

文章编号: 1005-9865 (2004) 02-0090-08

海洋平台吸力式基础的土工离心模拟研究与分析

张建红¹, 孙国亮¹, 严冬¹, 鲁晓兵²

(1. 清华大学 水利水电工程岩土工程研究所, 北京 100084; 2. 中国科学院 力学研究所, 北京 100080)

摘要: 综述了国内外已开展的海洋平台吸力式基础的离心模型试验研究, 重点讨论了应用离心机模拟吸力式基础承载特性的研究现状。

关键词: 吸力式基础; 土工离心机; 承载力; 动荷载

中图分类号: TE319 **文献标识码:** A

Geotechnical centrifuge modeling on suction caissons in offshore engineering

ZHANG Jian-hong¹, SUN Guo-liang¹, YAN Dong¹, LU Xiao-bing²

(1. Dept. of Hydraulic Eng., Tsinghua University, Beijing 100084, China; 2. Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100080, China)

Abstract: In this paper, the state-of-art of suction caisson research by use of centrifuge modeling is reviewed with a focus on the mooring capacity of the foundation under different loading conditions.

Key words: suction caisson; geotechnical centrifuge; bearing capacity; cyclic loading

近年来,随着我国国民经济的发展,对石油的需求逐年增加。石油生产从陆上油田开采逐渐转向海上石油开采^[1]。中国近海海域发育了一系列沉积盆地,集中于渤海、黄海、东海及南海北部大陆架,总面积近百万平方公里,蕴含着丰富的油气资源,极具勘探开发潜力。图 1 为中国近海大陆架潜在的油气田分布。然而,由于海洋平台建设技术的制约,目前我国海洋石油的生产规模较小,年产量约 2 000 万吨。“十五”期间我国海洋石油的年产量要由目前的 2 000 万吨增长到 4 000 万吨。例如,国家将在渤海投资 500 多亿元建设约 50 座海洋平台,这将使渤海成为中国东部特大石油稳产基地,发挥中国石油工业战略接替区的重要作用。

重力式平台和桩基导管架平台是以前常见的海上石油平台型式,这两种平台造价很高,桩基础入土深度通常可达 60~100 m,安装需要大型的浮吊设备,时间较长。这类基础安装和施工的费用约占平台总造价的一半,深海中进行这样的施工难度和费用就更大。随着海上石油开发的发展,海洋平台需要建在越来越深的海区,采用吸力式基础可以节省费用并能满足平台基础承受极限荷载的条件。吸力式基础由底端敞开、上端封闭的钢制圆桶,或者多个圆桶通过适当连接组成。圆桶上端封闭端开有抽气孔。基础首先在重力作用下下沉至海底,如



图 1 近海大陆架潜在的油气田分布
Fig. 1 Oil and gas reserves on Chinese continental shelves

收稿日期: 2003-05-26

基金项目: 中国科学院知识创新重大项目“中国海洋石油开发若干重大科学技术问题研究”资助课题

作者简介: 张建红(1967-), 女, 河南人, 副教授, 博士, 主要从事岩土工程和土工离心模拟技术研究。

图 2。然后用真空泵通过抽气孔,抽出桶中的气、水和土,桶中形成负压——称为主动吸力,桶内外的压力差将圆桶压入土中,直至圆桶空腔被土填满。图 2 和 3 分别为入桩过程中基础周围的渗流场和吸力式基础整个入桩过程。这种基础可以在 24 小时内安装完毕,如果采用常规桩基础则可能需要几个星期的安装时间。当平台需要移动时,可再充气将圆桶从土中拔出。吸力式基础一般有着较大的直径和较小的长径比,包括吸力式锚(suction anchor)、桩(suction pile)、沉井或者桶(suction caisson or bucket foundation)等形式。吸力式锚体型小,其吸力要通过持续地抽气维持,通常作为临时锚固或者小钻台锚固系统;吸力式桩和沉井的直径和体型比较大。实际应用中通称为吸力式基础。

