

DOI:10.3969/j.issn.1672-1144.2016.04.003

# 黏土地基桶形基础承载特性与参数敏感性分析

邢占清<sup>1,2</sup>, 黄立维<sup>1,2</sup>, 张金接<sup>1,2</sup>, 符平<sup>1,2</sup>

(1. 中国水利水电科学研究院, 北京 100044; 2. 北京中水科工程总公司, 北京 100044)

**摘要:** 为了研究黏土地基桶形基础的承载特性, 开展了离心模型试验和数值分析研究, 得到了荷载位移曲线, 揭示了其主要破坏模式, 分析了土体参数、基础尺寸对其承载特性的影响规律。结果表明, 海上风机桶形基础的破坏模式主要为转动; 土体修正剑桥模型参数回弹曲线斜率、泊松比、孔隙比、有效重度对承载特性影响较大, 研究条件下桶形基础的最优高径比约为 0.57。

**关键词:** 近海风机; 桶形基础; 承载特性; 敏感性分析

中图分类号: TU442

文献标识码: A

文章编号: 1672-1144(2016)04-0011-06

## Bearing Capacity and Parameter Sensitivity Analysis of Soft Clay Bucket Foundation

XING Zhanqing<sup>1,2</sup>, HUANG Liwei<sup>1,2</sup>, ZHANG Jinjie<sup>1,2</sup>, FU Ping<sup>1,2</sup>

(1. China Institute of Water Resources and Hydropower Research, Beijing 100044, China;

2. Beijing IWHR Engineering Corporation, Beijing 100044, China)

**Abstract:** In order to study the bearing capacity of the soft clay bucket foundation, centrifugal model and numerical analysis tests were carried out in this research. The load-displacement curve, main failure mode and the influence of the soil parameters and the basic dimensions were obtained. The main conclusions are: the main parameters affect the failure mode of the bucket foundation of off shore wind turbine are  $\kappa$ ,  $\nu$ ,  $e_0$ ,  $\gamma$ . Under the research condition, the optimal bucket foundation height to diameter ratio is about 0.57.

**Keywords:** offshore wind turbine; bucket foundation; bearing capacity; parameter sensitivity analysis

风力发电是目前技术最成熟、最具规模化开发条件和商业化发展前景的可再生能源发电方式之一<sup>[1]</sup>, 近年来我国海上风电发展迎来了新机遇。我国东部沿海电网特点、经济发展模式与欧洲类似, 具有适宜大规模开发的基础条件; 国产化的海上专用机组研发成功, 单机容量不断增大, 机组单位造价持续下降; 基础造价不断下降, 单桩、导管架和桶形基础等结构型式逐渐被工程界认可接受, 建设工期缩短、工程投资降低。桶形基础为顶端封闭、下端开口的倒置桶状结构, 水深适应范围较广, 是近 20 年来应用于海洋工程有较好发展前景的基础型式<sup>[2]</sup>。丹麦 Frederikshavn 风电场首次将桶形基础应用到海上风机, 充分说明了类似条件下其作为海上风机基础

的可行性, 且体现出了较多的优势, 如易于拆除、安装工期短、费用低等。限于国外技术保密, 加上近海受台风影响、淤泥较为深厚的客观条件, 桶形基础在我国海上风电中的研究和应用较为缓慢, 截止目前仅道达重工在江苏启东某码头边距岸不足 20 m 处安装了一台采用复合桶形基础的 2.5 MW 海上风电样机, 但运行条件与真正的海洋环境存在较大的差异。

国内外许多学者围绕桶形基础承载特性开展了大量的研究工作, 主要包括模型实验、极限平衡分析、有限元模拟等<sup>[3-7]</sup>, 但针对水平荷载、竖向荷载、弯矩荷载共同作用下承载力较差的饱和黏土地层承载特性研究并不多见。另外, 风机运行对桶形基础

收稿日期: 2016-03-01

修稿日期: 2016-03-29

基金项目: 中国水利水电科学研究院科研专项“黏土地基近海风机桶形基础承载变形特性研究”(EM0145B17201500000)

作者简介: 邢占清(1981—), 男, 内蒙古卓资人, 博士, 高级工程师, 主要从事近海风电及地基处理方面的研究工作。

E-mail: xingzq@iwhr.com.

