

黏土中宽浅式筒型基础筒土协同承载模式研究

马鹏程 刘 润 张浦阳 刘永刚 练继建

(天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072)

摘要: 宽浅式筒型基础是一种新型的海上风电基础, 该基础在控制地基差异沉降方面具有巨大优势。但目前工程应用中宽浅式筒型基础的设计方法尚不成熟, 一般是将筒内土体与筒视为整体, 参照实体墩式基础的设计规范进行设计验算。文中基于宽浅式筒型基础大比尺模型试验, 分析筒型基础在受荷过程中所受土压力的变化规律, 发现只有部分筒内土体与基础协同作用。为研究筒土协同作用, 提出了筒土协同度的概念, 运用基于试验参数的数值模拟方法就加荷条件、筒型基础结构尺寸、筒内分仓形式、分仓板高度和厚度及筒土相对刚度等因素对筒土协同度的影响进行系统分析, 并研究筒土协同度对承载力的影响, 为基础结构的优化设计提供参考。

关键词: 宽浅式筒型基础; 承载力; 筒土协同度; 大比尺试验; 海上风电

中图分类号: TU43 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-131X(2019)04-0088-10

Bucket-soil cooperative bearing capacity analysis of shallow buried bucket foundation in clay

Ma Pengcheng Liu Run Zhang Puyang Liu Yonggang Lian Jijian

(State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: The shallow buried bucket foundation is a new type of offshore wind turbine foundation, which has the great advantage of controlling differential settlement in clay ground. But the design method of shallow buried bucket foundation is still premature at present, and the bucket and soil inside the bucket is usually taken as a whole when designing the bucket foundation. Based on bucket-soil uncooperative phenomenon and earth pressure distribution in the large scale model test, the concept of bucket-soil cooperative degree is defined. The influences of the parameters, including loading condition, dimension of bucket foundation, bucket compartment form, height and thickness of bulkheads and bucket-soil relative stiffness, on bucket-soil cooperative degree were analyzed using numerical simulation method. The influence of bucket-soil cooperation on the bearing capacity of bucket foundation was studied in order to provide reference for optimal structural design of the foundation.

Keywords: shallow buried bucket foundation; bearing capacity; bucket-soil cooperative degree; large scale model test; offshore wind power

E-mail: liurun@tju.edu.cn

引 言

风能是一种可再生清洁能源, 具有分布广泛、丰富、总量巨大等优点。我国海陆风能资源十分丰

富, 其中海上风力资源因距离用电区域近、风速较高、湍流强度小、有稳定的主导方向等优势, 成为近期风能开发的重点。根据中国气象局详查初步成果, 我国水深 5~25m、海平面以上 50m 高度处的海上风电开发潜力为 200GW, 水深 5~50m、海平面以上 70m 高度处的海上风电开发潜力为 500GW, 部分潮间带、滩涂及深海风能资源也较为丰富, 具有较大的开发潜力。

虽然海上风能开发潜力巨大, 但是海上风电场的建设面临众多技术难题, 能否有效控制地基的差

基金项目: 国家杰出青年科学基金(51825904)、创新方法工作专项(2016IM030100)和天津市科技计划(16PTGCCX00160)

作者简介: 马鹏程, 博士研究生

通讯作者: 刘润, 博士, 教授

收稿日期: 2018-01-02

异沉降就是其中的重要一环。为了实现软土地基上差异沉降小于 $3\%aD$ 的目标,天津大学海上风电课题组提出了宽浅式复合筒型基础。该基础长径比小,通常小于 0.5,基础直径可达 40m。这种入土较深的宽浅式结构特征同时具有浅基础与深基础的承载特性,可在承载力满足设计要求的同时有效的控制差异沉降。但该新型基础与土体的相互作用机理复杂,承载机制与设计方法尚不成熟。

将筒及筒内土体视作整体的方法最早见于筒型基础的抗倾覆验算中,而后扩展到对筒型基础竖向承载力和水平向承载能力的计算中。模型试验与理论研究相结合是筒型基础承载力研究的重要方法,有代表性的研究可见于国外学者 Villalobos^[1]、Barari^[2]、Zafeirakos^[3]等和国内学者李大勇等^[4],他们开展了砂土中筒型基础竖向、水平向或抗倾覆承载特性研究,将筒及筒内土体视为整体,提出筒型基础承受不同荷载组合时的承载力计算公式。随着数值计算方法的不断完善,近年来众多学者采用数值方法研究筒型基础在复合加载模式下的承载特性,有代表性的研究可见于 Le^[5]、Tang^[6]、王磊^[7]、刘润^[8]、闫澍旺^[9]等,采用有限元分析方法对黏土中筒型基础的复合加载包络线、水平荷载和弯矩荷载作用下的地基破坏模式及影响筒型基础承载力的因素进行了系统分析,基于筒-土视为整体的假定提出了承载力计算的拟合公式。由此可见,现有的研究中忽视了筒-土相互作用问题,即筒-土是否可以视作整体,这种筒与筒内土体视作整体的假定对筒型基础承载力有何影响有待深入研究。

为了揭示筒型基础筒-土相互作用机制,本文开展了大比尺模型试验,基于宽浅式筒型基础大比尺模型试验的现象与试验测得的筒壁所受土压力分布的情况,发现只有部分筒内土体与筒协同作用。为研究筒土协同作用,提出了筒土协同度的概念。运用基于试验参数的数值模拟方法就可能影响筒土协同度的因素进行了系统分析,并研究了筒土协同度对承载力的影响。

1 大比尺模型试验

1.1 试验概况

试验场地位于江苏通州湾筒型基础建造基地,试验场地为 $9\text{m} \times 9\text{m}$ 的试验地基,试验用土为响水风电场取得的淤泥质粉质黏土,试验黏土在试验前进行了 6 个月的固结,以控制试验用土的强度与原

状土强度相近。试验用土的物理力学参数如下,土的容重 17.80kN/m^3 ,含水率 36.8%,压缩模量 3.69MPa ,黏聚力 3.84kPa ,内摩擦角 7.14° ,孔隙比 1.065,塑性指数 11.75,液性指数 1.19。

