

# 海上风电机宽浅式筒型基础渐进破坏研究

王雪菲<sup>1</sup>, 李德明<sup>1</sup>, 乐从欢<sup>2</sup>, 李家乐<sup>1</sup>

(1. 河北工业大学 土木与交通学院, 天津 300041; 2. 天津大学 建筑与工程学院, 天津 300072)

**摘要:** 海上风电的吸力筒基础在服役过程中受到来自风、浪、流、地震和船舶停靠带来的水平荷载作用, 从而使吸力筒基础产生平移和转动地基变形, 这种地基变形累计会导致结构整体失稳破坏。宽浅式吸力筒基础埋深较浅, 基础—土体相互作用机理与传统浅基础不同。因此, 在极限荷载作用下基础的渐进破坏机理尚不明确。利用土工离心机对不同筒径比的宽浅式吸力筒基础进行试验, 分析了基础在砂土中的水平极限承载特性。基于Abaqus有限元模型, 进一步分析了吸力筒基础的渐进演化失效模型, 揭示了破坏过程中矢量旋转中心位置变化曲线, 提出了考虑旋转中心位置变化的水平极限承载特性计算模型, 为宽浅式吸力筒基础设计提供参考。

**关键词:** 吸力筒基础; 砂土地基; 离心机试验; 水平承载力; 旋转中心

中图分类号: TU475+.1

文献标志码: A

## Progressive Failure Mechanism of the Wide - Shallow Suction Bucket Foundation for Offshore Wind Turbines

WANG Xuefei<sup>1</sup>, LI Deming<sup>1</sup>, LE Conghuan<sup>2</sup>, LI Jiale<sup>1</sup>

(1. School of Civil and Transportation Engineering, Hebei University of Technology, Tianjin 300072, China; 2. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** The suction bucket foundation of wind power is subjected to horizontal loads from wind, waves, ocean currents, earthquakes, and ship docking in service conditions, leading to failure modes of translation and rotation. The accumulated ground deformation results in severe structural instability and damages. The suction bucket foundation demonstrates a shallow embedded depth, and the soil-structure interactions are different from the traditional shallow foundations. Therefore, the failure mode of the wide-shallow foundation is not clearly

investigated. A series of centrifuge tests are conducted to study the ultimate lateral bearing behavior of the wide-shallow suction bucket foundation with variable L/D ratios in sandy soil. The progressive failure mechanisms of the suction bucket foundation are further illustrated through Abaqus numerical simulations. The evolution of the rotation center is depicted. An analytical calculation method is proposed by considering the rotation center, aiming to provide design references for practical engineering.

**Key words:** bucket foundation; non-cohesive soil foundation; centrifuge test; lateral bearing capacity; rotation center

海上风力发电是风能发电的重要方向<sup>[1]</sup>。我国海上风能资源丰富, 风能储备在世界上位于前列。相比于陆地上的风力发电场, 海上风力发电场容量系数较高<sup>[2]</sup>, 而且不占用土地资源。在风机之间可以发展海洋养殖业以及促进制氢(氧)业等<sup>[3]</sup>, 充分利用海洋资源。风机基础成本占总成本的20%~25%, 其相比于第一大成本构成风机设备(占比30%)而言, 风机基础的造价浮动范围更大。因此风机基础成本增长是海上风机总投资增长的主要原因。

吸力筒基础是一种新型的基础形式, 其形状呈一个倒置的圆桶结构。吸力筒基础通过负压或顶压等方式使筒壁插入海床之中, 通过裙墙和顶板的压力以及摩阻力提供承载力。相比其他的基础形式具有节约材料、施工方便等特点<sup>[4-5]</sup>, 可以通过陆上加工厂加工成型托运至风电场安装, 减少现场加工难度。吸力筒基础早期用于海上采油、天然气平台的吸力锚, 承受上拔荷载作用<sup>[6]</sup>。海上采油、天然气平台使用的吸力筒结构其长度 $L$ 为直径 $D$ 的数倍之多, 而

收稿日期: 2021-05-22

基金项目: 国家自然科学基金(51909054); 河北省自然科学基金(E2019202056)

第一作者: 王雪菲(1989—), 女, 副教授, 硕士生导师, 工学博士, 主要研究方向为岩土工程及吸力筒基础工程。

E-mail: xuefei.wang@hebut.edu.cn

通信作者: 李家乐(1989—), 男, 副教授, 硕士生导师, 工学博士, 主要研究方向为岩土工程。

E-mail: jiale.li@hebut.edu.cn



论文  
拓展  
介绍

海上风电基础中所使用的吸力筒基础裙墙长度 $L$ 普遍小于或等于直径 $D$ 。在海上风电基础中吸力筒基础承受竖直荷载、水平荷载和倾覆力矩<sup>[7]</sup>。因此,与传统的海工构筑物的吸力筒基础相比,海上风电基础中吸力筒所受主要荷载不同,这样造成基础的破坏模式存在很大差异。

