

静荷载与循环荷载作用下张紧式吸力锚承载特性的模型试验

王建华^{1,2}, 刘晶磊^{1,2}, 周扬锐³

(1. 天津大学岩土工程研究所, 天津 300072; 2. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072;
3. 中海油田服务股份有限公司, 天津 300451)

摘要: 利用自行开发的电动伺服加载装置, 在荷载控制方式下, 进行了张紧式吸力锚在最佳系泊点受静荷载作用、受静荷载与循环荷载共同作用时的承载力模型试验。依据试验结果, 分析了锚的破坏模式、加载方向与静荷载对循环承载力的影响以及循环承载力随循环破坏次数的变化规律。结果表明, 静荷载与循环荷载作用下, 如果锚受到的竖向极限抗力小于水平极限抗力, 锚的破坏为竖向平移拔出土层的模式; 静荷载作用下锚达到极限状态时, 系泊点沿系泊方向的位移大约为 0.6 倍的锚径; 同一循环破坏次数下, 循环承载力随静荷载比增加而增大, 且锚能承受的循环荷载取决于锚受到的静荷载比; 当静荷载比为 0.5 左右时, 锚承受的循环荷载最大; 对于同一静荷载比, 当加载方向从 30° 变化至 40° 时对循环承载力比随循环破坏次数的变化关系没有明显影响; 锚的循环承载力随循环破坏次数增加而降低; 若锚受到的静荷载比大于 0.5, 循环破坏次数不大于 1000, 则循环承载力最多减小至静承载力的 75% 左右。

关键词: 吸力锚; 张紧式系泊基础; 破坏机理; 循环承载力; 模型试验

中图分类号: TU47 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2012)06-0997-08

作者简介: 王建华(1955-), 男, 天津人, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土地震工程与海洋岩土工程研究。
E-mail: tdwjh@eyou.com。

Model tests on bearing capacities of suction anchors with taut mooring systems under combined static and cyclic loads

WANG Jian-hua^{1,2}, LIU Jing-lei^{1,2}, ZHOU Yang-rui³

(1. Geotechnical Engineering Institute of Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin 300072, China; 3. Geophysical-China Oilfield Services Limited, Tianjin 300451, China)

Abstract: Load-controlled model tests are conducted to study the bearing capacities of suction anchors with taut mooring systems under combined static and cyclic loads at the optimal loading point using an electric servo loading apparatus developed by the authors. Failure modes of anchors, effects of static loads on cyclic bearing capacities and variations of cyclic bearing capacities with the number of cycles to failure are analyzed based on test results. The following conclusions are drawn. Failure of anchors is the translational failure mode of pullout from the soft stratum if the vertical ultimate resistance acting on anchors is less than the lateral one acting on anchors under combined static and cyclic loads. The displacement along the mooring direction at the loading point is about 0.6 times the anchor diameter when anchors are in the ultimate states under static loads. The cyclic bearing capacity of anchors increases with the increase of static load ratios and the cyclic load withstood by anchors also depends on static load ratio for a specified number of cycles to failure. The cyclic load withstood by anchors is the maximum when the static load ratio is about 0.5. Cyclic bearing capacities of anchors decrease with the increase of the number of cycles to failure for a specified static load ratio. The effect of loading directions on the variation of the cyclic bearing capacity with the number of cycles to failure is not obvious when the loading direction varies from 30 to 40 degrees for a specified static load ratio. The cyclic bearing capacity of anchors is not less than 75% of the static bearing capacity if the static load ratio is greater than 0.5 and the number of cycles to failure is less than 1000.

基金项目: 国家自然科学基金项目(50879055); 国家重大科技专项子项目(2008ZX05056-002-01-01)

收稿日期: 2011-06-07

Key words: suction anchor; anchors with taut mooring system; failure mechanism; cyclic bearing capacity; model test

0 引言

张紧式吸力锚是深水浮式平台一种重要的系泊基础,其承载机理有别于重力式基础,也有别于在锚顶部受竖向与倾斜拉拔荷载的吸力锚基础。张紧式吸力锚的系泊位置位于锚被动边侧壁的最佳系泊点处,此时在系泊荷载作用下,锚只有平动位移,从而获得更大的承载能力。海洋极端环境中,张紧式吸力锚基础在受到静荷载(工作荷载)作用的同时,还会受到循环荷载作用,因此评价静荷载与循环荷载共同作用下锚的承载力对于锚的设计十分重要^[1-2]。尽管目前有一些关于吸力锚循环承载力的研究,但是关于静荷载与循环荷载共同作用下张紧式吸力锚承载力的研究却少有报道。

Andersen 等对超固结黏土中吸力锚在顶部竖向循环荷载作用下的承载力进行了 1g 条件下的模型试验,结果表明,与锚的静承载力相比,其循环承载力降至静承载力的 66%~82%^[3]。Clukey 等通过离心模型试验,研究正常固结黏土中吸力锚在锚顶竖向循环荷载作用下的承载力,结果显示循环承载力降低至静承载力的 61%~89%^[4]。Gharbawy 等通过 1g 条件下的模型试验,研究在锚顶竖直与倾斜方向循环荷载作用下软黏土中锚的承载力,发现其循环承载力会降至静承载力的 78%~90%^[5],且降低的程度与循环加载次数、循环频率以及循环荷载大小有关。Randolph 等也通过离心模型试验研究竖向循环荷载作用下正常固结黏土中锚的承载力,得出其循环承载力将降至静承载力的 84%左右^[6]。Iskander 在 1g 条件下进行的黏土中吸力锚模型试验结果表明,循环荷载作用下锚的承载力没有明显降低^[7]。Chen 等通过离心模型试验、采用逐级增大循环荷载幅值的方法,分析正常固结黏土中吸力锚的竖向循环承载力,结果表明循环承载力大约为静承载力的 72%~86%^[8]。已有的这些试验没有涉及在锚侧壁最佳系泊点作用倾斜方向静荷载与循环荷载的张紧式吸力锚承载力问题。为了对静荷载与循环荷载共同作用下张紧式吸力锚的破坏模式与承载力的变化有一个较为清晰的认识,有必要通过模型试验对在最佳系泊点受倾斜方向静荷载与循环荷载共同作用的张紧式吸力锚承载力进行研究。

