

文章编号:1001-4500(2009)06-0013-07

# 水平动载下粉土地基中桶形基础承载力 离心机实验研究

矫滨田<sup>2</sup>, 时忠民<sup>2</sup>, 张建红<sup>3</sup>, 鲁晓兵<sup>1</sup>

(1. 中国科学院力学研究所,北京 100080; 2. 中海石油研究中心,北京 100027; 3. 清华大学,北京 100083)

**摘要:** 对动载作用下分层土中单桶基础动承载特性、四桶基础动承载特性进行了离心机实验模拟。结果表明,桶顶与粘土面相同时,有上覆粘土层条件下的桶基动力响应较无上覆粘土层条件下的孔压增长小,但沉降大;桶顶与粘土层下的砂土面相同时比与粘土面相同时的响应大。桶基在动载后的静承载力得到提高。由于液化区的滤波和对动载的衰减作用,发生沉降的范围有限,离桶壁约一倍桶高距离。超孔隙水压从桶基边沿水平向逐渐衰减,从土面开始往下逐渐衰减到零。桶基周围砂土完全液化的厚度随载荷幅值的增加而增加,最大值约为桶高的 40%。

**关键词:** 分层土;离心机实验;多桶基础;动承载特性

**中图分类号:** TE319 **文献标识码:** A

## RESPONSES OF SUCTION BUCKET IN FINE SAND UNDER HORIZONTAL DYNAMIC LOADING

JIAO Bin-tian<sup>1</sup>, SHI Zhong-min<sup>2</sup>, ZHANG Jian-hong<sup>3</sup>, LU Xiao-bing<sup>1</sup>

(1. Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100080, China;

2. Research Centre, China Ocean Oil Co., Ltd. Beijing 100027, China;

3. Tsinghua University, Beijing 100080, China)

**Abstract:** The centrifugal experiments are carried out to study the dynamic responses of suction buckets in fine sand under horizontal loading. If there is a clay over-layer and the altitudes of bucket's top and the clay layer surface are the same, the settlements of bucket and sand layer are bigger than that without an over-layer, but the increment of pore pressure is on the contrary. The static bearing capacity of the bucket increases after experienced dynamic loading. With the increase of loading amplitude, the settlement of sand layer increases, but the effected area which have obvious deformation is limited (about one times the bucket's height) because of the filtering and decaying effects of the liquefaction zone on the vibration. The excess pore pressure decreases in horizontal direction from the side wall and in vertical direction from the surface of sand layer. The complete liquefaction thickness of the sand layer increases with the increase of load amplitude whose maximum is about 40% of the bucket's height.

**Key words:** saturated sand; centrifugal experiment; multi-bucket based; dynamic load characteristic

收稿日期: 2009-03-31

基金项目: 中科院重大项目(KZCX2-YW-302);国家自然科学基金资助(No. 10772182)

作者简介: 矫滨田(1982-),男,硕士,从事岩土力学研究工作。

## 1 简介

吸力式桶形基础是一种顶部封口的钢制圆管。一部分在自重作用下贯入海床中,其余部分由将桶中的水抽出产生的吸力完全贯入海床中。近几年,吸力式桶形基础越来越被广泛地应用于重力式平台、自升式平台等<sup>[1~3]</sup>,而且具有应用于其他一些设施的潜力:如海上发电用的风车基础、海底系统和海床上的保护装置的基础<sup>[4~7]</sup>。吸力式桶形基础的优越性首先表现在安装方便和可重复使用。例如,一个直径 9m,高 10m 的吸力式桶形基础仅用一个泵就可在 1~3 小时内沉贯到位;第二个优越性表现在一定条件下受到拉拔载荷时会激发出明显的被动吸力<sup>[8]</sup>。尽管人们对桶形基础的安装和极限承载力进行了研究,但关于桶形基础动载下的响应还存在许多未知<sup>[9~11]</sup>。当吸力式桶形基础作为海洋结构物基础时,风载荷、波浪载荷和冰载荷可对桶形基础产生显著的动载荷<sup>[12~13]</sup>。由于缺乏桶形基础在这些动载荷下响应的经验,计划进行实验研究以获得对这方面的更深入的了解。原型实验所需要的大量的时间和经费意味着采用全尺度实验研究桶形基础承载力要受很多限制;而小尺度实验中桶形基础的尺度和其他相关参数可较方便改变。但在这种小尺度模型实验中,将产生与土体应力有关的问题,即:(1)测得的载荷太小,致使在实际设计中不能准确地予以借鉴和应用;(2)由于土体行为是应力造成的,因此小模型实验和原型实验不可能承受同样程度的应力,因而也就不可能显示同样的响应特征。如果在离心机中进行实验,这些限制就不会存在,因为在离心机实验中相似深度下的土体应力与原型条件下的是相同的。离心机实验是“模型”实验,但其实验结果可以按比例放大到桶形基础原型尺度时的情况。或者说,离心机可以提供高压梯度,以能正确地模拟体积力,这个因素在原型尺度的土工问题中非常重要;同时离心机实验可以模拟不排水和部分排水的情况。