近年来,许多学者对吸力筒基础的破坏模式不断探索。Li等<sup>[8-12]</sup>通过海洋饱和细沙中横向联合荷载模型试验得到吸力筒基础在水平荷载作用下的失效机理。其失效机理为旋转破坏和平移破坏的模式,其中变形破坏在弹性和弹塑性阶段基础和土基的变形模式主要以水平移动为主,在塑性阶段吸力筒基础的破坏机理是由水平移动变为水平移动和旋转的组合。Yin等<sup>[13]</sup>通过有限元分析使用MMC和HS这2种宏观元素,提出了在竖直荷载、水平荷载以及倾覆弯矩的作用下吸力筒基础破坏包络面公式。Bang<sup>[14]</sup>通过100g离心机试验验证并测算旋转中心的位置修正了桩身投影面积和偏心率系数利用破坏包络线得到最大水平抗力。Vicent等<sup>[15]</sup>通过吸力筒平台的三维有限元模型与1g试验对比分析得到旋转中心的位置范围以及裙墙的接触阻力并提出方程式评估吸力筒基础的水平和垂直承载力。Liu等<sup>[16]</sup>通过不同高径的吸力筒基础试验并在有限元软件ABAQUS上建立三维模型,结合试验结果和有限元数值模拟分析得到 $L/D > 0.5$ 时旋转中心位于泥面以下 $0.7L$ 处, $L/D \leq 0.5$ 时旋转中心位于泥面以下 $0.5L$ 处的中心线处。Ma等<sup>[17]</sup>通过离心机试验对吸力筒浅筒基础水平承载力测试结合有限元分析得到 $L/D$ 约为 $0.2 \sim 0.5$ 吸力筒基础抗倾覆承载力的计算方法,其中假设旋转中心的位置为泥面以下 $0.50$ 倍裙墙高度、距中心线 $0.42$ 倍半径的位置。通过计算结果表明旋转中心的位置对抗倾覆承载力影响较大,从而影响到海上风电基础承载力设计值。其离心机模型与有限元模型对比结果通过极限平衡法和Wrinkle假设提出了一种抗旋转位移的计算方法,这种计算方法与经典土压力理论计算方法相比更为适用。

宽浅式吸力筒基础从受到外部荷载到基础破坏的过程中,基础与内部土壤的变形往往不能同时进行,这使其承载能力机制不明确。因此,宽浅式吸力筒基础设计时必须采取保守设计。综上研究,极限平衡法是目前在筒型基础的稳定性计算中广泛应用的方法。在计算过程中旋转中心的位置确定被动土压力和主动土压力计算区域。由于在相同深度被动

土压力与主动土压力数值上存在差异。因此,旋转中心的确定对计算结果有重要影响。而宽浅式基础的计算中旋转中心以 $0.5$ 倍裙墙深度为默认值,这使得不同筒径比的吸力筒基础稳定性计算值与真实值差异较大。

本文在现在已有研究的基础上通过ABAQUS软件建立有限元模型对比离心机试验结果,分析宽浅式吸力筒不同筒径比对旋转中心位置的影响,并总结宽浅式吸力筒基础旋转中心随筒径比变化的规律,以便指导吸力筒基础承载力计算。

## 1 模型试验

在目前的研究中,吸力筒基础的试验方法大致有3种分别有:现场试验、实验室试验和离心机试验。其中现场试验最为精确,但试验资金消耗非常大而且试验进程慢。实验室试验模型小需要缩放定律计算,而且对于某些岩土现象无法复制,因此误差相对较大。离心机试验是一种先进的试验方法,通过离心机提供重力加速度使模型尺寸扩大,填补现场测试和分析解决方案之间的空白,离心机建模为概念验证和数值模拟校准提供了可靠的实验结果。离心机模型与实际模型关系如表1所示,表1中 $N$ 为重力加速度的倍数,本试验在 $50$ 倍的重力加速度下进行 $N$ 的值为 $50$ <sup>[18]</sup>。

图1为吸力筒基础。如图2所示,所有的离心机试验在Case Western Reserve University的土工离心机上进行。测试的土基和吸力筒基础等测试模型和传感器设置在刚性土箱中。通过砂雨法在刚性土箱中均匀分布中密砂,安装吸力筒基础并固结稳定。离心机通过数据采集系统和高速摄影系统记录和监控运行期间的力和位移测试。安装在刚性箱体的顶部的钢梁将激励器、压力传感器和横向位移传感器固定,激励器和位移传感器通过光滑固定环与塔柱连接。在土箱达到 $50g$ 的重力加速度时记录横向位移变化,通过离心机定律计算光滑圆环的位置相当于实际塔柱上距泥面 $3m$ 处。风机模型部分包括吸力筒基础、风塔和配重块。为简单起见,塔头,包括机舱,转子轴和叶片,由块状质量块表示,通过离心机定律放大后尺寸为 $1.75m$ 、 $1.75m$ 、 $1.25m$ (长、宽、高)吸力筒基础如图1所示,试验分别对 $A_p$ (aspect ratios)为 $0.3$ 、 $0.5$ 和 $0.7$ 的模型进行试验,其中 $A_p$ 是吸力筒基础裙墙高度 $L$ 与直径 $D$ 比值。使用特质硅砂的颗粒相对较小,在离心机建模的在承载力分析