基于以上分析,笔者在一个模型试验土池内,预制了软黏土层,采用自行开发的多功能电动伺服控制加载装置,针对在锚侧壁最佳系泊点受静荷载与循环荷载共同作用的张紧式吸力锚,进行了荷载控制下的承载力模型试验。通过改变加载方向、静荷载与循环

荷载的组合,研究静荷载作用下、静荷载与循环荷载共同作用下锚的破坏模式,锚的承载力随这些影响因素的变化规律。

1 模型试验装置与方法

1.1 模型试验土层

试验用土取自天津渤海湾滩海地区的淤泥质软土,其塑性指数为 17.44。采用底部真空预压方法制备土层。模型试验箱尺寸为长×宽×高=1 m×1 m×1.2 m,制备时在箱内底部安放排水管道,见图 1;然后铺设 0.2 m 的碎石排水层,见图 2;碎石层上再覆盖用于排水的土工布,然后将含水率为 60%~70%的泥浆倒入试验箱内,预压前土层厚 0.95 m,预压时用密封膜将土层密封,见图 3。

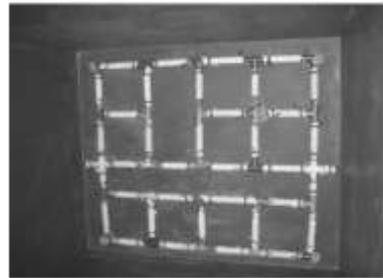


图 1 箱底排水管道

Fig. 1 Drained net at bottom



图 2 碎石排水层

Fig. 2 Gravel filter



图 3 密封前后的泥浆

Fig. 3 Slurry before and after sealing

已有资料表明^[9],深水海底浅层范围内一般为软弱

黏性土, 且不排水剪切强度低。为获得具有低剪切强度的模型试验软弱土层, 在土层预压过程中采用负压调节阀将真空预压力控制在 50 kPa 以内。

经过 30 d 预压后, 实测的土层沉降近 0.2 m。为满足模型试验对土层厚度的要求, 又向箱内加入泥浆后再进行预压。预压完成后, 土层的最终厚度为 0.9 m, 平均含水率 43%, 天然重度 17.88 kN/m³。在土层的不同位置进行手动十字板剪切强度试验, 结果表明土层的不排水剪切强度变化范围大约在 6~8 kPa 之间, 图 4 是十字板试验得到的剪切强度 S_u 随土层深度 d 的变化情况。

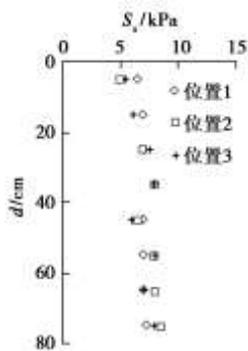


图 4 十字板试验结果

Fig. 4 Vane test results

1.2 加载装置

为进行在最佳系泊点受荷的张紧式吸力锚循环承载力模型试验, 制作了加载导向装置, 见图 5。该装置利用加载导向板上的密封滑轮 1, 把系泊点引出的加载钢丝绳倾斜方向变换为竖直方向, 再通过安装在加载框架上的密封滑轮 2, 把加载钢丝绳与加载装置相连接。通过调节密封滑轮 1 在导向板上的竖向位置, 实现加载方向的改变。

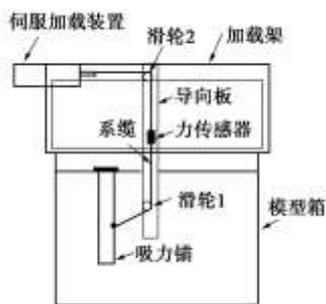


图 5 加载导向装置

Fig. 5 Loading oriented apparatus

为进行静荷载与循环荷载共同作用下的模型试验, 设计开发了电动伺服控制多功能加载装置, 图 6 是该装置工作原理图。它由伺服电机驱动的电缸与伺服控制器组成, 可以在力控制下施加静荷载、循环荷

载以及在施加静荷载的基础上再施加循环荷载。图 7 是模型试验测量传感器的布置。图 7 中的#1 力传感器用于测量锚受到的倾斜方向荷载, #2 位移传感器用于测量系泊点沿系泊方向的位移, #3 与#4 位移传感器用于测量锚的竖向位移并确定锚在竖直平面内的转角, #5 位移传感器用于测量锚中心轴线上的水平位移, 并据此以及锚的转角确定锚的转动中心位置。由于加载钢丝绳的直径仅为 1.5 mm, 故不考虑加载钢丝绳与土之间的摩擦对承载力的影响。