水平向变形要求严格,需综合运用现场监测、模型试验和数值模拟等多种手段开展研究<sup>[8]</sup>。为此,本文采用离心模型试验结合三维弹塑性有限元分析的手段,对近海风机桶形基础承载特性与参数敏感性进行分析,以期为其结构设计提供必要的参考。

## 1 离心模型试验

### 1.1 试验设备

本文采用清华大学土工离心机进行试验,有效旋转半径 2 m,容量 50 g·t,最大离心加速度 250 g。模型箱的有效内部尺寸为 600 mm × 200 mm × 535 mm(长 × 高 × 宽),一侧为透明有机玻璃板,以方便观测土体的变形。

### 1.2 试验方案

设计了 2 组离心模型试验,研究饱和黏土地基桶形基础承载变形特性,试验方案见表 1。

表 1 离心模型试验方案

试验方案	基础直径/mm	基础入土高度/mm	土体干密度/(g·cm <sup>-3</sup> )	最终离心加速度/g
方案 1	100	100	1.25	50
方案 2	100	100	1.45	50

### 1.3 模型制作与布置

土样取自江苏响水近海,塑限  $\omega_p = 27.8\%$ 、字

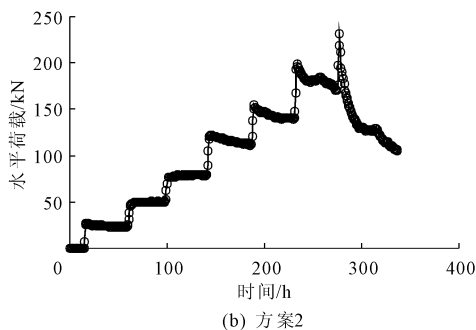
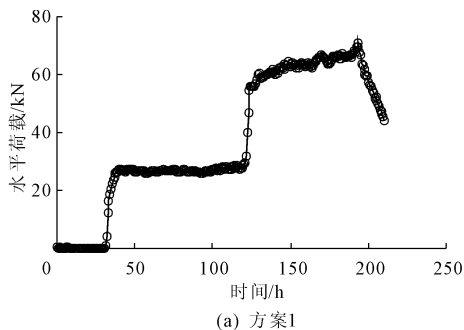


图 2 水平荷载时程曲线

水平荷载作用下,桶形基础发生转动并倾斜。荷载较小时,土体处于弹性阶段,变形逐渐增大但增幅较小;荷载大于临界荷载时土体进入塑形阶段,基础水平变形较大;荷载大于极限荷载后,土体变形较弹性阶段变形增速达数倍,水平力迅速下降,变形远超海上风机正常发电时的限制要求,图 3 为试验结束后的照片。

试验得到的特征荷载值见表 2。由表 2 可以看出,相同土性的地基,干密度不同,极限承载力相差较大。

母格式刷以后,看不全角标液限  $\omega_L = 47.4\%$ 、含水率  $\omega = 36.8\%$ ;室内固结试验得到的不同固结压力下干密度、孔隙比见图 1。

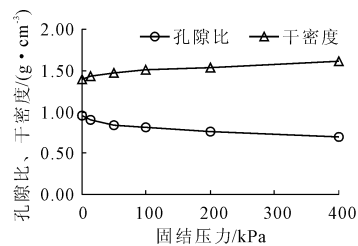


图 1 不同固结压力下土体干密度、孔隙比变化图

方案 1 地基土为欠固结土,方案 2 地基土为 28 kPa 围压下固结土。采用铝制圆桶模拟桶形基础,试验模型取对称的一半,模型壁厚 0.8 mm、质量 800 g。根据模型箱尺寸和桶形基础的高度,确定模型尺寸为 50。

