

DOI: 10.11779/CJGE201502025

宽浅式筒型基础竖向承载力研究

刘梅梅, 练继建, 杨 敏, 王海军

(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: 通过有限元计算, 研究了不同长径比下筒型基础竖向压载作用下的承载特性, 分析了竖向荷载作用下宽浅式筒型基础的失效模式, 并与试验结果进行对照, 数值计算与模型试验的荷载-位移曲线虽存在一定差距, 但整体趋势相近。对筒型基础不同部位在承担竖向压载时所承担的比例变化进行分析, 其中, 筒顶接触反力、内侧摩阻力及端阻力承担 90% 以上的荷载比例, 计算极限承载力时可将筒内土与筒作为一个整体。给出了筒壁土压力的分布形式, 在汉森理论的基础上提出适用于宽浅式筒型基础竖向承载力的计算公式, 并与有限元、试验结果进行比较, 除长径比为 1.0 的模型外, 相对误差均在 10% 以内。

关键词: 宽浅式筒型基础; 长径比; 模型试验; 有限元法; 位移控制法

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2015)02-0379-06

作者简介: 刘梅梅(1987-), 女, 博士, 主要从事海港结构设计及稳定性研究工作。E-mail: liumeimei_2008@163.com。

Vertical bearing capacity of wide-shallow bucket foundation

LIU Mei-mei, LIAN Ji-jian, YANG Min, WANG Hai-jun

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

Abstract: The criteria of vertical bearing capacity and the failure mode of a wide-shallow bucket foundation are analyzed by using model tests, finite element and theoretical methods. The finite element method (FEM) is used to study the bearing characteristics of the bucket foundation with different aspect ratios (L/D) and to analyze the failure mode of the wide-shallow bucket foundation under vertical load. The FE results are compared with those from the model tests. The load-displacement curves from numerical calculations have certain deviation compared with those from the model tests, but their overall trend is similar. The variation of loading ratio in different parts of the bucket foundation shows that the contact reaction-force of head cover, inner frictional resistance and end resistance share more than 90% of the total vertical load, so the bucket foundation and the soil inside the bucket foundation can be considered as an integrality to calculate the vertical bearing capacity. The distribution of earth pressure is given. The computational formula for the vertical bearing capacity is put forward based on the Hanson theory. The results are compared with those from FEM and model tests, and the relative error is less than 10% except that $L/D=1.0$. The computational formula is more suitable to the wide-shallow bucket foundation.

Key words: wide-shallow bucket foundation; aspect ratio; model test; finite element method; displacement control method

0 引 言

筒型基础作为新型海工基础结构, 具有用料低、安装快捷、方便的优点^[1]。因此, 筒型基础很适用于海上风电建设, 并得到广泛的应用。由于筒型基础构造和安装方式的特殊性以及土体本构关系、失效机理的复杂性, 使得筒型基础与土体之间的相互作用较为复杂^[2], 进而导致基础承载力特性难以明确。筒型基础在负压沉贯就位后的竖向抗压承载力是人们比较关心的问题之一。筒型基础在竖向荷载作用下一般发生剪切破坏, 出现大的竖向变形, 并宣告失效。此时的荷载即为竖向极限承载力。目前, 对筒型基础承载力的分析计算国内尚无规范方法^[3]。在基础设计校核中,

常用的计算承载力的方法主要有: ①理论公式计算方法。根据假设条件的不同, 有多种不同的极限承载力近似方法, 如太沙基、汉森、梅耶霍夫、魏锡克等在普朗特基础上的改进和发展^[4-5]; ②国内外相关规范^[6-8]。其中, 方法①主要适用于重力式基础, 若用于筒型基础承载力计算误差较大, 需进行一定修正; 方法②主要针对重力式基础和桩基, 计算公式中包含很

基金项目: 国家国际科技合作专项项目 (2012DFA70490); 高等学校学科创新引智计划项目 (B14012); 天津市应用基础及前沿技术研究计划 (青年基金项目) 项目 (12JCQNJC04000); 国家创新研究群体科学基金项目 (51321065)
收稿日期: 2015-02-24