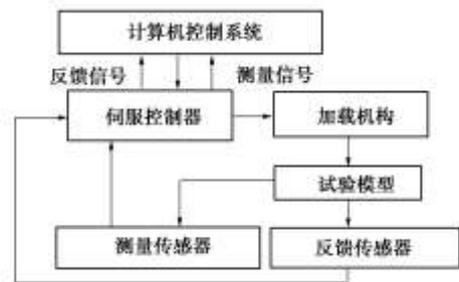
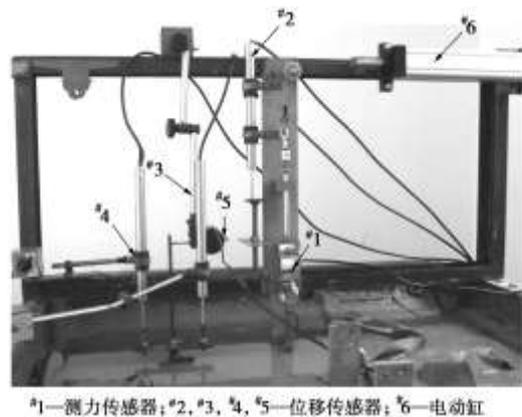


图 6 电动伺服加载装置工作原理

Fig. 6 Principle of electric servo loading apparatus



#1—测力传感器; #2, #3, #4, #5—位移传感器; #6—电动缸

图 7 测量传感器的布置

Fig. 7 Layout of measuring transducers

1.3 试验模型与试验方法

模型锚的材料为不锈钢, 外径为 0.076 m, 壁厚 0.002 m, 高 0.456 m, 高径比为 6。对于静承载力模型试验, 加载方向与水平之间夹角选为 20°, 30° 与 40°; 对于循环承载力模型试验, 加载方向与水平之间夹角选为 30° 与 40°。通过有限元计算并结合模型试验尝试确定最佳系泊点位置, 结果表明 20°, 30° 和 40° 加载方向对应的锚侧壁最佳系泊点位置大约在锚顶以下 0.27~0.29 m 处。试验选择的系泊点位于锚顶以下 0.27 m 处。

对于张紧式吸力锚, 循环荷载 F_{cy} 作用前, 锚受到的静荷载就是静荷载与循环荷载共同作用时的平均荷载, 这里用 F_a 表示。为研究 F_a 对循环承载力的影

响,以锚的静极限承载力 F_f 为参考,用静荷载比 F_a/F_f 表示静荷载的大小,试验时选择不同的 F_a/F_f 分别进行循环承载力模型试验。全部工作包括静承载力与循环承载力试验。每个加载方向进行 3 个静承载力模型试验,过程如下:

(1) 测量试验位置处土层的剪切强度。由于模型试验持续时间长,为考虑土层剪切强度随时间变化对试验结果的影响,每次试验之前,使用十字板再次测量试验位置处土层强度沿深度的变化。

(2) 将锚沉入预定的试验位置土层中。由于锚径较小,只用负压会使锚内土塞隆起、导致锚不能完全沉入土层中。故按照不使锚内土塞隆起控制锚贯入土层中的负压,当锚贯入土层一定深度后,保持负压不变,再通过施加重力将锚完全沉入土中。由于沉锚过程对周围土体产生扰动,参考已有的研究^[10],沉锚后静置 3 d 再进行试验。

(3) 在力控制下,采用分级加荷方法给锚施加静荷载,用力传感器、位移传感器分别测量荷载与相应的位移时程,将随时间变化相对稳定后的位移作为每级荷载作用下的位移。当某级荷载作用下的位移随时间不能趋于稳定时,发生破坏,此时停止试验。

循环承载力模型试验过程如下:

(1) 采用与上述同样的方法测定模型试验前土层的强度并沉锚。

(2) 采用分级加荷法,按预定的静荷载比 F_a/F_f 给锚施加静荷载。由于多种因素的影响,每一次循环承载力模型试验对应的静承载力 F_f 会有所差异。为了按照预定的 F_a/F_f 施加静荷载,以静承载力模型试验确定的系泊点的归一化荷载位移曲线为基准(见图 10),通过控制与 F_a/F_f 对应的系泊点的位移估算相应的静承载力。实践表明,用这种方法能有效控制循环承载力模型试验中的初始加载条件。

(3) 以第二步确定的静承载力 F_f 为参考,给锚施加 0.1 Hz 正弦循环荷载。对于随循环加载次数增加、系泊点沿系泊方向位移逐渐趋于稳定的试验,最大循环次数不超过 3000;对于随循环加载次数增加、系泊点位移逐渐增大的试验,当系泊点沿系泊方向的平均位移超过 0.6 倍锚径时停止试验。

试验过程中,利用计算机 A/D 转换技术记录循环加载过程中各测量量随时间的变化时程。每次试验后,利用正压将锚拔出土层,然后对试验处的土层进行平整并静置恢复 3 d 后再进行下一次试验。

