

粉土中吸力式桶形基础沉贯及抗拔特性试验研究

朱 斌^{1,2}, 孔德琼^{1,2}, 童建国³, 孔令刚^{1,2}, 陈仁朋^{1,2}

(1. 浙江大学软弱土与环境土工教育部重点实验室, 浙江 杭州 310058; 2. 浙江大学岩土工程研究所, 浙江 杭州 310058;
3. 浙江省电力设计院, 浙江 杭州 310012)

摘要: 吸力式桶形基础的负压沉贯控制和抗拔承载力确定是海洋钻井平台和海上风电机组多桶基础以及深海吸力锚基础设计和施工中的关键问题。通过室内大比例模型试验研究了吸力式桶形基础在饱和粉土中的负压沉贯及抗拔特性。负压沉贯试验结果表明负压并不能明显减小吸力式桶形基础在粉土中的沉贯阻力, 基于 CPT 试验结果可较为准确地预估沉贯施工所需负压, 从而确保沉贯的顺利实施和防止沉贯过程中地基发生管涌破坏。不同加载速率下的上拔试验结果表明存在一临界加载速率, 当实际加载速率超过该临界值后, 加载速率对吸力式桶形基础的抗拔特性影响较小。结合桶体及桶外土体的变形, 提出了粉土地基中不同受力状况下吸力式桶形基础的抗拔承载力计算方法。

关键词: 吸力式桶形基础; 粉土; 沉贯; 抗拔; 承载力

中图分类号: TU432 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2011)07-1045-09

作者简介: 朱 斌(1977-), 男, 湖南岳阳人, 副教授, 主要从事基础工程和海洋岩土工程等方面的教学和研究。E-mail: binzhu@zju.edu.cn。

Model tests on penetration and pullout of suction caissons in silt

ZHU Bin^{1,2}, KONG De-qiong^{1,2}, TONG Jian-guo³, KONG Ling-gang^{1,2}, CHEN Ren-peng^{1,2}

(1. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 3. Zhejiang Electric Power Design Institute, Hangzhou 310012, China)

Abstract: Suction penetration and ultimate uplift capacity are the two key issues in the design and construction of suction caissons used as suction anchors in deep water or multi-caisson foundations for the offshore platforms/wind turbines. A programme of large-scale model tests on a suction caisson is carried out in a large soil tank in Zhejiang University to study the behaviors of the caisson foundations during suction penetration and pullout. The test results of suction penetration show that the suction under the lid just has a slight influence on installation resistance of the caissons in silt, and the suction required to penetrate the caisson without soil piping is well predicted based on the results of CPT tests. The pullout tests with different loading rates are also carried out, and the results indicate that loading rate has little effect on the performance of the caisson foundation if a critical loading rate is surpassed. Based on the test results, the ultimate pullout capacities of the caissons in silt for different loading conditions are presented.

Key words: suction caisson; silt; penetration; pullout; bearing capacity

0 引 言

挪威土工研究所 NGI 1994 年研究成功 Europipe 16/11-E 大型导管架平台标志着吸力式桶形基础的产生^[1]。这种新型基础利用负压进行施工, 只需对浅层土体进行勘察, 大大节省了钢材用量和海上施工时间, 降低了生产及安装成本, 并具有较强的抗拔能力, 此后被各国石油公司所重视并广泛应用于海上采油平台基础及深海吸力锚等^[2-3]。

吸力式桶形基础沉贯过程中的负压控制是其一大施工难题, 相对黏土中的沉贯而言, 砂土中的情况较

为复杂, 由于桶盖下负压引起的地基中渗流影响了土体的有效应力, 减小了吸力式桶形基础的贯入阻力^[4-5], 有利于吸力式桶形基础的贯入; 但另一方面当渗流过大时则会引发地基管涌^[5-6]。如何准确地估算负压沉贯时的贯入阻力及控制负压是吸力式桶形基础成功施工的重要前提。国内对于吸力式桶形基础的负压

基金项目: 国家自然科学基金项目 (50979097); 国家“863”高技术研究发展计划资助项目 (2007AA05Z427); 浙江省重点创新团队支持计划项目 (2009R50050)

收稿日期: 2010-05-05

沉贯施工也开展了大量的数值分析和小比例模型试验研究。范庆来^[7]基于 ABAQUS 软件建立了吸力式桶形基础负压沉贯过程中渗流场的数值分析模型,并揭示了地基土性参数对渗流场水头分布及渗流水头损失等的影响规律。杨少丽等^[8]分析了吸力式桶形基础几何形状参数对负压沉贯的影响及沉贯过程中土塞的发展,王庚荪等^[9]重点研究了负压沉贯过程中桶外渗流对桶内外侧壁摩擦力的影响及所需负压随贯入深度的关系。曹耀峰^[10]通过粉土地基条件下的模型试验探索了桶形基础的沉贯阻力与负压、渗流等的关系,并与实际平台沉贯过程进行了对比。限于设备等条件限制,中国在该方面的研究亟待进一步深入开展离心模型或 1g 大比例模型试验,以便更真实地揭示吸力式桶形基础的负压沉贯机理并提出更准确的施工负压计算方法。

吸力式桶形基础在承受上拔荷载时,桶盖下会产生负压,并且负压将承担大部分荷载^[11-12],大量学者通过小比例模型试验证明吸力式桶形基础的抗拔承载力特性与加载速率相关,即加载速率越大,则桶盖下负压值越高,对应的抗拔承载力也越大^[13-14]。然而,吸力式桶形基础在抗拔过程中的最大竖向荷载并不能作为其极限抗拔承载力^[15],Housbly 等^[13]认为当上拔荷载超过桶形基础的自重及桶体和周围土体间的摩擦力时,桶形基础的抗拔刚度会明显下降并弱化,此时吸力式桶形基础的竖向位移已远超功能性要求。中国相关学者对于桶形基础的竖向抗拔特性也开展了一定研究,如栾茂田等^[16]及张金来等^[17]通过数值分析研究了桶形基础的抗拔承载力,王晖等^[18]提出了软黏土中桶形基础的上限法极限分析模型及其相应的计算方法。矫滨田等^[19]通过小比尺模型试验揭示了加载速率及桶高等因素对吸力桶基础抗拔特性的影响,并对抗拔过程中吸力式桶形基础的破坏机理进行了分析。

