

循环荷载作用下拖曳锚极限抗拔承载力分析

乔东生^{1,2}, 欧进萍^{1,2}

(1. 大连理工大学 深海工程研究中心, 116024 辽宁 大连; 2. 哈尔滨工业大学 土木工程学院, 150090 哈尔滨)

摘要: 在海洋工程锚固基础设计中, 为了研究拖曳锚在风、浪、流等循环荷载条件下的极限抗拔承载力性能, 分别利用理想弹塑性模型和刚体模型模拟海床饱和软黏土地基和拖曳锚, 考虑拖曳锚与海床土之间的接触摩擦, 建立二维拖曳锚承载力有限元计算模型. 在循环荷载作用下, 将 Andersen 提出的循环强度模型概念引入, 分别对埋置深度和荷载循环次数对拖曳锚循环极限抗拔力的影响规律进行研究. 结果表明: 埋深对循环极限抗拔力的影响相对较小一些; 而随着荷载循环次数的增加, 循环极限抗拔力则逐渐降低且趋于平缓. 具体数值计算结果与分析结论可为工程设计提供参考依据.

关键词: 拖曳锚; 极限抗拔力; 循环荷载; 埋深

中图分类号: P751; TU470

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2012)12-0112-06

Analysis on ultimate pullout bearing capacity of drag embedment anchor under cyclic loading

QIAO Dong-sheng^{1,2}, OU Jin-ping^{1,2}

(1. Deepwater Engineering Research Center, Dalian University of Technology, 116024 Dalian, Liaoning, China;

2. School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, 150090 Harbin, China)

Abstract: During the design of anchor foundation of offshore structures, aiming at the investigation of the ultimate pullout bearing capacity analysis of drag embedment anchor under cyclic loads of wind, wave and current, the undrained seabed soft clay and drag embedment anchor are respectively simulated by ideal elastic-plastic model and rigid model. Considering the contact friction between the drag embedment anchor and seabed clay, the two-dimensional finite element calculation model is established. Under cyclic loading, concept of cyclic strength from Anderson is introduced, and then the influence laws of embedment depth and load cycle times to ultimate cyclic pullout bearing capacity of drag embedment anchor are respectively investigated. The results show that the embedment depth has little influence on cyclic ultimate pullout bearing capacity. With the load cycle times gradually increasing, the cyclic ultimate pullout bearing capacity of drag embedment anchor gradually decreases and the decreased degree gradually becomes small. The specific numerical results and analysis conclusions would be helpful in engineering practices.

Key words: drag embedment anchor; ultimate pullout load; cyclic loading; embedment depth

各种类型的深海浮式结构物, 一般情况下均需利用连接在锚固基础上的锚泊线连接到海床

上. 2005 年, 荷兰的 Vryhof 公司对目前常用在具体海洋工程案例中的锚进行了分类和总结^[1], 按照锚所能传递荷载作用的方向分为两大类: 传递水平荷载作用的锚和传递竖向荷载作用的锚.

传递水平荷载作用的拖曳锚, 主要由锚脰和锚爪两部分连接在一起而组成, 锚泊作用力通过连接在锚脰上的锚泊线来传递. 传递竖向荷载作用的锚从 1998 年首次在巴西海域应用到现在仅 15 年时

收稿日期: 2012-04-13.

基金项目: 国家重点基础研究发展计划 (973 计划) 资助项目 (2011CB013702).

作者简介: 乔东生 (1983—), 男, 博士, 讲师;

欧进萍 (1959—), 男, 博士生导师, 中国工程院院士.

通信作者: 乔东生, qds903@163.com.

间^[2], 作为一项新的工程技术, 仍然有很多问题需要解决. 面对我国南海目前油气田开发需要应用的具体工程问题, 如 HYSY981 平台在 1 500 m 水深内仍然采用的悬链式锚泊定位系统^[3], 拖曳锚仍然是切合实际可用的锚固基础形式.