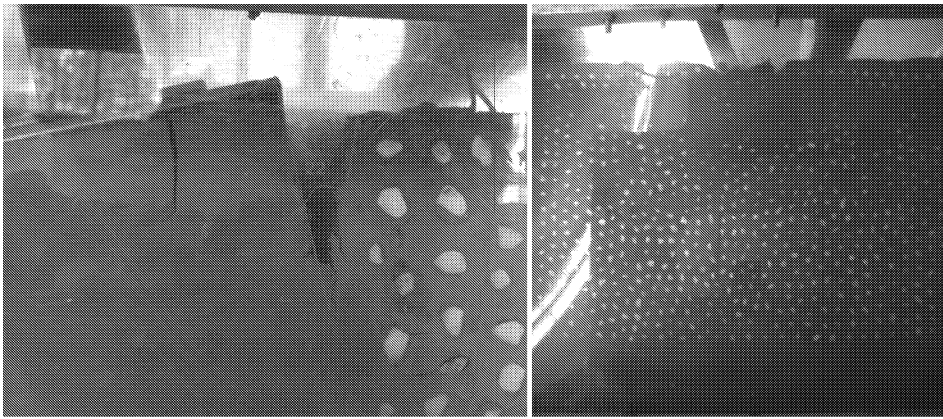
取土及足量水置于搅拌机中,浸泡 1 d,在 85 kPa 真空度条件下搅拌约 4 h,再浸泡 1 d<sup>[9]</sup>。预先在模型箱中放入一定深度水,将搅拌饱和后的土样缓慢移入模型箱中,放置土样时保证土样始终位于液面以下。移入土样后加塑料排水垫层,上压荷载板,分层分级进行预压固结。制备好地基后,将桶形基础模型嵌到地基中。离心加速度加至 50g 后,分级施加水平静载荷,直至破坏,折算至原型的水平荷载时程曲线见图 2。

表 2 特征荷载值

试验方案	临界荷载/kN	极限荷载/kN	最大荷载/kN
方案 1	25	60	71
方案 2	79	186	232

## 2 承载变形特性数值模拟

利用 ABAQUS 有限元软件对离心模型试验进行数值模拟,在分析验证的基础上,对近海风机桶形基础承载变形特性开展研究。



(a) 方案1

(b) 方案2

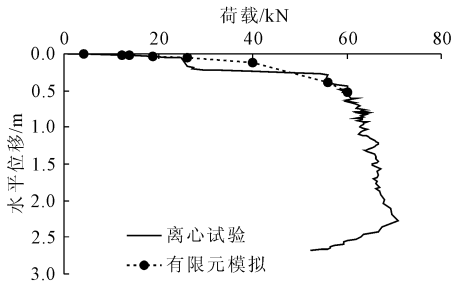
图 3 试验结束后基础图

### 2.1 离心模型试验数值模拟

对 2 组离心模型试验进行数值模拟,桶形基础采用线弹性模型,参数见表 3。地基土体采用修正剑桥模型,取制备完成后的地基土样进行等向固结试验和三轴压缩试验,得到土体参数见表 4。

表 3 桶形基础参数

直径 /m	筒高 /m	壁厚 /mm	弹性模量 /MPa	泊松比	密度 / $(g \cdot cm^{-3})$
5.0	5.0	40	6800	0.34	2.7



(a) 方案1

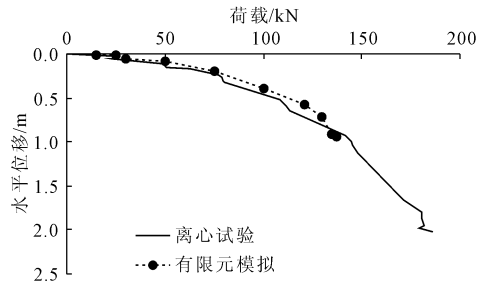
表 4 地基土体参数

试验方案	$M$	$\lambda$	$\kappa$	$\nu$	$e_1$	$\gamma' / (g \cdot cm^{-3})$
方案 1	0.99	0.150	0.03	0.3	1.2	0.79
方案 2	0.99	0.057	0.03	0.3	0.9	0.91

选取具有代表意义的桶形基础顶部中心点水平位移进行对比分析,结果见图 4。

由图 4 可以看出:

(1) 离心模型试验和数值分析得到的桶形基础中心点水平位移随荷载的变化规律基本一致。



(b) 方案2

图 4 桶顶中心荷载位移图

(2) 方案 1:水平荷载 26 kN ~ 56 kN 离心模型试验荷载 - 位移曲线出现扭曲,可能是由位移测量误差造成;不考虑该荷载范围时,相同水平位移条件下离心模型试验的水平荷载和三维模拟得到的水平荷载相对误差在 16% 以内(误差最大值 15.75% 发生在荷载较小的阶段,离心模型与三维模拟荷载差值仅为 0.79 kN);呈现水平位移小相对误差大、水平位移大相对误差小的规律。离心模型试验极限荷载为 71 kN,有限元计算得到的极限荷载为 60 kN。