随着海上风电的快速发展,吸力式桶形基础作为海上大型风电机组基础已初步显示了较强的生命力^[20]。中国第一个海上风电场——上海东海大桥风电场已开始并网发电,所采用的群桩基础造价较高、施工复杂且周期较长。随着中国海上风电开发热潮的到来,基础型式的选型和优化已成为日趋紧迫的问题,无论从造价角度还是施工角度考虑,吸力式桶形基础都是一种良好的选择^[21]。中国几个潜在的海上风电场,如江苏东台风电场等,均属于粉土或粉砂土地基,相关粉土地基中吸力式桶形基础的试验研究成果较少。当吸力式桶形基础作为单桶基础时,主要承受风电机组上部塔架的巨大倾覆荷载^[22];而作为多桶基础时,则吸力式桶形基础的上拔特性是其中的主要问题之一。

1 1g 大比例模型试验方案

本试验在浙江大学自行研制的大型地基与边坡工

程模型试验系统(15 m×6 m×5 m)中进行。模型槽与一只可上下移动的水箱相连,通过移动水箱的上下位置可调节模型槽地基中的水位,从而实现模型槽中土体的饱和^[22]。模型试验所采用的地基土为砂质粉土。在地基填筑过程中,控制土体干密度为 1.467 g/cm³左右。地基厚土总厚度为 5.2 m,底层 4.2 m 分 21 层填筑入槽中,每层土夯实后厚度约 0.2 m;顶层 1 m 分 20 层填筑,每层土夯实后厚度约 0.05 m。填土完成后利用饱和装置使水在土体中均匀向上渗透,并结合土中所埋张力计控制上水高度,以防止渗流不均或管涌。土体饱和完成后保持水面在泥面以上 0.02 m。土体饱和后其饱和重度为 19.2 kN/m³,相对密度为 70%,孔隙比为 0.842,渗透系数为 5.3×10⁻⁶ m/s,竖向固结系数为 2.9×10⁻³ m²/s,有效内摩擦角为 30°。

试验中所用模型桶为钢制圆桶,桶内直径为 1 m,桶内净高为 0.5 m,桶盖和桶裙分别厚 0.02 m 和 0.005 m。模型桶盖与一只连接筒相连,连接筒直径 0.22 m,高 2.5 m。模型桶与连接筒分别重 236 kg 和 168 kg。桶盖中央设有抽水口,与真空系统连接。此外桶盖上还留有 4 个直径为 0.05 m 可打开的孔,这些孔在负压沉贯过程中可连接真空表或处于关闭状态,在负压沉贯完成后可打开进行 CPT 试验或开口抗拔试验。

如图 1 所示,真空负压装置主要由真空泵、真空调压阀和水气转换器组成。真空泵与电激式真空表连接,能够控制真空泵输出负压在某一稳定范围,在真空泵与水气转换器之间安装真空调压阀,可更精确地对负压进行控制。水气转换器用于存储从模型桶中抽出的水,进而实现对流量的量测,水气转换器与吸力式桶相连。负压沉贯过程中的桶体竖向位移采用 2 只激光测距仪(OADM 2014481/S14C,量程 80 cm)进行测量(如图 2(a)所示),而桶盖下和桶裙负压则采用真空表进行测量。

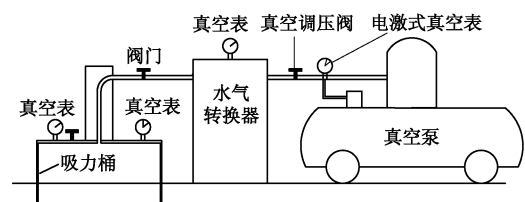


图 1 负压沉贯控制示意图

Fig. 1 Sketch of vacuum system

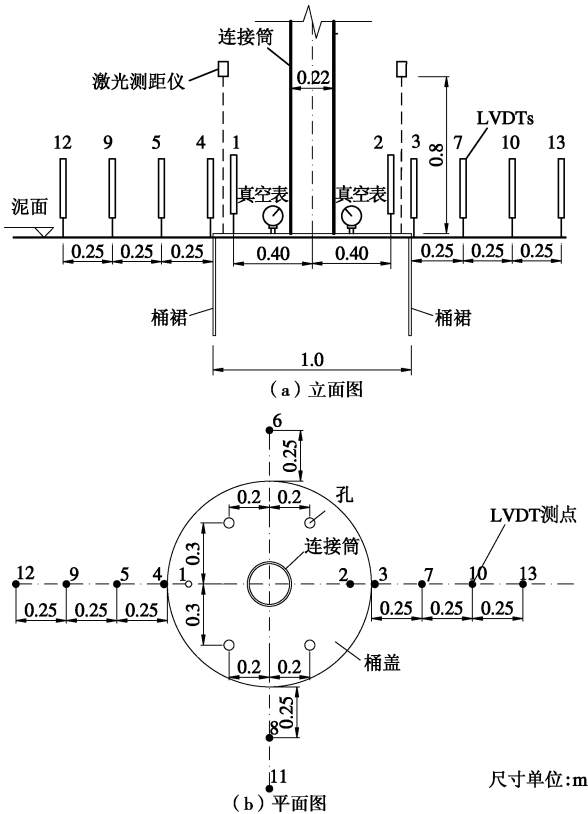


图 2 传感器布置示意图
Fig. 2 Disposition of transducers

负压沉贯前先通过 CPT 数据 (见图 3 中桶外值) 以及预试验结果对沉贯负压进行预估。试验时, 开启模型桶上排气阀和抽水阀, 利用吊车将模型桶吊至指定位置后配合人工调整使其呈竖直状态。为防止贯入过程中模型桶倾斜, 模型桶竖直后在模型槽反力梁上安装一只抱箍限制桶体倾斜 (图 4)。抱箍与连接筒间涂有润滑剂以减小摩擦影响。