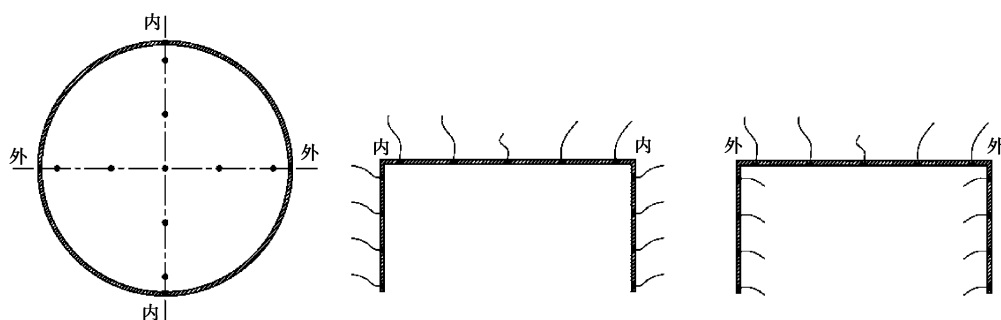


图1 模型筒土压力盒布置示意图

Fig. 1 Layout of earth pressure cells of bucket model

多未知参数, 需要根据规范和实测数据取值, 应用到筒型基础承载力计算, 影响计算精度^[9]。

筒型基础承载力实际上是筒型基础结构与土体的相互作用问题。针对这一问题, 本文通过一系列物理模型试验并结合有限元软件 ABAQUS 对一系列筒型基础进行了承载力分析, 对竖向荷载作用下的筒型基础破坏特点进行了总结, 并在传统理论公式基础上进行适当简化, 得到适用于宽浅式筒型基础竖向承载力的计算方法。

1 试验概况

(1) 模型比尺

模型试验是在长×宽×高=2 m×2 m×2 m 的模型槽中进行, 模型槽中心部位安置普通圆钢筒。采用的 4 个模型的结构尺寸如表 1 所示。筒基上端封闭, 底部敞口, 顶盖厚 1 cm, 顶部及侧壁均开孔, 用于土压力盒布置和排水、排气。槽长和槽宽均为模型外廓尺寸的 4~6.7 倍, 可消除边界影响。

(2) 土层的模拟和制备

土层采用江苏某海域中砂, 将砂土分层撒入土槽中, 并适当压实, 保证每层土压实均匀, 填至预计厚度后, 打开土槽旁的阀门向槽中加水, 使水通过槽底管道, 自下而上使土层饱和, 土面以上保持 6 cm 厚的水层, 待土层养护好 (养护 10 d), 抽样进行土工试验, 测定土体参数。每做完一组试验, 用振捣棒进行振捣, 保证土体具有均匀密实度, 待土层养护好后, 取多组土样进行土工试验, 取样地点为土池中部沉筒区及周围区域, 保证每组试验土参数相近, 测得土参数: 土质为中砂, 土体深度 $h=1.5$ m, 含水率 $w=26\%$, 孔隙比 $e=0.61$, 重度 $\gamma=20.5$ kN/m³, 内摩擦角 $\varphi=33.3^\circ$, 黏聚力 $c=1.1$ kPa, 压缩模量 $E_s=27.9$ MPa。

(3) 测量加荷设备

筒壁及筒顶盖均布置土压力盒, 用于分析竖向荷

载作用下, 筒体各部分承担荷载比例。土压力采用 Bw 箔式微型压力传感器, 直径 10 mm, 厚度 6 mm, 测量误差 $<0.005 \times 10^{-6}$ 。为防止下沉过程中土压力盒滑动, 通过石膏和万能胶固定在孔中, 筒壁开槽引线。土压力盒布置示意图与现场图分别见图 1, 2。竖向荷载通过固定在横梁上的液压缸施加, 以 0.1 mm/s 的下降速度向下压筒, 并通过外力传感器和位移传感器记录作用于筒上的力和位移值, 从而得到荷载-位移曲线。测试装置如图 3 所示。