中仍能保持适当的内摩擦角,因为尺度效应最小<sup>[19]</sup>。其模型尺寸通过离心机缩放定律如表 1 所示,得到实际模型参数如表 2 所示。



图 1 吸力筒基础  
Fig. 1 Suction bucket foundation

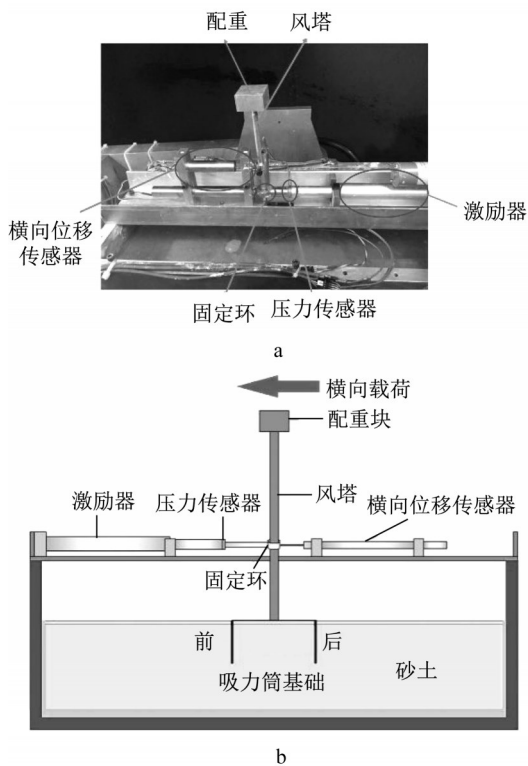


图 2 试验装置  
Fig.2 The experimental device

表 1 离心机比例关系	
Tab. 1 Centrifuge scaling relations	
参数	模型比例因子
应力	1
应变	1
长度	1/N
惯性矩	1/N <sup>4</sup>

风机模型由吸力筒基础、塔柱和配重块组成。吸力筒基础材质为钢,密度为  $7\,800\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ,弹性模量为  $210\text{GPa}$ ,其裙墙厚度均为  $0.024\text{m}$ ,顶板厚度均为  $0.02\text{m}$ 。塔柱长度为  $13\text{m}$ ,横截面为环形外径  $0.25\text{m}$ ,壁厚为  $0.1\text{m}$ 。配重块长和宽为  $1.75\text{m}$ 、高为  $1.25\text{m}$ ,材质为 7075 铝合金,密度为  $2\,700\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ,弹性模量为  $72\text{GPa}$ 。土基为砂质土,在准备土壤之前,

将硅砂烘干  $24\text{h}$ ,将干燥的砂逐层用砂雨法以固定高度洒入刚性容器中,然后进行轻微压实以获得所需的相对密度,将蒸馏水从底部缓慢注入容器,然后真空饱和  $24\text{h}$  以上。制备土样后通过环刀法测得其有效重度为  $8.6\text{KN}\cdot\text{m}^{-3}$ ,通过直剪试验测得饱和硅砂的内摩擦角为  $31^\circ$ <sup>[19]</sup>。在每个试验后,均重新用同样的方法制备土样以保证试验的一致性。

表2 吸力筒模型尺寸				
Tab. 2 Dimensions of bucket model				
编号	材质	直径/m	裙墙深度/m	$L/D$
1	钢	3.5	1.05	0.3
2	钢	3.5	1.75	0.5
3	钢	3.5	2.45	0.7

2 数值模拟

2.1 有限元模型建立

有限元的计算模型由风机模型和土基组成,是按照离心机试验模型通过缩放定律放大的实际尺寸建立模型。有限元模型使用 C3D8R 单元,其划分网格结合中性轴算法和进阶算法,通过参数化研究得到网格参数,布种间距从筒内土体中心筒壁  $0.05D$  到筒土边界  $0.25D$ ,其中  $D$  为吸力筒基础的直径。自土体接触处网格由近及远逐渐变疏。土体模型底部采用位移全约束,侧壁约束水平位移,顶面为自由平面。为消除边界条件的影响,径向取 6 倍筒径,深度方向取 5 倍裙墙深度。如图 3 所示。