全部试验包括循环稳定和循环失稳两种情况(见 3.1 节的分析)。表 1 给出了循环失稳试验的条件与相应的结果。

表 1 循环失稳试验参数与结果

Table 1 Parameters and results for cyclic unstable tests

加载方向 / (°)	F_a/F_f	S_u /kPa	F_f /kN	$\frac{(F_a + F_{cy})_f}{F_f}$	N_f	转角 / (°)	竖向位移 /mm	水平位移 /mm
0.4	7.7	0.650	0.653	1374	0.31	43.66	3.36	
	7.3	0.617	0.717	181	1.68	69.80	3.78	
	7.9	0.637	0.768	78	0.80	25.16	4.37	
30	6.7	0.566	0.729	2408	0.53	42.40	9.21	
	6.5	0.548	0.766	832	0.66	43.13	21.11	
	6.4	0.537	0.835	268	0.78	45.42	0.97	
	6.5	0.542	0.886	242	0.43	45.12	22.77	
	8.5	0.682	0.949	121	0.50	44.82	15.49	
	8.2	0.653	0.816	1857	0.44	32.93	5.66	
0.7	8.8	0.713	0.864	796	0.75	35.36	7.66	
	7.7	0.647	0.965	27	1.20	33.33	1.21	
	8.5	0.57	0.684	2280	0.33	45.26	8.17	
40	8.8	0.64	0.715	750	0.47	42.32	5.86	
	8.5	0.51	0.930	527	1.61	52.93	5.44	
	7.9	0.56	0.751	456	0.46	40.18	5.32	
	8.5	0.57	0.822	352	0.52	39.50	1.30	
	7.7	0.67	0.715	245	2.85	52.99	4.65	
	7.5	0.42	0.796	100	0.80	38.34	4.53	
0.7	7.7	0.53	0.924	44	1.26	40.28	1.89	
	6.7	0.48	0.805	2242	0.68	34.51	17.20	
	6.5	0.48	0.854	1310	0.45	35.13	10.12	
	6.4	0.45	0.918	829	0.22	39.28	3.44	
	7.6	0.51	0.971	73	0.43	37.13	5.58	

为了确定锚与土层之间的摩擦系数,还进行了模型试验土层摩擦系数试验。试验采用与模型锚相同材料的长方形不锈钢板,钢板厚度为 0.002 m,宽 0.076 m,高 0.456 m。试验时将钢板插入模型试验土层,静置 2 d 后进行上拔试验,试验过程中测定上拔力,然后按不锈钢板与土层的接触面积计算平均摩擦系数,结果表明平均摩擦系数为 0.05。

2 静荷载作用下锚的破坏与承载力

静承载力模型试验结果显示,在锚位移过程中,锚内土塞与锚顶盖始终紧密接触,这表明锚内负压与土塞和锚内壁之间的摩擦力足以使土塞与锚一起位移。试验结果还显示,当加载方向从 20° 变化至 40° 时,锚破坏时的竖向位移均大于水平位移,且主动侧土体与锚之间出现裂纹,锚在竖直平面内的转角小于 1°,因此锚的破坏基本是以平动的方式被拔出土层,见图 8 (a)。

为了对锚的这种破坏模式给出一个定量分析,利用极限平衡法^[11-12],针对 20° 加载方向,分析锚的不同破坏模式与锚土之间摩擦系数的关系。结果表明,当摩擦系数小于 0.43 时,锚的破坏始终为竖向拔出土层的模式。由于模型试验中的锚土之间摩擦系数仅为 0.05,当加载方向从 20° 变化至 40° 时,锚的破坏均为竖直被拔出土层的模式,这与模型试验结果吻合。因此,单调荷载作用下,张紧式吸力锚的破坏模式既取决于加载方向,也取决于锚壁与土层之间的摩擦系数,还受锚的自重、锚内土塞重量、锚的几何尺寸与

土层剪切强度的影响。对于给定的加载方向，如果锚受到的竖向最大抗力（包括锚外壁竖向摩擦力、锚自重、锚内土塞重量和锚底以下土层的反向承载力）小于锚受到的水平最大抗力，锚的破坏就为竖向拔出土层的模式。为了说明软土中足尺锚存在这一破坏模式，假设锚径为 4 m、高径比取 3.75，即锚的贯入深度为 15 m，系泊方向角取 40°，土层的不排水剪切强度取 10 kPa，极限平衡分析结果显示，如果锚土间的摩擦系数小于 0.32，锚的承载力由竖向极限抗力所控制，此时锚的破坏就是竖向拔出土层的模式。

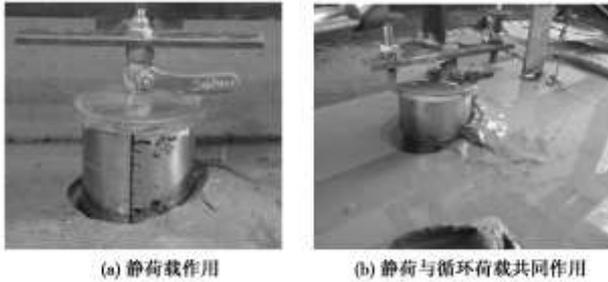


图 8 锚的破坏模式

Fig. 8 Failure modes of suction caisson

图 9 是由静承载力模型试验得到的系泊点沿系泊方向的位移 S 随系泊方向力 F 的变化曲线。如前所述，在最后一级荷载作用下，锚的位移随时间逐渐增大，最终被拔出土层。显然最后一级荷载大于或等于极限荷载，又考虑到前一级荷载小于极限荷载，为此取最后两级荷载的平均值作为锚的静极限承载力 F_f ，结果见表 2。按这样的方法确定出的极限承载力在系泊点荷载位移曲线上对应的位移大约为 0.6 倍的锚径。文献[12]建议按 0.1~0.3 倍锚径位移标准确定极限荷载。这里的模型试验结果表明，当系泊点位移达到 0.3 倍锚径时，尽管此时锚有一定位移，但是锚仍能处于平衡，显然此时的锚尚未达到极限状态。由于这里模型试验采用的锚径较小，将系泊点位移达到 0.6 倍锚径作为锚被竖向拔出土层的破坏标准是否适用于锚径增大后的情况尚需进一步研究。