浮式结构物在各种海洋环境荷载条件下, 会出现交变的循环往复运动, 通过锚泊线传递到拖曳锚和锚泊线连接处时, 使得拖曳锚遭受循环荷载的作用. 在循环荷载作用下, 将不同类型的海床土体用统一的弱化强度模型来描述, 并用其直接计算锚固基础的循环极限承载能力并不合适^[4]. 砂土一般采用液化作为其破坏标准, 而饱和软粘土则普遍认为需要任何一个土体单元的应变达到规定幅值, 才会达到破坏标准, 但目前缺少统一的标准规定幅值^[5]. 饱和软粘土在循环荷载作用下的应力 - 应变关系曲线是非线性的, 在每一个卸载过程中都会出现残余应变, 当残余应变逐渐累积时, 土体的刚度和强度均会逐渐进行退化, 这样的现象即为循环软化效应^[6]. 王军等^[7-8]应用循环三轴试验, 采用应力控制的方法, 对荷载循环次数、应力水平以及初始偏应力等因素对土体刚度的退化影响问题进行了研究. 刘振纹等^[9-10]对不固结不排水的饱和软粘土进行土工试验, 研究了其循环强度的变化规律, 结果发现可以采用基于拟静力方法推导的 Mises 弹塑性模型, 来表述处于一般应力状态时的土体循环强度. Andersen^[11-12]总结了关于波浪荷载对重力式海洋平台的基础稳定问题研究成果, 提出了可用于海床软粘土的循环强度模型概念, 基于试验结果得到了软粘土的循环强度 - 静应力关系曲线, 并提出了基于拟静力方法的极限平衡计算流程.

张跃博^[13]基于有限元软件 MARC, 分别利用二维和三维数值计算模型, 比较了不同埋深下承受竖向荷载作用的法向承力锚的极限抗拔力, 结果表明: 由于二维模型采用了平面应变假设, 使其计算结果比三维模型略大, 两者之间最大误差约 10%. 再之, 采用三维模型会使得计算量更大, 因此, 采用二维数值计算模型是可行的.

本文基于通用有限元软件 ABAQUS, 针对一种典型的拖曳锚, 建立二维的拖曳锚承载力有限元计算模型, 对其在循环荷载作用下的动极限抗拔力进行数值计算. 将 Andersen 提出的循环强度模型概念引入, 分别对埋置深度和荷载循环次数对拖曳锚循环极限抗拔力的影响规律进行研究, 并比较了其在单调荷载作用下的静极限抗拔力.

1 有限元数值模型

1.1 土体和拖曳锚计算参数以及有限单元划分

根据不排水总应力法的分析过程, 首先利用 ABAQUS 针对海床土和拖曳锚建立有限元模型, 拖曳锚的设计工作状态为保持锚爪和海床面处于平行, 数值计算时采用的整体计算模型见图 1.

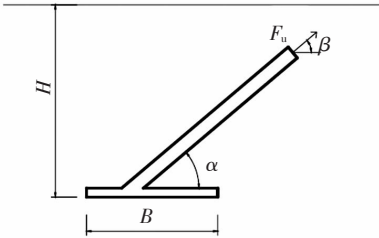


图 1 拖曳锚的计算简图

选取处于墨西哥湾具体工程中的饱和软粘土作为拖曳锚的工作海床土体^[14], 利用基于 Von Mises 屈服准则建立的理想弹塑性模型来模拟, 海床土的不排水抗剪强度 S_u (kPa) 为

$$S_u = 1.41H. \tag{1}$$

式中 H 为拖曳锚的具体埋置深度 (m).

海床土的弹性模量 E (kPa) 取为不排水抗剪强度 S_u 的 1 000 倍, 即

$$E = 1\,000S_u. \tag{2}$$

海床土的泊松比 ν 取为 0.49, 而 Von Mises 屈服应力则为 $\sqrt{3}S_u$.

拖曳锚的制作材料为钢材, 其强度和刚度远大于海床土, 可采用线弹性的本构模型来进行模拟, 其弹性模量取为 $E = 2.06 \times 10^{11}$ Pa, 泊松比 ν 取为 0.3. 在本文的数值计算中, 利用一种典型的 Stevshark Mk5 式拖曳锚为模拟对象^[1], 具体参数见图 2.