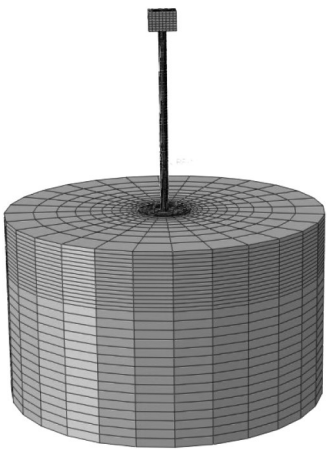


图 3 吸力筒基础-土有限元模型  
Fig. 3 Suction bucket-soil finite element model

土体模型采用 Mohr-Coulomb 屈服准则,因为 Mohr-Coulomb 模型的塑性流动法则是非关联的,因此使用非对称求解器对模型进行计算。ABAQUS



软件中Mohr-Coulomb模型采用光滑塑性流动势面,不同于经典Mohr-Coulomb屈服准则。定义塑性势函数 $G$ 在 $\pi$ 平面上的偏心率 $e$ ,将土体材料的黏度系数取较小值,保证模型运行顺畅,同时模拟出砂土的特性<sup>[16]</sup>。位移荷载施加在塔柱上距泥面3m处的参考点上,这与试验的传感器安装位置相同。为保证模型均达到塑性破坏,3个模型施加水平位移均为600mm。由于加载速率的变化对砂土的黏塑特性影响<sup>[20]</sup>,根据离心机试验加载情况定义加载函数,定义的加载函数属于静态加载,超静孔隙水压力没有明显积累,因此模型中不考虑孔隙水压力变化带来的影响。吸力筒筒体与土采用显式表面与表面接触,其接触面摩擦角为土体内摩擦角减 $5^\circ$ ,为 $26^\circ$ 。接触面法向采用“硬”接触,切向采用罚函数。通过控制位移求得反力得到荷载-位移曲线,当荷载不再增加而位移趋向于无穷大时,地基达到极限平衡状态,此过程中荷载最大值为吸力筒基础极限承载力。

## 2.2 试验与模型计算结果

将筒径比分别为0.3、0.5、0.7的离心机试验结果与有限元模型试验结果对比如图4所示,图中 $l/D$ 为归一化位移。图4中模型力与位移关系曲线由设置于3m的参考点输出,保证与离心机试验力和位移输出点位置相同。由图4可以看出,由于离心机试验的限制,在装置启动时有较大的加速度,无法准确测量初始阶段的极小位移,造成初始刚度较大,待装置稳定后,试验曲线能够反映弹塑性阶段的刚度变化,与数值模拟结果较为相似。本文主要研究筒型基础极限荷载作用下的承载特性,以极限承载力进行表征,数值模拟结果与试验结果较为吻合,极限承载力随筒径比的变化趋势一致<sup>[19]</sup>,在加载前期的弹性阶段,曲线呈线性增长。其曲线的斜率数值相近。由于加筒径比为0.3、0.5和0.7的3组试验中,吸力筒基础半径相同而裙墙高度不同,因此,吸力筒基础的初始刚度对半径大小更敏感;极限破坏时水平承载力差异较大,所以极限承载力的大小与裙墙嵌入深度的相关性更大。这与Achmus等<sup>[21]</sup>得到的结论一致。通过有限元模型数值模拟曲线与试验结果对比,在弹塑性阶段变化趋势基本一致最终达到塑性破坏。得到的承载力与试验结果具有很好的匹配性。可以应用有限元数值模拟模型,研究不同筒径比的旋转中心位置及其变化规律。

## 2.3 数形计算

通过有限元模型模拟中计算点的坐标位置变化,代入推导所得旋转中心的计算公式中,可得到基

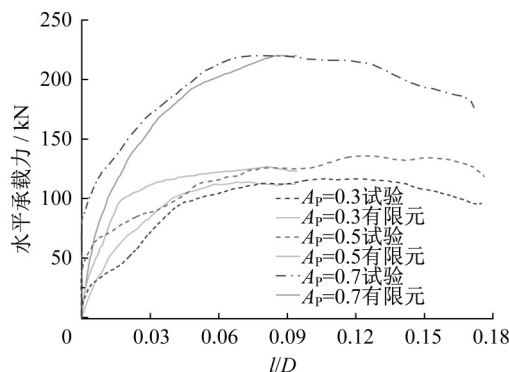


图4 试验-模型结果对比

Fig. 4 Comparison of experimental model results

础旋转中心数形解

$$z_0 = \frac{z_1 x_2 - z_2 x_1}{x_1 - x_2} \quad (1)$$

$$x_0 = x_3 + \frac{R z_4}{z_3 + z_4} \cos \theta - z_0 \tan \frac{\theta}{2} \quad (2)$$

式中: $x_0, x_1, x_2, x_3, x_4, z_0, z_1, z_2, z_3, z_4$ 位置如图5所示; $R$ 为吸力筒基础半径。式(1)与式(2)是通过吸力筒基础旋转几何关系计算旋转中心,这与基础内部土体自身位移旋转中心存在差异。由图6内部土体位移矢量图可以看出,当基础达到水平承载力极限值时基础内部土体围绕一点的切向产生位移,该点是基础的旋转中心,此时顶盖会与筒内土体脱离,抗倾覆力矩主要由裙墙产生。 $A_p=0.3$ 与 $A_p=0.5$ 和 $A_p=0.7$ 相比,基础旋转中心的水平位置发生了显著的变化,但不会影响裙墙产生的抗倾覆力矩。旋转中心深度会对基础的破坏形式和承载力产生影响,在旋转中心上部为被动土压力,其下部为主动土压力。不同筒径比对应旋转中心位置相对裙墙深度的位置也发生变化。筒径比为0.3和0.5时旋转中心位置相近,当筒径比为0.7时旋转中心深度明显增大。在吸力筒基础发生旋转的破坏过程中,在受水平位移荷载初期,宽浅式吸力筒基础都会发生水平移动,此时旋转中心的位置接近于无限。