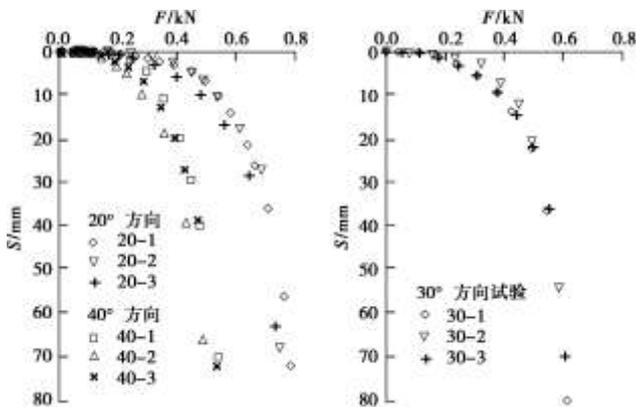


图 9 系泊点沿系泊方向的荷载位移曲线

Fig. 9 Load-displacement curves along mooring direction at the loading point

表 2 试验与预测结果比较

Table 2 Comparison between test and predicted results

编号	S_u /kPa	加载方向/(°)	试验 F_f /kN	试验 F_{f1} /kN	预测 1/kN	预测 2/kN
40° -1	6.4	40	0.441	0.371	0.445	0.448
40° -2	7.1	40	0.504	0.417	0.493	0.497
40° -3	7.2	40	0.507	0.428	0.500	0.505
30° -1	6.3	30	0.525	0.502	0.530	0.535
30° -2	7.0	30	0.583	0.505	0.588	0.594
30° -3	7.3	30	0.625	0.511	0.613	0.619
20° -1	7.0	20	0.774	0.665	0.762	0.771
20° -2	6.6	20	0.719	0.651	0.719	0.727
20° -3	6.3	20	0.690	0.627	0.687	0.694

进一步，采用极限平衡法^[11-12]与塑性上限法^[13-14]按每次模型试验对应的土层强度预测极限承载力，见表 2 中的预测 1 与预测 2，并分别与按模型试验最后两级荷载平均值确定的极限承载力 F_f 以及按系泊点位移达到 0.3 倍锚径标准确定的极限承载力 F_{f1} 进行比较，结果也见表 2。比较表明，按最后两级荷载平均值确定出的极限承载力与预测结果吻合，按系泊点位移达到 0.3 倍锚径标准确定的承载力小于预测结果。因此，将最后两级荷载平均值对应的系泊点位移（约为 0.6 倍锚径）作为确定极限承载力的位移标准是恰当的。在以下循环承载力模型试验中，将依据系泊点位移达到 0.6 倍锚径的标准由相应的归一化荷载位移曲线估算每一次循环承载力模型试验对应的静极限承载力。为此，将极限承载力 F_f 作为归一化参数，把图 9 中的曲线转化为系泊点沿系泊方向的归一化荷载位移曲线，见图 10。

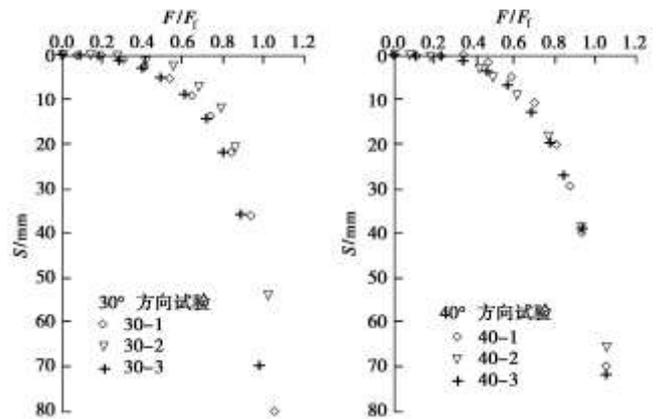


图 10 归一化荷载位移曲线

Fig. 10 Normalized load-displacement curves

3 循环荷载作用下锚的破坏与承载力

进行循环承载力模型试验时，首先要按预定的静荷载比 F_a/F_f 给锚施加静荷载 F_a 。为此，以图 10 中的归一化荷载位移曲线为基准，将该曲线上 F_a/F_f 对应的位移做为控制标准，一旦在某级荷载作用下达到该位移，则认为 F_a/F_f 已达预定值，并由此估算与该次模型

试验对应的静极限承载力 F_{T0} 。表 1 中的 F_T 就是按此方法估算的循环承载力模型试验对应的静极限承载力。

3.1 破坏模式

循环承载力模型试验结果表明：静荷载与循环荷载共同作用下，锚内土塞与锚仍保持了紧密接触状态，使土塞与锚同步位移；当加载方向从 30° 变化至 40° 时，锚的位移有两种变化趋势：一是随荷载循环次数增加锚的位移逐渐增加，最终锚被拔出土层，这对应于循环失稳情况，图 11 是循环失稳试验测量出的位移时程曲线，图 8 (b) 是锚被拔出土层的情况；二是随荷载循环次数增加，位移的变化逐渐趋于稳定，见图 12，尽管此时锚也产生一定的位移，但并不会随循环次数增加而被拔出土层，这对应于循环稳定情况。表 1 中也列出了静荷载与循环荷载共同作用下系泊点位移达到 0.6 倍锚径时，锚顶中心处的竖向位移、水平位移以及锚在垂直平面内的转角。图 13 给出了由 30° 和 40° 加载方向模型试验得到的系泊点沿系泊方向的平均位移随循环次数典型变化曲线；图 14 给出了与 30° 加载方向模型试验对应的系泊点沿系泊方向循环位移随循环次数 N 的变化。这些结果显示，在沿系泊方向的静荷载与循环荷载共同作用下，系泊点沿系泊方向的平均位移随循环次数增加而增加，最终导致锚被拔出土层，而循环位移随循环次数变化较小，破坏时锚的竖向位移均大于水平位移，且转角较小，这些与静荷载作用下锚的变形特征与破坏模式一致。