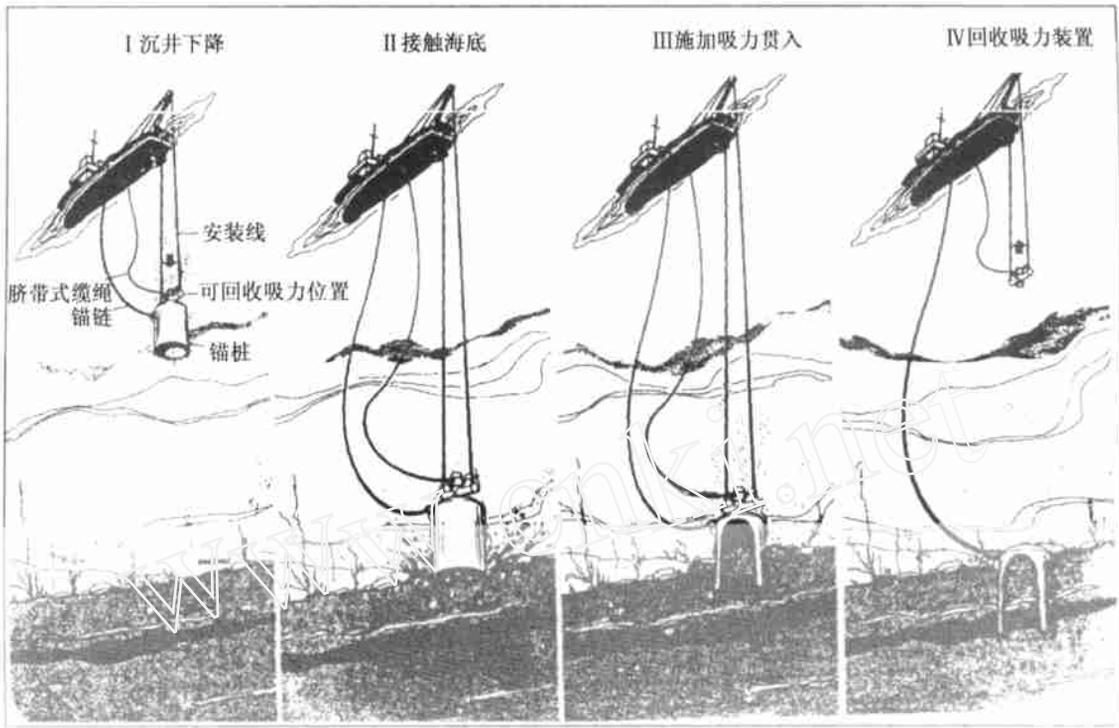


图 2 吸力式基础安装过程

Fig. 2 Proposed installation procedure

吸力式基础在抗拔过程中,由于直径大,很容易在桶中形成负压,提高了抗拔力,因此吸力式基础在承受极限水平荷载方面具有很大的优势。吸力式基础从 20 世纪 70 年代就开始用于近海工程。1994 年 7 月,挪威国家石油公司在欧洲北海 70 m 水深的海域,采用吸力式基础建成大型导管架平台 Europipe - 16/11E; 1995 年又安装了 Sleipner Vest SLT 平台,被认为是标志这种新型基础——吸力式基础的诞生^[2,3,4]。中国也逐渐开始利用这一技术进行近海油气资源开发并相继开展了多方面的研究工作。

1 土工离心模拟技术

土工离心模型试验是岩土工程中物理模拟技术的里程碑。Phillips^[6]最初于 1869 提出离心模拟的设想,并应用于桥梁设计。前苏联 1920 年左右在岩土工程和军事工程方面进行了大量的试验。英国剑桥大学的 Schofield 等人^[7]的工作使土工离心机在世界岩土界得到广泛的重视和应用。欧洲先后形成的数个离心试验中心对北海石油平台的建设起了较大的作用。1981

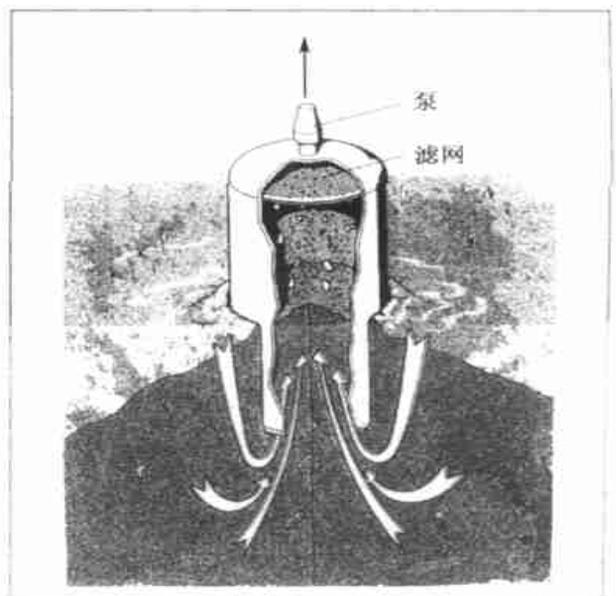


图 3 吸力式基础入桩过程中基础周围的渗流场

Fig. 3 Water flow during the suction process

年国际土力学及基础工程学会成立了离心试验技术委员会 TC2 (Technical Committee on Centrifuges), 该委员会于 1988、1991、1994 和 1998 年举办了大型“离心机”国际会议, 2002 年 7 月在加拿大圣约翰斯举办更名为“岩土工程中的物理模拟”的国际会议^[8]。2006 年该会议将在我国香港召开。土工离心模型试验能够模拟重力场, 采用原型土料, 将结构缩小为原型的 $1/N$, 放置在 N 倍的重力加速度下进行试验, 从而在小尺寸模型中再现原型特性, 并且可以降低试验成本进行重复试验, 因此被广泛用于岩土工程的物理模拟研究^[9-12]。这些研究内容包括桩基础和浅基础, 边坡和土石坝, 挡土墙, 地下隧洞, 寒区工程, 环境岩土工程和近海工程等。

