

DOI: 10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2018.04.001

海上风电吸力式筒型基础应用研究

张浦阳¹, 黄宣旭^{1,2}

(1. 天津大学 建筑工程学院, 天津 300072; 2. 江苏道达风电设备科技有限公司, 南通 226000)

摘要: [目的]筒型基础是一种极具潜力的环境友好型海上风电基础, 如何有效的实现筒型基础顺利下沉到设计深度和下沉过程结构垂直度的精准控制, 避免筒内土塞隆起或筒裙及分舱板变形甚至屈曲带来的安装风险是筒型基础应用层面的关键问题。[方法]通过总结吸力式筒型基础在国内外风电工程中的应用, 分析了筒型基础施工过程中下沉和调平两个关键问题涉及的相关机理和方法。[结果]研究表明: 准确预测复杂土质条件下筒型基础施工过程中下沉阻力及施工临界吸力和施工过程可能发生的结构变形等不稳定性态分析将有效规避单筒型、多筒型和单筒多舱复合型筒型基础吸力下沉调平过程中的施工风险。[结论]海上风电吸力式筒型基础应用总结分析, 可以为实际工程提供筒型基础下沉和调平施工方案的相关参考。

关键词: 海上风机; 测风塔; 吸力式筒型基础; 一体化运输安装

中图分类号: TM614; TU476

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2018)04-0001-11

Application Research on Suction Bucket Foundation for Offshore Wind Power

ZHANG Puyang¹, HUANG Xuanxu^{1,2}

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China;

2. Jiangsu Daoda Wind Power Equipment Technology Co., Ltd., Nantong 226000, China)

Abstract: [Introduction] Bucket foundation is a promising and environmental friendly foundation for offshore wind turbines. Effectively penetrating this foundation to a design depth with satisfied levelness and avoiding the side soil plug heave or the buckling deformation of bucket skirt and compartment plates during the suction installation are challenging problems for the development of bucket foundations. [Method] By summarizing the application of the suction bucket foundation at wind power section in the world, the related mechanisms and methods involved in the two critical issues of penetrating and leveling during the suction construction process were analyzed. [Result] The results show that the accurate estimation for the penetration resistance, the critical suction and the possible structural deformation in layered soils can effectively facilitate the systematic analysis of the instability mechanism of the bucket foundation, the multi-bucket foundation and the compartment-bucket foundation in terms of the installation risk reduction. [Conclusion] The summary analysis of application of suction bucket foundation for offshore wind power can provide some reference for the foundation penetrating and leveling construction scheme for the actual project.

Key words: offshore wind turbine; anemometer tower; suction bucket foundation; one-step integrated transportation and installation

0 引言

筒型基础作为一种锚泊和基础型式在海洋及港口工程中具有很大的应用价值, 例如: (1)海上结构系泊系统, 如单点系泊、牵引平台的牵拉、船系泊、管线的固定与牵引; (2)吸力锚; (3)牵引式沉垫平台的阻滑桩; (4)防波堤; (5)平台基础,

如导管架平台和张力腿平台的基础; (6)海上风电基础, 这是一种新的应用。与其他海洋基础相比, 筒型基础主要利用从筒内泵出气/水产生压力差形成吸力(低于一个大气压时也称负压)下沉, 具有安装简便无噪音污染、抗倾覆承载力高、节约钢材并可重复利用等优点, 有望成为今后海上风机主要基础型式之一。

1 海上风电工程应用情况

筒型基础在海上风电场建设中主要应用于测风塔和海上风机结构基础, 大致分为三种型式: 单筒

收稿日期: 2018-06-15 修回日期: 2018-07-24

基金项目: 国家自然科学基金资助项目“近海风电筒型基础层状土中吸力下沉调平技术”(51779171)

型,多筒型(三筒或四筒)和天津大学(练继建教授和丁红岩教授研发团队)与道达公司研发的单筒多舱复合型。典型应用工程案例如表1、图1~图5所示。

单筒多舱型复合筒型基础是一种大尺度的混凝土-钢板-钢筋-预应力钢绞线组合体系的宽浅型基础结构型式(直径25~40 m,高度6~15 m),将弧形过渡段和筒型基础部分有机的结合成复合筒型基础(重量2 000~4 000 t)。整个结构体系通过预应力混凝土过渡段将风机塔筒的巨大弯矩有效的转化为基础结构内有限的拉压应力,多种材料的复合结构有效解决了钢-混凝土结构的变形协调和开裂控制,充分发挥了钢-混凝土结构的材料优势,提

高了结构的安全性、耐久性。基础筒壁可分为混凝土和钢质,筒内蜂窝状分舱结构可以实现基础自浮拖航和下沉精细调平功能,如图2所示。该基础结构型式可实现陆上批量预制、海上一体化安装,从而大大节省海上作业时间,大幅度降低生产、运输和安装成本,使海上风电场高效、低成本、规模化开发成为可能,其技术创新思路如图3所示。图中所示基础、塔筒和3 MW风机一步式整机运输及安装完成(整体拖航72 h、281 n mile、整机下沉施工8 h、水平度万分之三)。目前,正在建造的11台3.3 MW和2台6.45 MW复合筒型基础风电机组将于今年采用一步式安装方式用于三峡公司江苏大丰海上风电场。

表1 海上风电筒型基础分类和典型应用情况

Tab. 1 Types of suction foundation and its typical applications in offshore wind turbine

分类	典型应用情况	其他
单筒型 Mono Bucket Foundation	2002年8月丹麦 Frederikshavn 风电场: 3 MW 风机, 直径12 m, 裙高6 m。粘土, 水深1~4 m。 2005年德国 Wilhelmshaven 风电场: 4.5 MW 风机, 直径16 m, 裙高15 m, 安装过程遭驳船撞击, 贯入6.8 m 负压屈曲失效。砂土, 水深18 m。 2009年3月丹麦 Horns Rev 2 风电场: 测风塔, 直径12 m, 裙高6 m。2015年7月使用结束成功回收。层状土, 水深9~17 m。 2013年9月英国 Dogger Bank 风电场: 2座测风塔, 直径14 m, 裙高8 m。水深18 m。 2014年9月英国 North Sea 实验安装了两个筒型基础(直径8 m、裙高6 m和直径4 m、裙高6 m)。三个海上风电场, 24 d 29次实验安装和回收。 美国 Lake Erie 风电场: 3 MW 风机, 直径18 m, 裙高12 m。层状土, 水深20 m, 考虑冰荷载, 未开工。	可自浮安装, 喷射系统(Jet System)保证基础的垂直度千分之二以内。
多筒型 Suction Jacket Foundation	2014年10月德国 Borkum Riffgrund 1 风电场: 4 MW 风机, 三筒型, 直径8 m, 裙高8 m。砂土、水深25 m。 2016年5月英国 Dudgeon 风电场, 18~25 m 水深, 分别安装了直径8 m、高6 m和直径4 m、高6 m的两台风电筒型基础。 2018年3月英国 Aberdeen Bay 风电场: 2台8.8 MW和9台8.48 MW 风机, 三筒型, 直径9.5~10.5 m, 裙高9~13 m。水深19~32 m。 2018年拟采用工程: 英国 Hornsea 1 风电场57台7 MW 风机; 德国 Borkum Riffgrund 2 风电场20台8 MW 风机。	安装结束后, 可以采用筒内顶盖下灌浆保证筒顶与土体均匀接触。
单筒多舱型 复合筒型基础 Composite Bucket Foundation	2010年9月江苏启东海域: 2.5 MW 实验样机, 基础直径30 m, 砼裙高6 m, 弧线过渡段高18 m, 单筒7钢舱结构。 2017年三峡江苏响水风电场: 2台3 MW 风机基础, 直径30 m, 钢裙高12 m, 弧线过渡段高23 m, 结构自重2 500 t, 单筒7钢舱结构。验证一步式整机运输安装技术, 安装后结构垂直度万分之三。 2018年三峡江苏响水风电场: 计划安装11台3.3 MW和2台6.45 MW 风机基础, 直径32~36 m, 钢裙高11 m以内, 单筒7钢舱结构。	筒内多舱结构能够实现基础-塔筒-机头整机运输和下沉调平技术。