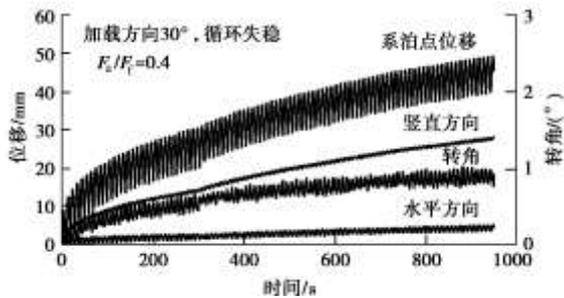


图 11 循环失稳时的位移与转角时程

Fig. 11 Time histories of displacements and rotations for cyclic unstable case

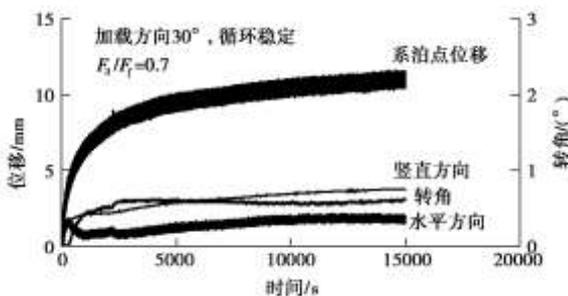


图 12 循环稳定时的位移与转角时程

Fig. 12 Time histories of displacements and rotation for cyclic stable case

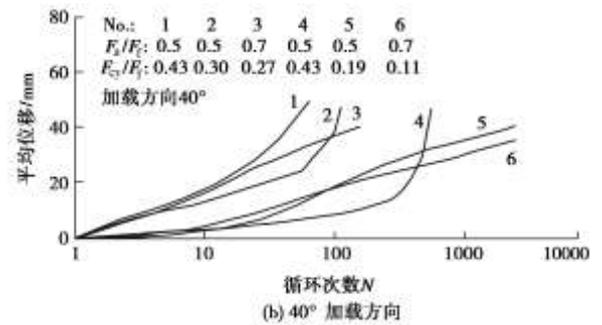
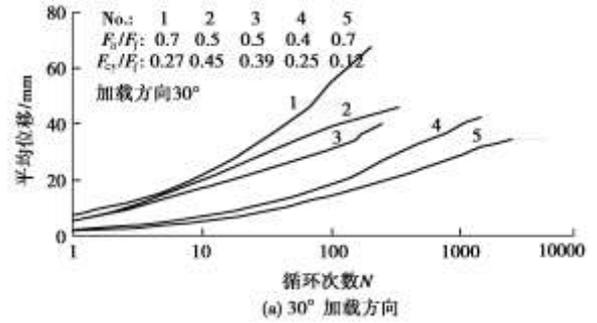


图 13 系泊点沿系泊方向的平均位移随循环次数的变化
Fig. 13 Average displacements versus number of cycles at the loading point

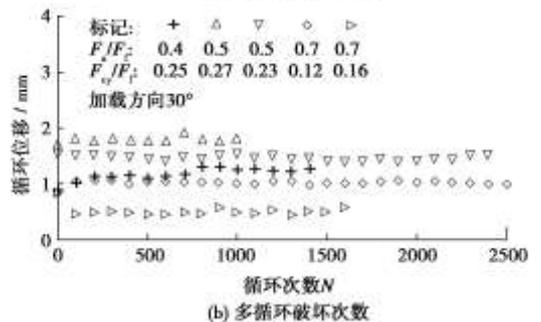
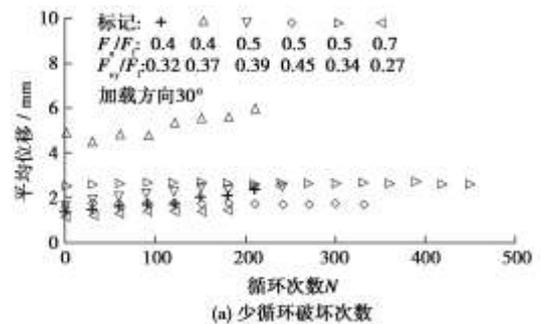


图 14 系泊点沿系泊方向循环位移随循环次数的变化
Fig. 14 Cyclic displacements versus number of cycles along mooring direction at the loading point

3.2 循环承载力

考虑到锚在静荷载作用下会产生相应的位移，循环荷载作用后又会产生附加的平均位移。因此按两部分荷载产生的位移之和达到破坏标准确定循环承载力是恰当的。依据前面关于静荷载作用下极限承载力的分析，这里仍将系泊点位移破坏标准取为 0.6 倍的锚径，并按静荷载作用下的静位移与循环荷载作用时的