2 吸力式基础的离心模型试验研究

吸力式基础的离心模型试验始于 20 世纪 70 年代^[13]。Muff^[14]于 1996 年指出离心机在近海工程的研究方面有良好的应用前景, 但是也指出相关的研究工作并不多。吸力式基础和桩基础有许多类似的特点, 有关桩基础的离心模型试验研究非常丰富, 可以借鉴吸力式基础的研究。然而, 与桩基础相比, 海洋平台吸力式基础在荷载条件和承载机理方面有一些独特的特点:

1) 吸力式基础承受的主要静荷载是由平台所受的浮力产生的抗拔力。吸力式基础所受的低频荷载主

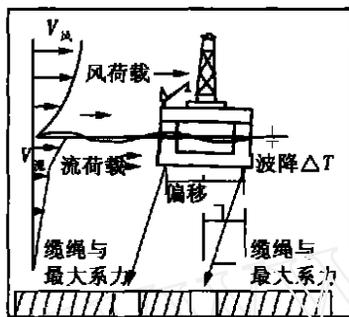


图 4 张力腿平台典型受力图

Fig. 4 Loading conditions of tension leg platform

要是平均的风、流、波浪和潮汐荷载, 作用时间可以持续数小时或者数天。除了波浪荷载固有动荷载特性外, 其他荷载可以近似为拟静力荷载。这部分低频荷载可以达到总基础荷载的 30%。吸力式基础所受的高频荷载主要是风暴过程中的波浪荷载, 作用时间短, (为数秒或者数分钟); 以及高纬度地区平台受大质量冰体撞击、冰排破碎形成的荷载, 海冰以 1 s 的频率破碎, 从而造成结构和地基振动。这时土体呈现不排水的力学特性。图 4 是张力腿海洋平台所受的主要荷载。

2) 施加主动吸力使基础安装就位后, 由于吸力式基础直径大, 中空薄壁, 在不排水条件下的抗拔过程中, 其

上部封闭端会产生被动吸力。这种被动吸力即所谓反向端承载力 (reverse end bearing) 大大提高了抗拔承载力。然而, 水平荷载形成的弯矩会导致在沉井背后出现一个空隙, 因此大大降低吸力。另外, 在动荷载作用下基础周围土体中会产生超静孔隙水压力, 从而降低土的抗剪强度, 造成基础大的变形和失稳。下文主要综述各国学者关于吸力式基础的离心模型试验结果, 重点放在静动荷载作用下基础的承载特性研究。

2.1 静承载力离心模型试验

一些学者在离心机中采用吸力式入桩方式将顶端封闭的中空钢质圆桶插入土中, 研究了这种基础在安装过程中的沉贯阻力及其影响因素, 如负压大小、沉井直径、沉井壁厚和贯入深度等。Renzi 等人^[15]在离心机中模拟了原型直径为 15 m, 高度 21 m 的吸力式桩, 离心比尺为 1:100。试验研究了意大利沿海典型粘土中吸力式裙基础安装过程中的沉贯阻力和静竖向承载力。粘土的固结是在离心机中完成的, 固结度达到 95%。试验发现沉贯阻力随贯入深度线性增加, 安装导致粘土中的孔隙水压力需要很长时间才能消散。Allersma 等人^[16]在荷兰 Delft 大学的离心机上通过 30 个离心模型试验, 研究吸力式桩的入桩过程, 原型管桩的直径为 9 m, 桩的入土深度为 10 m, 试验采用的离心加速度为 150 g。随后, Allersma 等人^[17]又研究了一种新的吸力式桩的入桩方法, 采用脉冲式的负压而不是连续的负压。这种技术可以避免土隆起, 并将沉井在更深的水中贯入。

吸力式基础的竖向抗压承载机理与常规桩基础相同, 而桩基础的竖向抗压承载力离心模型试验成果非常丰富, 因此, 针对吸力式基础的离心模型试验研究不多。Waston and Randolph^[18]在西澳大利亚大学 40 g-t 的离心机上, 研究了正常固结钙质粉土中原型直径为 12 m 的沉井的竖向抗压和抗拔承载力。试验中采用硅油作为孔隙流体, 其在钙质粉土中的渗透系数为 $9 \times 10^{-8} \sim 2 \times 10^{-7}$ m/s。试验中考虑竖向位移率为 0.575 mm/s 时为不排水加载, 0.01 mm/s 为部分排水加载。图 5(a) 显示了加载速率对竖向承载力的影响。图 5(b) 比较了沉井的不排水单调抗拔和不排水竖向承载特性, 两者有相近的屈服压力 (55 kPa)。试验结果与理论分析对比表明, 目前理论预测的承载力偏低。