(3) 方案 2:不同水平位移条件下离心模型试验和有限元分析得到的桶形基础水平荷载差值最大为

11 kN,相对误差最大值为 15.38%;基本呈现水平位移小相对误差大、水平位移大相对误差小的规律。离心模型试验极限荷载为 142 kN,有限元计算得到的极限荷载为 137 kN。

考虑到极端荷载作用下近海风机桶形基础顶部中心点水平位移在 10 cm 以内,该范围内两个方案极限荷载相对误差均在 15% 左右。根据工程实践,可以认为桶形基础中心点水平位移离心模型试验和三维有限元模拟互相验证、结果吻合较好。

### 2.2 承载变形特性数值分析

以江苏响水 2 MW 近海试验风机参数及水文资

料进行分析,试验风机离岸约 3.5 km,水深约 4 m,海床以下 19 m 深度内以黏土为主。参考江苏响水 2 MW 近海试验风机厂家提供的资料,风机轮毂中心距离塔筒底部 61.5 m 时,作用在塔筒底部的最大风机荷载见表 5。

表 5 作用在塔筒底部的最大风机荷载

荷载工况	竖向荷载 /kN	水平荷载 /kN	弯矩荷载 /(kN·m)
承载能力极限工况	3040	750	54000

计算波浪荷载、潮流荷载后,承载能力极限工况下作用在桶形基础顶部的最大荷载为:竖向荷载 3 040 kN,水平荷载 782 kN,弯矩荷载 60 523 kN·m。取直径 30 m、高 17 m 的钢质桶形基础进行分析,桶体采用线弹性本构模型,地基土体采用修正剑桥模型,并考虑土体受荷后的排水特性,具体桶土参数见表 6、表 7。海上风机桶形基础直径较大、入土深度相对较小、桶体抗弯刚度远大于地基刚度,水平荷载作用下桶基与无承台短桩受力特性相似<sup>[10]</sup>。海上风机对基础变形要求较为严格,极限承载力的确定还须满足基础变形要求。以黏土地基 70 m 机组高度的近海风机为例,根据《风电机组地基基础设计规定》<sup>[11]</sup>(FD 003 - 2007)取基础沉降量允许值 200 mm、倾斜率允许值 5‰为变形限制条件。

表 6 桶形参数

直径/m	高度/m	壁厚/m	弹性模量/MPa	泊松比
30	17	0.1	200,000	0.2

表 7 土体参数

饱和重力密度/(kN·m <sup>-3</sup> )	$\lambda$	$M$	$\kappa$
17.6	0.08	0.75	0.015
渗透系数/(m·s <sup>-1</sup> )	泊松比	初始孔隙比	
$5 \times 10^{-8}$	0.30	1.23	

经试算,地基土体水平向取 6 倍桶径,竖向取 3 倍桶高;模型及荷载均具对称性,采用 1/2 模型进行分析,见图 5。对称面上施加对称约束,土体底部施加固定约束,土体外周施加水平向位移约束,土体自重平衡后在表面施加排水边界<sup>[12]</sup>。桶体采用 C3D8 单元,土体采用 C3D8P 单元。桶土间作用采用摩尔库伦摩擦定理描述,摩擦系数由式  $M = 6\sin\varphi/(3 - \sin\varphi)$ 、 $\mu = \tan(0.75\varphi)$  推求内摩擦角后确定。

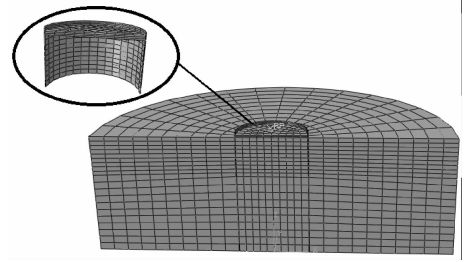


图 5 有限元计算模型图

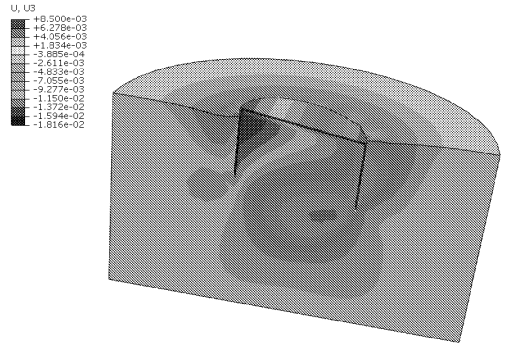


图 6 竖向位移图(单位:m;位移放大比例:200)