图2 土压力盒现场布置图

Fig. 2 Arrangement of earth pressure cells

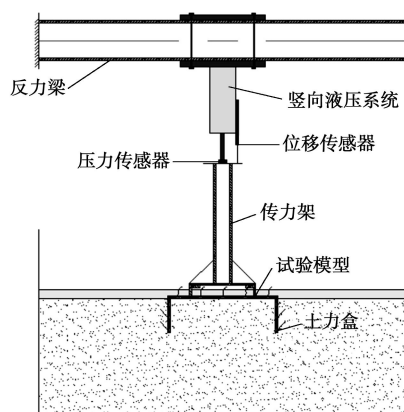


图3 竖向承载力试验测试装置

Fig. 3 Test equipment for vertical bearing

(4) 试验控制标准

每组试验采用荷载控制法, 液压缸所加最大荷载为 10 t, 试验过程中荷载达到 10 t 时, 停止加载, 此

时地基虽未出现塑性贯穿破坏,但模型筒出现大位移,这在实际工程中是不允许的,此时需通过位移控制标准确定基础极限承载力。

表 1 模型筒结构尺寸

| Table 1 Structural dimensions of bucket model | | | | | | |
|---|----|--------------------|--------------------|--------------------|----------------------------|--------------------|
| 模型 | 材料 | 直径 <i>D</i> /cm | 高度 <i>L</i> /cm | 壁厚 <i>t</i> /cm | 长径比 <i>L</i> / <i>D</i> | 重量 <i>W</i> /kg |
| #1 | 钢材 | 50 | 15 | 0.8 | 0.30 | 52.0 |
| #2 | 钢材 | 50 | 25 | 0.8 | 0.50 | 65.5 |
| #3 | 钢材 | 40 | 30 | 0.8 | 0.75 | 56.5 |
| #4 | 钢材 | 30 | 30 | 0.8 | 1.00 | 41.0 |

2 计算模型

采用 ABAQUS 软件对饱和砂土中筒型基础的承载力特性进行数值模拟并与试验结果对比。计算模型尺寸按照实际模型试验尺寸来确定,同样建 4 组模型,尺寸同表 1 所示。采用八节点实体单元对土体和筒体进行单元网格划分,筒体材料为钢。通过有限元计算可以看出应力集中主要出现在模型筒边缘,所以对靠近筒壁和桶下端土体的网格划分加密,从近到远网格逐渐变疏,如图 4 所示。在与试验结果对比计算时,土体计算区域沿径向取 6 倍筒径,沿深度方向取 10 倍筒高^[10],计算区域尽量与实际情况相符,且消除边界影响。筒与土之间采用接触对来模拟接触面的连接。除土体顶部为自由外,其他面均采用法向固定约束。试验中加载缓慢,且砂土疏松,渗透性好,因此考虑土体排水,建模中,土体为理想弹塑性模型,满足 Mohr-Coulomb 屈服准则^[11]。根据 API 规范^[7],筒-土间接触面的摩擦角取 28.3°,即土体内摩擦角减 5°。筒体为普通钢材,弹性模量和泊松比分别取为 200 GPa 和 0.3。

3 有限元与试验结果分析比较

图 5~8 为 4 种模型筒竖向力下的荷载 - 位移 ($p-s$) 关系曲线。由于模型筒直径大,高度小,且竖向加载体系可始终保持垂直稳定的作用在筒型基础上,使基础在下沉过程倾斜较小,可忽略,从而得到基础顶部的荷载 - 位移曲线,即为筒型基础竖向力作用下的 $p-s$ 曲线。由图可知,松散的砂土中,筒型基础主要发生冲剪破坏,筒外侧土体没有隆起,随着筒型基础下沉,边缘土体随之向下滑落,出现凹陷区(见图 9),荷载 - 位移曲线没有明显的拐点^[12],且随着位移增大荷载不断增加,但增加趋势越来越慢,由此推断,竖向荷载作用下,变形主要集中在模型筒端下方及两侧土体。试验得到的筒型基础荷载 - 位移曲线与一般