现有工程中宽浅式筒型基础直径为 30m,长径比小于 0.35,入土部分为全钢结构。宽浅式筒型基础为刚性结构,因此对尺寸进行相似性模拟。试验所用筒型基础模型为全钢结构,外直径 3.5m,入土段长度 0.9m,长径比为 0.26,筒型基础模型与实际筒型基础尺寸比为 1 : 8.5。筒内分 7 个仓(如图 1 所示),基础总重 2.8t。为实现水平加荷,在塔筒上设置对称吊耳,筒型基础模型剖面图和照片如图 2 所示,模型尺寸见表 1。

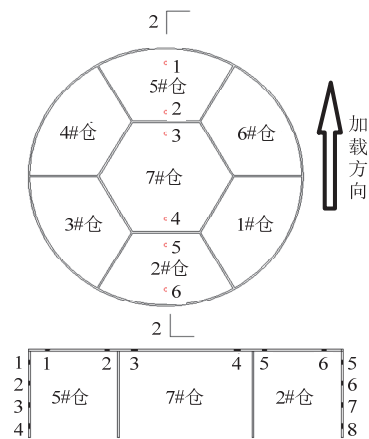


图 1 土压力传感器平面和剖面布置图

Fig.1 Planar and sectional arrangements of earth pressure sensors

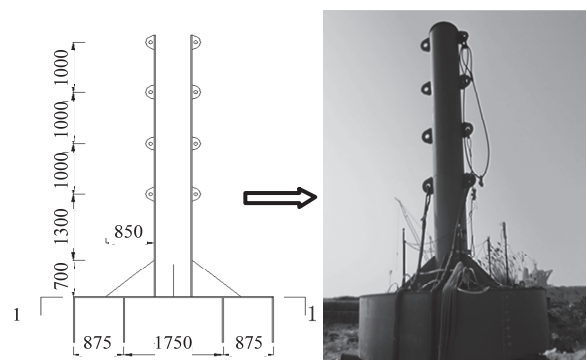


图 2 筒型基础模型剖面图和照片

Fig.2 Profiles and photo of bucket foundation model

表 1 模型尺寸表

Table 1 Model dimensions

材料	筒的外半径 R (m)	筒高 h (m)	塔筒的外半径 r (m)	塔筒高 h_1 (m)	壁厚 t (m)
钢材	1.75	0.9	0.33	5.0	0.02

在筒型基础顶盖的底部沿水平荷载作用方向均匀布置 6 个土压力传感器，用以测量筒型基础顶盖的土压力分布；侧壁 1~8 号位置分别在筒壁外侧布置 8 个土压力传感器，用以测量筒壁外侧的土压力分布。模型筒上共布设 14 个土压力传感器，传感器的平面及剖面布置形式如图 1 所示。土压力传感器为 TDTYJ20 振弦式土压力计，传感器量程 100kPa，精度为 0.08kPa。在距离筒盖 2.6m 和 1.3m 处各布置一个 YHD 型静态位移传感器，分别编号 1#和 2#，用以测量筒型基础在荷载作用下的位移，位移传感器量程 100mm，精度为 0.025mm。

试验共分三组，以第一组为例说明试验过程：首先取固结完成后的土样进行室内土工试验，然后将筒型基础负压沉贯到指定位置，最后在加载高度 2m 处分级施加水平荷载，每级荷载取预估极限荷载的 10%，每级加荷稳定即充分排水后再施加下一级荷载。第一组试验完成后，对试验地基进行处理并静置 3d，在第二组试验前取土样进行室内土工试验，结果显示第一组和第二组试验的土样的密度、含水率、黏聚力及内摩擦角差距较小，说明试验条件基本相同。第二组试验和第三组试验与第一组试验加荷方式相同，加荷高度分别为 3m 和 4m。

1.2 试验结果

分析加载高度 $h=4m$ 的试验结果，加载过程中荷载 (F_h)-时间 (t)、测点 1#和 2#的水平位移 (s)-时间 (t) 曲线如图 3、图 4 所示。

由图 3 和图 4 可知，在每级荷载施加过程中力和位移都逐渐趋于稳定，验证了所述分级加荷方式的合理性。图 4 显示加荷过程中 1#位移明显大于 2#位移，说明筒型基础发生了一定的转动。

试验中筒型基础受到水平荷载和弯矩荷载的共同作用，为研究弯矩-水平力复合荷载作用下筒型基础的受力特点，选择沿加载方向的两个对称仓位观测筒型基础所受土压力的分布。图 5 和图 6 分别给出了加载过程中 5#仓和 2#仓的土压力分布。

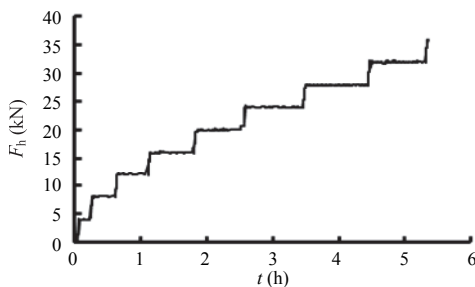


图 3 试验过程荷载-时间曲线图

Fig.3 Load versus time in the test

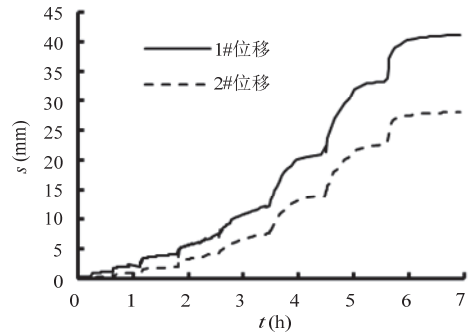


图 4 试验过程位移-时间曲线图

Fig.4 Displacement versus time in the test

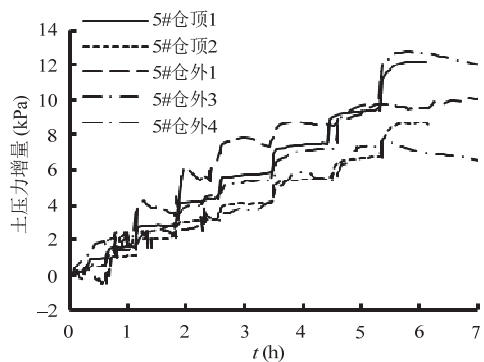


图 5 受压一侧 5#仓土压力增量

Fig.5 Earth pressure increments of bulkhead 5#

图 5 显示，5#仓的筒盖和筒壁所受土压力增量随着时间的增加而逐级增加，说明 5#仓处于受压一侧。对比分析图 5 和图 3 可知，5#仓内土压力的逐级增加与荷载的逐级增加具有较好的对应关系，说明受压一侧的 5#仓与筒内土体协同作用。