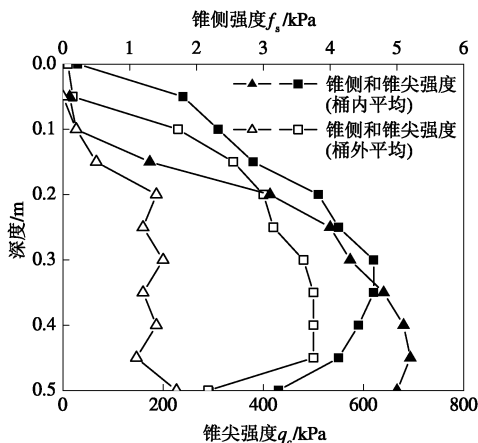


图 3 CPT 试验结果
Fig. 3 CPT results inside and outside caisson



图 4 负压沉贯试验

Fig. 4 Test of suction penetration

如图 5, 6 所示, 抗拔试验中利用油压千斤顶、反力梁和钢制套架对模型桶施加竖向拉拔荷载。与钢制套架相连的螺杆端部设有一只球铰, 以避免因加载方向不能完全竖直而在螺杆中产生弯矩, 从而保护轴力计 (BK-15, 量程 5 t) 不被破坏。球铰与一厚度为 3 cm 的钢板契合, 该钢板与模型桶上的钢板采用螺栓进行连接。在抗拔试验过程中记录上拔荷载、模型桶竖向位移、土体表面竖向位移、桶盖下及桶裙端部负压等物理量随时间的变化。

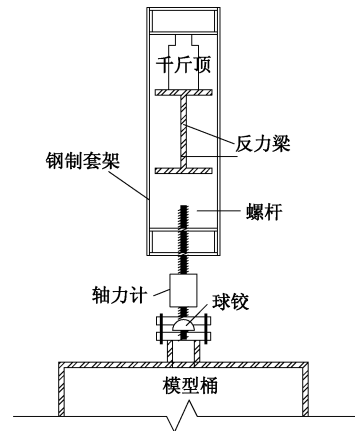


图 5 抗拔装置示意图

Fig. 5 Sketch of device for pullout tests

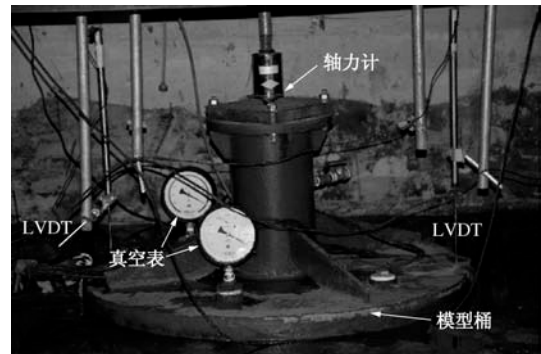


图 6 桶形基础上拔试验

Fig. 6 Pullout tests

加载过程中桶盖及桶裙端部的负压采用真空表进

行量测, 模型桶及土体表面竖向位移采用 LVDT 进行量测, LVDT 布置如图 2 所示。所有电子传感器数据采用 Fluke 数据采集系统进行自动采集。试验中采用同一只模型桶在模型槽中不同位置进行试验, 共进行 5 组试验, 试验内容见表 1。

表 1 模型实验安排

Table 1 Test programs

序号	贯入		上拔	
	方式	抽水速率 (L·min ⁻¹)	加载速率 (kN·min ⁻¹)	方式
1	负压	-	-	开口
2	负压	0.014	0.05	闭口
3	负压	0.036	0.2	闭口
4	负压	0.049	2	闭口
5	压力	-	-	开口

2 负压沉贯试验结果及施工负压预测

2.1 施工负压预测

吸力式桶形基础在贯入过程中, 贯入力需克服贯入阻力从而实现负压沉贯, 即需满足下述表达式:

$$G' + 0.25\pi D^2 = F_i + F_o + Q_{tip} \quad (1)$$

式中, G' 为桶基浮重度, F_i, F_o 分别为桶裙与桶内及桶外土体间的摩擦力, Q_{tip} 为桶裙端部阻力。

对于在软黏土中的负压沉贯, 式(1)中各项阻力可采用不排水抗剪指标进行计算^[23]。对于在砂土中的负压沉贯, 情况则较为复杂, 由于桶盖下负压会引起土体内部的渗流, 从而影响到桶裙侧壁阻力及桶裙端部阻力。Houlsby 等^[4]提出了一种基于已知负压的贯入阻力计算方法, 难以应用于工程实际。DnV^[24]提出了基于 CPT 数据预估沉贯阻力的方法, 该方法中考虑渗流影响的桶裙侧壁摩擦力及桶裙端部阻力均采用 CPT 锥尖强度指标进行计算:

$$\left. \begin{aligned} F_i &= \pi D_i k_f \int_0^{L_p} q_c z \, z, \\ F_o &= \pi D_o k_f \int_0^{L_p} q_c z \, z, \\ Q_{tip} &= A_{tip} k_p q_c (L_p) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中 L_p 为贯入深度; q_c 为 CPT 试验所获得的锥尖强度指标; D_i 与 D_o 分别为吸力式桶形基础的内外直径; A_{tip} 为桶裙横截面积; k_p 为无量纲常数, 建议取 0.2^[5]; k_f 为无量纲常数^[24],

$$k_f = 0.021 \left[1 - \left(\frac{D_i}{D_o} \right)^2 \right]^{0.3} \tan \delta \quad (3)$$