附加平均位移之和达到该标准确定循环破坏次数与承载力。对于给定的静荷载比 F_a/F_f ，首先按图 10 中的归一化荷载位移曲线确定静荷载作用下的位移，然后按系泊点沿系泊方向的平均位移随循环次数变化关系曲线（见图 13）确定静位移与平均位移之和达到破坏标准时对应的循环次数，最后按 $F_{f,cy} = (F_a + F_{cy})_f$ 确定与该循环破坏次数对应的循环承载力 $F_{f,cy}$ 。用 $F_{f,cy}/F_f$ 表示循环承载力的大小，结果见表 1。依据表 1 做出 $F_{f,cy}/F_f$ 随循环破坏次数 N_f 变化的关系曲线，见图 15。

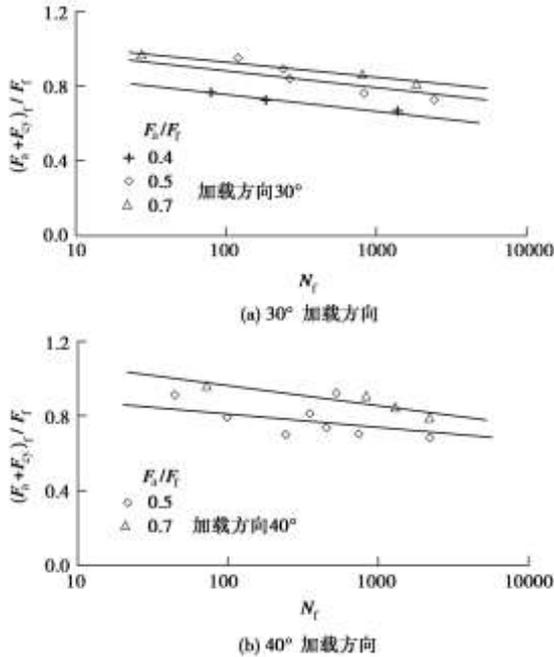


图 15 循环承载力随循环破坏次数的变化

Fig. 15 Cyclic bearing capacities versus number of cycles to failure

图 15 中的结果表明，静荷载与循环荷载共同作用下锚的承载力既取决于循环荷载作用前锚受到的静荷载，也取决于循环荷载。对于给定的循环加载方向，当静荷载比 F_a/F_f 从 0.4 变化至 0.7 时，同一循环破坏次数下的循环承载力增大。依据图 15，对于 30° 加载方向，当循环破坏次数为 100 时，循环承载力从静承载力的 75% 增加至 92%；当循环破坏次数为 1000 时，循环承载力从静承载力的 65% 增加至 78%，静荷载比的变化对循环承载力的影响比较明显。为进一步说明静荷载对循环承载力的影响，依据图 15 中的数据做出同一循环破坏次数下循环荷载比随静荷载比的关系，见图 16。图 16 中的结果表明，当 F_a/F_f 在 0.5 左右时，此时锚承受的循环荷载最大。当张紧式吸力锚受有系泊方向循环荷载作用时，为了保持系泊基础的张紧状态，锚承受的循环荷载应小于静系泊荷载，因此，设计中只减小静荷载并不能有效提高锚的循环承载力。依据循环荷载大小，恰当选择静荷载的大小是必要的。

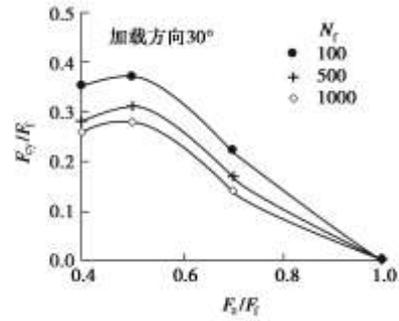


图 16 同一循环破坏次数下 F_{cy}/F_f 随 F_a/F_f 的变化

Fig. 16 F_{cy}/F_f versus F_a/F_f for specified number of cycles to failure

图 17 对不同加载方向、同一静荷载比下的循环承载力进行了比较，结果表明，尽管随加载方向增加，循环承载力减小，但是加载方向的改变对同一静荷载比下循环承载力比随循环破坏次数的变化关系的影响并不明显。

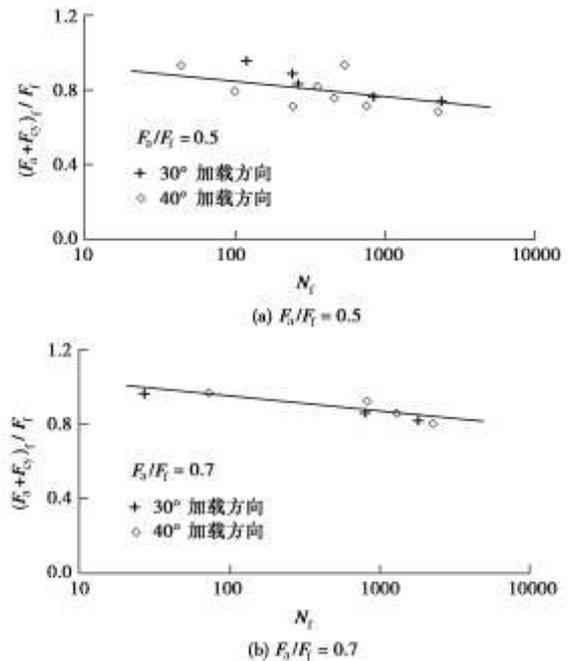


图 17 相同静荷载比、不同加载方向对应的循环承载力

Fig. 17 Cyclic bearing capacity for specified static load ratio and different loading directions