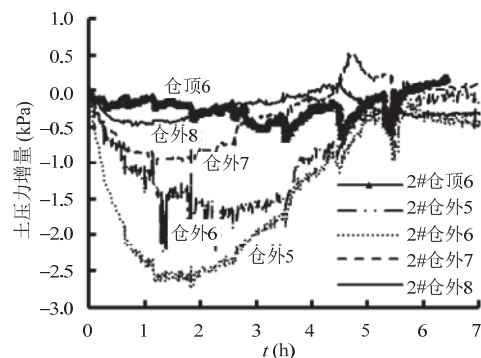


图 6 受拉一侧 2#仓土压力增量

Fig.6 Earth pressure increments of bulkhead 2#

由图 6 可知，2#仓的筒盖和筒壁所受土压力增量为负值，说明 2#仓处于受拉一侧，又已知筒型基础发生转动，可得加载过程中 2#仓与筒内土体分离，说明 2#仓与筒内土体不能协同作用。土压力增量呈现先减小后增大的规律，其原因如下：加荷初

期基础转动角度较小,筒土间缝隙较小,水不能快速渗入筒土分离产生的低水头区域,导致土压力增量持续减小。但随着荷载的增大,筒土间缝隙增大,水沿缝隙快速渗入筒土分离区,土压力增量增加。

对比分析 5#仓和 2#仓筒土协同情况可知,宽浅式筒型基础与筒内土体不是完全的协同作用。

将不同加载高度的荷载 (F_h)-加载点水平位移 (s) 曲线绘于图 7 中。

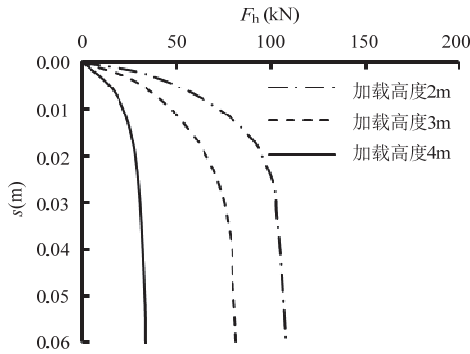


图 7 试验过程荷载-加载点位移曲线图
Fig.7 Load versus displacement in test

由图 7 可知,加载高度不同时,筒型基础达到极限承载状态时水平力不同,等效到筒型基础上的水平力-弯矩组合不同。对于不同的荷载组合尤其是不同弯矩作用下,筒型基础偏心距改变,筒内土体与筒型基础协同程度会发生变化,因此研究筒土协同度对筒型基础承载力的评估有重要作用。

2 筒土协同度

2.1 筒土协同度定义

为定量描述筒型基础达到极限承载状态时筒内土体随筒型基础协同作用的程度,提出筒土协同度 β 的概念。比较筒内土体竖向位移与同一铅直平面内筒盖对应点的竖向位移,将筒土竖向位移差 $\leq 0.3\%D$ 的土体定义为与筒型基础完全协同的筒内土体,其体积占筒内土体总体积的比例即为筒土协同度,其中 D 为筒型基础的外直径:

$$\beta = \frac{V_{\text{协同}}}{V_{\text{总}}} \quad (1)$$

通过对筒土协同规律的分析,可将筒土协同度的计算分为受压一侧完全协同和受压一侧不完全协同两种情况,见图 8。

对于受压一侧完全协同的情况(图 8(a)所示),

可将式(1)中体积比简化为面积比,如式(2)所示,其中 L 为筒土协同分离点距受压一侧筒内壁的距离,见图 8(a)。

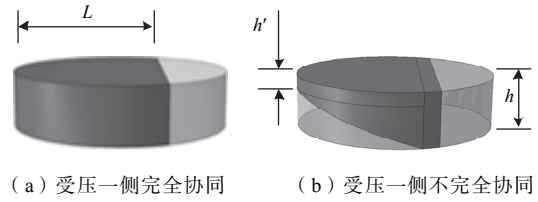


图 8 筒土协同分类

Fig.8 Bucket-soil cooperative types

$$\beta = \begin{cases} \frac{\frac{1}{2}\pi R^2 + (R-L)\sqrt{R^2 - (R-L)^2}}{\pi R^2} & L \leq R \\ \left(1 - \frac{\arccos \frac{L-R}{R}}{\pi}\right) + \frac{(L-R)\sqrt{R^2 - (R-L)^2}}{\pi R^2} & L > R \end{cases} \quad (2)$$

对于受压一侧不完全协同的情况,可通过等式 $0.3\%D/\text{土体底面与筒盖位移差} = h'/h$ 求得协同区域高度 h' 的大小,从而得到筒土协同区域体积 $V_{\text{协同}}$,通过式(1)求出筒土协同度。

为验证筒土协同度的合理性,利用数值模拟软件 Abaqus 对大比尺模型试验进行模拟分析。数值分析模型如图 9 所示,筒型基础采用理想弹性模型,土体采用 Mohr-Coulomb 模型,具体计算参数见表 2 和表 3。筒型基础及土体均采用 C3D8R 单元,土体底面采用全约束,侧面采用水平约束,网格划分采用筒型基础及周围土体网格较密,远处土体网格疏松的原则,在保证计算精度的前提下尽量减少计算时间。