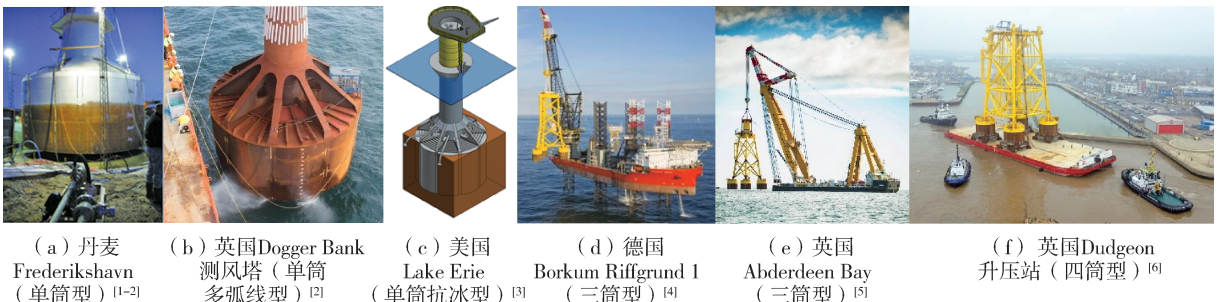


图1 海上风电筒型基础

Fig. 1 Suction bucket foundations in offshore wind farm

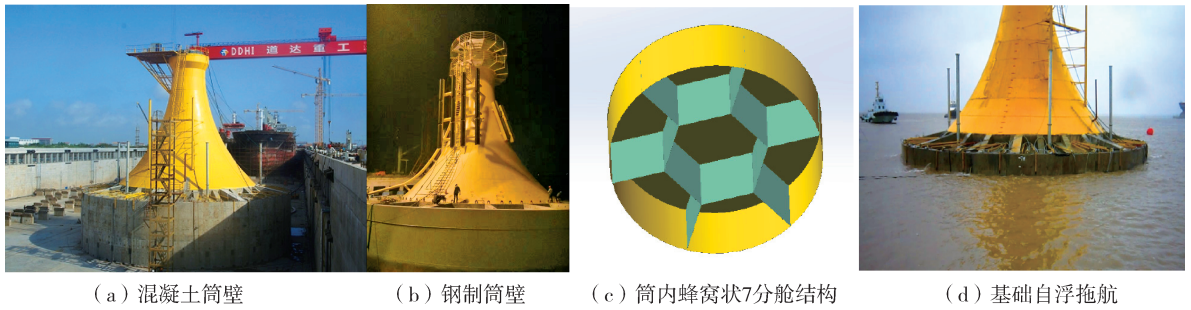


图 2 单筒多舱型复合筒型基础

Fig. 2 Composite bucket foundation (CBF) with subdivisions



批量预制 ⇨ 基础自浮 ⇨ 风机安装 ⇨ 一体化浮运 ⇨ 整体安装

图 3 海上风电复合筒型基础 - 塔筒 - 风机一步式安装技术思路

Fig. 3 One-step integrated installation technique with CBF, tower and wind turbine

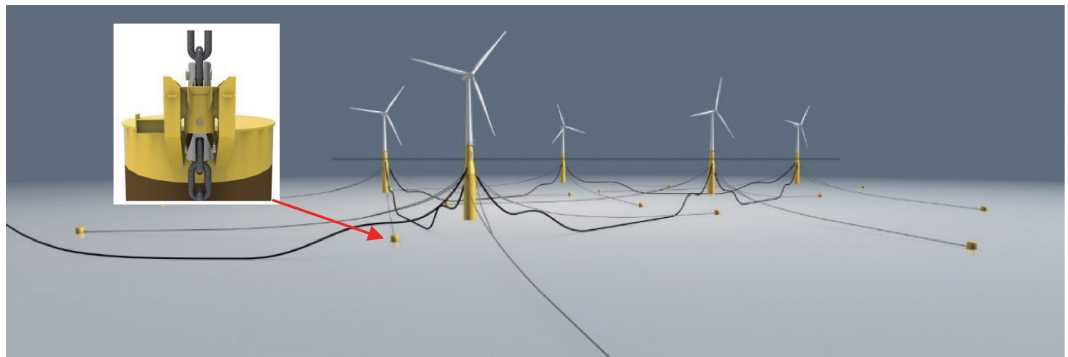


图 4 英国海上浮式风电场 Hywind Scotland 吸力基础应用^[7]

Fig. 4 Applications of suction foundations in UK Hywind Scotland floating wind farm^[7]

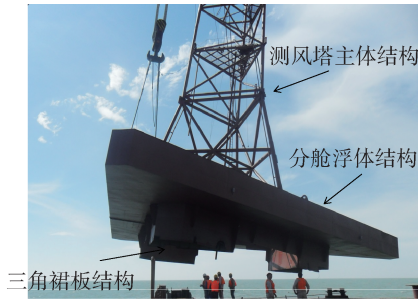
作为吸力锚还可以应用在浮式风机平台的锚泊系统, 例如: 2017 年 7 月挪威国家石油公司英国建成世界上第一个海上浮式风电场 Hywind Scotland Pilot Park, 由 5 台 6 MW 风机组成, 每个风机采用三个吸力基础提供锚泊力, 如图 4 所示。

天津大学和道达公司联合开发的新型一体化海上风电测风塔也利用吸力式基础进行辅助下沉和调平施工, 如图 5 所示。测风塔架 - 浮体结构 - 吸力式裙板基础结构为一体的海上测风塔组合结构体系已应用于江苏和海南等 8 个海上风电场的测风工程, 资源节约、环境友好, 经济社会效益显著, 最