现有文献中只有少量关于吸力式桶形基础的现场实验报道<sup>[14]</sup>,大量报道的则是关于小尺度的模型实验和离心机实验<sup>[15~18]</sup>。早期的这方面的实验多数用较刚性的土,在桶顶中心施加压载荷。Fuglsang 等人<sup>[19]</sup>进行过吸力式桩的离心机实验。Jones 等<sup>[20]</sup>和 Steensen-Bach<sup>[21]</sup>进行过 1g 条件下的粘土中的速率相关的载荷实验。后来在深水浮式结构物设计中,由于涉及桶形基础受到系于其上的水平或倾斜的锚链线作用而导致对桶基侧向承载力研究增多。

动态载荷作用引起土体强度和模量的衰化,结果桶形基础的极限承载力降低。因此,为了能提供实际的设计方法和参数,对桶形基础在动载下的响应进行研究是非常重要的<sup>[22~23]</sup>。在文献[17]中介绍了单层土中单桶基础在动载下的承载力响应,本文中主要介绍多层土中单桶和单层土中多桶基础在动载下的响应结果。

## 2 实验准备

实验是在清华大学 50 g-t 的离心机上进行的。该离心机的最大离心加速度为 250 g,离心加速度 250 g 时的配重为 200 kg。本文中的实验均在 80 g 下进行,离心机从 0 g 加速到 80 g 的时间为 601 s。

实验中使用的模型箱的内尺寸长×宽×高为 60 cm×35 cm×35 cm。实验材料为粉细砂,比重 2.69,平均颗粒直径( $D_{50}$ )为 0.014 cm。为了模拟渗流,在粉细砂中加入了 3.2% 的粘粒而不改变孔隙水成份,使渗透系数降低了 40 倍,为  $1 \times 10^{-4}$  cm/s。由于渗透系数不可能降低至 80 倍(加入太多的粘粒会明显改变土体其他力学性质),动载下孔压上升较实际慢一些。

为了使模型箱中的土样密度均匀,按照孔压计的位置土样分 5~6 层制备(每层厚度根据孔压计位置确定),总厚度为 21 cm,制样时控制干密度为  $1.52$  g/cm<sup>3</sup>。制样过程中将模型桶埋入土中,桶顶与土层表面齐平。桶壁距离模型箱壁两侧的距离分别为 28 cm 和 14.5 cm,不会存在明显的边壁效应。当干土样制备好,桶埋入土体后,将水通过模型箱底部的阀门渗入土体使其饱和。在模型箱底部预置 2 cm 厚的粗砂层并上覆土工布,使水能均匀向上渗透以防止管涌。当水面超过土面 1 cm 时,停止送水并用真空泵抽气 38 h 以提高土体饱和度。经用孔压测量方法,得到实验中土体的饱和度在 98% 以上。

固结后的土体浮密度为  $\rho = 9.71$  kN/m<sup>3</sup>,密度是在 1 g 条件下测量的。模型在 80 g 条件下进行固结和加载实验,固结过程中土体发生了 1 cm 的沉降。大部分固结发生在离心机加速度从起始到 80 g 的过程

中,当离心加速度达到 80 g 后,沉降已很小。实验中当土体密度达到  $1\ 600\ \text{kg}/\text{m}^3$  时所需固结时间约为 40 个月(原型时间)。当固结结束后,停止离心机以检查传感器的状态并连接激振头和桶基,然后开始进行动载实验。

### 3 动载实验

实验中采用的英国 Druck 公司生产的 PDCR82 型孔压传感器(PPT)非固定地放置于砂土中桶基周围。这样的放置方式使得孔压计在动载下会发生位置变化(见表 1)。两个位移计 LVD Ts 放置于细管顶部测量水平和垂直位移,另两个 LVD Ts 放置于砂土表面测量土体不同位置处的沉降。桶顶加有一个 98 g 重的砝码模拟结构重。

表 1 孔压计在实验后的位置

单位:m

	Test1		Test2		Test3		Test4	
	深度	距桶壁	深度	距桶壁	深度	距桶壁	深度	距桶壁
PPT								
1	1.92	0.32	2.4	0.48	1.2	0.16	1.68	0.4
2	3.12	0.4	2	2.4	1.2	0.8	3.52	0.4
3	4.96	0.4	2	3.6	1.2	1.44	5.12	0.4
4	6.32	—	4	0.48	—	—	1.68	0.4
5	6.8	—	5.6	0.48	—	—	3.28	0.4
6	1.92	0.24	7.2	—	—	—	1.76	桶中心