计算得到加载高度 4m 时 F_h-s 曲线,与试验结果进行对比,见图 10。

由图 10 可知,数值模拟结果与模型试验结果吻合良好,验证了数值模拟方法的可靠性。由图 10

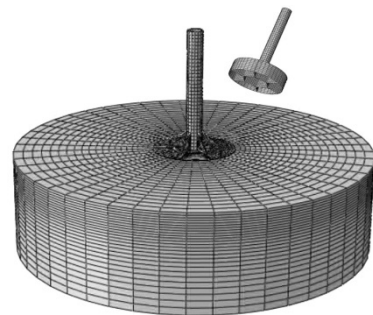


图 9 数值模拟模型

Fig.9 Numerical simulation model

表 2 筒型基础模型参数表

Table 2 Bucket foundation model in FEA

筒高 $h_{筒}$ (m)	外半径 R (m)	壁厚 t_1 (m)	筒盖 t_2 (m)	E (MPa)	ρ (kg/m ³)	ν
0.9	1.75	0.02	0.02	2.1×10^5	6850	0.3

表 3 土体模型参数表

Table 3 Soil parameters in FEA

D_s (m)	H_s (m)	E_{soil} (MPa)	ρ (kg/m ³)	ν	C (kPa)	ϕ (°)
15	4	15	780	0.35	3.84	7.14

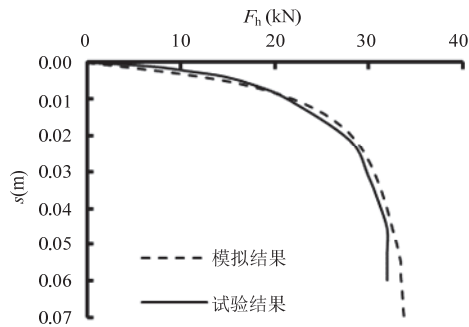


图 10 数值模拟结果与试验结果对比

Fig.10 Numerical simulation results versus test results

得加载高度 4m 时筒型基础极限荷载组合为水平力 $H_{4m}=25.48\text{kN}$ 和弯矩 $M_{4m}=101.92\text{kN}\cdot\text{m}$ 。达到极限承载状态时土体塑性区分布如图 11 所示,筒土变形情况如图 12 所示。

由图 11 可知筒型基础达到极限承载状态时,受压一侧筒外部土体只有部分产生塑性破坏,受压一

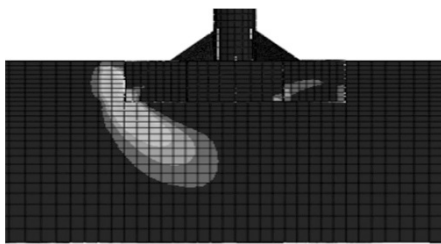


图 11 极限状态黏土等效塑性应变

Fig.11 Equivalent plastic strain of soil at limit state

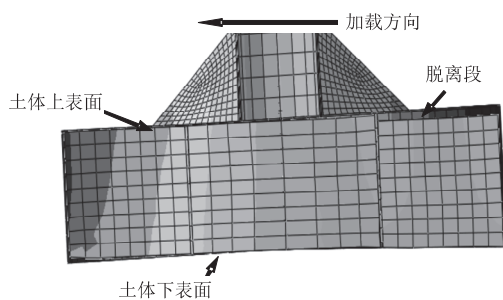


图 12 极限状态筒土竖向位移 (放大 20 倍)

Fig.12 Bucket-soil vertical displacement at limit state (amplification coefficient: 20)

侧筒内土体未产生塑性破坏;图 12 中可以看到受压一侧土体随筒型基础向下运动,而受拉一侧土体与筒型基础脱离,与试验现象相符。

为得到准确的筒土协同区域,将筒内土体顶面处各点竖向位移(记为 U_t)、筒内土体底面处各点竖向位移(记为 U_b)与筒盖底面处各点竖向位移(记为 $U_{筒}$)进行比较,并绘出协同范围 ΔU ,如图 13 所示,图中竖向位移以向下为正。

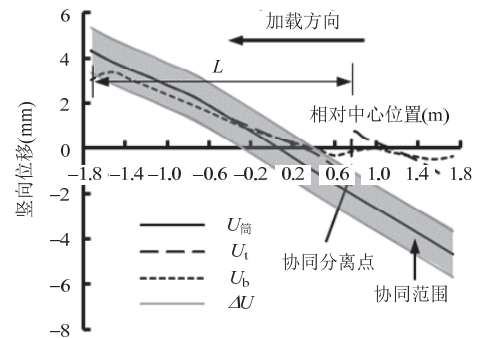


图 13 加载高度 4m 时筒盖与土体竖向位移对比

Fig.13 Bucket-soil vertical displacements for loading height of 4m

由图 13 可见受压一侧筒内土体顶面、底面位移都在筒土协同区内,与基础为完全协同状态,采用式(2)进行筒土协同度计算,得 $\beta_{4m}=0.774$ 。

采用上述方法分析加载高度 2m、3m 的模型试验,得到加载高度 2m 时极限荷载组合为水平力 $H_{2m}=45.75\text{kN}$ 和弯矩 $M_{2m}=91.496\text{kN}\cdot\text{m}$,加载高度 3m 时极限荷载组合为水平力 $H_{3m}=32.76\text{kN}$ 和弯矩 $M_{3m}=98.28\text{kN}\cdot\text{m}$,与试验结果一致。提取筒土竖向位移进行筒土协同度计算,如图 14 和图 15 所示。

由图 14 和图 15 可知,加载高度 2m、3m 时受压一侧土体与筒完全协同,由式(2)可得筒土协同度分别为 $\beta_{2m}=0.427$, $\beta_{3m}=0.556$ 。