远拖航距离为 350 n mile(启东一连云港)。

总之, 海上风电筒型基础可大幅度提高海上风电建设效率和环境友好程度, 尤其单筒多舱型海上风电复合筒型基础实现了基础 - 塔筒 - 风机的一体化运输和安装, 将显著降低海上风电建造安装成本, 提升我国海上风能利用领域的科技水平和自主创新能力。然而, 我国近海风电场的土质条件十分复杂, 表层软弱土、粉土、砂土及粘土或分层土呈现复杂多样性, 如何有效的实现筒型基础顺利下沉到设计深度和下沉过程结构垂直度的精准控制, 避免筒内土塞隆起或筒裙及分舱板变形甚至屈曲带来

的安装风险势必是筒型基础应用层面的关键问题。



(a) 海上测风塔底部基础结构



(b) 海上测风塔拖航

图5 海上风电一体化测风塔

Fig. 5 One-step integrated installation technique of offshore anemometer tower

2 筒型基础下沉施工问题

自筒型基础应用开始,下沉阻力的准确预测和吸力施加的合理控制就一直是核心问题。筒型基础下沉过程一般分为自重下沉和吸力下沉两部分。由于砂土中吸力引起渗流效应会影响下沉阻力,计算变得相对复杂。目前常见的筒裙内外侧摩阻力和筒裙端阻力的计算方法如表2所示。API和HB方法是基于有效应力理论或BETA法推导^[8-9]。API方法计算基础静力压入或自重下沉阻力,HB法则考虑了吸力下沉过程筒裙端阻力和筒壁内部摩阻力减少及筒外壁摩阻力增加的效应。其中筒内外土体竖向有效应力与API方法显著不同,HB方法考虑了筒裙端部应力分布的不对称性(1999年安装过程筒内外有效应力差异由Erbrich & Tjelta^[10]提出,Senders^[11-12]针对Draupner E安装数据和模型实验贡献了比较研究),及对裙端应力 σ'_{end} 不均匀性的影响。同时考虑了筒内外土体渗透系数之比 k_{fac} 体现吸力作用后土体密实的变化程度。另外,DNV、SR、NGI方法则是基于CPT贯入阻力 q_c 的计算方法,核心问题是确定计算系数 k_f 和 k_p 。其中,

DNV方法只关注了吸力施加前的下沉过程(基于北海砂土条件最大可能 $k_f=0.001$ & $k_p=0.3$ 和最高预期 $k_f=0.003$ & $k_p=0.6$)。SR方法考虑了吸力下沉筒内及裙端阻力的线性减少,调整Lehane方法,建议对于 $k_f=0.002$ & $k_p=0.2$ 或采用 $k_f=C[1-(D_i/D_o)^2]^{0.3}\tan\delta$ 计算。NGI方法(Andersen等^[13])给出了自重下沉阶段 $k_f=0.0015$ ($0.01 < k_p < 0.55$)或 $k_f=0.001$ ($0.3 < k_p < 0.6$);吸力下沉阻力减少阶段,通过和临界吸力 s_{crit} 、施加吸力 s 、自重 W 、下沉深度 z 和筒壁厚度 t 相关的经验系数(Ratio)来考虑下沉阻力变化,其中临界吸力(临界吸力数 $S_{N,cr}$)取决于下沉深度与直径比(z/D),筒内外土体渗透系数比 k_{fac_thin} (thin代表只考虑了与筒壁接触的土体,区别于HB法),为了确定有渗流和无渗流条件阻力比,NGI采用图解法对于每个下沉深度确定 $S_{N,cr}$ 图解确定下沉阻力。但下沉深度与壁厚比 z/t 组数有限且大于100的情况都归于一线(都对应 $S_N/S_{N,cr}$ 为常数0.9)。Feld^[14]方法综合了有效应力法和CPT法。不同的是自重阻力计算中侧摩阻力未采用承载力参数(K & δ),而是粗糙系数 r (0.8)和摩擦角 ϕ' 。吸力沉贯阶段减阻效应通过施加吸力和临界吸力值比(s/s_{crit} , s_{crit} 同Clausen & Tjelta方法^[15])和三个经验系数 r_i , r_o 和 r_t 分别确定筒内外侧摩阻力和端部阻力变化。应用层面上,HB法虽然很好的预测了Luce Bay安装实验,但1.5 m和3 m直径的筒内部摩擦力,在贯入一定深度后(0.37 m和0.67 m, $0.25 D$ 和 $0.22 D$)出现了负值,进一步的贯入计算需要判断液化现象。HB法参数准确输入是有效预测的前提,对非常密实的超固结土还需特别确定系数 N_q 和 K_0 。CPT圆锥贯入虽与基础筒裙相似(宽度和速度),但圆锥和筒裙土体分别是轴对称失效和准平面应变失效。Chatzivasileiou^[16-17]对各种方法开展的对比研究成果,问题主要体现在:HB方法土压力比 K 和筒内外土体渗透系数比 k_{fac} 并未体现渗流引起土体应力的渐变过程;基于CPT方法中 s/s_{crit} 及其引起渗流减阻特性的 k_f 和 k_p 等参数定量评估理论模型也未有定论,如SPT公司砂土沉放阻力计算公式某些工况甚至将筒内摩阻力折减为0,端阻折减50%,部分原型工程数据也显示了端阻更大的折减案例。

因此,筒型基础砂土贯入计算核心要解决的问题是筒壁内外附近的土体竖向有效应力随着吸力影

表2 砂土中筒型基础下沉阻力公式

Tab. 2 Formulas of penetrating resistance of bucket foundation in sand

方法分类	计算公式
API 方法	$R_c = (A_{so} + A_{si}) \min \left[K \tan \delta \int_0^L \sigma'_v(z) dz, f_{lim} \right] + A_{tip} \min \left[\sigma'_v(L) N_q, q_{lim} \right]$
Houlsby & Byrne (HB) 方法	$R_c = A_{so} K \tan \delta \int_0^L \sigma'_{vo}(z) dz + A_{si} K \tan \delta \int_0^L \sigma'_{vi}(z) dz + A_{tip} \sigma'_{end}$
DNV 方法	$R_c = A_{so} k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{si} k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{tip} k_p q_c(L)$
Feld 方法	$R_c = A_{so} \gamma \tan \phi' \int_0^L \sigma'_v \left(1 - \gamma_0 \frac{s}{s_{crit}} dz \right) + A_{si} \tan \phi' \int_0^L \sigma'_v \left(1 - \gamma_0 \frac{s}{s_{crit}} dz \right) + A_{tip} k_p q_c(L) \left(1 - \gamma_t \frac{s}{s_{crit}} \right)$
NGI 方法	$R_c = A_{so} k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{si} k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{tip} k_p q_c(L), R_{c,flow} = R_c \text{Ratio}(s, s_{crit}, W, z, t)$
Senders & Randolph (SR) 方法	$R_c = A_{so} k_f \int_0^L q_c(z) dz + \left[A_{si} k_f \int_0^L q_c(z) dz + A_{tip} k_p q_c(L) \right] \left(1 - \frac{s}{s_{crit}} \right)$