注:表中数据为原型尺度的数据。

#### 3.1 实验工况

本文进行了如下 4 种情况的实验,实验中频率均为 64 Hz,只改变地基类型和加载方式。

(1) Test 1:使用的模型桶尺寸为 6 cm × 7.2 cm,相当于原型 4.8 m × 5.76 m。砂层厚 20 cm,上覆 1 cm 厚的粘土层,施加的动载荷单峰幅值为 60 N。试验中一共使用了 6 个孔压传感器,布置如图 1(a)。

(2) Test 2:桶顶与粘土层下的砂土表面平齐,加载点离桶顶 8 cm,其他条件与 Test 1 相同,孔压传感器布置见图 1(b)。

(3) Test 3:进行桶基先承受水平动载后承受静载的实验。使用的模型桶尺寸为 6 cm × 7.2 cm,相当于原型尺寸 4.8 m × 5.76 m。砂层厚 21 cm,无上覆粘土层。先施加单峰幅值为 55 N 的动载荷 20 min,然后停止动载(约半小时安装大量程位移传感器)而施加静载。考察基础在激振后所能承受的静载极限。因担心静载变形大而破坏 PPT,试验中只使用了 3 个孔压传感器,布置如图 1(c)。模型桶的水平位移是由两个沿载荷方向水平布置位移传感器量测的,其距桶顶面的竖直高度分别为 11.5 cm 和 7.5 cm,激振头位于两者中间。水平静载分级施加,每级约为 150 kN。

(4) Test 4:采用的基础是,将 4 个尺寸为 6 cm × 7.2 cm 的桶通过钢管连在一起。土体布置同 Test 3。首先施加单峰幅值为 60 N、频率为 64 Hz 的动载荷,15 min 后荷载峰值增加到 110 N。试验中一共使用了 6 个孔压传感器,布置如图 1(d)。

#### 3.2 外载

实验中采用力加载控制方式。输入的是正弦波,实际反应则由于土体强度改变导致土体的反力的变化,使得土体实际受力随载荷的增加变得不规则,如在 Test 1 中出现小的锯齿,Test 4 中在 6 kg 载荷幅值时为规则的谐波,在 11 kg 幅值时上峰值处出现平台等等。

由于与激振器连接的激振杆的高度是固定的,故在细钢管上固定一薄壁滑槽,激振杆与桶顶钢管相连的一端有一钢球,钢球可以在滑槽内上下移动,且可以绕水平轴在垂直面内转动,这样,当基础变形时,激振杆

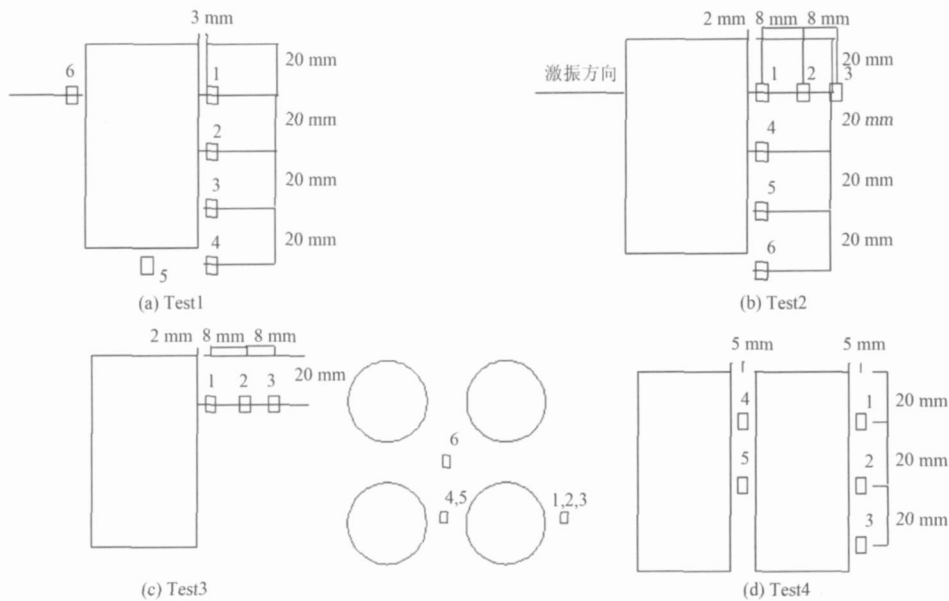


图 1 PPT 布置示意图

就不会被卡住。加载设备在文献[25]中有详细的介绍,这里不再赘述。

本文中实验的主要目的是模拟动冰载下桶形基础的响应,故实验中取冰载引起的等效动冰载效应的频率为 0.8 Hz。由于研究的目的是为了得到动冰载下的桶基响应规律,并为理论和数值分析提供参考,而不是模拟实际某处的具体情况,故实验中施加的是正弦波载荷。