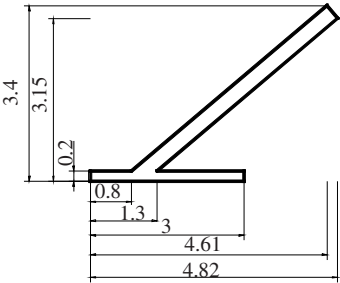


图 2 拖曳锚具体参数 (m)

参考文献[4]针对单桶基础极限抗拔力计算时对计算区域的选取, 结合作者的研究比较, 水平方向的计算域等于 10 倍的锚爪宽度, 竖直方向根据埋深不同, 锚爪下部土体等于 5 倍的锚爪宽度, 以便于减小边界效应对计算结果的影响. 锚爪上

部土体根据埋深的具体情况确定.均采用矩形的CPE4R单元(双线性平面应变减缩积分单元)来模拟拖曳锚和海床土体.计算网格对拖曳锚周围的单元进行了加密处理,具体的数值计算模型有限元划分示意图见图3.

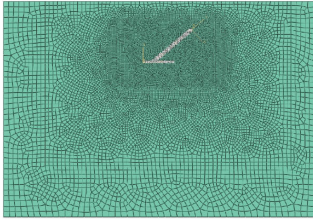


图3 拖曳锚的有限单元模型图

1.2 拖曳锚和海床土的接触作用

采用单纯的主-从接触算法来模拟拖曳锚和海床土的相互接触作用,拖曳锚的外表面作为主接触面,与其相接触的海床土作为从面.分别采用“硬接触”和“库伦摩擦”考虑两者之间的法向和切向接触作用.当拖曳锚和海床土出现相对滑动关系时,根据王晖等^[15]对此问题的研究,由于其数值与单元尺寸相比很小,采用“小滑移”算法,仅考虑接触面之间很小的相对滑动,并取拖曳锚和海床土之间的摩擦系数为1.

1.3 荷载及边界条件

采用施加在锚胚上节点处线性增加的位移加载方式,可以得到锚胚上节点处的反力-位移曲线.当随着位移加载的逐渐增加,节点处的反力大小不再发生变化时,即可认为达到拖曳锚的极限抗拔力,记为 F_u .在海床土计算域的下边界处施加竖向的位移约束,在计算域的左右边界处施加水平的位移约束.

1.4 数值计算的可行性分析

利用本文数值计算模型,计算了Stevmanta式VLA的静极限抗拔力,并与Ruinen^[16]的现场试验结果进行比较.依据现场试验采用的模型,其数值计算模型参数见图4,锚和海床土体的材料参数和1.1小节取值相同.利用本文建立的有限元计算方法,数值计算得到VLA锚的静极限抗拔承载力是940.9 kN/m,而现场试验得到的结果是913.7 kN/m,两者之间相差3%.

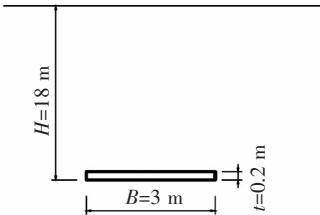


图4 VLA模型参数

2 循环极限抗拔承载力分析

引入承载力系数 N_c 的概念,可以得到归一化的拖曳锚极限抗拔力,其表达式为

$$N_c = F_u / BS_u. \tag{3}$$

式中 B 为拖曳锚的锚爪宽度(m).

2.1 循环极限抗拔力计算模型及分析方法

依据Andersen提出的循环强度模型概念,其物理意义为:在确定的荷载循环次数下,海床土单元的破坏标准为静应力和循环应力叠加达到其极限循环强度.

$$\sigma_{cyc} = \sigma_j + \sigma_d. \tag{4}$$

式中: σ_{cyc} 为确定荷载循环次数下,海床土单元的极限循环强度; σ_j 为海床土单元的静应力; σ_d 为海床土单元的循环应力.