响将改变基础侧摩阻力和端阻力。目前,筒内壁摩阻力和筒裙端阻力随吸力增加而减少这种变化规律还没有十分完善的理论模型。对于筒外壁摩阻力, Erbrich & Tjelta^[10] 和 HB 理论上认为随着渗流增加了土体有效应力会稍微提高。Tran^[17] 在吸力小于临界值的实验中却发现了相反的现象,即筒外摩阻力在吸力安装阶段也会减少。一般认为当吸力到临界值,向筒内运动的土颗粒才很可能引起筒外部摩阻力减少。Erbrich & Tjelta^[10] 和 HB 离心机实验也发现土体吸力下渗透性变化过程中筒内砂土渗透性会轻微增长。Cotter^[18] 发现 k_{fac} 随下沉深度从 1 到 2 呈现线性增长的趋势, Tran^[19] 等实验也显示筒内外土体渗透系数之比 k_{fac} 可以达到 2。事实上,土塞渗透性变大可以导致临界吸力小幅度增长,这意味着安装后期可以施加更大的吸力值。一般认为过大吸力渗流作用下筒内管涌通道形成会导致筒内密封条件破坏结束基础下沉,或者砂土液化造成筒内土塞快速隆起导致安装停止。但值得注意的是许多安装实例(尤其现场工程),当贯入压力达到甚至超过临界条件时,过大的土塞隆起或管涌通道并没有预期出现。理论上,临界条件下土体会变松导致土塞隆起。假设吸力稳定,由于土塞内部土体渗透性的增高,筒内的临界梯度会下降到临界条件以下,土体进一步变松的趋势被抑制。但砂土不能无限变松,这种安全机制是一种不稳定变化状态,当筒体继续贯入,未扰动土层进入筒体,它们分担扰动效

应,甚至没有土塞隆起现象。基于模型实验, Senders & Randolph^[11] 发现砂土中筒内土塞临界水力梯度靠近筒壁内侧; Harireche^[20] 发现管涌在安装中控制着失效模式,对更深的贯入剪力破坏机制起主导作用。

常见的筒型基础临界吸力公式如表 3 所示。表中公式都假设了内部土塞渗透性的均匀性;当渗透系数比 $k_{fac} > 1$ 时,筒体端阻力和内部摩阻力退化(HB 方法考虑为非线性和 SR 方法考虑为线性),外部摩阻力提高(HB 方法考虑为非线性,SR 方法认为不受影响)。Panagoulis^[21] 通过总结前人诸多案例分析研究认为 k_{fac} 在 2 和 3 计算公式吻合度最高, k_{fac} 为 1 和 3 大致是表 3 方法的上下限值,并定义了筒基砂土吸力下沉操作临界水利梯度(土塞失效条件下沿筒内壁水力梯度平均值)及对应吸力为临界操作吸力值,即筒内土塞可以承受临界吸力 s_{crit} 或更大吸力时筒内安全机制的发展状态。Tran^[19] 也发现 k_{fac} 由 1 变化到 3,临界吸力 s_{crit} 提高 30% ~ 50%,但 $k_{fac} = 2$ 时,临界吸力仅提高 15% ~ 25%。Chatzivasileiou^[16] 研究诸多工程案例发现筒型基础贯入深度为筒裙 70% ~ 80% 时, k_{fac} 由 1 变化到 2,甚至 3(Feld 方法)。值得注意的是,有些案例表现为在砂土/粉土/砂土中顶盖下沉到接触土体表面并继续下沉($L/Skirt, Length > 1$)并有所承载的情况(虽然接近泥面时 k_{fac} 为 3,并未出现土

塞上隆)。

表3 筒型基础临界吸力公式

Tab. 3 Formulas for critical suction of bucket foundation

方法分类	计算公式
Feld 方法	$\frac{S_{cr}}{\gamma'D} = 1.32 \left(\frac{H}{D} \right)^{0.75}$
Houlsby & Byrne 方法	$\frac{S_{cr}}{\gamma'D} = \left(\frac{H}{D} \right) \left(1 + \frac{\alpha_1 k_{fac}}{1 - \alpha_1} \right)$
Senders & Randolph 方法	$\frac{S_{cr}}{\gamma'D} = \left(\frac{H}{D} \right) \left\{ \pi - \arctan \left[S \left(\frac{H}{D} \right)^{0.85} \right] \left(2 - \frac{2}{\pi} \right) \right\}$
Ibsen & Thilsted 方法 ^[20]	$\frac{S_{cr}}{\gamma'D} = \left(\frac{H}{D} \right) \left\{ 2.86 - \arctan \left[4.1 \left(\frac{H}{D} \right)^{0.85} \right] \left(\frac{\pi}{2.62} \right) \right\}$

对于更为复杂的粘土/砂土层状土中,筒内土塞失效主要有薄粘土层开裂模式 I 和粘土层上移模式 II(如图6和表4所示)。Senders^[12]称模式 I 为土塞扰动(Disturbale)响应,模式 II 为土塞侧裂(Gapping)响应和土塞层间渗透(Intermediate Permeability)响应。模式 I 顶层薄粘土层发生折裂后,筒内土塞出现类砂土吸力渗流特性。模式 II 中筒内土塞上移不完全依赖土体分层特性,也会出现在砂土/粘土/砂土等情况。对于粉土/砂土层状土中,还可能出现土塞液化(Liquifiable)响应,即吸力安装时在顶层之下引起的压力下降引起临界水力梯度出现导致土层液化扰动,类似机理 I 出现。顶层土下压力下降将会轻度影响砂土层渗流减阻效果,但较高的吸力值也会引起显著的下沉阻力下降趋势。Tran^[19]对粉土渗透系数小于砂土两个数量级条件的研究发现非塑性粉土夹层的存在会显著降低吸力,并且出现在表层厚度 0.8 m 和 2.0 m 两种情况,呈现了一

定的非厚度依赖规律。Cotter^[18]对砂土/倾斜粘土层的研究反映了渐变渗流约束条件下的响应模式:渗透性很小甚至基本非渗透性的粘土层土塞会有上移趋势,与土层厚度、渗透性等有关,而渗流约束层的厚度似乎影响不大。对于贯入速度的影响,Senders^[12]认为土塞上移是安装时间的函数,快速吸力安装虽筒内外的压力差比较大,但安装时间短土塞上隆小。Vardoulakis^[23]实验也发现即使在超高吸力作用下,快速安装中并没有管涌现象;Cotter^[18]也发现较慢的安装压力实验总伴随筒内土塞上隆。Watson^[24]等发现在吸力贯入后期筒内土塞加速上移。工程中缩短安装时间意味着降低风险,可考虑采用大流量泵。