## 4 实验结果和分析

### 4.1 桶和地基的沉降

图 2 给出了 4 个实验中桶基在动载作用下随时间变化的沉降曲线。从图中可以看出,Test1 中,桶顶在粘土面上,在桶高的范围内,地基承载力较 Test2 的小,且加载过程中产生的桶与粘土的缝隙有利于排水,因此沉降大;Test2 中桶顶在砂面上,桶顶上的细杆对粘土层的作用力由于它们的接触面小而有限,故主要外载由强度较粘土层大的砂土层承担,且上覆粘土层不利于排水,这样造成桶的沉降就较小。Test3 中的载荷幅值较 Test1 和 Test2 中的小,地基承载力与 Test2 中桶深范围的砂层承载力相同,但由于没有上覆粘土层可以直接排水,故沉降较 Test2 中的大,Test3 中桶深范围地基承载力较 Test1 中的大,故沉降较 Test1 小;虽然 Test4 中每个桶受力约为 Test1 中的 2.1 倍,但桶沉降却只有 Test1 中的 1/10,这是因为 Test4 中四桶间的相互作用增强了整体的承载能力(群桩效应),故沉降最小。Test1 中桶最大沉降约为桶高的 10%。

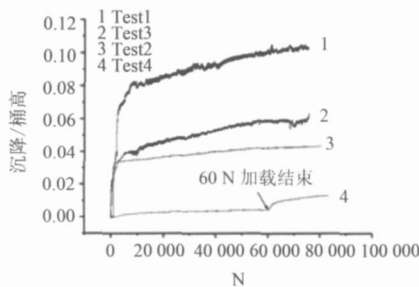


图 2 激振过程中桶基沉降曲线

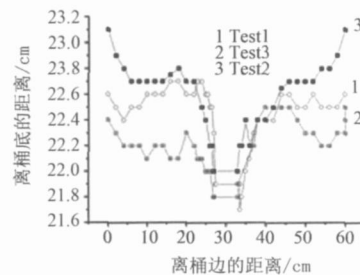


图 3 模型箱长轴上表面沉降

图 3 给出了 Test1、Test2、Test3 中沿模型箱长轴方向中心线上的泥面沉降情况。可以看出,Test3 中沉降最大,Test2 中沉降最小。因为 Test3 中无上覆粘土层,孔隙水容易排出,而且外载全部作用于砂层,故沉

降大;Test2 中,粘土层受到的扰动小,同时砂土中的孔隙水难以排出,而且下部砂层液化后可能有水层出现<sup>[26]</sup>,故沉降最小;Test1 中桶基上部直接作用于强度低的粘土层,故沉降较 Test2 中的大。土体最大的沉降为桶高的 18%。同时,还可以看出,桶基周围一倍桶高范围内土体受影响最大。

### 4.2 孔压发展

图 4(a)给出了 Test1 中桶基周围孔压沿深度的变化。可以看出,孔压均是先很快上升,接着快速下降到一个稳定值,然后再缓慢下降,孔压的响应随深度逐渐减小。图 4(b)给出了 Test1、Test2 中孔压计 PPT1 与无覆盖层实验中同样位置处(见文献[17])的孔压历时对比。可以看出,无覆盖层情况下的超孔压较 Test2 的大,Test2 中超孔压较 Test1 中的大。这是因为覆盖层吸收了部分外载作用,使砂层受到的作用力较无覆盖层时的小,同时覆盖层的压重使砂层强度增加。这样有覆盖层时砂层的动力响应就小一些。Test2 中载荷作用点离砂面距离较 Test1 中的小,即砂层承受的作用力较 Test1 中的强。

图 5(a)给出了 Test2 中桶基周围超孔压沿深度的变化。可以看到,超孔压均在 20 s 内达到最大值,然后在 20 s 内很快下降。超孔压沿深度逐渐减小。图 5(b)给出了 Test2 中桶基周围超孔压随离桶壁水平距离的变化。可以看到,超孔压最大值和后期平衡值均随离桶基距离增加而减小。

图 6 给出了有上覆粘土(Test2)与无覆盖层时(文献[17]中数据)的超孔压和沉降对比。可以看出,无覆盖层时超孔压大于有覆盖层情况,沉降则相反。这是因为有覆盖层时,排水受到限制,孔压上升就大一些,沉降就小一些。孔压发展明显的区域在土体上部 40%桶高的范围。