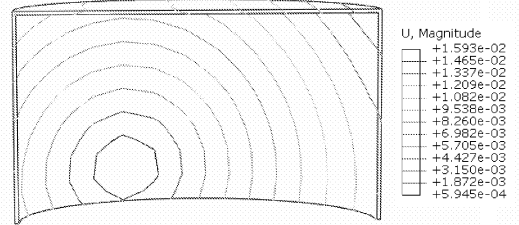


图 7 合位移等值线图(单位:m)

据图 6、图 7 分析结果可以得出:(1) 承载能力极限工况下靠近主动侧顶面桶土发生了脱离,右侧土体有隆起现象;桶体中心点沉降量为 3.5 mm,桶体水平位移为 9.2 mm,桶体不均匀沉降量为 19.1 mm,倾斜率为 0.6‰;(2) 转动破坏是较大水平荷载、弯矩荷载共同作用下的桶形基础的主要破坏模式,这与离心模型试验得到的结果一致;(3) 研究条件下桶体转动点距桶底 3.19 m,为桶体入泥深度的 0.81 倍,这与孙曦源<sup>[13]</sup>对水平荷载作用下软土中桶形基础的研究结果较为接近;(4) 最大合位移出现在桶形基础的右侧,右侧合位移变化梯度较大,转动点与中心的距离约为 0.11 倍桶径。

### 3 参数敏感性分析

岩土工程中土体参数对计算结果有着显著的影响,由土体参数造成的误差有时很大。修正剑桥模型参数通常由室内试验获取,但其结果受取样的代

表性、试样的扰动、试验的误差等因素影响,试验得到的参数可能会与实际情况有一定的差别。另外,桶形基础尺寸对风机基础运行限制指标影响显著,且直接影响风机运行安全性和投资经济性,故分析时一并讨论。

### 3.1 剑桥模型参数的影响

张庆山等<sup>[14]</sup>对杭州淤泥质黏土做了大量试验,认为该地区黏土修正剑桥模型参数范围为: $M$  在 0.6~0.9 之间、 $\lambda$  在 0.05~0.15 之间、 $\kappa$  在 0.01~0.03 之间,依据其建议参数范围进行分析。为了比较各参数对桶形基础变形的影响,分别取各参数中间值及其对应的变形量作为基准值,计算参数变化率和基础变形变化率,将参数变化率和相应桶顶水平位移变化率、桶基倾斜率变化率绘制在图 8、图 9 中。

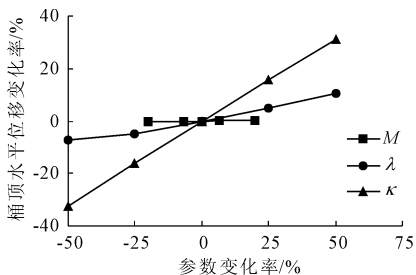


图 8 桶顶水平位移和剑桥模型参数间关系图

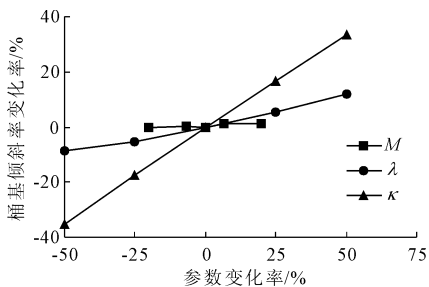


图 9 桶基倾斜率和剑桥模型参数间关系图

由图 8、图 9 可以看出:(1)  $M$ 、 $\lambda$ 、 $\kappa$  增减时,桶顶水平位移和桶基倾斜率也随之增减;(2)  $\kappa$  影响最大,变化 -50%、50% 时水平位移变化率分别为 -32%、31%,倾斜率变化率分别为 -36%、30%;(3)  $\lambda$  影响次之,变化 -50%、50% 时水平位移变化率分别为 -7%、11%,倾斜率分别为 -8%、12%;(4)  $M$  影响最小,在 -20%~20% 范围内变化时,水平位移和倾斜率均小于 2%。