其中, δ 为桶裙与土体间的摩擦角, 建议取 22° ~ 30°^[5], 本文计算中取为 25°。

基于以上分析结果, Senders 等^[5]通过数值分析指

出在吸力式桶形基础在负压沉贯过程中所需的负压为

$$p_{req} = \min \left(\frac{F_o + F_i - G'}{F_i + Q_{tip} + 0.25\pi D_i^2 p_{crit}}, 1 \right) p_{crit} \quad (4)$$

式中, p_{crit} 为吸力式桶形基础贯入时桶盖下能够达到的临界负压, 超过这一负压后土体中过大的渗流会引起管涌破坏^[25],

$$p_{crit} = 1.32\gamma' D \left(\frac{L}{D} \right)^{0.75} \quad (5)$$

根据实测 CPT 试验参数(图 3 中桶外数据)并采用式(1)计算贯入阻力, 计算结果显示最大沉贯阻力(2.3 kN)小于模型桶自重(4 kN), 计算结果不合理的最可能原因是试验中粉土地基渗透系数较砂土小, 桶盖下负压所引起的微弱渗流对吸力式桶形基础的贯入阻力影响很小。采用与黏土相似的方法, 即不考虑贯入阻力受渗流的影响, 可直接采用 CPT 锥侧强度与锥尖强度计算贯入阻力:

$$G' + s \left(\frac{\pi D_o^2}{4} \right) = \pi D_i \int_0^L f_s(z) dz + D_o \int_0^L f_s(z) dz + A_{tip} q_c L \quad (6)$$

式中, f_s 为 CPT 锥侧强度指标, s 为吸力式桶形基础能够顺利贯入所需负压。将 s 计算值与式(5)中计算 p_{crit} 值比较, 较小值可作为施工控制负压。

2.2 负压沉贯结果及分析

采用不同抽水速率的 3 组负压沉贯试验最长耗时 500 min, 最短耗时 250 min, 沉贯过程中贯入深度随时间的变化如图 7 所示, 对于 3 种不同抽水速率的负压沉贯试验, 模型桶的贯入过程都较平稳, 其竖向力可按静力平衡进行分析。三组试验中总抽水量与 $V_p = L_p \pi D_i^2 / 4$ 的差值仅占 V_p 值的 5% 左右, 说明贯入过程中粉土中渗流较小。图 8 为试验过程中桶盖下负压和贯入深度关系。结果显示在粉土中桶盖下的负压所引起的微小渗流对贯入阻力的影响很小; 由式(6)计算所获得的施工控制负压与试验结果较接近, 即采用锥侧强度指标计算粉土中桶形基础的贯入阻力较为可靠; 由式(5)计算所得临界负压 p_{crit} 随贯入深度增加后会小于实测桶盖下负压值, 表明式(5)同样过高估计了粉土中渗流的影响。

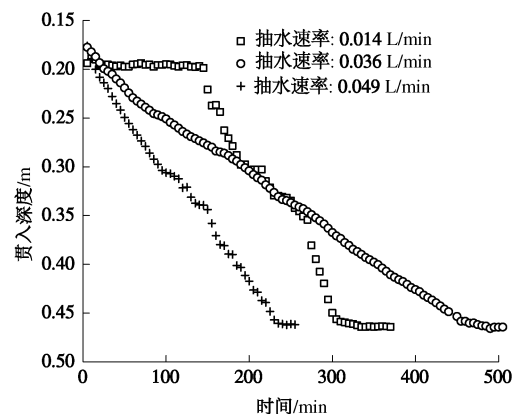


图 7 贯入深度随时间关系

Fig. 7 Relationship between penetration depth and time

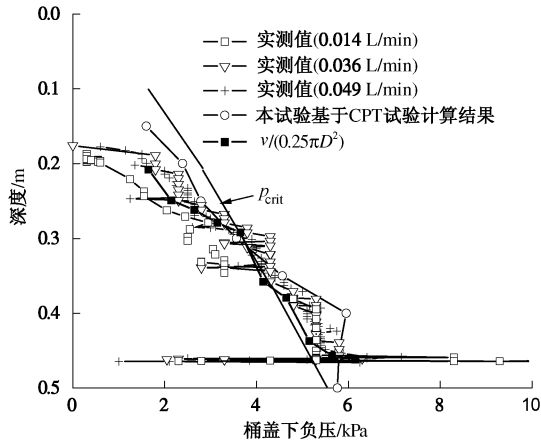


图 8 桶盖下负压沿贯入深度变化

Fig. 8 Variation of suction under lid with depth

负压沉贯完成后打开桶盖上预留的孔洞对桶内土体进行 CPT 试验, 将试验结果与桶外土体的 CPT 试验结果进行比较, 如图 3 所示。结果显示桶内土体的强度明显比桶外高, 尤其是锥侧阻力。原因可能是: ①沉贯完成后继续施加的 40%~60% 超载提高了桶内土体的密实度及地基承载力; ②桶裙对桶内土体有侧限作用, 一定程度上导致测试结果偏高。

3 抗拔试验结果及承载力计算

3.1 加载方式

上拔荷载分级施加, 并控制每级荷载的持续时间。以加载速率 0.2 kN/min 的试验为例, 荷载和上拔位移随时间的变化如图 9 所示, 图中的无量纲荷载和位移为实测上拔荷载和桶体竖向位移与其最大值的比值, 以便于观察桶体上拔位移随荷载的变化规律。可以看出, 上拔荷载较小荷载且作用时间较短时, 桶体竖向位移发展较慢; 而当上拔荷载较大荷载且作用时间较长时, 位移发展较快。