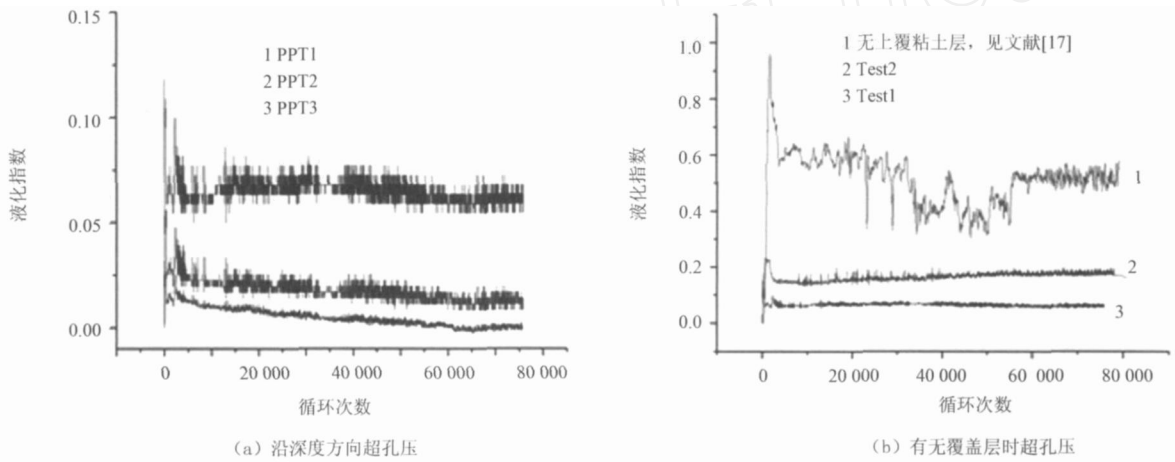


图 4 Test1 中超孔压的发展

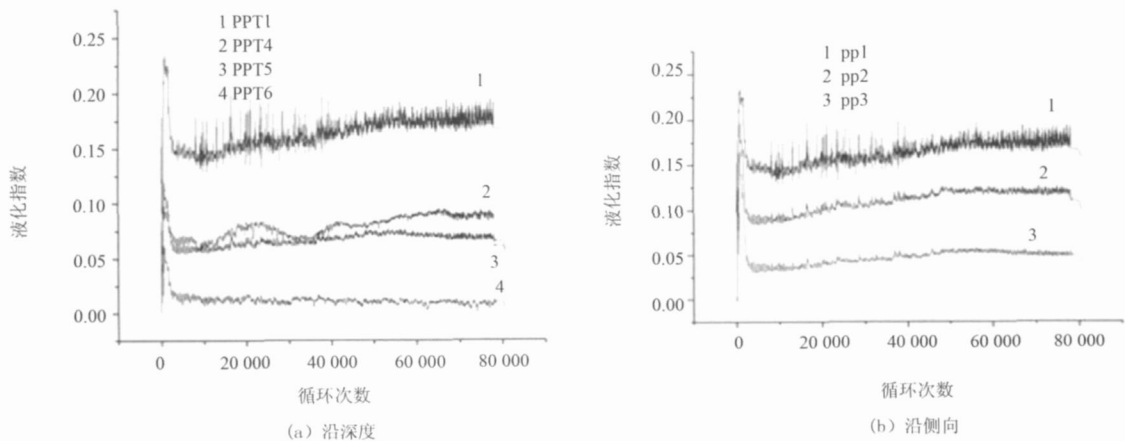


图 5 上覆粘土,桶顶与砂面平情况的孔压

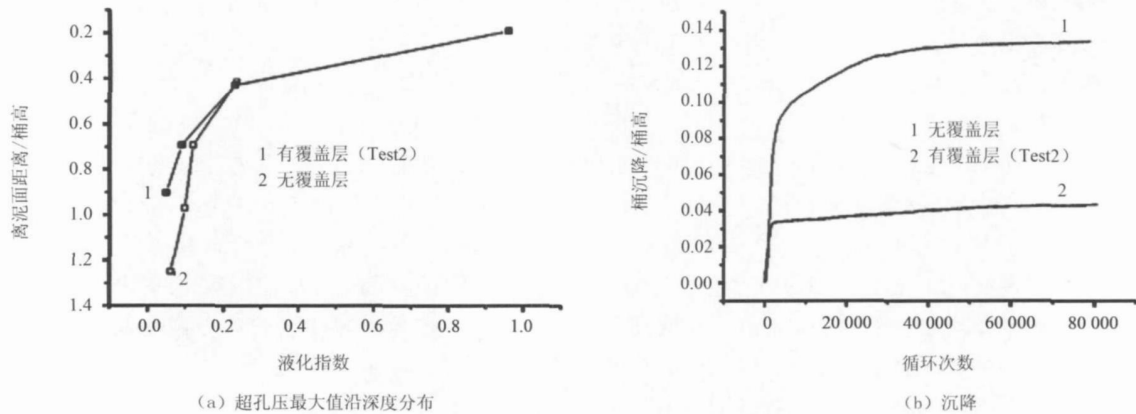


图 6 有无覆盖层超孔压和沉降对比

图 7 给出了 Test4 中超孔压的发展。可以看到在第一阶段 60 N 条件下,超孔压增长很小甚至降低,在第二阶段 110 N 情况下增长明显,但是最后没有任何位置的土体发展到液化状态。在第一加载阶段,超孔压出现负值,说明在小载荷下,土体出现剪胀,引起孔压降低。在第二阶段才有孔压上升。PPT3 处于桶基下端,受到的载荷小,故超孔压一直是负值。

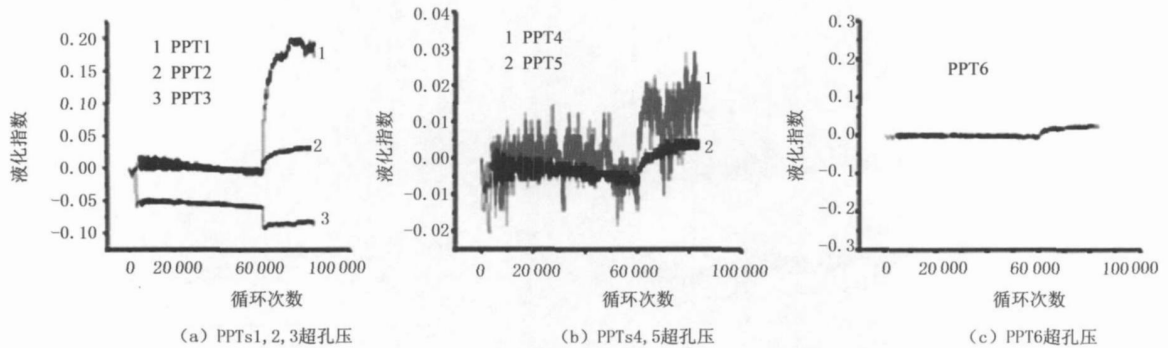


图 7 四桶基础实验超孔压随时间变化图

为了考察粘土层对桶基和土体动力响应的影响,图 8 给出了 Test1、Test2、Test3 超静孔隙水压力的比较结果。图 8(a)为土体中同一位置处的液化指数随时间的变化。