拖曳锚在完成安装,进入工作状态后,首先承受的是锚泊线传递下来的静荷载和本身的自重荷载,此时会在海床土中产生初始静应力分布 σ_j ,并在后续工作状态下保持不变.然后,随着浮式结构物及其锚泊线产生的循环荷载作用传递到拖曳锚上时,又会在初始静应力分布的基础上叠加循环应力分布 σ_d .在本文计算中,以王建华等^[17]提出的土单元循环强度曲线作为破坏标准,如图5所示,其中 σ_s 是海床土单元的静等效屈服应力, N_f 是荷载循环次数.

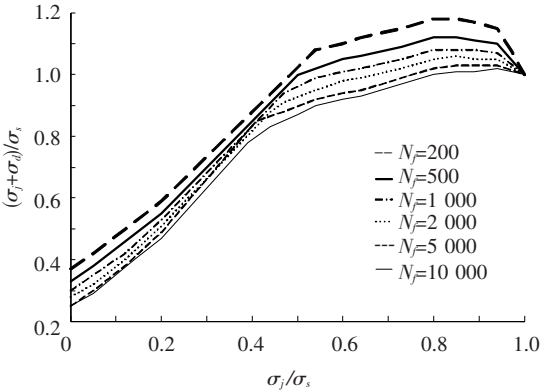


图5 循环强度比与静应力比的关系曲线

因此,拖曳锚循环极限抗拔力的整个计算流程如图6所示:首先计算海床土的初始静应力,然后再计算其循环应力,最后以依据图5的模型作为破坏准则,得到拖曳锚在静应力和循环应力两者组合作用下的循环抗拔力.为了和拖曳锚的静极限抗拔力进行比较,分别取静荷载作用 F_j 为其静极限抗拔力 F_s 的0、0.2、0.4、0.6、0.8和1倍,计算其对应的循环极限抗拔力,并对计算结果进行归一化处理.其中,拖曳锚静极限抗拔力的计算参见文献[18].

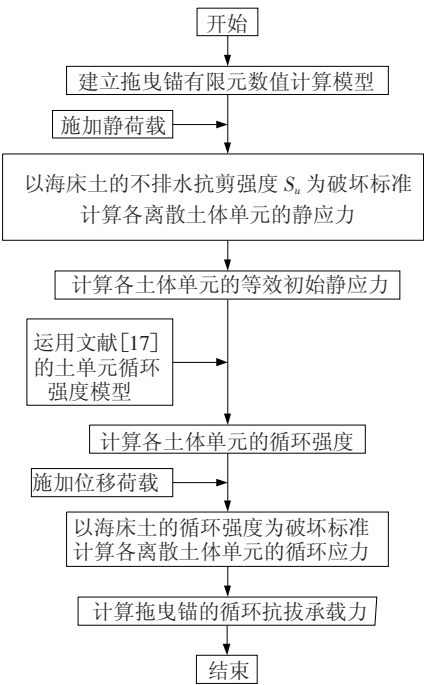


图 6 拖曳锚循环抗拔力有限元计算流程

2.2 埋置深度对循环极限抗拔力的影响

由于不同埋深下拖曳锚的破坏模式不同^[18]. 因此选择 $H = 6\text{ m}$ 和 $H = 30\text{ m}$ 两种埋深进行研究, 分别表述浅埋和深埋两种情况. 根据上文提出的整个计算流程, 选择荷载循环次数 $N_f = 10\ 000$ 时的循环强度模型, 计算结果见表 1, 其循环抗拔力 - 位移荷载曲线见图 7、8, 归一化的循环极限抗拔力 - 静荷载 $((F_j + F_d)/F_s - F_j/F_s)$ 关系曲线见图 9.

表 1 $H = 6\text{ m}, 30\text{ m}$ 循环极限抗拔力 ($N_f = 10\ 000$)

F_j/F_s	$H = 6\text{ m}$		$H = 30\text{ m}$	
	循环极限 抗拔力/ ($\text{kN} \cdot \text{m}^{-1}$)	承载力 系数 N_c	循环极限 抗拔力/ ($\text{kN} \cdot \text{m}^{-1}$)	承载力 系数 N_c
0	74.0	2.9	877.4	6.9
0.2	135.8	5.4	1 636.8	12.9
0.4	231.3	9.1	2 762.9	21.8
0.6	271.3	10.7	3 218.2	25.4
0.8	295.9	11.7	3 494.7	27.5
1.0	295.9	11.7	3 494.7	27.5

从表 1 可见, 对应不同静荷载 F_j/F_s 时, 埋深 $H = 30\text{ m}$ 时的承载力系数均约为埋深 $H = 6\text{ m}$ 时承载力系数的 2.35 倍, 结果表明: 与静极限抗拔力类似, 分别对应浅埋和深埋情况, 拖曳锚的循环极限抗拔力的破坏模式仍然不同.