浅基础的荷载 - 位移曲线有明显不同,筒型基础的荷载 - 位移曲线有明显的两个承载增强段,初始段的曲线较陡直,继而弯曲,到下一段又出现陡直及弯曲。初始阶段主要是筒顶盖及筒壁摩阻力作用,随着荷载的增大,筒端土体出现塑性变形,荷载 - 位移曲线出现弯曲,随着深度的增大,筒壁对筒体内部土体挤密作用加大,使得曲线有一定增大,直到筒内土沿筒壁开始出现塑性区,曲线又进入弯曲段,而一般浅基础

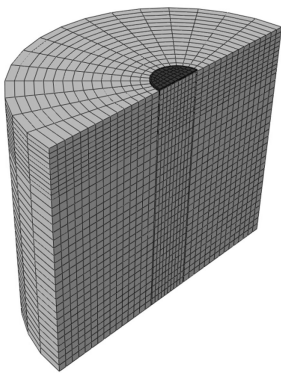


图 4 有限元网格划分

Fig. 4 Finite element mesh

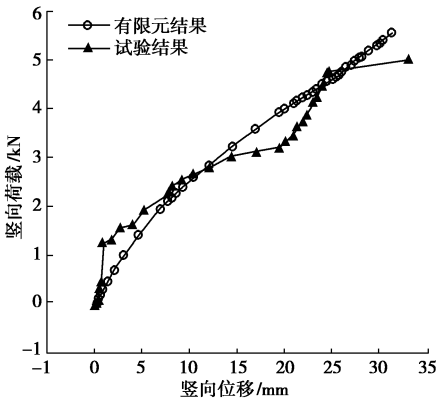


图 5 #1 模型筒竖向荷载 - 位移曲线

Fig. 5 Vertical load-displacement curves of bucket model No. 1

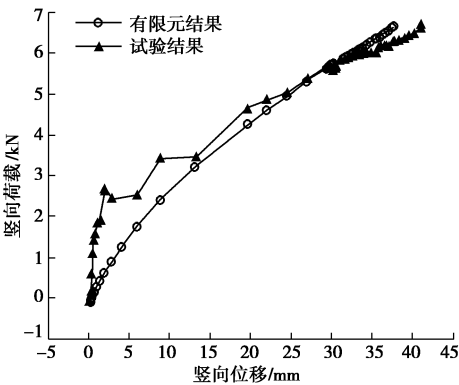


图 6 #2 模型筒竖向荷载 - 位移曲线

Fig. 6 Vertical load-displacement curves of bucket model No. 2

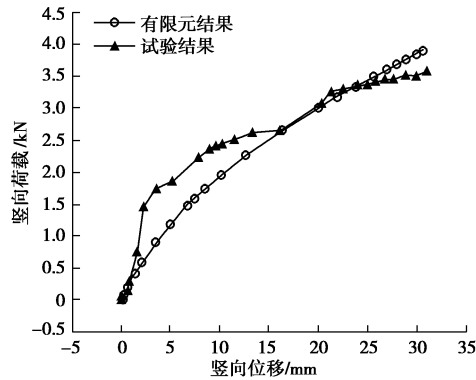


图 7 #3 模型筒竖向荷载 - 位移曲线

Fig. 7 Vertical load-displacement curves of bucket model No. 3

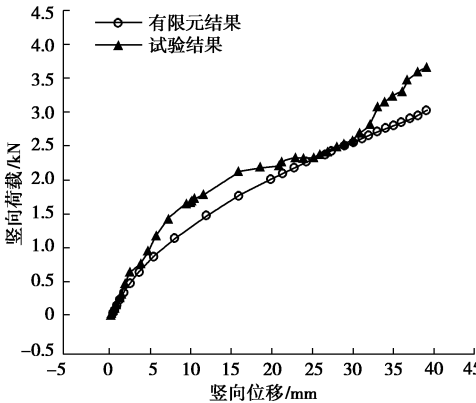


图 8 #4 模型筒竖向荷载 - 位移曲线

Fig. 8 Vertical load-displacement curves of bucket model No. 4

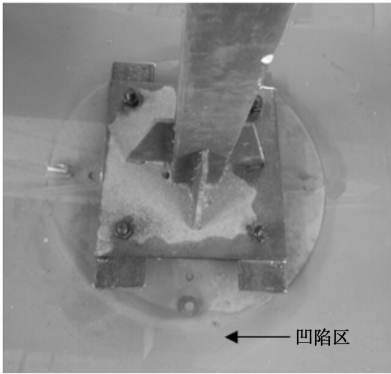


图 9 竖向荷载下筒型基础失效模式

Fig. 9 Failure mode of bucket foundation under vertical load