可以看出,在同一位置处,桶与砂土层平齐时(Test2)的超静孔隙水压力要比表面无粘土层(Test3)的大,且沿着深度方向,同一位置处 Test1 的超静孔隙水压力都要比 Test3 的情况大一些(图 8(b)),可见表面有粘土层时产生液化的可能性较大,桶形基础稳定性较差。这是因为:在动载作用下,土体受到扰动,孔隙水要排出,而表面粘土层的渗透性较差,此时累积的超静孔隙水压力、液化指数以及液化的可能性增大;当表面粘土层无法排出孔隙水时,深层的孔隙水就无法或很少往浅层的砂土层渗透,沿深度方向的超静孔隙水压力累积值以及动载影响的深度增大。桶与粘土层平齐时(Test1),同一位置产生的超静孔隙水压力要比桶与砂土层平齐时(Test2)小一些,且沿着深度方向,同一位置处的超静孔隙水压力都要小一些。这是因为桶与粘土层平齐时,加载点与砂土层的距离增大,从 Test2 中的 6.4 m 增加到 Test1 中的 7.2 m,且砂土层距离桶顶 0.8 m,在相同的载荷幅值和频率下,桶形基础对砂土层的扰动减小,从而产生的超静孔隙水压力减小。虽然表面是粘土层,排水条件差,但由于桶形基础振动过程中,桶壁会与周围土体产生一定的缝隙,孔隙水会沿着缝隙渗透到表面。

### 5 结语

对分层土中单桶基础和单层土中四桶基础进行了离心机实验。四桶基础较单桶基础的抗外载荷能力明显增强,且呈非线性关系。在同样载荷和地基条件下,四桶基础的孔压发展及沉降显著减小。当砂层上方覆