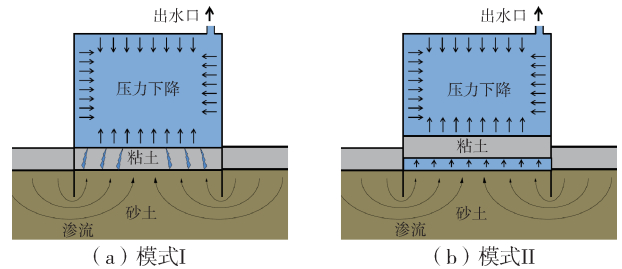


图6 筒内土塞失效模式^[25]

Fig. 6 Failure mode of soil plug in suction bucket^[25]

粘土/砂土中吸力安装过程水力梯度开始在筒顶盖底下吸力和筒外土体的静水压力之间发展,渗透性小粘土层会产生相对较高的水头损失,避开了筒外小渗透性土层的影响(不论筒外面粘土层渗透系数 k_{clay} 高或低,不会影响砂土层压力梯度的预测),所以土塞渗透性通过系数 $f_{perm} = (k_{plug}/k_{sand}) \times (D/L_{plug})$ 确定(未考虑土塞上移影响的力的平衡变化)。渗透参数为 0.01 时,粘土塞下的压力只有吸力的 2.5%,下层渗流在这种情况下会非常小,基本不会导致下沉阻力的减少。然而,当土塞向上

表4 筒内土塞失效模式^[12]

Tab. 4 Failure mode of soil plug in suction bucket^[12]

模式分类	模式名称	主要特征
模式 I	土塞扰动 (Disturbale) 响应	很薄的上层粘土在吸力施加初期产生扰动或出现折断裂缝,土层下会有压力下降,轻度影响砂土层渗流减阻效果,但显著的下沉阻力减少情形仍可以出现。
模式 II	土塞侧裂 (gapping) 响应	上层为硬粘土,筒体内壁设置内刃脚或减阻环 (Cutting Shoes) 使得筒壁与筒内土塞之间割出裂缝。渗流通过这个缝隙,顶层下的压力会轻度影响砂土层渗流减阻效果,更深贯入是否出现显著的阻力下降将取决于吸力值大小。
	土塞层间渗透 (Intermediate Permeability) 响应	吸力安装时在土层间出现压力下降可以使粘土土塞上移,相对更多的渗流将会通过砂土层。顶层下压力下降会稍微降低砂土层减阻效应。随着吸力增加和粘土塞向上移动,层间压力下降将会增加砂土层渗流导致更大的减阻效应。

移动时, 层间压力变化引起渗流有效减少安装阻力, 即层间渗流 (Intermediate Permeability) 响应模式。当安装吸力高于内摩擦力和土塞重量, 即当土塞水头损失超过阻力发生土塞上升现象。极端的, 砂土中出现临界压力梯度值, 即在粘土-砂土层间达到土塞的临界吸力值, 砂土在粘土下不能承担水力隆起 (hydraulic heave) 直到足够的吸力抬升粘土塞引起压力减少。Senders^[12] 提出克服自重和侧壁摩擦力的临界压力值为 $p_{\text{plug}} = (\gamma' + 4\alpha s_u / D_i) L_{\text{plug}}$, 但没有考虑类似反向底部土体承载力 (Reverse End Bearing, REB) 的压力卸载或反向吸力效应 (粘土中的临界吸力通常取决于 REB、侧壁摩阻力和有效重力)。Cotter^[22] 认为土塞上升还依赖于未扰动的粘土层的剪切抗力, 提出了筒基还未完全贯穿上部粘土层时土塞上升的压力值 $p_{\text{plug}} = (4/D_i^2) \{s_u D_i [h(\alpha - 1) + z_{\text{clay}}] \gamma' z_{\text{clay}} + D_i^2 / 4\}$ ($h = z_{\text{clay}}$ 时同 Senders 表达式)。对于理想边界条件下土塞上升厚度 $L_{\text{plug_lift}} \approx [k_{\text{sand}} p_2 / (\gamma_w s_{\text{ave}}) - k_{\text{plug}} p_{\text{plug}} / (\gamma_w H_{\text{plug}})] \Delta t$ ($p_2 \leq p_1 - p_{\text{plug}}$), 在压力不变、 $k_{\text{sand}} \gg k_{\text{plug}}$ 和 Δt 较大时会增加土塞移动厚度。同时, Watson^[24] 等在离心机实验中观察到对粘土层还存在土塞稳定性与下沉速度关系。当然, 筒内还可能会发生渗流沿着筒壁引起管涌或粘土层开裂情形。Senders 提出土塞开裂现象是否发生可以通过假设线弹性土塞和固支或铰支边界板抗弯理论计算粘土塞的抗弯强度来估算。Romp^[25] 研究发现顶层粘土开裂或上移的发生主要取决于基础几何尺寸和粘土层厚度 z_{clay} 相对关系。粘土层较薄时, 更倾向于发生开裂, $6 < D/z_{\text{clay}} < 10$ 是二者都可能发生的过渡区域。此外, 筒内土塞响应模式由于其边界条件的复杂性, 其他学者还发现了一些特别的现象。如 Heuvel & Riemers^[26] 在砂土/粉质砂土条件下吸力安装 Calder Platform 时并没有明显的砂土塞隆起现象。Tran 在砂土/粉土条件下的离心机实验发现了显著的土塞运动, 所需吸力比纯砂土情况更大, 但下沉阻力仍比静力压入安装小。Watson^[24] 等在砂土/粘土/砂土条件下的离心机实验发现: 比起静力压入沉放, 吸力下沉阻力有显著降低, 但出现了土塞上移接触筒顶板等下沉停止情况。虽然筒内渗流随着吸力增加而增加, 但土塞上移并未总是出现。因为多层土质条件及土塞响应模式及其影响的复杂性, 准确预测多层土中筒型基础下沉阻力通常是比较困难的, 尤其在筒裙在

不同土质交界面附近变化更加多样。

综上所述, 在复杂多层土质条件下, 不同结构特征的筒型基础沉贯施工会体现出极其复杂的性态。如何准确预测筒型基础下沉阻力和合理施加控制下沉力仍然是筒型基础应用问题的研究热点, 尤其筒型基础结构型式、尺寸效应和多层复杂土质条件下, 筒内外土体渗透率变化规律、吸力施加对筒内土塞响应模式及土塞运动对临界吸力的提高机理等研究对于筒型基础施工安全性态控制起着核心作用。