没有筒壁对内部土体的挤密作用, 因此导致两者有一定差别。除图 8 外, 有限元结果与试验结果基本吻合, 初始阶段, 试验结果比有限元结果偏大, 原因是试验加载初期, 筒内砂的压密效应导致试验偏大; 后期出现较小的荷载偏差, 原因是基础端面 (基础投影断面) 以下砂的压密效应产生的。

图 10 为筒型基础各部分承担荷载比例随长径比的变化曲线。试验结果中, 内外摩阻力主要通过筒壁上测得的土压力, 采用线性内插法, 得到面上的土压力, 再乘以摩擦系数, 得到内外摩阻力; 端阻力则由

总荷载减去顶盖阻力、内外摩阻力得到。有限元及试验结果均表明: 大直径筒基主要承载部位为顶盖阻力、内侧摩阻力及端阻力, 三者之和所占比例占总荷载的 90% 以上。实际工程中, 若采用钢筋混凝土筒基, 筒壁厚度较大, 此时端阻力比内侧摩阻力所占比例大。随着长径比的增大, 顶盖阻力下降速率很快, 同时, 内侧摩阻力增加速率较快, 相同壁厚的筒基, 端阻力变化不大, 外侧摩阻力所占荷载比例最小, 随长径比的变化不大。

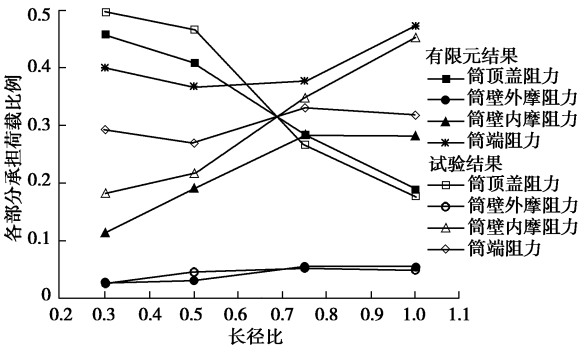


图 10 筒基各部分承担荷载比例随长径比的变化

Fig. 10 Variation of loading ratio of parts in different bucket foundations with L/D

图 11, 12 为 4 种不同尺寸的模型筒壁外侧和内侧土压应力随埋深的变化。试验值和计算值均对应筒型基础破坏阶段的数据。其中, 纵坐标为归一化高度。由图可知, 筒壁外侧土体压应力随埋深增加而减小, 原因是: 筒端处下方土体受到极大的压力, 下方土体在压缩过程中, “拉扯” 近筒端处附近土体, 使得土体弱化, 从而导致压应力较小; 筒壁内侧土体压应力随埋深增加而增大, 原因是: 内部土体随筒基一起下沉, 随着深度的增加, 筒壁对内部土体 “紧箍” 作用加强, 导致近筒端处土压应力增大。筒外土压力试验结果与有限元结果比较吻合; 内侧土压力近筒端处, 试验结果较计算结果有较小偏差, 原因是: 有限元在模拟土体挤压时与实际情况有差别, 因此底部有较大差异。