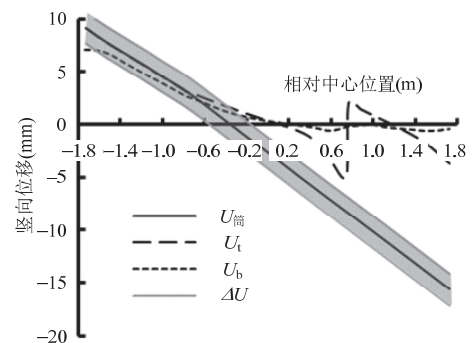


图 14 加载高度 2m 时筒土竖向位移

Fig.14 Bucket-soil vertical displacements for loading height of 2m

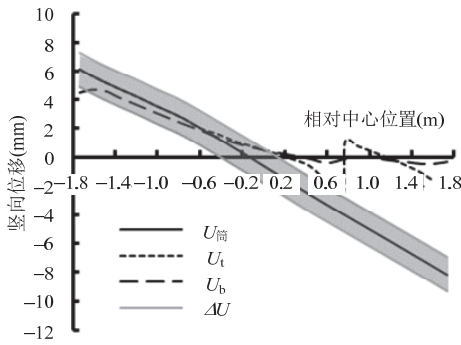


图 15 加载高度 3m 时筒土竖向位移

Fig.15 Bucket-soil vertical displacements for loading height of 3m

计算不同加载高度筒型基础的筒土协同度，将加载高度 h 无量纲化处理为 h/D ，协同度 β 与 h/D 的关系如图 16 所示。

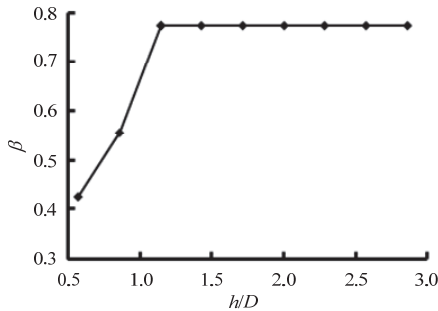


图 16 h/D -协同度关系图

Fig.16 h/D versus β

由图 16 可知， $h/D < 1.15$ 时，协同度 β 随 h/D 的增加呈线性增加。其机理如下：不同加载高度下筒型基础达到极限状态时土的破坏应力状态相近，均为塑性应变区贯通状态， h 越大，相同水平力产生的弯矩越大，产生土体竖向反力越大，受压一侧边缘的土体更容易产生塑性变形，但基础作为一个整体，需满足变形协调的条件，所以处于弹性变形状态的土体会分担由弯矩产生的压应力，压应力产生了应力重分布现象，造成弯矩所产生的压应力范围增大，使更多的土体处在受压区内，因此筒土协同度增加。当 $h/D = 1.15$ 时，协同度达到峰值即 0.774，此后筒土协同度不再随着 h/D 的增大而变化。

2.2 筒土协同度的影响因素

对可能影响筒土协同度的壁厚、筒内分仓形式、分仓板高度、筒型基础结构尺寸及筒土相对刚度等因素进行分析。

(1) 壁厚对协同度的影响

采用表 3 和表 4 中的模型参数，将壁厚相对半

径比值 t/R 取为 0.017、0.023、0.029、0.034，比较不同 t/R 的筒型基础加载高度 4m 下筒土协同度。

计算得到不同 t/R 的筒型基础 F_h-s 曲线，见图 17。

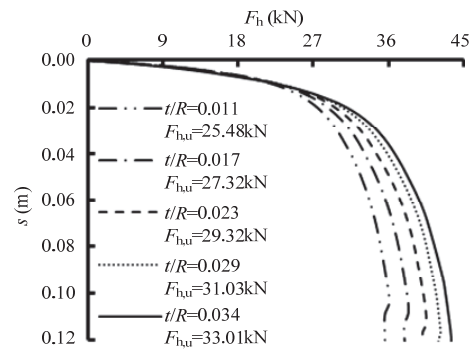


图 17 不同 t/R 的筒型基础 F_h-s 关系图

Fig.17 F_h versus s of bucket foundation with different t/R

由图 17 可得不同 t/R 的筒型基础的极限承载力，进而得到筒土竖向位移关系，由筒土竖向位移关系可知，不同 t/R 的工况下，受压一侧土体与筒均为完全协同作用，由式 (2) 可得筒土协同度分别为 $\beta_{t/R=0.011} = 0.774$ ， $\beta_{t/R=0.017} = 0.775$ ， $\beta_{t/R=0.023} = 0.776$ ， $\beta_{t/R=0.029} = 0.778$ ， $\beta_{t/R=0.034} = 0.780$ 。

t/R 与协同度的关系如图 18 所示。

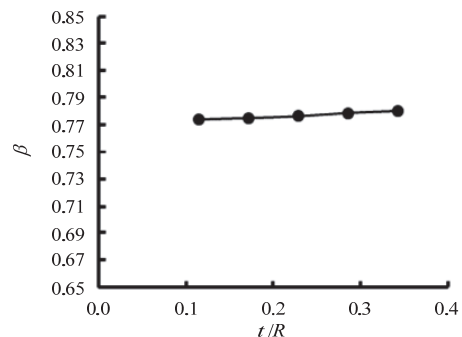


图 18 t/R -协同度关系图

Fig.18 t/R versus β

图中显示筒土协同度随 t/R 呈线性变化，即壁厚越厚，筒土协同度越高。这是因为筒壁增厚时，筒型基础入土部分横截面积与筒内土体横截面积的比值增大，筒壁对筒内土体的约束作用增强，筒内土体参与承载的能力增强。

(2) 分仓板形式对协同度的影响

通过计算 7 仓、5 仓、2 仓及无仓 4 种分仓形式 (图 19) 的筒土协同度，分析分仓形式的影响。

由计算结果得到不同分仓形式筒型基础 F_h-s 曲线，见图 20。

由图 20 得到不同分仓形式筒型基础的极限承

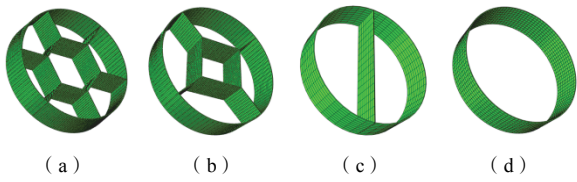


图 19 不同分仓形式示意图

Fig.19 Different bucket compartment forms

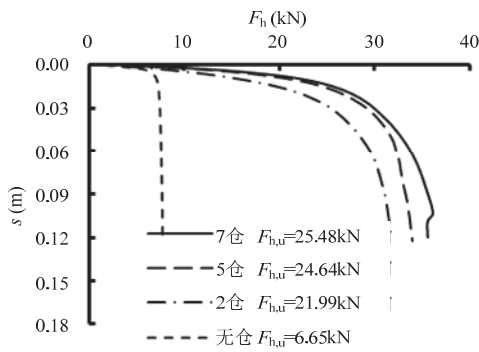
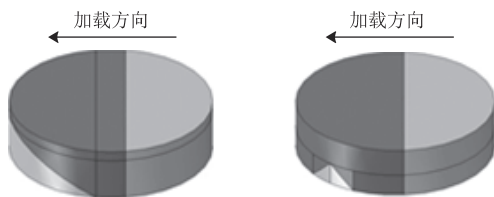