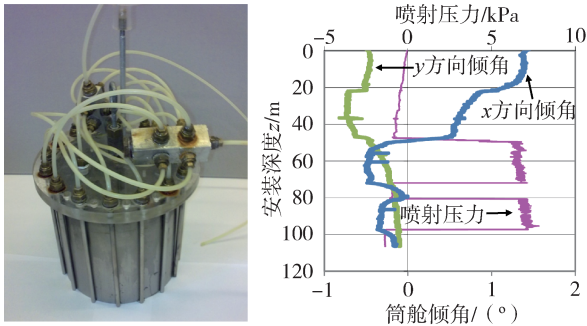
3 筒型基础调平技术问题

随着海上风电机组结构大型化 (8.8MW 或更大), 对于筒型基础的承载能力及稳定性要求也相应提高, 大尺度筒型基础用来抵抗大弯矩荷载也成为一种趋势。因此, 除了如何避免不稳定土塞响应的施工技术, 大尺度薄壁筒型基础结构吸力施工过程如何避免压力差引起的结构变形及屈曲风险, 如何下沉调平实现风电机组严格的水平度要求, 如何通过筒端/壁减阻装置、筒顶结构优化设计及灌浆等措施等实现筒顶盖与土体均匀接触, 进而实现筒顶参与承载的力学模式等基于海上风电特点的筒型基础应用技术日益成为研究热点。

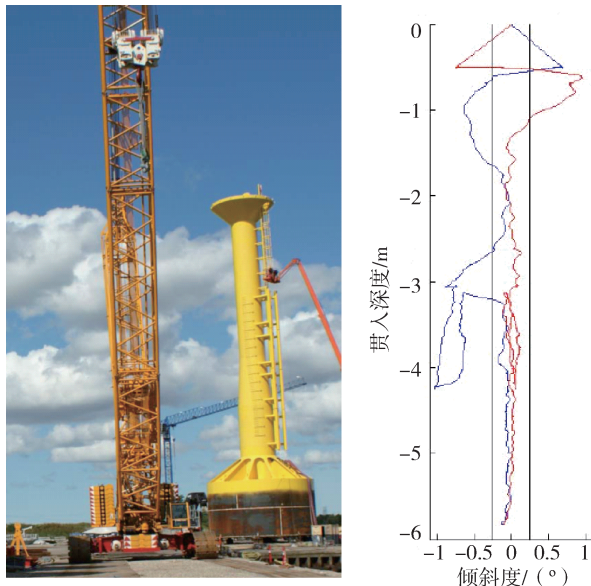
筒型基础调平技术应用可分为三种典型情形: (1) 四筒 Sleipner T 和 Draupner 平台 (Bye 等, Ersen & Jostad) 安装的水平度通过位置高的筒型基础更多贯入实现结构调平; Universal Foundation 公司海上风电单筒型基础通过筒裙高压水喷射装置局部选择性控制实现结构调平; 天津大学和道达公司研制的单筒 7 舱钢制复合风电筒型基础通过各舱室之间施加不同的吸力实现结构调平; (2) Colliat 等工程中遇到倾斜海床的结构安装调平过程; (3) 筒基结构有附加结构偏心荷载条件下水平度的调平控制 (Sparrevik, Houlsby 等, 复合风电筒型基础一体化整机下沉技术等)。实践中, Senepere & Auvergne^[27] 采用高压水喷射装置解决吸力桩下沉问题。Tjelta^[15] 等采用筒裙端部喷射装置 (Skit Tip Injection) 减少端部减阻, 通过选择性控制水喷区域实现调平功能。Cotter^[22] 通过筒型基础外部设置 8~16 个喷水管, 研究了高压水喷基础下沉减阻和调平过程。如前所述, 筒型基础吸力下沉过程, 水流在筒裙端部从筒外进入筒内, 集中的水力梯度贡献了减

阻效应,而高压喷射可以制造更大的水力梯度减少端阻。对于筒裙外侧土体阻力,吸力安装时筒裙外侧水流向下竖向有效应力增加安装摩擦阻力。筒裙端部喷射水体可以降低外侧筒壁水力梯度来减少侧摩擦阻力。对于筒内土体阻力,吸力安装筒内部水流主要向上,特别是在较深的贯入时,吸力安装达到临界,可能导致管涌。水喷装置设计关键问题是减小筒内水力梯度增加。否则,临界水力梯度在更浅的贯入深度提前出现。高压喷射装置在海上风电基础的应用情况如图7所示。

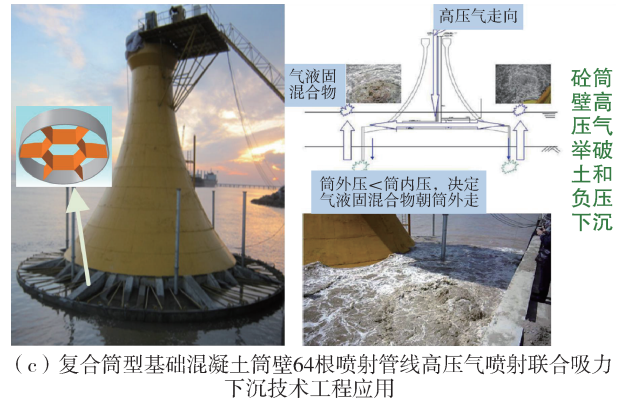
对于钢制多筒或多舱型筒型基础的下沉调平技术,结构体系可调平角度、深度和屈曲风险是核心问题。德国 Wilhelmshaven 风电场单筒型基础吸力下沉屈曲失效案例和多弧形筒裙改进设计如图8所示。



(a) 单筒8~16根高压水喷射联合吸力沉放技术实验^[22]



(b) 单筒8~16根高压水喷射联合吸力沉放工程应用^[22]



(c) 复合筒型基础混凝土筒壁64根喷射管线高压气喷射联合吸力下沉技术工程应用

图7 海上风电基础高压喷射装置

Fig. 7 High pressure injection device for offshore wind foundation installation



注:德国 Wilhelmshaven 筒型基础(直径 16 m, 裙高 15 m, 贯入 6.8 m 负压屈曲)及多弧形改进基础型式^[1-2]。

图8 德国 Wilhelmshaven 风电场单筒型基础吸力下沉屈曲失效案例和多弧形筒裙改进设计

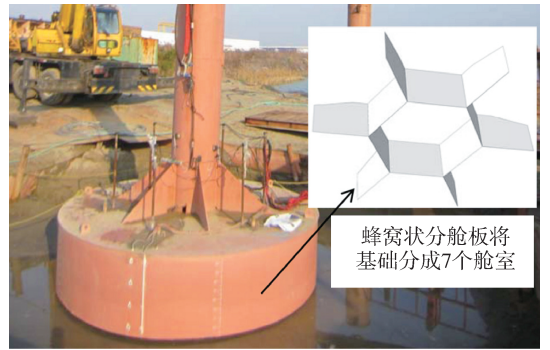
Fig. 8 Suction penetration with buckling of steel bucket wall and adjustment control technology for multi-bucket/compartments bucket foundation

对于多筒型基础(如图9所示),天津大学等研究发现下沉调平时筒体之间的相互约束以及调平后筒裙周围土体与筒体之间的边界条件变化(如图中调平后筒土间裂缝、土压力分布等)同时影响着下沉安全和可调深度及角度。更大功率风电风机需求的大尺度筒型基础,直径和筒壁厚度之比势必增加。薄壁结构和克服下沉阻力需要的吸力组合必将增加结构变形甚至屈曲的施工风险。