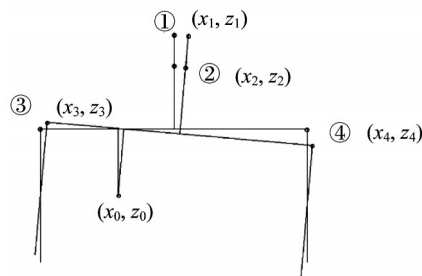


图5 模型示意图

Fig. 5 Diagram of model

随着荷载增加,基础及内部土体产生旋转位移,其旋转中心位置归一化后结果对比如图7所示。旋转中心的位置随着位移荷载的增加不断变深,最终达到稳定。

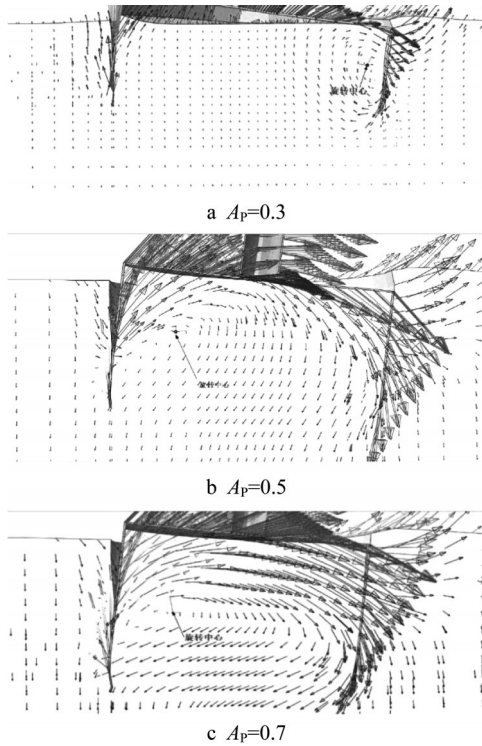


图6 位移矢量图

Fig. 6 Displacement vector

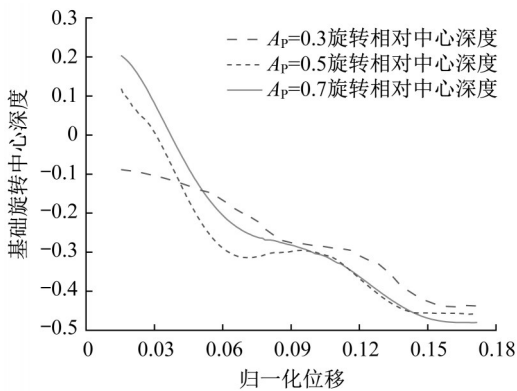


图7 基础旋转中心

Fig. 7 Foundation rotation center

图8是由有限元模型各个接触面土压力及摩擦力产生的总抵抗力矩与总合力的比值,得到旋转中心的相对深度。由图8可以得出筒径比为0.5时旋转中心最浅,0.7时相对深度最深。可以得到的变化趋势为: $L/D$ 为0.3和0.5的宽浅式吸力筒旋转中心的相对位置较为接近,当 $L/D$ 为0.7时吸力筒旋转中心的相对位置明显变深。

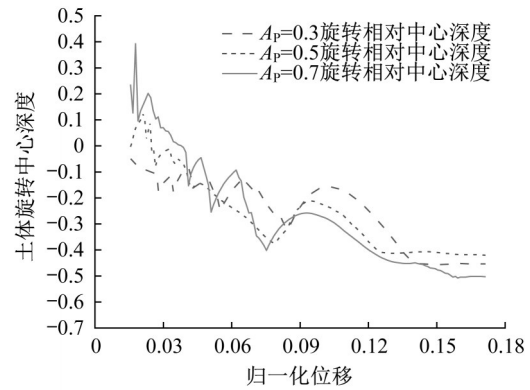


图8 土体旋转中心

Fig. 8 Soil rotation center

### 3 筒型基础渐进演化破坏模式

#### 3.1 理论计算

由有限元模型的轴向剖面图可以看出,随着水平荷载的持续作用,当筒基在达到极限荷载时裙墙后侧外部土体和内部下侧土体与裙墙分离。与周围土体相比吸力筒基础刚度很大,所以当土基破坏整个基础也随之破坏,在此过程中吸力筒基础在发生水平位移时伴随着旋转,当旋转到一定角度基础发生失稳破坏。

吸力筒基础的水平承载力符合Wrinkle假定,因此水平承载力极限值应小于等于裙墙周围地基土的极限抗力。裙墙外壁受到的摩擦阻力与该点处径向土压力成正比。此时基础受到裙墙内侧外侧土压力和摩擦阻力、裙墙底部土压力和摩擦阻力以及顶板土压力和摩擦阻力,如图9所示。