图 20 不同分仓形式筒型基础 F_h - s 关系图

Fig.20 F_h versus s of bucket with different compartment forms

承载力, 进而得到筒土竖向位移关系, 由筒土竖向位移关系可知, 7 仓和 5 仓的工况下, 受压一侧土体与筒为完全协同状态, 由式 (2) 可得筒土协同度 $\beta_{(a)}=0.774$, $\beta_{(b)}=0.716$ 。

2 仓和无仓的筒土协同区如图 21 所示, 深色区域为筒土协同区, 其受压一侧筒内土体与筒体不完全协同作用。



(a) 2 仓筒型基础筒土协同区 (b) 无分仓筒型基础筒土协同区

图 21 筒土协同区域图

Fig.21 Bucket-soil cooperative region

通过式 (1) 计算 2 仓和无仓工况下筒土协同度, 得 $\beta_{(c)}=0.512$, $\beta_{(d)}=0.453$ 。

分仓数量 n 与协同度的关系如图 22 所示。

由图 22 可知对于宽浅式筒型基础, 基础分仓数量越多, 筒土协同度越高。这是由于分仓板越多, 与筒内土体接触面积越大, 可以激发更多的土体发挥承载特性。分仓数由 2 变为 6 时, 协同度提高了 40%, 而分仓数由 6 变为 7 时, 协同度仅提高 8%,

因此对于宽浅式筒型基础而言, 存在最优化分仓, 可以通过优化分仓板数量提高承载能力。

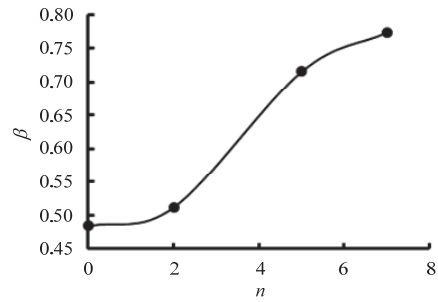


图 22 n -协同度关系图

Fig.22 n versus β

(3) 分仓板高度对协同度的影响

为了减少下沉阻力, 筒型基础内部的分仓板高度通常小于筒高, 将分仓板高度与筒高的比值 $h_{\text{仓}}/h$ 取为 0.55、0.66、0.77 和 0.88, 比较不同 $h_{\text{仓}}/h$ 的筒型基础加载高度 4m 下筒土协同度。

由计算结果得到不同分仓板高度的筒型基础 F_h - s 曲线, 见图 23。

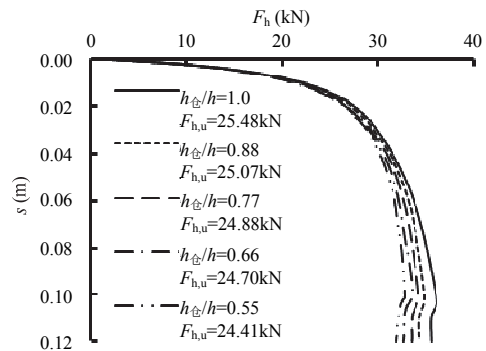


图 23 不同 $h_{\text{仓}}/h$ 的筒型基础 F_h - s 关系图

Fig.23 F_h versus s of bucket with different $h_{\text{仓}}/h$

由图 23 得到不同分仓板高度筒型基础的极限承载力, 进而得到筒土竖向位移关系, 由筒土竖向位移关系可知, $h_{\text{仓}}/h$ 为 0.55~0.77 工况下, 受压一侧土体与筒为完全协同状态, 由式 (2) 可得筒土协同度分别为 $\beta_{h_{\text{仓}}/h=0.77}=0.657$, $\beta_{h_{\text{仓}}/h=0.66}=0.610$, $\beta_{h_{\text{仓}}/h=0.55}=0.573$ 。

$h_{\text{仓}}/h=0.88$ 时受压一侧土体与筒型基础完全协同, 受拉一侧有不完全协同作用部分, 如图 24 所示, 深色区域为筒土协同区。

由式 (1) 可得筒土协同度 $\beta_{h_{\text{仓}}/h=0.88}=0.754$ 。

由分仓板高度对筒土协同度的影响分析, 得到 $h_{\text{仓}}/h$ 与协同度的关系, 见图 25。

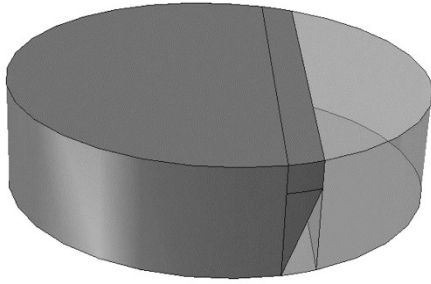


图 24 $h_{\text{仓}}=0.8\text{m}$ 筒土协同区

Fig.24 Bucket-soil cooperative region of $h_{\text{仓}}=0.8\text{m}$

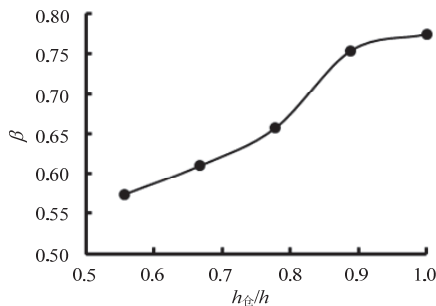


图 25 $h_{\text{仓}}/h$ -协同度关系图

Fig.25 $h_{\text{仓}}/h$ versus β

由图 25 可知， $h_{\text{仓}}/h$ 越大筒土协同度越大。原因是分仓板高度减小时，分仓板与土的接触面积减少，可激发承载特性的土体体积减小，当分仓板高度减小到一定程度时，筒盖与土体的相互作用成为激发筒内土体参与承载的主要因素，此时分仓板高度对筒土协同度的影响减弱。分仓高度偏小或偏大时分仓板高度对协同度的影响均较弱，因此分仓板存在最优化设计高度，可通过优化分仓板高度在保证筒型基础承载力的情况下减少安装时下沉阻力。