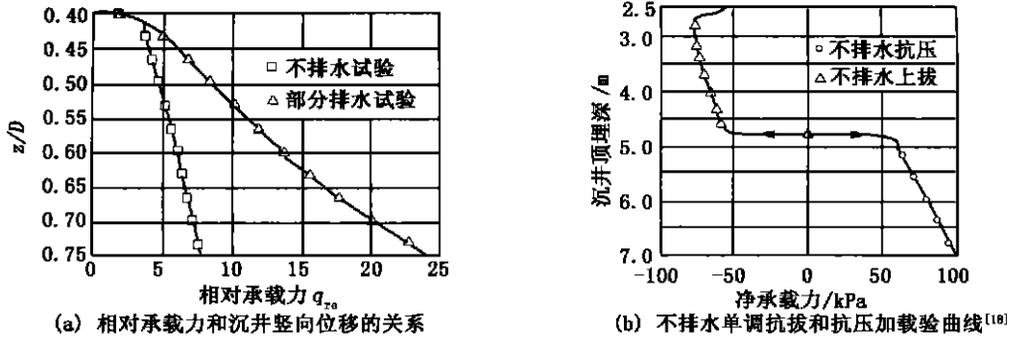


图 5 吸力式基础的竖向承载特性

Fig. 5 Vertical bearing performance

由于作用在吸力式基础上的恒载是平台所受的浮力,对基础的作用是抗拔效应,因此抗拔特性研究成果相对较丰富。荷载效应可能是完全竖直,或者与竖直方向有一定的倾角(6~10°)。Helfrich 等人^[13]最早进行了砂土中吸力锚的抗拔特性试验。Fuglsang 等人^[19]进行高岭土中的吸力式桩的抗拔承载力试验。模型桩的直径为 65 和 80 mm,离心加速度为 40 g,吸力桩的贯入深度为两倍的桩径。在两种直径桩基础的封闭端测得的负孔隙水压力分别为 -60 和 -100 kPa。说明在抗拔过程中,在封闭端产生了吸力,构成了抗拔承载力的重要部分;同时吸力桩在粘土中的拔出破坏是渐进的,1 g 条件下的试验不能完全反映土体的破坏机理。Clukey 等人^[20]和 Morrison 等人^[21]在离心加速度 10 g 下进行粘土中张力腿平台吸力式基础的静抗拔离心模型试验,用于模拟挪威土工研究所(NGI) 1 g 的现场模型试验。所采用的沉井模型由四个沉井组合在一起,离心机中连续完成沉井安装和加载试验全过程。图 6 为加载装置及试验结果。试验表明,被动吸力构成吸力式基础抗拔力的重要部分;离心试验得到的荷载沉降变形与现场试验一致;而且离心模型试验中两种粘土上的试验结果相差较小,因此有可能将离心试验的结果应用到其他天然沉积土中。Allersma 等人^[22]进行了 1 g 的模型试验和 150 g 离心试验,研究作为临时(数天)锚固结构的吸力式沉井,在沉井内施加主动吸力时,对沉井抗拔承载力的影响,结果验证了关于随吸力的增加承载力显著增加的结论。

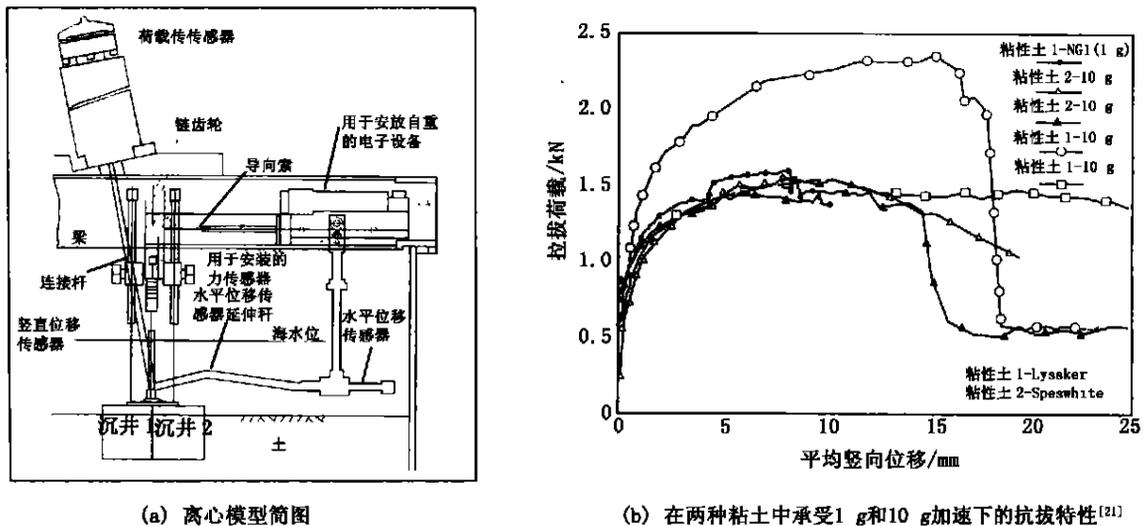


图 6 离心模型试验和挪威土工研究所(NGI) 1 g 的现场模型试验的比较

Fig. 6 Comparisons between centrifuge model tests and 1 g in-situ tests(NGI)