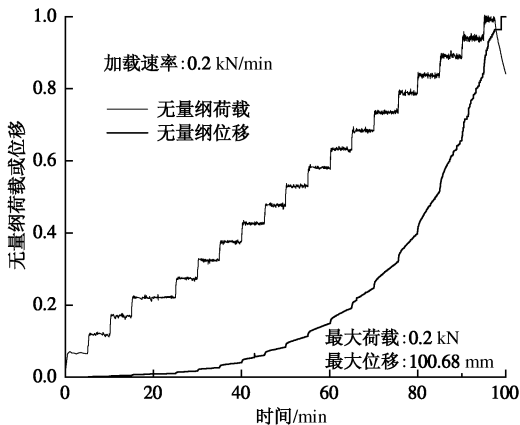


图 9 荷载位移随时间关系

Fig. 9 Time histories of load and displacement

3.2 加载速率影响与排水情况分析

图 10 显示了不同加载速率对荷载 - 位移曲线的影响, 当加载速率从 0.05 kN/min 提高到 0.2 kN/min 时, 吸力式桶形基础的抗拔承载力有较明显的提高; 但比较加载速率为 0.2 kN/min 与 2 kN/min 的情况时发现, 荷载位移曲线显示出与加载速率无关的特性。这一规律与桶盖下负压随桶体上拔位移的变化规律 (见图 11) 相对应。该现象表明存在一临界加载速率, 当加载速率超过这一临界值时吸力式桶形基础的变形特性与加载速率无关或加载速率影响很小。

Finnie^[26] 提出用一无量纲化的基础变形速率 (foundation rate) 来定义浅基础的在荷载作用下的排水模式:

$$v_n = \frac{vD}{c_v} \quad (7)$$

式中, v 为浅基础的竖向位移变化速率, D 为浅基础的等效直径, c_v 为地基土的竖向固结系数。

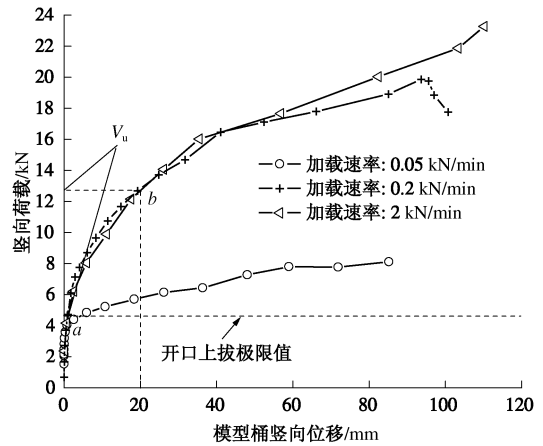


图 10 竖向荷载随位移关系

Fig. 10 Relationship between vertical load and displacement

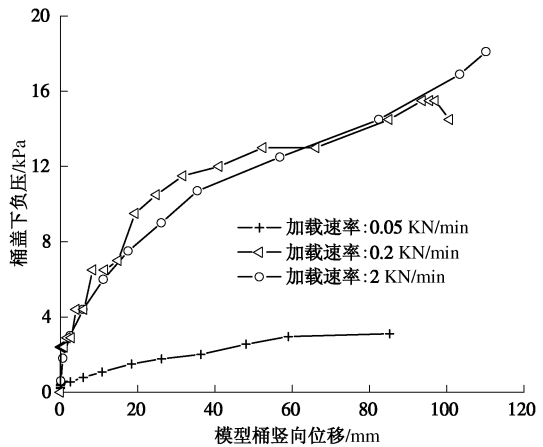


图 11 桶盖下负压随位移关系

Fig. 11 Relationship between suction under lid and vertical

displacement

当 v_n 大于 10 时, 加载过程中浅基础地基行为被认为是排水的, 而当 v_n 小于 0.01 则认为是不排水的。3 组抗拔试验中吸力式桶形基础平均上拔速率分别为 $2.1 \times 10^{-5} \text{ m/s}$, $1.68 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ 和 $1.566 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ 。计算得到相应的基础变形速率分别为 7.2×10^{-3} , 5.1×10^{-3} 和 5.4×10^{-2} , 它们与 0.01 接近, 利用该方法较难判别真实排水情况。

假设抗拔过程中发生的是完全排水情况, 则桶盖下负压与桶裙端部负压应满足:

$$p_{\text{lid}} - p_{\text{tip}} = \gamma_w L \quad (8)$$

假设抗拔过程中发生的是不排水情况, 且桶盖以下到桶裙端部范围内的负压在同一深度处处相等^[4], 则可对桶内土柱进行受力分析。桶盖下力的增量为 $p_{\text{lid}} A$, A 为吸力式桶形基础的横截面积, 与桶裙端部齐平的桶基横截面处力的增量为 $p_{\text{tip}} A$, 桶裙与桶内土体的摩擦力为 F_i 。这些力的增量使得桶内土柱被拔出, 由受力平衡有:

$$p_{\text{lid}} A - p_{\text{tip}} A + F_i = \gamma_{\text{sat}} AL \quad (9)$$

由于是不排水情况, 不考虑抗拔过程中负压对桶内摩擦力的影响, 则由开口抗拔试验(图 12)所得结果并假设开口抗拔过程中 $F_i = F_0$, 得 $F_i = 1.15 \text{ kN}$ 。

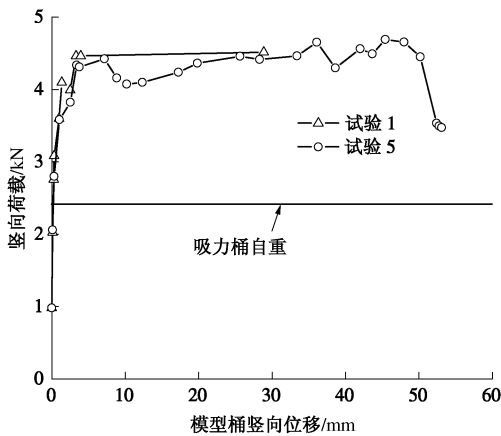


图 12 开口上拔试验荷载-位移曲线

Fig. 12 Load-displacement curves of pullout tests (with lid open)