从图 7 ~ 9 可见, 拖曳锚的循环极限抗拔力与位移荷载之间的变化分为两个阶段: 在位移荷载较小时, 拖曳锚的抗拔力 - 位移关系曲线呈线性, 表

明海床土处于弹性变形阶段; 随着位移荷载的逐渐增大, 海床土逐渐出现了塑性变形, 抗拔力 - 位移关系曲线呈非线性趋势, 随着海床土塑性变形的累积, 抗拔力逐渐的趋于一个稳定值, 即达到了拖曳锚的静极限抗拔力. 随着静荷载作用 F_j 与静极限抗拔力 F_s 比值的增大, 拖曳锚的循环极限抗拔力也变大, 且浅埋和深埋两种情况下归一化的 $(F_j + F_d)/F_s - F_j/F_s$ 关系曲线基本相同.

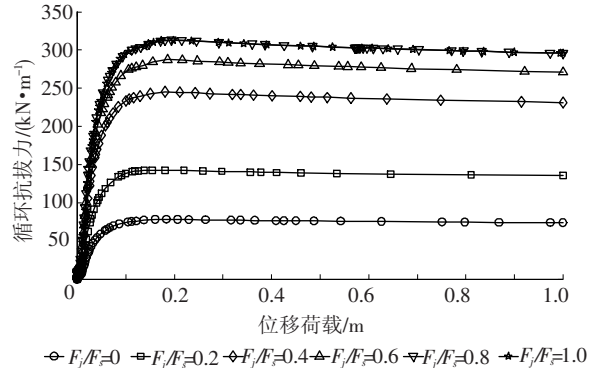


图 7 $H = 6\text{ m}$ 时不同静荷载作用下循环抗拔力 - 位移荷载曲线

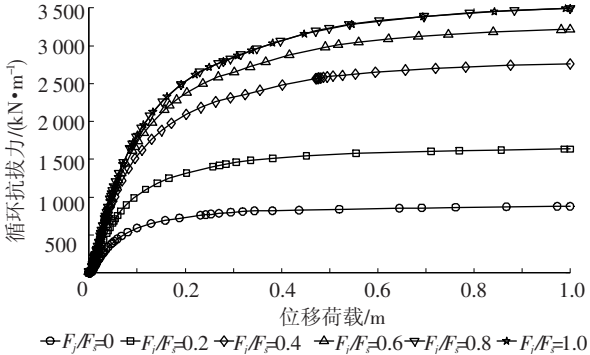


图 8 $H = 30\text{ m}$ 时不同静荷载作用下循环抗拔力 - 位移荷载曲线

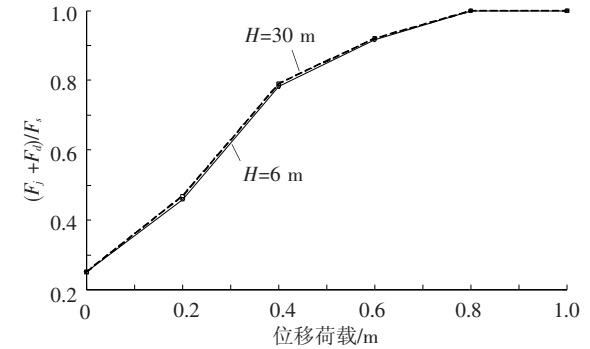


图 9 归一化的循环极限抗拔力 - 静荷载关系曲线

拖曳锚循环极限抗拔力的主要影响因素为海床土的循环强度模型, 且静荷载 F_j 越大, 其循环极限抗拔力越大. 换句话说, 静应力 σ_j 在总应力 σ_{cyc} 中占的比例越大, 拖曳锚的循环极限抗拔力越高, 而埋深对归一化之后的拖曳锚循环极限抗拔力影响相对较小. 这与图 6 所示的拖曳锚循环抗拔力计算流程一致: 循环极限抗拔力与静极限