通过上述试验研究,有学者提出了关于粘性土中吸力式基础在抗拔荷载作用下的破坏模式和承载机理,即反向端承载力假设。图 7 为假设的破坏模式^[20]。对于短期荷载,土体提供的抗拔承载力主要包括沉井外壁的侧摩阻力和反向端承载力。侧摩阻力的确定方法与常规桩基础的相同。反向端承载力仍然考虑与抗压端承载力相似。然而,实际情况是抗压和抗拔两种条件下,承载力差别很大。首先,抗拔时,沉井底部土单元产生应力释放。破坏时,这些土单元上的竖向应力是小主应力;而抗压端承载力时,竖向应力为大主应力。因此,不同的

应力路径对端承力和侧摩阻力的影响较大。其次,抗压和抗拔两种条件下产生的孔压不同。对于正常固结粘土,抗压时沉井底部的土单元通常产生正孔隙水压力,沉井封闭端的压力梯度也为正值;而抗拔时沉井底部土单元和沉井封闭端的孔隙水压力会降低,因此导致压力梯度为负值,这就是所谓的被动吸力。这种被动吸力是反向端承力的主要分量。目前,反向端承力是对抗压的端承力进行修正。修正系数考虑到上述影响因素。

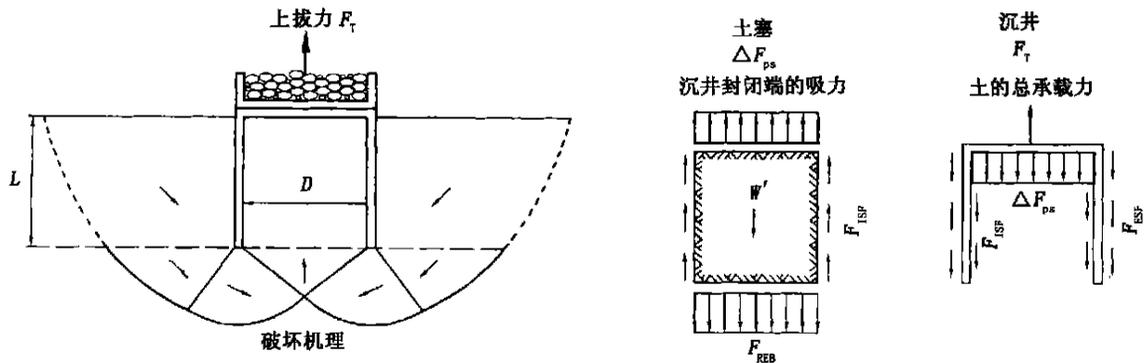


图 7 粘性土中吸力式沉井的破坏机理和土塞与插入沉井间的平衡条件^[20]

Fig. 7 Failure mechanism of the suction caisson in clay and equilibrium conditions for soil and plug caisson^[20]

吸力式基础承受的静水平荷载应该来源于低频荷载,如平均风、流、波浪和潮汐荷载,作用时间可以持续数小时或者数天。除了波浪荷载固有动荷载特性外,其他荷载可以近似为拟静力荷载。这部分低频荷载可以达到总基础荷载的 30%。因此水平荷载应该是吸力式基础的典型受力形式。Allersma 等人^[23]开展了吸力式基础的水平静承载力的离心模型试验。试验中采用干砂试样,考察了锚链连接点位置,锚链的倾角,桩的长径比和土体的力学性质。试验结果表明静水平承载力可能会随土的干密度和桩的长度增加而线性增加。图 8 是在试验中观察到的破坏模式。

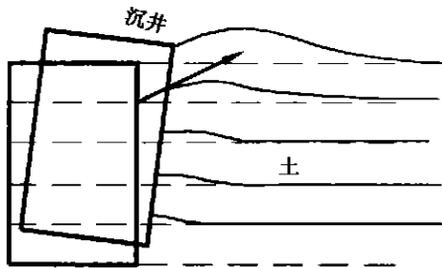


图 8 干砂中沉井在水平荷载作用下观察到的破坏模式^[23]

Fig. 8 Observed failure mechanism^[23]

2.2 动承载特性离心模型试验

严格意义上,除了浮力之外,吸力式基础承受的主要是动荷载。它包含了低频荷载,如平均的风、流、波浪和潮汐荷载和高频的动荷载,如风暴过程中的波浪荷载和高纬度地区的冰荷载。而高频动荷载作用下基础和平台安全性往往是设计时需要考虑的控制因素,也因此是分析和研究的重点。动承载特性的离心模型试验均是针对特殊地质条件和荷载环境进行的。

Clukey 等人^[24]针对美国墨西哥湾深海土层条件进行了张力腿平台吸力式沉井的动抗拔试验。模型沉井由施加的主动吸力贯入土中。原型沉井的直径为 1.5 m,贯入深度为 3.0 m。动荷载比(动荷载与静抗拔承载力计算值的比值)取为 0.27、0.34 和 0.48,来代表实际张力腿平台遭遇风暴时可能的荷载。动荷载与竖直方向的交角从 0°~6°。荷载的频率为 1、2.5 和 5 Hz。试验规定沉井的竖向位移达到 10 cm(原型)作为判定破坏的依据^[20]。研究表明,随着动荷载比的增加,破坏时的动载循环次数降低,试验还发现动荷载作用下破坏后的沉井静抗拔承载力明显增加。