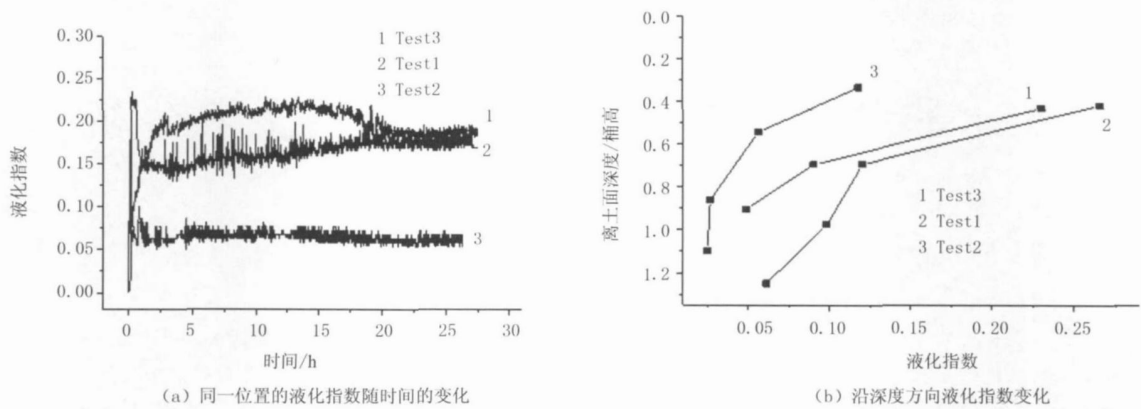


图 8 有粘土和无粘土液化指数比较

盖有粘土层,其他条件相同时,砂层内的孔压发展减弱,沉降增大,最大沉降约为桶高的 18%。桶基周围砂土完全液化的厚度随载荷幅值的增加而增加,最大值约为桶高的 40%。在单桶条件下,桶基周围土体中超静孔压上升快速,上部在约 100 周时达到液化状态,然后快速降低到一个稳定的值。

根据本文的实验结果,在桶形基础工程设计中考虑动载影响时,对桶基周围水平距离约一倍桶高、深度方向约 40%桶高范围内的土体应提高其抗液化的强度;如有上覆粘土层,应尽可能增加该层的排水能力,以减小下覆砂层的液化可能性;对于多桶基础,可选择合适的桶间距,使桶间作用增强以提高其整体承载能力。

参考文献

[ 1 ] Clukey E C, Morrison M J, Garnier J, Corte J F. The response of suction caissons in normally consolidated clays to cyclic TL P loading conditions [C]. Proc. Offshore Tech. Conf., Houston, OTC 7796, 1995: 909-918.

[ 2 ] Allersma H GB, Plenevaux F J A, Wintgens J-F P C M E. Simulation of suction pile installation in sand in a geocentrifuge [C]. Proc. Offshore Tech. Conf., Houston, 1997, 1: 761-766.

[ 3 ] Allersma H GB, Kierstein A A, Maes D. Centrifuge modeling on suction piles under cyclic and long term vertical loading[C]. Proc. Offshore and Polar Engrg. Conf., 2000, Seattle, USA, 2000, 334-341.

[ 4 ] Housby G T, Byrne W B. Suction caisson foundations for offshore wind turbines and anemometer masts[J]. Wind Engineering, 2000, 24(4): 249-255.

[ 5 ] Byrne W B, Housby G T, Martin C M, Fish P M. Suction caisson foundations for offshore wind turbines[J]. Wind Engineering, 2002, 26(3): 145-155.

[ 6 ] Byrne W B, Housby G T. Experimental investigations of the responses of suction caissons to transient combined loading[J]. ASCE J. Geotech. and Geoenviron. Engrg., 2004, 130(3): 240-253.

[ 7 ] Andersen K H, Jostad H P. Foundation design of skirted foundations and anchors in clay[J]. OTC 10824, Proc. Offshore Tech. Conf., Houston, Texas, 1999: 1-10.

[ 8 ] Housby G T, Puzrin A M. A thermomechanical framework for constitutive models for rate-independent dissipative materials [J]. Int. J. Plasticity, 2000, 16(9): 1017-1047.

[ 9 ] Senpere D, Auvergne G A. Suction anchor piles—a proven alternative to driving or drilling[C]. Proc. Offshore Tech. Conf., Houston, OTC4206, 1982: 483-493.

[ 10 ] Aas P M, Andersen K H. Skirted foundation for offshore structure[C]. 9th Offshore South East Asia Conf., Singapore, Singapore: World Trade Center Singapore, 1992: 1-7.

[ 11 ] Dyme W, Housby G T. Drained behavior of suction caisson on very dense sand[C]. Proc. Offshore Tech. Conf., Houston, OTC10994, 1998: 765-782.

[ 12 ] Tjelta T L, Hermstad J, Andenaes E. The skirt piled gullfaks c platform installation[C]. Proc. Offshore Tech. Conf., Houston, OTC6473, 1990: 453-462.