抗拔力的计算区别主要在于土单元的循环强度模型不同。同样埋深情况下,对应不同静荷载 F_j/F_s 时,土单元的循环强度降低,进而造成拖曳锚的循环极限抗拔力降低。

2.3 荷载循环次数对循环极限抗拔力的影响

针对两种埋深 $H=6\text{ m}, 30\text{ m}$,分别计算其在不同荷载循环次数 $N_f=10\ 000, 5\ 000, 2\ 000, 1\ 000, 500, 200$ 时的拖曳锚循环极限抗拔力,结果见表2、3,文中给出 $F_j/F_s=0.6$ 时不同荷载循环次数下的循环抗拔力-位移荷载关系曲线,见图10、11,不同荷载循环次数下归一化的循环极限抗拔力-静荷载关系曲线见图12~14。

表 2 $H=6\text{ m}$ 时不同 N_f 下的循环极限抗拔力 $\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$

F_j/F_s	N_f					
	10 000	5 000	2 000	1 000	500	200
0	74.0	74.0	82.9	88.8	97.7	109.5
0.2	135.8	141.8	147.7	153.6	159.6	171.5
0.4	231.3	234.3	240.4	246.6	249.7	258.9
0.6	271.3	277.4	289.7	299.0	311.5	327.0
0.8	295.9	302.1	311.5	320.8	333.2	351.9
1.0	295.9	296.0	296.0	296.0	296.0	296.0

表 3 $H=30\text{ m}$ 时不同 N_f 下的循环极限抗拔力 $\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$

F_j/F_s	N_f					
	10 000	5 000	2 000	1 000	500	200
0	877.4	877.4	982.5	1 052.6	1 157.8	1 297.9
0.2	1 636.8	1 707.0	1 776.9	1 847.2	1 918.0	2 059.2
0.4	2 762.9	2 797.8	2 868.2	2 938.6	2 973.3	3 078.3
0.6	3 218.2	3 288.0	3 426.4	3 530.4	3 667.5	3 840.7
0.8	3 494.7	3 563.7	3 667.1	3 771.8	3 909.0	4 113.8
1.0	3 494.7	3 494.7	3 494.7	3 494.7	3 494.7	3 494.7

从图10~14可见,不同荷载循环次数下,循环抗拔力-位移关系曲线的变化趋势十分一致,其归一化的拖曳锚循环极限抗拔力-静荷载关系曲线变化趋势也十分一致,再次表明了埋深对归一化的拖曳锚循环极限抗拔力影响较小。