(4) 筒型基础结构尺寸对协同度的影响

保证筒型基础长径比不变，改变 D 和 $h_{\text{筒}}$ ，得到不同尺寸筒型基础在不同加载高度下的筒土协同度，见图 26。

由图 26 可知，对于相同长径比的筒型基础，基础尺寸越大，筒土协同度越低，筒内土体所能提供的承载能力比例越小。

(5) 筒土相对刚度对协同度的影响

将土体弹性模量 E_{soil} 取为 5MPa、10MPa、20MPa 和 25MPa 比较不同筒土相对刚度的筒土协同度。

计算得到不同 E_{soil} 下筒型基础 F_h - s 曲线，见图 27。由图 27 得到不同 E_{soil} 下筒型基础的极限承载力，

进而得到筒土竖向位移关系，由筒土竖向位移关系可知， E_{soil} 为 10MPa、15MPa、20MPa 和 25MPa 的工况下，受压一侧土体与筒为完全协同作用，由式 (2) 可得筒土协同度分别为 $\beta_{E_{\text{soil}}=10\text{MPa}}=0.75$ ， $\beta_{E_{\text{soil}}=15\text{MPa}}=0.774$ ， $\beta_{E_{\text{soil}}=20\text{MPa}}=0.774$ ， $\beta_{E_{\text{soil}}=25\text{MPa}}=0.774$ 。

$E_{\text{soil}}=5\text{MPa}$ 时受压一侧土体与筒型基础不完全协同，如图 28 所示，深色区域为筒土协同区。

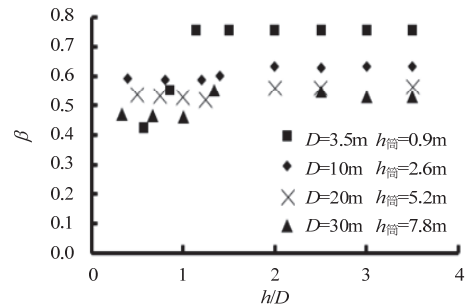


图 26 尺寸-协同度关系图

Fig.26 Dimension versus β

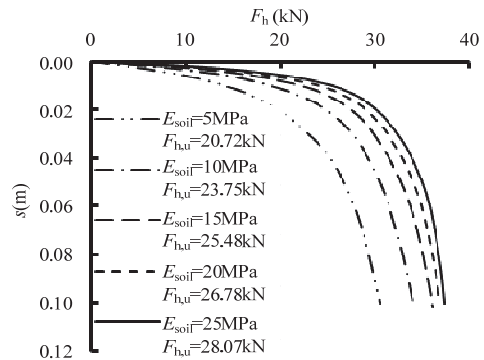


图 27 不同 E_{soil} 下筒型基础 F_h - s 关系图

Fig.27 F_h versus s of bucket with different E_{soil}

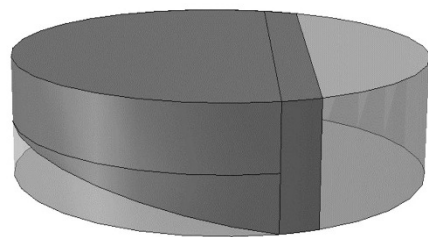


图 28 $E_{\text{soil}}=5\text{MPa}$ 筒土协同区

Fig.28 Bucket-soil cooperative region of $E_{\text{soil}}=5\text{MPa}$

由式 (1) 可得筒土协同度 $\beta_{E_{\text{soil}}=5\text{MPa}}=0.620$ 。

E_{soil} 与协同度的关系如图 29 所示。由图 29 可知，土体弹模 E_{soil} 较小时，筒土协同度随着 E_{soil} 的增大而增大，当 E_{soil} 增大至 12MPa 后，筒土协同度保持不变。

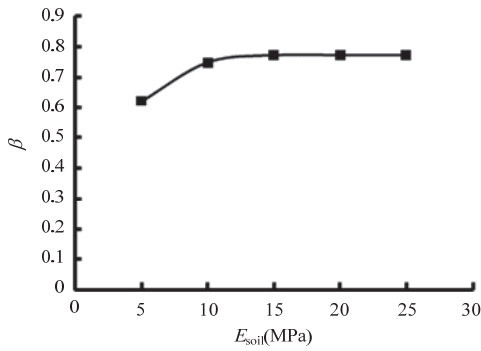


图 29 E_{soil} -协同度关系图
Fig.29 E_{soil} versus β

3 筒土协同度对承载力影响

基于各因素影响筒土协同度的分析，将筒壁厚度、分仓数量、分仓高度及筒土相对刚度 4 种因素对承载力的影响进行归一化处理。将各变量下筒型基础极限承载力与大比尺模型试验加载高度 4m 时极限承载力相比，得到各工况下筒型基础承载比，建立承载比与协同度的关系，如图 30 所示。

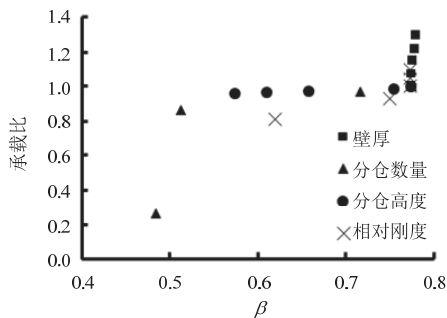


图 30 承载比-协同度关系图
Fig.30 Bearing ratio versus β

由图 30 可看出，对于直径与入土深度相同的筒型基础，筒土协同度升高，承载能力随之提高。 $B < 0.55$ 时，协同度增大能显著提高筒型基础的承载力； $0.55 < \beta < 0.75$ 时，协同度的增大不影响筒型基础的承载力； $\beta > 0.75$ 时，协同度的增大会显著提高筒型基础承载力，但基于上述分析， $\beta > 0.75$ 时提高协同度的难度较大，提高承载力较难实现。