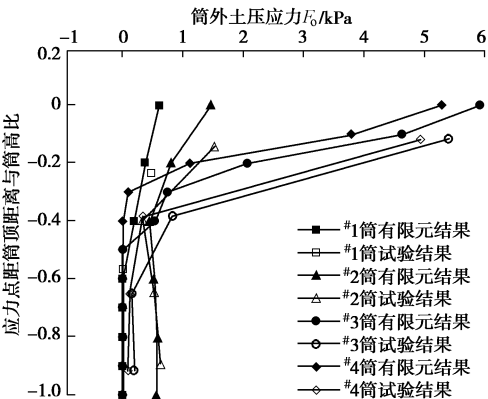


图 11 筒壁外侧土压力随深度变化

Fig. 11 Variation of outer earth pressure with depth of bucket wall

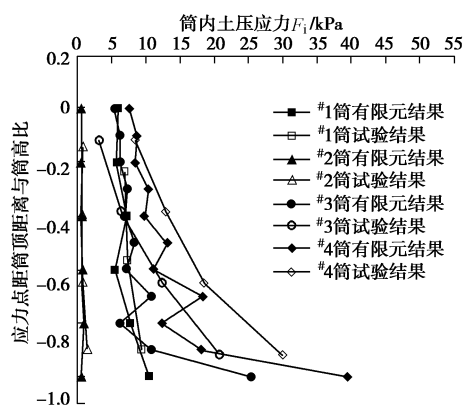


图 12 筒壁内侧土压力随深度变化

Fig. 12 Variation of inner earth pressure with depth of bucket wall

4 竖向承载力计算的位移控制法

目前尚未明确宽浅式筒型基础竖向承载力的计算方法、公式或规范。计算中，常用的方法主要有太沙基公式、迈耶霍夫公式、魏锡克公式和汉森公式。刘振纹等^[13]通过试验及理论方法对以上几种方法进行了比较，发现汉森公式能够更好的反应筒型基础的地基竖向极限承载力变化规律。

竖向力作用下，筒内土体形成土塞，没有发生向筒外流动的趋势，但随着下沉深度的增加，筒内土体受到挤压。地基的破坏是由于筒底以下及筒壁内外附近土体屈服后流动的结果。从这方面讲，单筒基础的地基竖向破坏模式与具有一定埋深的重力式基础的地基竖向破坏模式相似。基于以上分析，对于单筒基础，竖向荷载作用下的极限承载力可在汉森极限承载力理论基础上进行适当简化，实际中应保证地面和基础底面水平，因此可忽略地面倾斜系数和基底倾斜系数。由于荷载的作用时间较长，且地基的渗透系数比较大，基础在荷载作用下处于排水状态，筒型基础极限承载力的表达式如下：

$$Q_v = Q_b + Q_f = p_u A_b + f_i A_f \quad , \quad (1)$$
$$p_u = 1.2 c_i N_c + q N_q s_q d_q + 0.3 \gamma_i D N_\gamma \quad , \quad (2)$$
$$f_i = K p'_0 \tan \phi_i \quad , \quad (3)$$
$$s_q = 1 + \sin \varphi \quad , \quad (4)$$
$$d_q = 1 + 2 \tan \varphi (1 - \sin \varphi)^2 \frac{h}{D} \quad , \quad (5)$$
$$\left. \begin{aligned} N_c &= (N_q - 1) c \tan \varphi \quad , \\ N_q &= e^{\pi \tan \varphi} \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) \quad , \\ N_\gamma &= 1.5 (N_q - 1) \tan \varphi \quad . \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中 Q_v 为整个基础极限竖向承载力 (kN); Q_b 为顶盖与筒端阻力之和 (kN); Q_f 为筒壁摩阻力 (kN); c_i 为第 i 层土的黏聚力 (kPa); q 为基础底面以上的边载 (kPa); γ_i 为第 i 层土重度 (地下水以下取浮重度),

(kN/m³); A_b 为筒基顶盖及筒端面积 (m²); A_f 为筒壁外侧面积 (m²); D 为筒型基础外径 (m); h 为基础埋深 (m); s_q 为基础形状系数; d_q 为基础深度系数; N_c , N_q , N_γ 为承载力系数, 由汉森公式计算得到; K 为侧压力系数, 根据 API 规范选取, 一般取 0.8; f_i 为第 i 层土与筒壁间的摩擦力 (kPa); φ_i 为筒-土间摩擦角; p'_0 为计算点的有效上覆压力; φ 为土体内摩擦角。