### 3.2 泊松比、初始孔隙比、浮重度的影响

土的泊松比  $\nu$  变化范围一般在 0.20~0.45 之间<sup>[15]</sup>。在其他参数相同的条件下, $\nu$  增大时水平位移将增大。另一方面, $\nu$  和静止土压力系数  $k_0$  存在一定的关系, $\nu$  变化时地基土体的初始应力分布也

发生变化。但  $k_0$  涉及到土的物理性质、结构特性、应力历史、加载卸载路径等因素的影响,确定较为复杂<sup>[16-17]</sup>,对于正常固结黏土, $M = \nu(1 - \nu)$ 。由于土的泊松比变化不大,按上式近似取值对工程计算结果影响较小,本文采用该式进行分析。初始孔隙比  $e_0$  是修正剑桥模型表示硬化规律的参数之一,且地基土体的孔隙比通常随深度发生变化,规律为:
$$e_0 = e_1 - \lambda \ln p'_0 + \kappa \ln \frac{p'_0}{p'} = e_1 - \lambda \ln \left( \frac{q^2}{M^2 p'} + p' \right) + \kappa \ln \left( \frac{q^2}{M^2 p'^2} + 1 \right)$$
。浮重度  $\gamma'$  影响地基土体的初始应力分布,其值较大时,地基土体初始应力水平较大。

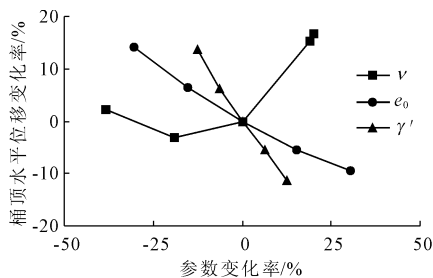


图 10 桶顶水平位移和泊松比、初始孔隙比、浮重度间关系图

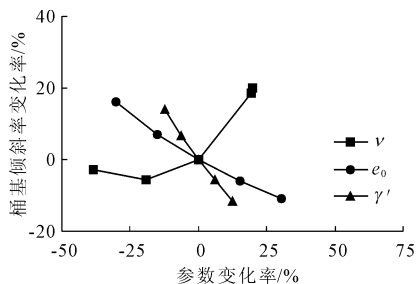


图 11 桶基倾斜率和泊松比、初始孔隙比、浮重度间关系图

由图 10、图 11 可以看出:①  $\gamma'$ 、 $e_0$  增减时水平位移和倾斜率呈反向增减, $e_0$  影响较大,变化 -30%、30% 时水平位移变化率分别为 14%、-10%,倾斜率变化率分别为 16%、-11%;②  $\nu$  对水平位移和倾斜率影响较为复杂,变化 -38%、20% 时水平位移变化率分别为 2%、17%,倾斜率变化率分别为 -3%、20%。

### 3.3 桶形基础尺寸的影响

桶形基础尺寸主要包括桶径和桶高,其对桶顶水平位移变化率、桶基倾斜率的影响见图 12、图 13。

由图 12、图 13 可以看出:(1) 桶径增减时水平位移大致随之增减;桶高增减时顶水平位移变化较为复杂;(2) 桶径对水平位移影响显著,其变化 -27%、25% 时水平位移变化率分别为 121%、-37%;(3) 桶高对水平位移具有一定影响,其变化 -35%、12% 时水平位移变化率分别为 23%、