(下转第 24 页)

标准差稍大,呈现出浅水效应规律;斜向迎浪,FPSO 船舫附近比船艏和船艉处更容易发生甲板上浪,且水深越浅,舷侧水体堆积与波面抬高越严重,上浪威胁越大。

### 参考文献

- [1] 肖龙飞,杨建民,范模等. 160kDWT FPSO 在极浅水中运动安全性研究[J]. 船舶力学,2006,10(1):7-14.
- [2] D M Cohen. FPSO moves into the Gulf of Mexico [EB/OL],2007,07. <http://www.worldoil.com/Article.aspx?id=38270>.
- [3] 李强. 深海钻采设备和生产设备需求快速增长长期已经到来[N]. 中国证券报,2008,8(19).
- [4] Zhou S W. Opportunities and Challenges for South China Sea Deepwater Development[A]. Deepwater Offshore Technology Symposium 2008. Shanghai,China,2008. 1-10.
- [5] 肖龙飞. 浅水波及软刚臂系泊 FPSO 浅水效应研究[D]. 上海:上海交通大学,2007,9:1-4.
- [6] Grant R,Holboke M. Shallow water effects on low-frequency wave excitation of moored ships[A]. Proc. Of 2004 Offshore Technology Conference[C]. Houston, Texas, USA, 2004, OTC16718.
- [7] Zou J. Global dynamic responses of FPSOs in shallow waters[A]. Proc. Of the 16th ISOPE Conf., San Francisco, California, USA, 2006, 1: 166-172.
- [8] 肖龙飞. FPSO 水动力研究与进展[J]. 海洋工程, 2006, 24(4):116-123.
- [9] Naciri M, Buchner B, Bunnik T, et al. Low frequency motions of LNG carriers moored in shallow water[A]. Proc. of the 23rd Int. conf. on OMAE, Vancouver, BC, Canada, 2004, 3: 995-1006.

### (上接第 19 页)

- [13] Bye A, Erbrich C, Earl K et al. Geotechnical design of bucket foundation[C]. Proc. Offshore Tech. Conf., Houston, OTC7793, 1995: 869-883.
- [14] Tjeltna T I, Guttormsen T R, Hermstad J. Large-scale penetration test at a deepwater site[C]. Proc. Offshore Technology Conference, Houston, OTC 5103, 1986: 201-212.
- [15] Clukey E C. Suction caisson design issues[C]. OTRC 2001, Int. Conf. Geotech., Geological and Geophysical Properties of Deepwater Sediments, Houston, 2001: 163-181.
- [16] Cassidy M J, Byrne W B, Randolph M F. A comparison of the combined load behavior of spudcan and caisson foundations on soft normally consolidated clay[J]. Geotechnique, 2004, 54(2): 91-106.
- [17] Lu X B, Wu Y R, Jiao B T, et al. Centrifugal experimental study of suction bucket foundations under dynamic loading [C]. ACTA Mech. Sinica, 2007, 23: 689-698.
- [18] Wang Y H, Lu X B, et al. The responses of the bucket foundation under horizontal dynamic loading[J]. Ocean Engng., 2006, 33: 964-973.
- [19] Fugsang L D, Steensen-Bach J O. Breakout resistance of suction piles in clay[C]. Proc. of the International Conf.: Centrifuge 91. Ko H Y and Mclean F G eds., Balkema A A, Rotterdam, The Netherlands, 1991: 153-159.
- [20] Jones W C, Iskander M G, Olson R E, et al. Axial capacity of suction piles in sand[C]. Proc. 7th Int. Conf. On the Behavior of Offshore Structures, Ed. Chryssostomidis C., Pergamon. 1994: 63-75.
- [21] Steensen-Bach J O. Recent model tests with suction piles in clay and in sand[C]. Proc. Offshore Technology Conference, Houston, OTC6844, 1992: 323-330.
- [22] Ding H Y, Qi L, Du X Z. Estimating soil liquefaction in ice-induced vibration of bucket foundation[J]. J Cold Reg. Eng. 2003, 17(2): 60-67.
- [23] 鲁晓兵,郑哲敏,张金来. 海洋平台吸力式基础的研究与进展. 力学进展, 2003, 33(1): 27-40.
- [24] Taylor R N. Geotechnical centrifuge technology[M]. Blackie Academic & Professional, London, 1995.
- [25] Wang S Y, Zhang J H, Lu X B. A dynamic loading device for suction foundations in centrifuge modeling[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2006, 21(4):439-446.
- [26] Lu X B, Zheng Z M. Formation of water film in saturated sand[J]. ACTA Mech. Sinica. 2006, 22:377-383.