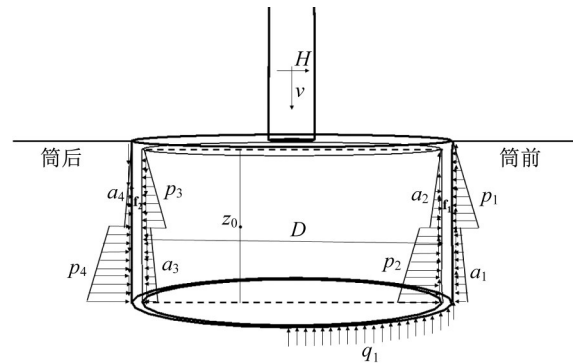


图9 受力图

Fig. 9 Schematic diagram of stress

由朗肯土压力理论,式(3)为裙墙被动土压力,式(4)为主动土压力。

$$F_p = \gamma z \tan^2 \left( 45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) + 2c \cot \left( 45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) \quad (3)$$

$$F_a = \gamma z \tan^2 \left( 45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right) + 2c \cot \left( 45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right) \quad (4)$$

水平承载力平衡方程和力矩平衡方程为

$$F_{zx} = F_{p1} + F_{p3} + F_{a1} + F_{a3} - F_{p2} - F_{p4} - F_{a2} - F_{a4} \quad (5)$$

$$M_f + M_q + M_p + M_a = F_{zx} e \quad (6)$$

式中:  $F_{zx}$  为水平承载力。

$$M_f = M_{\text{side}} + M_{\text{top}} \quad (7)$$

$$M_{\text{side}} = 8 \int_0^{\frac{\pi}{2}} \int_0^z k_0 p(z) r \tan \varphi \cos \theta \, dz \, d\theta \quad (8)$$

$$M_{\text{top}} = \left( \frac{F + G}{A} \tan \varphi + ac \right) A z_0 \quad (9)$$

$$M_q = 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} R^2 \cos \theta \sin \theta \sigma_{\frac{D}{2}} \, d\theta \quad (10)$$

$$M_p = \int_0^{z_0} p(z) D(h+z) \, dz \quad (11)$$

$$M_a = \int_{z_0}^l p(z) D(h+z) \, dz \quad (12)$$

$$\sigma_{\frac{D}{2}} = m_0 L \frac{D}{2} \tan \theta \quad (13)$$

$$e = h + Z \quad (14)$$

式中:  $F_p$  为筒墙被动土压力;  $F_a$  为筒墙主动土压力;  $F_{p1}$  为筒前外侧被动土压力;  $F_{p2}$  为筒前内侧被动土压力;  $F_{p3}$  为筒后内侧被动土压力;  $F_{p4}$  为筒后外侧被动土压力;  $F_{a1}$  为筒前外侧主动土压力;  $F_{a2}$  为筒前内侧主动土压力;  $F_{a3}$  为筒后内侧主动土压力;  $F_{a4}$  为筒后外侧主动土压力;  $f_1$  为筒前摩擦阻力;  $f_2$  为筒后摩擦阻力;  $q_1$  为筒底土压力;  $F_{zx}$  为水平承载力;  $M_f$  为摩擦阻力产生的抵抗矩;  $M_{\text{side}}$  为裙墙侧壁摩擦阻力产生的抵抗矩;  $M_{\text{top}}$  为顶板摩擦阻力产生的抵抗矩;  $M_p$  为被动土压力产生的抵抗矩;  $M_a$  为主动土压力产生的抵抗矩;  $M_q$  为筒底土压力产生的抵抗矩;  $\sigma_{\frac{D}{2}}$  为筒底土压力;  $e$  为水平力偏心距;  $p(z)$  为土的极限抗力;  $\varphi$  为土与基础表面摩擦角;  $k_0$  为水平土压力系数;  $a$  为量纲为一的系数, 一般取 0.8。

通过联立承载力平衡方程和力矩平衡方程分别计算筒径比为 0.3、0.5、0.7 的旋转中心  $z_0$ , 由于篇幅限制计算过程不赘述。

3.2 理论计算与模型计算对比

吸力筒基础旋转中心深度与裙墙长度的比值是旋转中心相对深度, 对比几何计算与土压力建立平衡方程这 2 种方法计算的土体旋转中心相对深度如表 3 所示, 几何计算的旋转中心呈线性分布, 土压力建立的方程求得的土体旋转中心呈二次分布, 对比

误差与理论计算值对比误差在 7% 左右, 进一步验证了吸力筒基础与基础内部土体在旋转破坏的过程中位移不能同时进行、旋转中心存在差异的结论。

表 3 旋转中心相对位置对比

Tab. 3 Comparison of rotation center

筒径比	基础旋转中心 相对位置	土体旋转中心 相对位置	误差比/%
0.3	-0.437	-0.453	3.5
0.4	-0.452	-0.445	1.6
0.5	-0.458	-0.428	7.0
0.6	-0.471	-0.455	3.5
0.7	-0.480	-0.503	4.5