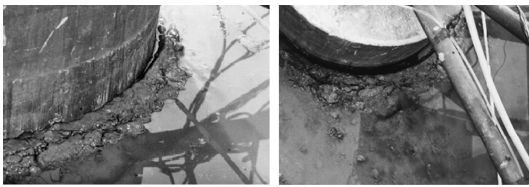
天津大学针对多舱单筒型基础研究发现(如图10所示),内部多舱结构虽然一定程度降低了屈曲风险,也可以实现下沉调平功能,但随着水深及基础筒裙高度增加,土质复杂多样性等引发的多舱室不同高压差调平状态还会导致不同舱室间的横向压力,整体一步式安装时还要考虑附加风机系统偏心荷载,进一步加大了结构变形/屈曲与调平控制



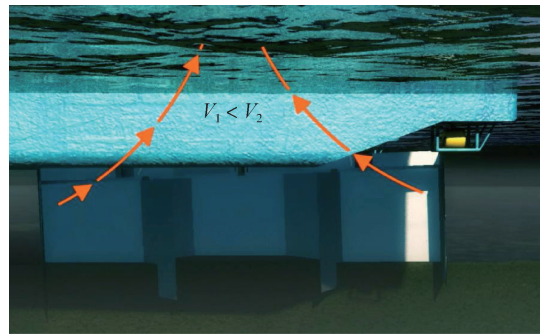
(a) 三筒型基础结构下沉调平示意



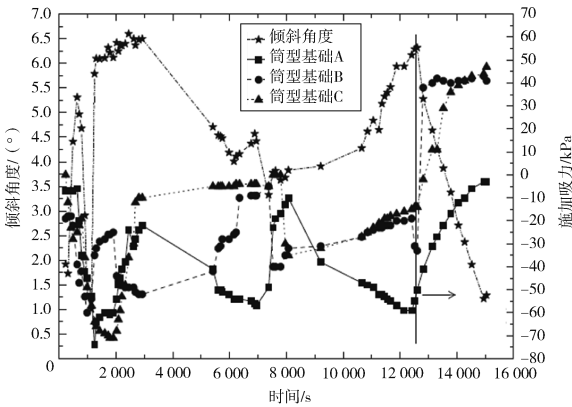
(a) 钢制筒壁单筒多舱型复合筒型基础下沉调平示意



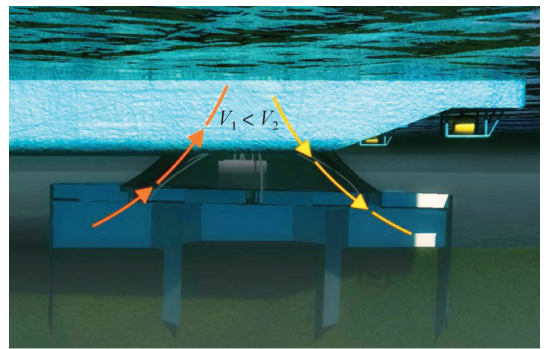
(b) 三筒型基础结构下沉及筒土开裂现象



(b) 高舱位吸力大于低舱位吸力调平方法



(c) 基础倾斜角度及各筒吸力随下沉时间的关系



(c) 低舱位顶起及高舱位施加吸力方法

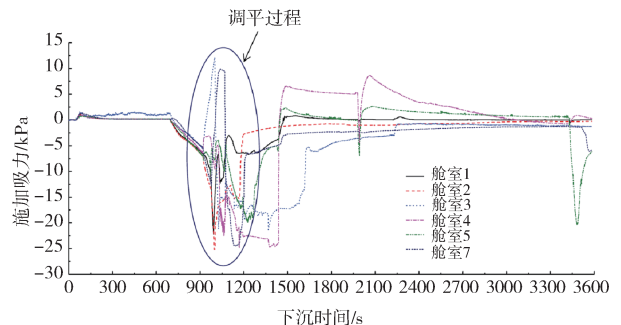
图9 多筒型基础

Fig. 9 Multi-bucket foundation

策略选择的复杂性。同时, 随着贯入深度增加, 周围土体的侧向约束将增强筒裙的固定度(Fixation), 有利的是可以施加更大的吸力, 不利的是土体约束影响了筒体的可调平程度以及屈曲风险, 这也是亟待深入研究的问题。

4 结论

对于海上风电工程, 当筒型基础下沉到位后应用过程的核心问题是如何最有效抵抗大弯矩承载力和沉降控制问题。筒型基础吸力下沉后, 由于吸力扰动或土体表层平坦度低等原因, 安装结束后筒内土塞表层土和筒顶之间存在难以避免的不均匀水膜空隙, 故承载力设计通常只考虑筒裙摩擦力和裙端



(d) 舱空间不同压力条件下的屈曲风险分析

图10 钢制筒型基础吸力下沉屈曲案例及多筒或多舱型基础调平控制技术

Fig. 10 Suction penetration with buckling of steel bucket wall and adjustment control technology for multi-bucket/compartment bucket foundation

抗力。由于应用于海上风电机组大型化趋势,如何利用筒顶承载势必大幅提高筒基的承载能力和竞争优势。灌浆筒型基础(Grouted Caisson)是一种技术尝试,通过灌浆水膜替换空隙实现基础顶盖和土体产生均匀度接触压力(Hjelde等, Cotter),基础的刚度及承载力和沉降都得到相应改善。单筒多舱复合筒型基础,通过宽浅结构型式、与预应力混凝土过渡段合为一体的高自重(2 000~4 000 t)水平、多种形式的筒壁减阻环或内刃脚设计、多舱体优化设计和筒内土体快速加固等综合手段力争实现筒顶联合筒裙承载模式,最大程度提高筒型基础适用性和降低后期沉降水平。但归根到底,海上风电筒型基础功能性的实现还要取决于有效的安装贯入施工。如何规避单筒型、多筒型和单筒多舱型筒型基础吸力下沉过程中的施工风险分析,系统分析筒型基础施工过程可能发生的不稳定性态发生机理,提出施工安全边界条件,完善多筒/多舱型筒型基础下沉阻力计算公式,提出下沉调平吸力施加和结构变形/屈曲控制方法,是海上风电筒型基础规模化应用中需要控制的关键问题。

参考文献:

- [1] Universal Foundation. Universal foundation galleries [EB/OL]. (2018-05-15) [2018-06-12]. <http://universal-foundation.com/galleries/>.
- [2] CARBON Trust. Offshore foundations [EB/OL]. (2018-05-20) [2018-06-12]. <https://www.carbontrust.com/offshore-wind/owa/foundations/>.
- [3] PAUL Dvorak. Update on the Lake Erie Icebreaker wind project: clever foundation selected for 6 turbines [EB/OL]. (2015-08-20) [2018-06-12]. <https://www.windpowerengineering.com/construction/update-on-the-lake-erie-icebreaker-wind-project-clever-foundation-selected-for-6-turbines/>.
- [4] Windpower Monthly. Gallery: suction bucket foundation at Borkum Riffgrund 1 [EB/OL]. (2014-08-29) [2018-06-12]. <https://www.wind-powermonthly.com/article/1309895/gallery-suction-bucket-foundation-borkum-riffgrund-1>.
- [5] Ground Engineering. First suction bucket jacket foundation installed at EOWDC [EB/OL]. (2018-03-27) [2018-06-12]. <https://www.geplus.co.uk/news/first-suction-bucket-jacket-foundation-installed-at-eowdc/10029529.article>.
- [6] Renewables. Dudgeon jacket sets sail. Foundation for 402 MW project's offshore substation delivered to site [EB/OL]. (2016-05-12) [2018-06-12]. <http://renewables.biz/102650/dudgeon-jacket-sets-sail/>.
- [7] Renewables Now. Overview-world's first floating wind farm moves towards completion in Scotland [EB/OL]. (2017-08-17) [2018-06-12]. <https://renewablesnow.com/news/overview-worlds-first-floating-wind-farm-moves-towards-completion-in-scotland-580153/>.
- [8] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caissons in clay and other materials [C]//The Institution of Civil Engineers. Proceedings of the ICE-Geotechnical Engineering, Houlby, Byrne, Apr., 2005. [S. l.: s. n.], 2005, 158 (2): 75-82.
- [9] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caissons in sand [J]. Geotechnical Engineering, 2005(158): 135-144.
- [10] ERBRICH C T, TJELTA T I. Installation of bucket foundations and suction caissons in sand Geotechnical Performance [C]//Offshore Technology Conference. Offshore Technology Conference, Houston, 1999. Houston: Offshore Technology Conference, 1999: 1-11.
- [11] SENDERS M, RANDOLPH M F. CPT-based method for the installation of suction caissons in sand [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2009, 135(1): 14-25.
- [12] Senders. Suction caissons in sand as tripod foundations for offshore wind turbines [D]. The University of Western Australia, 2008.
- [13] 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.
- [14] FELD T. Suction buckets, a new innovative foundation concept, applied to offshore wind turbines [D]. Aalborg: Aalborg University, 2001.
- [15] CLAUSEN C J F, TJELTA T L. Offshore platforms supported by bucket foundation [C]//IABSE. Proc. 15th IABSE, Copenhagen, IABSE, Denmark, 1996. [S. l.: s. n.], 1996: 819-829.
- [16] CHATZIVASILEIOU G I. Installation of suction caissons in layered sand: Assessment of geotechnical aspects [D]. Delft: Delft University of Technology, 2014.
- [17] TRAN M N, RANDOLPH M F. Variation of suction pressure during caisson installation in sand [J]. Geotechnique, 2008, 58 (1): 1-11.
- [18] COTTER O. The installation of suction caisson foundations for offshore renewable energy structures [D]. Oxfordshire: Oxford University, 2010.
- [19] TRAN M N. Installation of suction caissons in dense sand and the influence of silt and cemented layers [D]. Sydney: University of Sydney School of Civil Engineering, 2005.
- [20] HARIRECHE O, MEHRAVAR M, AMIR M. Soil conditions

- and bounds to suction during the installation of caisson foundations in sand [J]. *Ocean Engineering*, 2014, 88(5): 164-173.
- [21] PANAGOULIAS S. Critical pressure during installation of suction caissons in sand [D]. Delft: Delft University of Technology, 2016.
- [22] IBSEN L B, THILSTED C L. Numerical study of piping limits for suction installation of offshore skirted foundations and anchors in layered sand[C]//Centre for Offshore Foundation Systems. The 2rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Perth, Western Australia. 2010. UK: Taylor & Francis Ltd, 2011: 421-26.
- [23] VARDOULAKIS I. Fluidisation in artesian flow conditions: Hydromechanically stable granular media [J]. *Géotechnique*, 2004, 54(2), 117-130.
- [24] WATSON P G, SENDERS M, RANDOLPH M F, et al. Installation of suction caissons in layered soil [C]//Hongkong University of Science and Technology. Conference on Physical Modelling in Geotechnics. Hongkong, 2006. England: International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, 2006: 685-692.
- [25] ROMP R H. Installation-effects of suction caissons in non-standard soil conditions [D]. Delft: Delft University of Technology, 2013.
- [26] VAN DEN HEUVEL R J, RIEMERS M E. Self/barge installing platform, SIP II: the Calder experience[C]//ISFOG. Frontiers in Offshore Geotechnics: ISFOG 2005, Ravenna, Italy, Mar.

26-28, 2003. England: Taylor and Francis Group, 2003.

- [27] SENPERE D, AUVERGNE G A. Suction anchor piles: a proven alternative to driving or drilling[C]//Anon. Proceedings of the Offshore Technology Conference, Houston, Texas, May 3-6, 1982. England: Taylor and Francis Group, 1982:483-494.

作者简介:



ZHANG P Y

张浦阳(通讯作者)

1978-, 男, 河南濮阳人, 天津大学建筑工程学院副教授, 土木工程专业博士, 主要从事海上风力发电新型结构物及施工装备的研究工作(e-mail) zpy-td@163.



HUANG X X

黄宣旭

1975-, 男, 浙江奉化人, 江苏道达风电设备科技有限公司副总经理, 天津大学能源与环保工程专业博士研究生, 主要从事海上风电工程业务。

(责任编辑 郑文棠)

央视直播国内首个 EPC 总承包建设的海上风电工程

2018年10月1日上午, 中央电视台财经频道“致敬改革开放40年·十一大直播”节目中, 对中国能建广东院总承包建设的广东粤电湛江外罗海上风电项目(以下简称“外罗项目”)建设情况进行了报道。中国能建广东院外罗项目常务副经理刘晋超在节目中介绍海上风电大型单桩的插打过程。外罗项目位于广东省湛江市徐闻县新寮岛及外罗以东近海区域, 是国内首个以EPC总承包方式建设的海上风电工程。外罗项目还是广东海域首次使用单桩基础的风场, 每根单桩最大直径为7m。相对于其它型式的风机基础, 单桩具有技术可靠、施工效率高等特点。但外罗项目位于台风高发区, 现场涌浪大, 海洋作业环境恶劣, 也给项目施工带来了巨大挑战。2018年7月3日, 外罗项目首根单桩成功插打, 标志着外罗项目海上主体工程建设正式全面开启, 也标志着广东省海上风电建设正式开始进入海上规模实施阶段, 首根桩的垂直度控制在0.49‰, 质量控制远远优于设计要求的3‰。10月20日海上升压站上部组块大合拢吊装完成, 10月21日单桩插打完成8根桩, 11月20日海上升压站基础导管架及4根钢管桩安装完成, 12月6日首台5.5MW风机顺利安装完成。国内首个EPC海上风电项目风机安装拉开序幕, 广东粤电湛江外罗海上风电项目将迎来海上施工的高峰时期。

(《南方能源建设》编辑部)