Randolph 等人^[25]利用西澳大利亚大学的离心机,研究了在澳大利亚和印度尼西亚之间的 Timor 海上的 Laminaria 和 Corallina 油田的浮动平台吸力式基础在静动水平荷载作用下的承载能力和水平位移。离心模型中荷载的频率为 10~15 Hz。吸力沉井的直径为 5.5 m,贯入海底以下的深度为 12.7 m,其悬链连接点在海底下 8.1 m 深处。因此吸力沉井承受的是近水平的荷载。该海域的土层主要是粉土和淤泥,并含有高塑性的粘土。土层原位不排水强度按照 2 kPa/m 随深度线性增加,海底表面的表观强度截距为 10 kPa。离心模型试验土料取自海底土,利用重塑土,在离心机中固结。由于固结系数非常小(<1 m²/年),因此离心机连续旋转了 7 天以完成固结过程。由于所关注的是承载特性,因此沉井是被压入而不是采用吸力贯入。图 9 为离心模型示意图和试验曲线,离心加速度为 120 g。图 9(b)是正常固结土中一个静和动荷载试验的锚链荷载

与沉井水平位移的关系,图中采用原型尺寸,从单调加载曲线上看,当荷载达到峰值 9 MN 后,出现了软化现象。在此点沉井背后侧形成空隙,导致吸力丧失。试验中观察发现,在动荷载循环次数超过 30~300 次后,沉井的水平位移为 0.45 m。

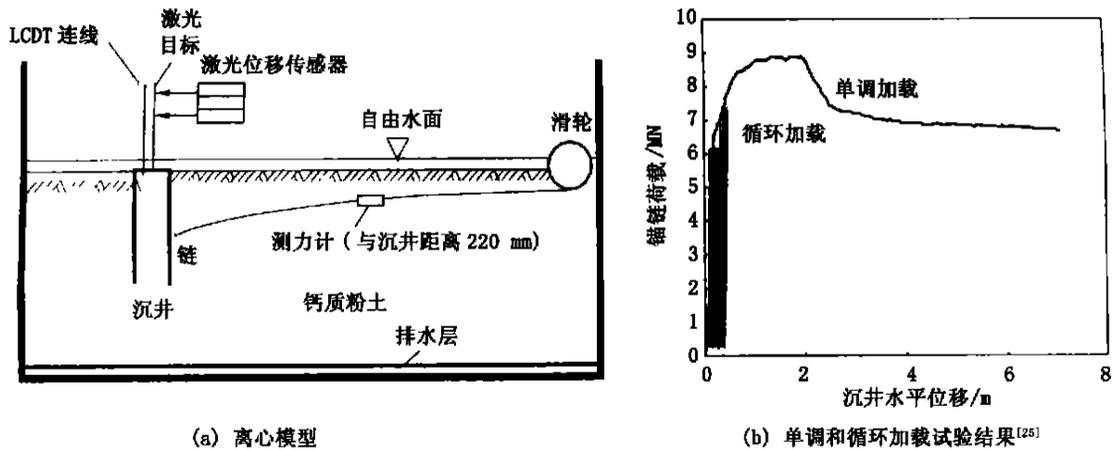


图 9 吸力式基础静动水平荷载试验

Fig. 9 Static and cyclic loading test of suction caisson

2.3 动荷载加载设备

在动离心模型试验中,惯性作用的模拟非常重要。离心模型中的频率是原型频率的 N 倍,离心模型中的力(单位 kN)是原型中的 $1/N^2$ 。 N 是几何比尺,同时也是离心加速度与重力加速度的倍数。不少学者研制开发了动加载设备,但是主要是针对浅基础和桩基础的。如 Craig^[26]介绍了用于浅基础的加载设备,荷载频率可以在 10 到 300 Hz 之间。Tan^[27]采用伺服阀和定时机构控制的气压千斤顶施加水平荷载,最高频率为 1 Hz。Dean 等人^[28]利用电动伺服马达驱动一个螺旋架前后移动施加水平动荷载,荷载频率为 3 Hz。Ng 等人^[29]研制了一个电液伺服控制加载系统,可以对浅基础施加 0.1~10 Hz 的水平荷载。Kotthaus 等人^[30]同样采用了电液伺服系统在 50 g 离心加速度下对单桩施加频率为 10 和 50 Hz、幅值均为 0.166 kN 的水平荷载,图 10 为这一电液伺服系统。