按图 17 中的结果，如果系泊方向静荷载比不小于 0.5，且按静荷载比为 0.5 的结果估算静荷载大于 0.5 时的循环承载力，这样得出的结果偏于安全。此时当循环破坏次数从 100 增加至 1000 时，循环承载力减小至静承载力的 84% 到 75%，循环破坏次数对循环承载力的影响比静荷载比对循环承载力的影响相对较小。

4 结 论

本文报道了在一个饱和和软土模型试验箱内，利用电动伺服加载装置，针对长径比为 6 的模型锚，所进

行的关于静荷载作用下、静荷载与循环荷载共同作用下张紧式吸力锚承载力的模型试验工作。试验研究了不同加载方向、不同静荷载比与循环荷载比的组合对锚的破坏模式、静极限承载力、循环极限承载力的影响。通过对模型试验现象观察与结果分析,可以得出以下6点结论。

(1) 当锚土之间摩擦系数较小、长径比较大时,若加载方向从 40° 减小至 20° 时,在最佳系泊点受静荷载作用锚的破坏基本是竖向拔出土层的平动模式。

(2) 锚达到极限状态时,系泊点沿系泊方向位移大约为0.6倍的锚径。

(3) 当锚受有系泊方向的静荷载与循环荷载共同作用时,系泊点沿系泊方向的循环位移随循环次数增加不会明显增加,系泊点沿系泊方向的平均位移随循环次数增加而增加是导致锚破坏的主要原因。

(4) 与静承载力模型试验结果相比,循环荷载作用下锚破坏时的转角与水平位移没有明显增加,锚的破坏模式与静荷载作用下锚的破坏模式基本一致。

(5) 相同静荷载比下,当加载方向从 30° 变化至 40° 时对锚的循环承载力随循环破坏次数的变化关系没有显著影响。

(6) 与静极限承载力相比,不同循环破坏次数下,锚的循环承载力会有不同程度的降低。若静荷载比不小于0.5,循环破坏次数不大于1000时,循环承载力最多可减小至静承载力的75%。对于同一循环破坏次数,锚能承受的循环荷载取决于静荷载比,当静荷载比在0.5左右时,锚承受的循环荷载最大。

对于文中报道的模型试验,由于锚土间的摩擦系数小,锚径也较小,故静荷载与循环荷载作用下锚的破坏均由锚受到的竖向极限抗力所决定。实际工程中,由于锚土间摩擦系数变化以及足尺锚重与土塞重量的显著增大,锚的承载力可能变为由锚受到的水平极限抗力决定,此时锚的破坏模式也会发生相应变化,对此种条件下张紧式吸力锚受静荷载与循环荷载作用时的承载特性做进一步研究是必要的。

致谢: 本文试验得到了王俊岭、山川龙和李书兆的帮助,在此表示感谢。

参考文献:

- [1] ANDERSEN K H, MURFF J D, RANDOLPH M F, et al. Suction anchors for deepwater applications[C]// *Frontiers in Offshore Geotechnics*. Perth, 2005: 13 - 30.
- [2] ANDERSEN K H. Bearing capacity under cyclic loading-offshore, along the coast, and on land[J]. *Canada*

Geotechnical Journal, 2009, 46(3):513 - 535.

- [3] ANDERSEN K H, DYVIK R, SCHRDER K, et al. Field tests of anchors in clay II: predictions and interpretation[J]. *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, 1993, 119(10): 1532 - 1549.
- [4] CLUKEY E C, MORRISON M J, GARINER J, et al. The response of suction caissons in normally consolidated clays to cyclic TLP loading conditions[C]// *Offshore Technology Conference*. Houston Texas, 1995: OTC Paper No. 7796.
- [5] EL-GHARBAWY S L, OLSON R E. The cyclic pullout capacity of suction caisson foundations[C]// *9th International Offshore and Polar Engineering Conference*. Brest, 1999(2): 660 - 667.
- [6] RANDOLPH M F, HOUSE A R. Analysis of suction caisson capacity in clay[C]// *Offshore Technology Conference*. Houston, 2002.
- [7] ISKANDER M, EL-GHARBAWY S, OLSON R. Performance of suction caissons in sand and clay[J]. *Canada Geotechnical Journal*, 2002, 39(3): 576 - 584.
- [8] CHEN W, RANDOLPH M F. Uplift capacity of suction caissons under sustained and cyclic loading in soft clay[J]. *ASCE, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2007, 133(11): 1352 - 1363.
- [9] ANDERSEN K H, LUNNE T, KVALSTAD T J, et al. Deep water geotechnical engineering[C]// *Proceedings of the 24th National Conference of Mexican Society of Soil Mechanics*. Mexico City, 2008.
- [10] EI-SHERBINY R M. Performance of suction caisson anchors in normally consolidated clay[D]. The University of Texas at Austin, 2005.
- [11] ANDERSEN K H, JOSTAD H P. Foundation design of skirted foundations and anchors in clay[C]// *Offshore Technology Conference*. Houston, 1999: OTC Paper No.10824.
- [12] DET NORSKE VERITAS. Geotechnical design and installation of suction anchors in clay[M]. Høvik: DNV Recommended Practice RP-E303, 2005.
- [13] AUBENY C P, HAN S W, MURFF J D. Inclined load capacity of suction caissons[J]. *International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2003, 27(14): 1235 - 1254.
- [14] AUBENY C, MURFF J D. Simplified limit solutions for the capacity of suction anchors under undrained conditions[J]. *Ocean Engineering*, 2005, 32(7): 864 - 877.