图 13 给出了加载速率为 0.2 kN/min 情况下桶盖下负压与桶裙端部负压随竖向位移的关系, 并与式 (8)、(9) 计算结果进行了比较。图中显示按不排水情况计算的结果与试验数据基本吻合, 说明这一加载速率下地基行为为不排水情况, 即加载速率已达到或超过加载速率临界值, 当加载速率继续增加时桶形基础的抗拔特性不再有显著变化, 与图 10, 11 所显示的规律一致。同时, 桶裙端部负压的存在说明桶盖下负压能够传递到桶外, 当桶体位移足够大时桶体以下部分土体会与桶体一起被拔出。

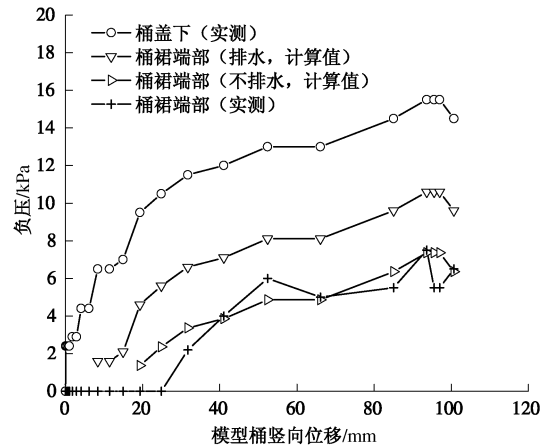


图 13 桶盖与裙端下负压随竖向位移关系

Fig. 13 Relationship between suction under lid and tip and vertical displacement

图 14 为抗拔试验(加载速率: 0.2 kN/min)过程中及抗拔试验完成后保持桶体竖向位移不变时桶盖下负压的观测结果。待负压消散完全后(约 20 h), 打开模型桶的顶盖发现桶内土体上升 7 cm 左右, 而桶体位移为 10.1 cm, 其余部分由水填充。负压的消散主要有两个原因: ①桶内土体中的渗流使得水补充至桶盖与桶内土体的空隙中; ②桶外土体发生了向桶内的流动。从图 15 中桶外泥面的变化趋势可以看出, 泥面的下降仅发生在抗拔过程中, 之后保持模型桶竖向位移不变时土体表面位移基本不再发生变化, 说明此时桶内负压消散的主要原因应该是桶内土体中发生了渗流。

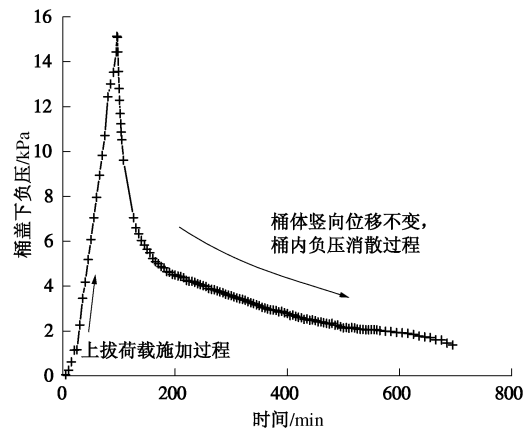


图 14 桶盖下负压随时间变化

Fig. 14 Time histories of suction pressure under lid

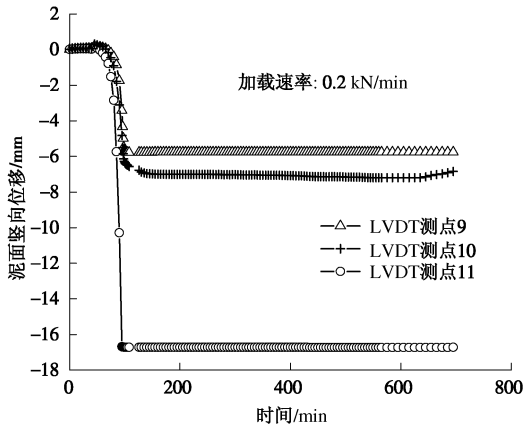


图 15 桶外土体位移随时间变化

Fig. 15 Time histories of vertical displacement of soil surface

由图 14 可得桶盖下负压消散 90% 时所需时间约为 600 min。现场实际吸力式桶形基础与本模型试验中模型桶达到相同的孔压消散度应满足 (假设 C_v 相同):

$$\frac{C_v t_p}{H_p^2} = \frac{C_v t_m}{H_m^2} \quad (10)$$

按 $D=10 \text{ m}$, $L=5 \text{ m}$ 计算得现场桶形基础中桶内负压消散 90% 需耗时 42 d, 实际桶形基础的服役时间远大于这一时间, 因此考虑长期荷载效应时应按完全排水情况进行考虑。而一次典型的风暴潮持续时间约 3 h, 按式 (10) 换算后对应于本模型试验中时间仅为 108 s, 桶盖下负压消散度仅为 6% 左右, 则基本可不考虑桶中地基土的排水情况。

3.3 土体表面竖向位移

上拔试验过程中, 对桶体周围土体的表面竖向位移进行了观测, 如图 16 所示模型桶边缘土体较远处土体相比竖向位移较大, 主要原因是上拔初期模型桶桶裙与桶外土体间的摩擦力使得桶体边缘土体表面竖向位移相对较大。当荷载较大时其竖向位移不再有明显变化, 且竖向位移最大值不超过 4 mm, 说明此时模型桶与桶内土体开始被拔出, 桶裙与周围土体间发生了相对位移。图 17 所示为土体表面竖向位移与模型桶竖向位移的比较, 图中显示随着上拔荷载及模型桶向上位移量的增加, 桶外土体有微小的向下位移, 说明桶盖下产生负压后, 由于土体渗透系数较小, 地基中渗流很小, 桶外土体发生了向桶内的流动。