$L/D$  为 0.3 时其旋转中心的位置比 0.5 时较深, 水平承载力相差不大, 而当  $L/D$  为 0.7 时其旋转中心的位置明显变深, 这是水平承载力陡增的一个重要原因。由此可以得到旋转中心变深使其上部分被动土压力区增大是使宽浅式吸力筒基础水平承载力增大以及抗倾覆能力增强的重要原因。旋转中心在  $L/D$  为 0.3~0.7 的范围内分布如图 10 所示。其关

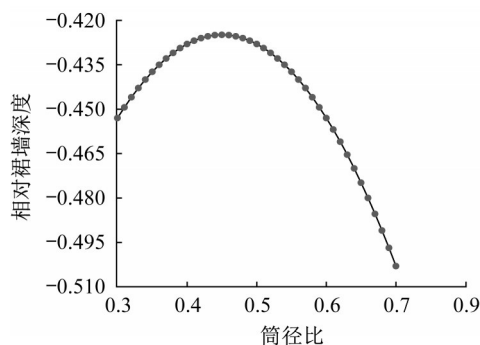


图 10 旋转中心分布

Fig.10 Distribution of rotation center

系满足式(15):

$$z_0 = \frac{1}{D^2} (1.25L^2 - 1.125LD + 0.678D^2) \quad (15)$$

宽浅式基础的水平承载力计算中, 旋转中心默认以 0.5 倍裙墙深度计算。将传统默认的旋转中心位置与本研究得到的土体旋转中心位置分别代入到极限平衡法的水平承载力公式, 计算出水平极限承载力, 其对比计算结果如表 4 所示。通过  $A_p=0.4$  和  $A_p=0.6$  的有限元模型计算土体旋转中心相对深度分别为 0.425 和 0.459, 与式(13)的结果对比, 误差分别 1.3% 和 1.6%, 对比可以发现土压力所求旋转中心相对深度比几何方法所求的基础旋转中心相对深度所求得水平极限承载力更接近试验结果和数值模拟计算结果。

在  $L/D$  为 0.7 时旋转中心位置相比默认旋转中



表 4 水平承载力对比

Tab. 4 Comparison of horizontal load

(单位:kN)

筒径比	土体旋转中心计算值	基础旋转中心计算值	试验结果	有限元模型结果
0.3	115.04	112.02	112.23	113.85
0.4	120.23	122.07		118.79
0.5	126.63	129.54	125.86	126.05
0.6	159.34	168.21		162.13
0.7	223.05	204.97	220.10	220.09

心位置略低,但由于对应裙墙长度增加而求得被动土压力面积增大,而且增大的面积处所对应深度的被动土压力也比假设值大,所以筒径比越大时假设旋转中心位置与真实旋转中心的差异对极限水平承载力影响越大。与假设旋转中心位置在 0.5L 计算的理论值相比,在式(15)得到的旋转中心位置所求得的水平承载力更接近实验值。

## 4 结论

通过对宽浅式吸力筒基础离心机试验并建立有限元模型研究在无黏性土中和水平承载力下不同筒径比与旋转中心位置变化的规律,主要结论如下:

(1)相同直径的吸力筒基础在受到外荷载初期几乎具有相同的刚度,在这一阶段中裙墙长度影响较小。因此,对于约为极限水平荷载 30% 的水平荷载,吸力筒基础具有较好的抗变形能力。

(2)吸力筒基础的裙墙深度直接影响到吸力筒基础的水平承载力的大小。筒体的旋转中心与筒内土体的旋转中心不同,进一步验证了基础与内部土壤的变形破坏不能同时进行的结论。旋转中心的位置变化会影响到筒基土压力中被动土压力的分布范围,旋转中心的位置对其极限承载力的大小有重要影响。

(3)通过求解得到旋转中心位置与筒径比关系的解析式,用于极限平衡法计算水平承载力。将该计算数值代入理论公式中计算,其得到的水平承载力极限值与传统假设旋转中心位置得到的计算值相比更接近试验结果。由此,可以验证该研究结果更符合宽浅式吸力筒基础渐进破坏过程。

随着研究不断的深入,不同的地质条件和加载模式都会对基础的旋转中心变化产生影响。为得到可用于实际工程的宽浅式吸力筒基础渐进破坏规律,进一步得到极限荷载的计算方法还需要大量的研究工作。本文研究结论建立在有限元数值分析上,其结论有待深入验证。

## 作者贡献声明:

王雪菲:研究思路及论文内容把控,论文审阅及修改。  
李德明:数值模型建立及分析,论文初稿撰写。  
乐从欢:提供相关资料,论文审阅。  
李家乐:试验方案设计 & 开展,试验结果分析,论文审阅。

## 参考文献:

[1] ZHANG P, DING H, LE C, *et al.* Motion analysis on integrated transportation technique for offshore wind turbines [J]. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 2013, 5 (5): 053117.

