dayong, WU Yuqi, ZHANG Yukun, et al. Determination of suction range for penetration of suction caissons in sand[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(4): 985-992. (in Chinese))
- [80] WU Y, LI D, ZHANG Y, et al. Determination of maximum penetration depth of suction caissons in sand[J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2017, 22: 1-8.
- [81] Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms-working stress design: API RP 2A-WSD[S]. Washington, USA: American Petroleum Institute, 2014.
- [82] Foundations, classification notes No. 30. 4[S]. Norway: Det Norske Veritas, 1992.
- [83] 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.
- [84] FELD T. Suction buckets, a new innovative foundation concept, applied to offshore wind turbines[D]. Aalborg, Denmark: Aalborg Universitetsforlag, 2001.
- [85] SENDERS M, RANDOLPH M F. CPT-Based method for the installation of suction caissons in sand [J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2009, 135(1): 14-25.
- [86] SAHOTA B S, WILSON Q. The break-out behaviour of suction anchors embedded in submerged sands[C]//Proceedings of the Offshore Technology Conference(OTC). Houston, Texas: OTC Program Committee, 1982.
- [87] IBSEN L B, THILSTED C L. Numerical study of piping limits for suction installation of offshore skirted foundations an anchors in layered sand [C]//Proceedings of the Frontiers in Offshore Geotechnics II: Proceedings of the 2nd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth, AUS: Taylor & Francis, 2010:421-426.
- [88] KLINKVORT R T, STURM H, ANDERSEN K H. Penetration model for installation of skirted foundations in layered soils[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019, 145(10): 4019085.
- [89] VILLALOBOS F A, BYRNE B W, HOULSBY G T. Model testing of suction caissons in clay subjected to vertical loading[J]. Applied Ocean Research, 2010, 32(4): 414-424.
- [90] 韩智臣. 吸力锚的有限元数值分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2013. (HAN Zhichen. Finite elemnt analysis of suction anchors[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2013. (in Chinese))
- [91] 闫澍旺, 霍知亮, 楚剑, 等. 黏土中桶形基础负压下沉阻力及土塞发展试验[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2016, 49(10): 1027-1033. (YAN Shuwang, HUO Zhiliang, CHU Jian, et al. Experiment on penetration resistance and soil plug development during suction caisson penetration in soft clay [J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2016, 49(10): 1027-1033. (in Chinese))
- [92] WESTGATE Z J, TAPPER L, LEHANE B M, et al. Modelling the installation of stiffened caissons in overconsolidated clay [C]//Proceedings of the ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Honolulu, Hawaii, USA: American Society of Mechanical Engineers, 2009:119-126.
- [93] WANG Q, ZHOU X, ZHOU M, et al. Inner soil heave of stiffened caisson during installation in soft-over-stiff clay [J]. Computers and Geotechnics, 2021, 138: 104336.