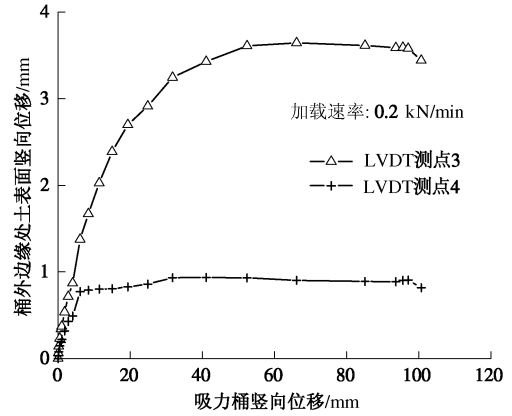


图 16 土体表面位移随桶体竖向位移变化

Fig. 16 Variation of vertical displacement of soil surface with vertical displacement of caisson

3.4 抗拔承载力

海洋多桶基础中背离水平荷载方向一侧的单只桶形基础承受上拔荷载, 其抗拔承载力是基础设计中需考虑的主要问题之一。针对砂土地基可按排水情况考虑, 其极限承载力为

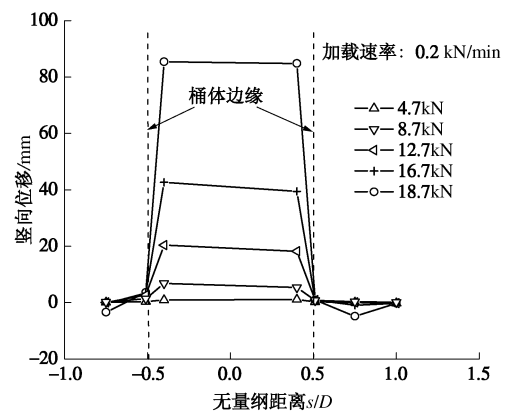
$$V'_{ult1} = G' + \frac{\pi\pi}{2} \gamma' DL^2 (K \tan \delta)_o + \frac{\pi}{2} \gamma' DL^2 (K \tan \delta)_i \quad (11)$$

式中, K_i 和 K_o 分别桶内和桶外的水平土压力系数, δ 为桶裙与土体间的摩擦角。

式 (11) 未考虑桶盖下负压的作用, 对于上拔荷载持续较短且地基渗透系数较小的情况其计算结果过于保守。例如本文模型桶中加载速率大于 0.2 kN/min 时应按不排水情况进行分析, 此时桶盖下负压能够传递到桶裙端部, 因此桶内的土柱由于负压作用而与桶体连为一体, 则有:

$$V'_{ult2} = G' + \frac{\pi\pi}{2} \gamma' DL^2 (K \tan \delta)_o + \frac{\pi}{4} \gamma_{sat} D^2 L \quad (12)$$

这种破坏模式发生在加载速率较大的情况, 吸力式桶形基础在上拔荷载作用下连带桶内土柱沿桶裙外侧桶土接触面被拔出。



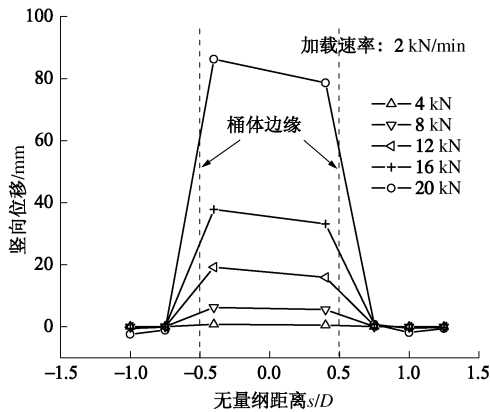


图 17 吸力式桶形基础及桶外土体表面位移

Fig. 17 Vertical displacements of caisson and soil surface

式(11)的计算结果与开口上拔试验中的极限荷载接近,图10显示当荷载超过开口上拔试验中的最大荷载(见图12)时,荷载-位移曲线出现明显拐点,对应图中的a点可作为桶形基础考虑长期荷载效应时的抗拔承载力。Byrne等^[27]认为当吸力式桶形基础竖向位移超过 $0.02D$ 时,桶形基础受力性状是与加载速率相关的,而与加载速率相关的那部分抗力主要来自桶内的负压,竖向位移超过 $0.02D$ 后桶形基础往往难以满足功能性要求。将竖向位移为 $0.02D$ 所对应的上拔荷载作为桶形基础的竖向抗拔承载力,则图10显示模型桶的抗拔承载力为12.7 kN,与式(12)的计算结果(11.3 kN)较为接近。式(12)考虑了上拔荷载作用下桶盖下负压的作用,同时对应的竖向位移一般能够满足功能性要求,对应图10中的b点可作为一次典型风暴潮下粉土地基中桶形基础承受瞬态荷载的极限抗拔承载力。

4 结论与建议

(1) 对于吸力式桶形基础在粉土中的负压沉贯,桶盖下的负压在桶内外引起的渗流很小,地基渗流对贯入阻力的影响也基本可以忽略;利用CPT试验所获得的锥侧强度指标和锥尖强度指标可较好地预测贯入过程中所需的负压值,从而为保证沉贯施工顺利及防止过大负压产生地基管涌提供依据。

(2) 考虑长期荷载效应时,粉土中吸力式桶形基础可按排水情况考虑,其抗拔承载力仅考虑桶体自身重量及桶裙与内外侧土体间的摩阻力;而在一次典型风暴潮作用下,粉土地基中吸力式桶形基础的内部负压来不及消散,可按不排水情况进行分析,抗拔承载力为桶体和桶内土体(按饱和和重度)重量及桶裙与桶外土体摩阻力之和。

(3) 对于深宽比(L/D)较小的吸力式桶形基础

这类浅基础,虽然1g模型试验结果与现场实际情况较为吻合^[28],然而进一步的现场试验和离心模型试验仍有待开展,以便深入研究桶裙高度等因素的影响。

参考文献:

- [1] BYE A, ERBRICH C, EARL K. Geotechnical design of bucket foundation[C]// OTC7793, 1995: 869 - 883.
- [2] 鲁晓兵, 郑哲敏, 张金来. 海洋平台吸力式基础的研究与进展[J]. 力学进展, 2003, 33(1): 27 - 40. (LU Xiao-bin, ZHENG Zhe-min, ZHANG Jin-lai. Research and development of suction caisson for ocean platform[J]. Mechanics Advances, 2003, 33(1): 27 - 40. (in Chinese))
- [3] 施晓春, 徐日庆, 龚晓南, 等. 桶形基础发展概况[J]. 土木工程学报, 2000, 33(4): 68 - 73. (SHI Xiao-chun, XU Ri-qing, GONG Xiao-nan, et al. General conditions of suction bucket foundation[J]. China Civil Engineering Journal, 2000, 33(4): 68 - 73. (in Chinese)).
- [4] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caisson in sand[J]. Geotechnical Engineering, 2005, 158(3): 135 - 144.
- [5] SENDERS M, RANDOLPH M F. CPT-Based method for the installation of suction caissons in sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2009, 1(14): 14 - 25.
- [6] FELD T. Suction buckets, a new innovative foundation concept, applied to offshore wind turbines[D]. Aalborg: Aalborg Univ, 2001.
- [7] 范庆来. 滩海吸力式桶形基础承载力特性研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2007. (FAN Qing-lai. A study on bearing capacity behavior of suction bucket foundation in beach-shallow sea[D]. Daliang: Dalian Univ Technol, 2007. (in Chinese))
- [8] 杨少丽, 李安龙, 齐剑峰. 桶基负压沉贯过程模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(2): 236 - 238. (YANG Shao-li, LI An-long, QI Jian-feng. Experimental study on bucket foundation during penetration by suction[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(2): 236 - 238. (in Chinese))
- [9] 王庚荪, 孔令伟, 杨家岭, 等. 单桶负压下沉过程中土体与桶形基础的相互作用[J]. 岩土力学, 2003, 24(6): 877 - 881. (WANG Geng-sun, KONG Ling-wei, YANG Jia-ling, et al. Interaction between soil mass and bucket foundation in suction sinking process of single bucket[J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(6): 877 - 881. (in Chinese))
- [10] 曹耀峰. 粉土地基下桶形基础沉贯试验研究及工程应用

- [J]. 黄渤海海洋, 2000, **18**(4). (CHAO Yao-feng. Bucket foundation penetration test study and its application in the engineering[J]. Journal of Oceanography of Huanghai & Bohai Seas, 2000, **18**(4). (in Chinese))
- [11] BYRNE B W, HOULSBY G T. Experimental investigations of the response of suction caissons to transient vertical loading[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2004, **128**(11): 926 - 939.
- [12] HOULSBY G T, KELLY R B, HUXTABLE J, et al. Field trials of suction caissons in sand for off shore wind turbine foundations[J]. Géotechnique, 2006, **56**(1): 3 - 10.
- [13] HOULSBY G T. Geotechnical model testing-sleipner vest project[D]. University of Oxford. 1995.
- [14] MANGAL J K, HOULSBY G T. Partially-drained loading of shallow foundations on sand. OTC 10991. 1999.
- [15] BYRNE B W. Investigations of suction caissons in dense sand [D]. Oxford: University of Oxford, 2000.
- [16] 栾茂田, 范庆来, 杨 庆. 非均质软土地基上吸力式沉箱抗拔承载力数值分析[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(7): 1054 - 1059. (LUAN Mao-tian, FAN Qing-lai, YANG Qing. Numerical analysis of ultimate pull-out resistance of suction caissons in inhomogeneous soft foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(7): 1054 - 1059. (in Chinese))
- [17] 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 characteristic of the bearing capacity of bucket foundation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanic and Engineering, 2005, **24**(7): 1169 - 1172. (in Chinese))
- [18] 王 晖, 王乐芹, 周 锡, 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. (WANG Hui, WANG Le-qin, ZHOU Xi, et al. Limit analysis and calculation for bucket foundation embedded in soft clay based on the upper-bound theorem[J]. Journal of Tianjin University, 2006, **39**(3): 273 - 279. (in Chinese))
- [19] 矫滨田, 鲁晓兵, 赵 京, 等. 吸力式桶形基础抗拔承载力特性试验研究[J]. 中国海洋平台, 2006, **21**(3). (JIAO Bin-tian, LU Xiao-bing, ZHAO Jing, et al. Test research of uplift capacity of caisson foundation[J]. China Offshore Platform, 2006, **21**(3). (in Chinese))
- [20] LEBLANC C. Design of offshore wind turbine support structures[D]. Denmark: Technical University of Denmark, 2004.
- [21] JIA G W, ZHAN L T, CHEN Y M, et al. Performance of a large-scale slope model subjected to rising and lowering water levels[J]. Engineering Geology, 2009, **106**(12): 92 - 103.
- [22] 朱 斌, 朱瑞燕, 罗 军, 等. 海洋高桩基础水平大变位性状模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(4). (ZHU Bin, ZHU Rui-yan, LUO Jun, et al. Model tests on characteristics of ocean and offshore elevated piles with large lateral deflection[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(4). (in Chinese)).
- [23] HOULSBY G T, BYRNE B W. Design procedures for installation of suction caisson in clay and other materials[J]. Geotechnical Engineering, 2005, **158**(2): 75 - 82.
- [24] DNV. Foundations, classification notes[R]. Hovik: Det Norske Veritas, 1992, **30**(4).
- [25] LEHANE B A, SCHNEIDER J A, XU X. The UWA-05 method for prediction of axial capacity of driven piles in sand. Frontiers in offshore geotechnics: ISFOG 2005[R]. London: Taylor and Francis Group, 2005.
- [26] FINNIE I M S. Performance of shallow foundations in calcareous soils[D]. Perth: University of Western Australia, 1993.
- [27] BYRNE B W, HOULSBY G T. Experimental investigations of the response of suction caissons to transient combined loading[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2004, **130**(3): 240 - 253.
- [28] KELLY R B, HOULSBY G T, BYRNE B W. A comparison of field and laboratory tests of caisson foundations in sand and clay[J]. Géotechnique, 2006, **56**(9): 617 - 626.