[2] 黎季康,李孙伟,李炜.评估近海风能资源稳定性的新指标 [J]. *电力建设*, 2020,41(5):108.

LI Jikang, LI Sunwei, LI Wei. A new index to evaluate offshore wind energy resources [J]. *Electric Power Construction*, 2020, 41(5):108.

[3] 金春鹏.海上风电开发与多能源协同供电规模化制氢(氧)产业基地建设研究[J]. *中国工程科学*, 2015,17(3):56.

JIN Chunpeng. Offshore wind power development and hydrogen (oxygen) production industrial base construction in multi energy cooperative supply system [J]. *Strategic Study of CAE*, 2015, 17(13):56.

[4] OH K Y, NAM W, RYU M S, *et al.*, A review of foundations of offshore wind energy convertors: Current status and future perspectives [J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2018, 88:16.

[5] 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. DOI: 10.16516/j.gedi.issn2095-8676. 2018.04.001.

ZHANG Puyang, HUANG Xuanxu. Application research on suction bucket foundation for offshore wind power [J]. *Southern Energy Construction*, 2018, 5 (4) : 1. DOI: 10.16516/j. gedi. issn2095-8676. 2018.04.001.

[6] 李飒,蒋衍洋,李忠刚.深海 SPAR 平台不同锚固基础特点的研究[J]. *中国海洋平台*, 2012,27(5):16.

LI Sa, JIANG Yanyang, LI Zhonggang. The study of the choice of SPAR foundation in deeewater [J]. *China Offshore Platform* , 2012,27(5):16.

[7] 毋晓妮,廖倩,李晔.海上风机吸力式桶形基础承载特性研究综述[J]. *海洋技术学报*, 2020,39(1):91.

WU Xiaoni, LIAO Qian, LI Ye. A review on the bearing capacity studies of the suction bucket foundation for offshore wind turbines [J]. *Journal of Ocean Technology*, 2020, 39(1):91.

[8] 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.

[9] LI Dayong, ZHANG Yukun, FENG Lingyun, *et al.* Response

- of skirted suction caissons to monotonic lateral loading in saturated medium sand[J]. *China Ocean Engineering*, 2014, 28(4): 569.
- [10] WU Y., ZHANG Y., LI D. Solution to critical suction pressure of penetrating suction caissons into clay using limit analysis[J]. *Applied Ocean Research*, 2020, 101: 264.
- [11] BAI Y., LI D., ZHANG Y., *et al.* Bearing behavior and earth pressure distribution for modified suction caissons in sand under inclined loading[J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2021, 39(9): 1096.
- [12] 李大勇, 郭彦雪, 高玉峰, 等. 水平单调荷载作用下饱和细砂中裙式吸力基础土压力特性分析[J]. *土木工程学报*, 2015, 48(1): 112.
- LI Dayong, GUO Yanxue, GAO Yufeng, *et al.* Earth pressure distribution of skirted suction caissons embedded in saturated fine sand under monotonic lateral loading [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2015, 48(1): 112.
- [13] YIN Zhenyu, TENG Jingcheng, LI Zheng, *et al.* Modelling of suction bucket foundation in clay: From finite element analyses to macro-elements[J]. *Ocean Engineering*, 2020, 210: 107577.
- [14] BANG S., JONES K D., KIM K O., *et al.* Inclined loading capacity of suction piles in sand[J]. *Ocean Engineering*, 2011, 38(7): 915.
- [15] SSENYONDO Vicent, KIM S R., LE Chihung. Evaluation of horizontal and vertical bearing capacities of offshore bucket work platforms in sand [J]. *Applied Ocean Research*, 2020, 101: 102198.
- [16] LIN Meimei, LIAN Jijian, YANG Min. Experimental and numerical studies on lateral bearing capacity of bucket foundation in saturated sand [J]. *Ocean Engineering*, 2017, 144: 14.
- [17] MA Pengcheng, LIU Run, LIAN Jijian, *et al.* An investigation into the lateral loading response of shallow bucket foundations for offshore wind turbines through centrifuge modeling in sand [J]. *Applied Ocean Research*, 2019, 87: 192.
- [18] CHANDRASEKARAN V S. Centrifuge modelling in earthquake geotechnical engineering [J]. *Energy*, 2003, 3(1): 571.
- [19] YANG X., ZENG X., WANG X. Lateral-moment loading capacity and bearing behavior of suction bucket foundations for offshore wind turbines in sand [J]. *International Journal of Geomechanics*, 2018, 18(11): 04018152.
- [20] 彭芳乐, 李福林, 李建中, 等. 加载速率变化条件下砂土的黏塑特性及本构模型[J]. *岩石力学与工程学报*, 2008(8): 1576.
- PENG Fangle, LI Fulin, LI Jianzhong, *et al.* Viscoplastic behaviors and constitutive modeling of sands under change of loading rates [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2008, 27(8): 1576.
- [21] ACHMUS M., AKDAG C T., Thieken K. Load-bearing behavior of suction bucket foundations in sand [J]. *Applied Ocean Research*, 2013, 43: 157.