-15%;(4) 高径比大于 0.57 时倾斜率降速明显变小,从工程投资及承载角度而言高径比 0.57 是本文研究条件下的最优高径比。

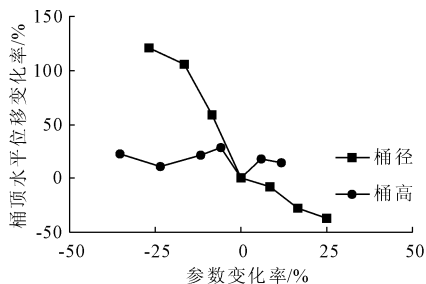


图 12 桶顶水平位移和基础尺寸间关系图

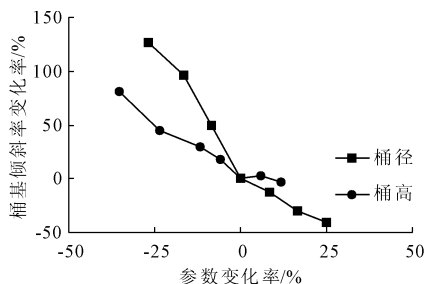


图 13 桶基倾斜率和基础尺寸间关系图

## 4 结 论

(1) 以江苏响水 2 MW 近海试验风机参数进行分析,结果表明淤泥质黏土地基采用桶形基础建设风机是可行的。

(2) 黏土地基上桶形基础的破坏形式为转动,破坏时基础桶壁与主动侧土体会产生裂缝。

(3) 相同土性黏土地基土体干密度对基础承载特性影响较大,桶形基础沉放前若对地基土体进行预压固结会极大地提高基础承载能力。

(4) 回弹曲线斜率、泊松比、土体孔隙比、土体有效重度对计算结果影响较大,应慎重选用。

(5) 从工程投资及承载角度而言,研究条件下的桶形基础最优高径比为 0.57。

### 参考文献:

[1] 邢占清,高季章,张金接,等.黏土地基近海风机桶形基础累积变形研究[J].中国水利水电科学研究院学报,2014,12(2):149-154.  
[2] Tjelta T L. Geotechnical aspects of bucket foundations replacing piles for the Europipe 16/11 Ejacket[C]//26th Offshore Technology Conference. Houston: OTC7379, 1994:73-80.

[3] Tjelta T I. Geotechnical experience from installation of the Europipe jacket with bucket foundations[C]//Offshore Technology Conference Houston, OTC7795, 1995:897-908.  
[4] Allersma H G B, Kierstein A A, Maes D. Centrifuge modeling on suction piles under cyclic and long term vertical loading[C]//Proceeding 10th International Offshore and Polar Engineering. Seattle, USA, 2000:334-341.  
[5] 王 晖,王乐芹,周锡初,等.软黏土中桶形基础的上限法极限分析模型及其计算[J].天津大学学报,2006,39(3):273-279.  
[6] Mccarron W O, Sukumaran B. Ultimate capacities of suction caissons and pile elements for deepwater applications[C]//Proceeding of the 10th International Offshore and Polar Engineering Conference, 2000:466-469.  
[7] Taiebat H A, Carter J P. Numerical studies of the bearing capacity of shallow foundations on cohesive soil subjected to combined loading[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2000, 50(4):409-418.  
[8] 邢占清,张 嘎,王爱霞,等.饱和砂土地基海上风机筒形基础离心模型试验研究[J].地震工程学报,2014,36(3):741-745.  
[9] 孙柏涛,徐 博,王忠套,等.深厚软粘土地基沉降的离心模型实验研究[J].水利与建筑工程学报,2014,12(5):73-78.  
[10] M. Hesar KBR. Geotechnical Design of the Barracuda and Caratinga Suction Anchors[C]//Offshore Technology Conference Houston, OTC 15137, 2003.  
[11] 中国水电工程顾问集团公司风电标准化委员会.风电机组地基基础设计规定:FD003-2007[S].北京:水电水利规划设计总院,2007.  
[12] 苏航州,段 伟,段晓伟,等.水平荷载作用下 GRF 桩基础受力特性的数值分析[J].水利与建筑工程学报,2015,13(3):200-204.  
[13] 孙曦源.水平荷载作用下软土地基中桶形基础工作机理及承载性能研究[D].大连:大连理工大学,2009.  
[14] 张庆山,胡敏云,王志萍,等.杭州软黏土修正剑桥模型参数的分析[M].第 25 届全国土工测试学术研讨会论文集,2008:234-238.  
[15] 陈建峰,孙 杏,石振明,等.修正剑桥滞流耦合模型参数的估计[J].同济大学学报,2003,31(5):544-548.  
[16] 姜安龙,郭云英,高大钊.静止土压力系数研究[J].岩土工程技术,2003(6):354-359.  
[17] 徐志伟,周国庆,赵晓东.深厚表土静止土压力系数变化规律试验研究[J].岩土工程技术,2007,21(2):64-66.