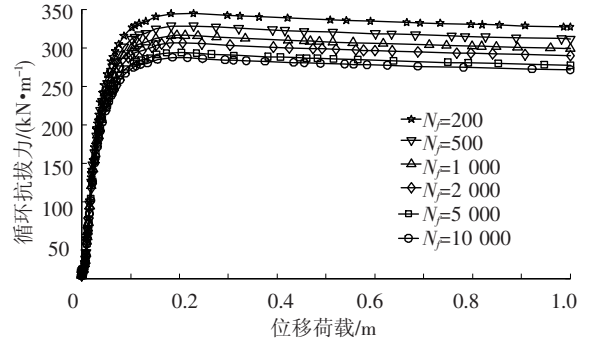


图 10 $H=6\text{ m}$ 时不同 N_f 下循环抗拔力-位移荷载曲线

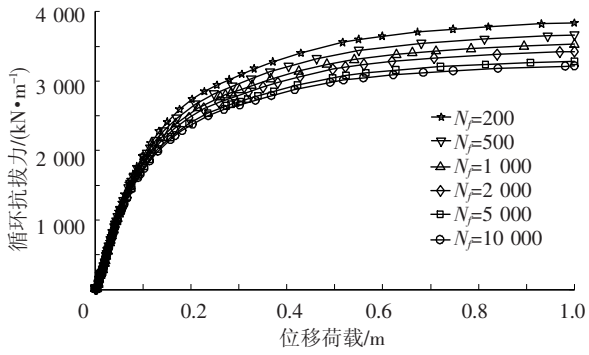


图 11 $H=30\text{ m}$ 时不同 N_f 下循环抗拔力-位移荷载曲线

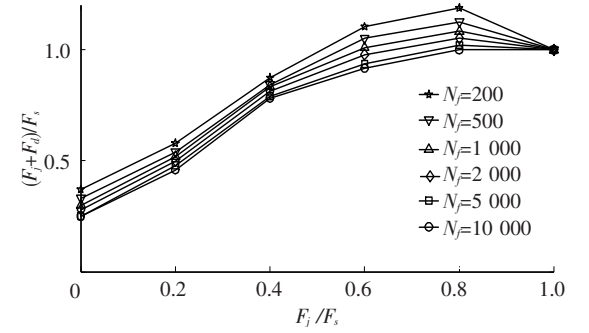


图 12 $H=6\text{ m}$ 时不同 N_f 下归一化的循环极限抗拔力-静荷载曲线

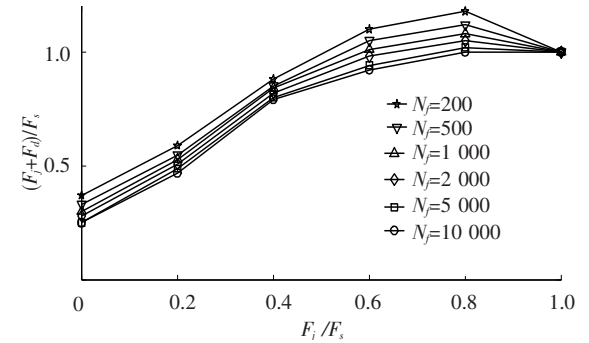


图 13 $H=30\text{ m}$ 时不同 N_f 下归一化的循环极限抗拔力-静荷载曲线

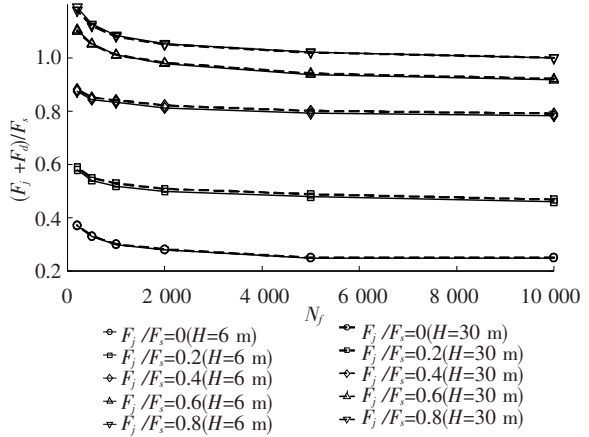


图 14 归一化的循环极限抗拔力-荷载循环次数曲线

同时依据图 5、6 所示,随着荷载循环次数的逐渐增加,由于土体的循环软化效应,对应相同的静应力比 σ_j/σ_s ,土单元的循环强度比 $(\sigma_j + \sigma_d)/\sigma_s$ 均逐渐减小,因此拖曳锚的循环极限抗拔力逐渐降低,且当荷载循环次数增加到一定程度时,拖曳锚的循环极限抗拔力随着荷载循环次数的增加而变化不大,意味着并不是设计时采用的荷载循环次数越大,其安全系数越高;而在一定的荷载循环次数下,土单元的循环强度比随着静应力比的增加,呈现先逐渐增大再逐渐减小的趋势,本文对拖曳锚循环极限抗拔力的计算结果与此类似。

3 结 论

1) 拖曳锚的循环抗拔承载力随着位移荷载的增加而逐渐增大,可明显分成两个阶段:线弹性变形阶段和非线性塑性累积变形阶段,且最终会达到一个稳定的极限抗拔力。

2) 随着静荷载 F_j 与静极限抗拔力 F_s 比值的逐渐增加,拖曳锚的循环极限抗拔力也逐渐增大,且归一化的 $(F_j + F_d)/F_s - F_j/F_s$ 关系曲线在浅埋和深埋两种情况下基本相同。