为研究 $H-M$ 复合加载模式下筒土协同度对筒型基础承载力的影响，采用数值方法计算了不同尺寸筒型基础的承载力包络线，将计算结果归一化，如图 31 所示。图中同时给出了与筒型基础具有相同结构尺寸与竖向荷载条件的墩式基础承载力包络线。

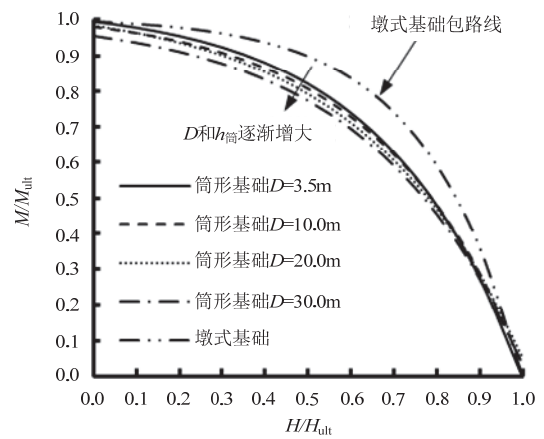


图 31 不同尺寸筒型基础归一化包络线图
Fig.31 Normalized failure envelopes of bucket with different dimensions

由图 31 可知，筒型基础由于存在筒和筒内土体的相互作用，其承载能力明显小于实体墩式基础。由前述分析可知，随着筒型基础尺寸增大，筒土协同度减小，对应的 $H-M$ 承载力包络线向内收缩，远离相应尺寸的墩式基础包络线。

4 结论

本文通过宽浅式筒型基础水平-弯矩大比尺模型试验发现筒土不完全协同现象，并结合数值模拟方法对影响筒土协同度的因素进行分析，得到以下结论：

(1) 大比尺模型试验表明宽浅式筒型基础在受水平-弯矩作用时，部分筒内土体与筒盖脱离，筒内土体与筒体不可看做一个整体，筒内土体与筒的协同程度影响承载力的大小。

(2) 对于结构尺寸相同的筒型基础，筒土协同度与加载高度相关，加载高度越大筒土协同度越大，且存在上限值；筒土协同度与筒壁厚度成正比、随分仓板数量的增多、分仓板高度的增加和土体刚度的增大成非线性增长，设计中可通过优化分仓板数量与高度提高筒土协同度。

(3) 筒土协同度越高，筒型基础承载力越大。工程中可根据实际工况适当提高筒土协同度，保证筒型基础的运行安全。当 $\beta < 0.55$ 时，筒土协同度的增大能显著增加筒型基础的承载力；随着筒型基础结构尺寸增加，筒土协同度极限值减小，其在 $H-M$ 复合加载模式下的承载力包络线向内收缩，远离实体墩式基础包络线。

参考文献

- [1] Villalobos Jara F A. Model testing of foundations for offshore wind turbines[D]. London: University of Oxford, 2006
- [2] Barari A, Ibsen L B. Undrained response of bucket foundations to moment loading[J]. Applied Ocean Research, 2012, 36: 12-21
- [3] Zafeirakos A, Gerolymos N. Bearing strength surface for bridge caisson foundations in frictional soil under combined loading[J]. Acta Geotechnica, 2016, 11(5): 1189-1208
- [4] Li D, Zhang Y, Feng L, et al. Capacity of modified suction caissons in marine sand under static horizontal loading[J]. Ocean Engineering, 2015, 102: 1-16
- [5] Kim S R. Evaluation of vertical and horizontal bearing capacities of bucket foundations in clay[J]. Ocean Engineering, 2012, 52: 75-82
- [6] Tang X, Zhang X, Shao Q, et al. Rotation center and horizontal bearing capacity of the bucket foundation in soft ground[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2016, 34(6): 594-601
- [7] 刘润, 王磊, 丁红岩, 等. 复合加载模式下不排水饱和和软黏土中宽浅式筒型基础地基承载力包络线研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(1):146-154 (Liu Run, Wang Lei, Ding Hongyan, et al. Failure envelopes of large-diameter shallow buried bucket foundation in undrained saturated soft clay under combined loading conditions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(1):146-154 (in Chinese))
- [8] 刘润, 陈广思, 刘禹臣, 等. 海上风电大直径宽浅式筒型基础抗弯特性分析[J]. 天津大学学报: 自然科学与工程技术版, 2013(5): 393-400 (Liu Run, Chen Guangsi, Liu Yuchen, et al. Resisting moment behavior of large diameter and shallow buried bucket foundation for offshore wind turbine[J]. Journal of Tianjin University: Science and Technology, 2013(5):393-400 (in Chinese))
- [9] 闫澍旺, 霍知亮, 孙立强, 等. 海上风电机组筒型基础工作及承载特性研究[J]. 岩土力学, 2013(7): 2036-2042 (Yan Shuwang, Huo Zhiliang, Sun Liqiang, et al. Study of working mechanism and bearing capacity behavior of bucket foundation for offshore wind turbine[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013(7): 2036-2042 (in Chinese))

马鹏程 (1992—), 男, 博士研究生。主要从事筒型基础承载特性方面的研究。

刘润 (1974—), 女, 博士, 教授。主要从事结构物与土相互作用、软弱地基处理及海洋土工程性质方面的研究。

张浦阳 (1978—), 男, 博士, 副教授。主要从事海上风电新型基础结构及成套施工技术方面的研究。

刘永刚 (1986—), 男, 博士, 工程师。主要从事土木及海洋结构设计施工方面的研究。

练继建 (1965—), 男, 博士, 教授。主要从事水利水电工程安全与优化应用和海上新能源开发利用方面的研究。

(上接第71页)

with plate type elastomeric pad bearings in the transverse direction [J]. China Journal of Highway and

Transport, 2016, 29(3): 55-65 (in Chinese))

胡思聪 (1990—), 男, 博士, 讲师。主要从事桥梁抗震方面的研究。

王连华 (1975—), 男, 博士, 教授。主要从事索结构振动及非线性动力学方面的研究。

李立峰 (1971—), 男, 博士, 教授。主要从事桥梁抗震、钢-混组合结构、正交异性钢箱梁基本性能方面的研究。

吴钊华 (1993—), 男, 硕士研究生。主要从事桥梁抗震方面的研究。