由试验及有限元得到的荷载 - 位移曲线发现：筒型基础失稳的控制因素为基础的大沉降，因此，只要确定了宽浅式筒型基础失稳的位移破坏标准，就可得到基础的竖向承载力。李驰等^[14]通过试验得到当位移达到 3% D ~7% D 时，基础失稳破坏；桩基和浅基础以基础中心点的竖向位移量分别达到基础直径的 6% 和 7% 作为竖向位移破坏标准^[15-16]。表 2 为 4 种模型筒竖向荷载作用下有限元、试验和理论方法得到的极限承载力结果比较。经比较发现，理论结果与有限元及试验结果非常接近，除 30 cm×30 cm 模型筒外，其他模型筒型基础三者比较结果均控制在 10% 以内，说明此理论计算方法适用于砂土中宽浅式筒型基础竖向承载力计算，以 0.06 D 作为竖向荷载下筒型基础失稳的位移控制标准是合理的。

表 2 有限元、试验及理论结果对比

Table 2 Comparison among finite element, experimental and theoretical results

| 模型 | 理论结果 /kN | 有限元结果 /kN | 试验结果 /kN | 有限元与理论结果误差/% | 试验与理论结果误差/% | 有限元与试验结果误差/% |
|----|----------|-----------|----------|--------------|-------------|--------------|
| #1 | 5.2512 | 5.3542 | 4.9115 | 2.0 | 6.5 | 8.3 |
| #2 | 5.5621 | 5.7372 | 5.5925 | 3.1 | 0.5 | 2.5 |
| #3 | 3.3587 | 3.3695 | 3.2076 | 0.3 | 4.5 | 4.8 |
| #4 | 1.7266 | 1.8991 | 2.1719 | 1.0 | 25.8 | 25.8 |

5 结 论

本文采用有限元方法，并结合模型试验，针对海上砂土地基，对宽浅式筒型基础竖向极限承载力进行了研究。模型试验及有限元方法都对不同长径比的筒型基础竖向承载力进行了分析研究，主要结论如下：

(1) 竖向荷载下，宽浅式筒型基础破坏模式主要是大位移控制，随着荷载的增大，基础地基主要发生冲剪破坏。

(2) 顶盖和内侧摩阻力是主要承力部位，随着基础的下沉，筒内土受到“紧箍”效应，地基塑性破坏主要发生在筒端以下及筒壁外侧土体，因此筒壁内侧土压力随深度增加而增加，筒壁外侧土压力则减小。与窄深式基础不同的是：宽浅式筒型基础塑性破坏区集中在筒顶盖以下及筒壁端部两侧，与浅基础的破坏

形式非常相似。

(3) 竖向承载力计算中, 将筒内土与筒视为整体, 借鉴以往相关研究, 确定 $0.06D$ (D 为筒基直径) 对应的荷载为宽浅式筒型基础的竖向极限承载力, 并在汉森公式基础上提出竖向承载力计算公式, 与试验及有限元结果相互验证, 比较发现, 此公式更适用于长径比小的宽浅式筒型基础, 当 $L/D < 1.0$ 时, 误差均在 10% 以内, 即此标准适用于 $L/D < 1.0$ 的宽浅式筒型基础。

参考文献:

- [1] 李 静, 孙亚胜. 海上风力发电机组的基础形式[J]. 上海电力, 2008, 21(3): 314 - 317. (LI Jing, SUN Ya-sheng. Foundation form for offshore wind turbine[J]. Shanghai Electric Power, 2008, 21(3): 314 - 317. (in Chinese))
- [2] LIAN J J, DING H Y, ZHANG P Y, et al. Design of large-scale prestressing bucket foundation for offshore wind turbines[J]. Journal of Tianjin University, 2012, 18: 079 - 084.
- [3] 张金来, 鲁晓兵, 王淑云, 等. 桶形基础极限承载力特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(7): 1169 - 1172. (ZHANG Jin-lai, LU Xiao-bing, WANG Shu-yun, et al. The characteristics of the bearing capacity of bucket foundation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(7): 1169 - 1172. (in Chinese))
- [4] 马少坤, 于 劲, 刘怡林. 浅基础地基极限承载力的有限元分析[J]. 武汉理工大学学报, 2007, 29(4): 99 - 102. (MA Shao-kun, YU Jin, LIU Yi-lin. Finite element analysis for ultimate bearing capacity of shallow foundation [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2007, 29(4): 99 - 102. (in Chinese))
- [5] 严 驰, 李亚坡, 袁中立. 桶形基础竖向承载力理论计算方法及土性参数的敏感性分析[J]. 中国海洋平台, 2004, 19(1): 31 - 36. (YAN Chi, LI Ya-po, YUAN Zhong-li. The theoretical methods of calculation on vertical bearing capacity of the bucket foundation and sensitivity analysis on the effect of soil parameters[J]. China Offshore Platform, 2004, 19(1): 31 - 36. (in Chinese))
- [6] DNV-OS-J101 Design of offshore wind turbine structures[S]. 2007.
- [7] API RP 2A-WSD Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms-working stress design[S]. 2000.
- [8] FD 003—2007 风电机组地基基础设计规定(试行)[S]. 2007. (FD 003 — 2007 Design regulations on subgrade and foundation for wind turbine generator system[S]. 2007. (in Chinese))
- [9] 吴梦喜, 时忠民. 桶形基础的承载特性及承载力计算[J]. 中国造船, 2003, 44(6): 441 - 446. (WU Meng-xi, SHI Zhong-min. Mechanism and calculation method of the capacity of bucket foundation[J]. Shipbuilding of China, 2003, 44(6): 441 - 446. (in Chinese))
- [10] 武 科, 薛洪福, 陈 榕, 等. 吸力式桶形基础多桶组合结构承载力特性研究[J]. 防灾减灾工程学报, 2008, 28(4): 484 - 491. (WU Ke, XUE Hong-fu, CHEN Rong, et al. Studies on bearing capacity of composite multi-bucket structure of sectional bucket foundation[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2008, 28(4): 484 - 491. (in Chinese))
- [11] 王金昌, 陈叶开. ABAQUS 在土木工程中的应用[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2006: 16 - 21. (WANG Jin-chang, CHEN Ye-kai. Application of ABAQUS in civil engineering[M]. Hangzhou: Zhejiang University Press, 2006: 16 - 21. (in Chinese))
- [12] 杨进良. 土力学[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2006. (YANG Jin-liang. Soil mechanics[M]. Beijing: China Water Power Press, 2006. (in Chinese))
- [13] 刘振纹, 王建华, 袁中立, 等. 负压桶形基础地基竖向承载力研究[J]. 中国海洋平台, 2001, 16(2): 1 - 6. (LIU Zhen-wen, WANG Jian-hua, YUAN Zhong-li, et al. A study on the vertical bearing capacity of bucket foundation[J]. China Offshore Platform, 2001, 16(2): 1 - 6. (in Chinese))
- [14] 李 驰, 王建华, 刘振纹. 软土地基单桶基础循环承载力研究[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(9): 1040 - 1044. (LI Chi, WANG Jian-hua, LIU Wen-zhen. Cyclic bearing capacity of single bucket foundation on soft clay strata[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(9): 1040 - 1044. (in Chinese))
- [15] 周景星, 李广信, 虞石民, 等. 基础工程[M]. 北京: 清华大学出版社, 1996: 142. (ZHOU Jing-xing, LI Guang-xin, YU Shi-min, et al. Foundation engineering[M]. Beijing: Tsinghua University press, 1996: 142. (in Chinese))
- [16] SHERIF El-Gharbawy. Suction cassion in soft clay[C]// The 18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. Paris, 1999.