3) 拖曳锚循环极限抗拔力的主要影响因素为海床土的循环强度模型,静应力 σ_j 在总应力 σ_{cyc} 中占的比例越大,拖曳锚的循环极限抗拔力越高,而埋深对归一化之后的拖曳锚循环极限抗拔力影响相对较小。

4) 不同荷载循环次数下,拖曳锚的循环抗拔力 - 位移关系曲线的变化趋势十分一致,其归一化的拖曳锚循环极限抗拔力 - 静荷载关系曲线的变化趋势也十分一致。

5) 随着荷载循环次数的逐渐增加,由于土体的循环软化效应,拖曳锚的循环极限抗拔力逐渐降低,且当荷载循环次数增加到一定程度时,拖曳锚的循环极限抗拔力随着荷载循环次数的增大而变化不大。

参考文献:

[1] Vryhof Anchors. Anchor Manual [R]. Netherlands: Krimpen and Yssel, 2005.

[2] BARUSCO P. Mooring and anchoring systems developed in marlin field [C]//Offshore Technology Conference. Houston, Texas: OTC, 1999: 1-9.

[3] QIAO Dongsheng, OU Jinping. Dynamic analysis of truncated mooring lines using numerical simulation and model tests [C]//Proceedings of the 20th International Offshore and Polar Engineering Conference. Beijing:

ISOPE, 2010: 246-253.

[4] 李驰,王建华,刘振纹. 软土地基单筒基础循环承载力研究[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(9): 1040-1044.

[5] 陈颖平,黄博,陈云敏. 循环荷载作用下结构性软粘土的变形和强度特性[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(9): 1065-1071.

[6] 范庆来. 软土地基上深埋式大圆筒结构稳定性研究[D]. 大连:大连理工大学, 2006.

[7] 王军,陈张林,蔡袁强,等. 考虑软化特性的软黏土动应力-应变关系研究[J]. 浙江大学学报:工学版, 2007, 40(1): 23-28.

[8] 王军,蔡袁强,徐长节. 循环荷载作用下软黏土刚度软化特征试验研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(10): 2138-2144.

[9] 王建华,刘振纹,刘远峰. 动静耦合效应对软土地基循环承载力的影响[J]. 水利学报, 2000, 6: 1-5.

[10] 刘振纹,秦崇仁,王建华. 软粘土地基上循环承载力的计算模型研究[J]. 岩土力学, 2004, 25(增2): 405-408.

[11] ANDERSEN K H. Cyclic soil data for design of gravity structures [J]. ASCE, 1988, 114(GT5): 517-539.

[12] ANDERSEN K H. Bearing capacity for foundations with cyclic loads [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1988, 114(5): 540-555.

[13] 张跃博. 法向承力锚极限抗拔力计算的数值分析模型[D]. 天津:天津大学, 2007.

[14] SUKUMARAN B, MCCARRON W O, JEANJEAN P, et al. Efficient finite element techniques for limit analysis of suction caissons under lateral loads [J]. Computers and Geotechnics, 1999, 24: 89-107.

[15] 王晖,董玉才,李新超,等. 法向承力锚极限抗拔力影响因素的二维有限元分析[J]. 天津大学学报, 2010, 43(11): 964-970.

[16] RUINEN R. Penetration analysis of drag embedment anchors in soft clays [C]//Proceedings of the 14th International Offshore and Polar Engineering Conference. Toulon, France: ISOPE, 2004: 531-537.

[17] WANG Jiahua, LI Chi, KATHRYN M. Cyclic undrained behavior of soft clays and cyclic bearing capacity of a single bucket foundation [C]//Proceedings of the 15th International Offshore and Polar Engineering Conference. Seoul, Korea: ISOPE, 2005: 392-399.

[18] QIAO Dongsheng, OU Jinping. Numerical analysis on ultimate pullout bearing capacity of drag embedment anchor based on elastic-plastic FEM [J]. Electronic Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 17(A): 65-78.

(编辑 赵丽莹)