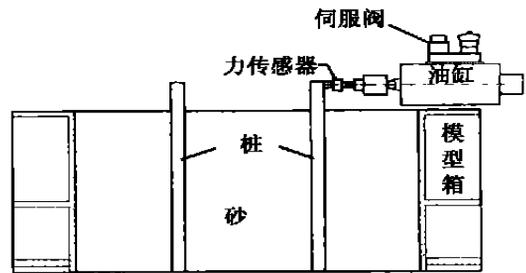


图 10 电液伺服式的水平荷载加载设备^[30]

Fig. 10 A servo controlled electro-hydraulic loading system^[30]

3 离心模型试验的局限性

海洋平台经常承受静和动荷载的联合作用。其中,动荷载频率高,作用时间短,土体作为不排水条件会产生较高的孔隙水压力,从而影响吸力式基础的稳定性。因此,吸力式基础的动离心模型试验是非常重要的研究内容。在进行动离心模型试验时,存在时间比尺的矛盾:即孔压增长遵循动力问题的时间比尺 $1/N$;孔压消散属于渗流固结问题,其时间比尺为 $1/N^2$ 。如果离心模型采用原型的砂和水,由于孔压消散比孔压增长快很多,试验中可能观测不到孔压增长,或者所测得的孔压比实际小,在此基础上得到的结论可能是不准确的,或者是不正确的。为了满足相似律,解决这一矛盾,可以采取两种途径:1)选择一种比水的粘滞性大 N 倍的孔隙流体,如硅油、甘油和水的混合物^[31,32];或者钠羧基甲基纤维素(Sodium Carboxy Methylcellulose,简称 CMC),无毒无味,仅需小于 0.2% 的掺量,即可达到要求的液体粘稠度约 40cs^[33]。试验证明替代流体对土体的力学特性影响很小^[34]。2)用较细的石英粉和细砂的混合物替代原型砂,使材料的渗透性降低 N 倍。如果土本身有一定粘粒含量,可以通过适当添加粘土成份,在基本不改变土的力学特性的条件下,降低渗透性。但是在砂土和粘性土都存在时,采用替代孔隙流体时,粘性土中会出现结块现象。吴宏伟等^[33]进行的饱和和堤坝单向及双向动力离心模型试验中,所采用的 CDG 的粘粒含量在 10%~20%,他们的试验表明,在粘性土中采用替代流体是可行的,但是增加了制样的难度。

对于近海沉积的正常固结土,虽然可以利用在离心机中固结来准确模拟土的固结历史,但是不能模拟粘

性土的结构性。

4 结 语

模型试验普遍用于岩土工程分析和设计方法的开发,尤其在新型的基础形式研究上可以发挥重要作用。采用吸力式基础的最主要原因之一是因为它可以大大节省在安装和施工中的费用,在此基础上要求这种基础形式能够满足承载力的要求。然而,吸力式基础作为一种新型的基础型式,在中国近海油气开发的工程应用仍然较少,理论分析和设计方法尚待考察和验证。

与其他近海工程结构一样,吸力式基础要承受静动荷载的联合作用,尤其是在遭遇风暴的过程中。海洋土、基础和上部平台复杂的相互作用也是这一近海工程结构的特点。因此提高对这一复杂系统的认识,了解吸力式基础的承载机理是非常必要的。而且需要针对中国大陆架近海地质条件和海洋环境进行研究。

参考文献:

- [1] 天 木.我国将在渤海建设东部特大石油稳产基地[J].石油化工设备,2001,6:39.
- [2] Tjelta T I. Geotechnical aspects of bucket foundations replacing pile for the Europipe 16/11E jacket[A]. Offshore Technology Conference 7379[C]. 1994, 73 - 82.
- [3] Tjelta T I. Geotechnical experience from installation of the Europipe jacket with bucket Foundation[A]. Offshore Technology Conference 7795[C]. 1995, 897 - 908.
- [4] Bye A, Erbrich C, Rognlien B, *et al.* Geotechnical design of bucket foundation[A]. Offshore Technology Conference 7793[C]. 1995: 869 - 883.
- [5] 黄新生. 渤海油田建设中桶型基础的开发和利用[J]. 中国海洋平台,1996,11(5):195 - 201.
- [6] Phillips E. De l'équilibre des solides élastique semblables[M]. C. R. Academie des Sciences, Paris, 1869, 75 - 79.
- [7] Schofield A N. Cambridge geotechnical centrifuge operations[J]. Geotechnique, 1980,30(3): 227 - 268.
- [8] Phillips R, Guo P J, Popescu R. Physical modeling in Geotechnics-ICPMG02' [A]. International Conference on Physical Modeling in Geotechnics[C]. Newfoundland, Canada, 2002.
- [9] 包承纲.我国离心模拟实验技术的现状和展望[J].岩土工程学报,1991,13(6): 92 - 97.
- [10] 濮家骊.土工离心模型试验及其应用的发展趋势[J].岩土工程学报,1996,18(5): 92 - 94.
- [11] Taylor R N. Geotechnical centrifuge technology[M]. Blackie Academic & Professional, 1995.
- [12] 陈湘生,张建红,胡黎明,等.土工离心模拟实验在环境岩土工程中的应用现状报告[A].第一届全国环境岩土工程及土工合成材料技术研讨会[C]. 2002.
- [13] Helfrich S C, Brazil R L, Richards A F, *et al.* Pullout characteristics of a suction anchor in sand[A]. Offshore Technology Conference. OTC2469[C]. 1976.
- [14] Muff J D. Geotechnical centrifuge in offshore engineering[A]. Offshore Technology Conference[C]. Annual Proceedings v 1. 1996.
- [15] Renzi R, Maggioni W, Smith F. A centrifugal study on the behavior of suction piles[A]. Centrifuge 91[C]. H. Y. Ko & F. G. Mclean (ed.), Balkema, Rotterdam, 1991.
- [16] Allersma H GB, Penevaux F J A, Wintgens J F. Simulation of suction pile installation in sand in a geocentrifuge[A]. International Offshore and Polar Engineering Conference[C]. 1997. 761 - 766.
- [17] Allersma H GB, Hogervorst J R, Pimouille M. Centrifuge modeling of suction pile installation in layered soil by percussion method [A]. OMAE Conf[C]. 2001, 87 - 93.
- [18] Waston P G, Randolph M F. Vertical capacity of caisson foundations in calcareous sediments[A]. Proceedings of the seventh (1997) International Offshore and Polar Engineering Conference[C]. Honolulu, USA, 1997. 784 - 790.
- [19] Fuglsang L D, Steensen-Bach J O. Breakout resistance of suction piles in clay[A]. Centrifuge 91[C]. H Y Ko & F G Mclean (eds), Balkema, Rotterdam, 1991, 153 - 159.
- [20] Clukey E C, Morrison M J. A centrifuge and analytical study to evaluate suction caissons for TLP application in the Gulf of Mexico [A]. Proc. ASCE Conference on Foundations[C]. Dallas, TX. 1993. 141 - 156.
- [21] Morrison M J, Clukey E C. Behavior of suction caissons under static uplift loading conditions[A]. Centrifuge 94[C]. Leung, Lee and Tan (eds) 1994. Balkema, Rotterdam. 823 - 828.
- [22] Allersma H GB, Jacobse J A. Centrifuge tests on pullout capacity of suction caissons with active suction[A]. 13th International Conference on Offshore and Polar Engineering (ISOPE03) [C]. Honolulu, 2003.

- [23] Allersma H G B , Kirstein A A , Brinkgreve R B J . Centrifuge and numerical modeling of horizontally loaded suction piles[A]. 9th. Int. Offshore and Polar Engineering Conference[C]. ISOPE99. 1999. 711 - 717.
- [24] Clukey E C , Morrison M J . The response of suction caissons in Normally consolidated clays to cyclic TLP loading conditions[A]. Off-shore Technology Conference 7796[C]. 1995. 909 - 915.
- [25] Randolph M F , O 'Neill M P , Stewart D P , *et al.* Performance of suction anchors in fine-grained calcareous soil [A]. Paper OTC8831 , Proc[C]. Houston , USA. 1998.
- [26] Craig W H . Cyclic loading equipment for offshore foundation model. Offshore Structures : The Use of Physical Models in Their Design [M]. Armer G S T , Garas F K eds. Construction Press. NY. 1981. 327 - 334.
- [27] Tan F S C . Centrifuge and theoretical modeling of conical footings on sand[D]. Ph.D. Thesis , Cambridge University , Jan , 1990.
- [28] Dean E T R , Hsu Y S , Schofield A N . Development of a new apparatus for centrifuge testing of offshore jackup platform models and data report for centrifuge test YSH1 : 3-leg jackup model with flat spuds on dense water saturated sand[R]. Technical Report CUED/D-Soils/ TR267. University of Cambridge , London. 1993.
- [29] Ng T G , Lee F H , Liaw C Y , *et al.* Development of a dynamic loading device for model foundation[A]. Proc. of Int. Conference Centrifuge 94[C]. Singapore/ 31 Aug. -2 Sept. , 1994 , 183 - 188.
- [30] Kotthaus M , Grundhoff T , Jessberger H L . Single pile and pile rows subjected to static and dynamic lateral load[A]. Centrifuge 94 [C]. Leung Lee , Tan (eds) Balkema , Rotterdam. 1994. 497 - 502.
- [31] Tan T S , Scott R F . Centrifuge scaling considerations for fluid particle system[J]. Geotechnique , 1985 ,35(4) : 461 - 470.
- [32] Lee F H , Scholfield A N . Centrifugemodelling of sand embankments and islands in earthquake[J]. Geotechnique , 1988 , 38(1) : 45 - 58.
- [33] 吴宏伟 , 侯瑜京 , P A Van Laak . 饱和堤坝单向及双向动力离心模型试验[A]. 第九届全国土力学及岩土工程会议[C]. 北京 :2003.
- [34] Zeng X , Wu J , Young B A , Influence of viscous fluids on properties of sand[J]. Geotechnical Testing Journal , 1998 , 21(1) : 45 - 51.