

DOI: 10.11779/CJGE201809017

柔性锚胫法向承力锚安装轨迹和承载性能分析

王忠涛, 王春乐, 杨 庆, 丛斌龙

(大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024)

摘 要: 针对具有柔性锚胫的 Stevmanta 法向承力锚的安装轨迹和承载性能进行研究。首先, 通过机构分析提出了由拖曳力与锚板之间夹角确定锚胫形态的方法, 然后将该方法引入塑性方法建立了可以考虑锚胫形态变化的数值计算方法。基于该数值方法, 计算了法向承力锚在拖曳安装与系泊调节过程中的运动轨迹和承载力, 研究其性能特点, 并讨论了锚胫几何参数对锚性能的影响。研究发现: 在拖曳嵌入的初始阶段, 锚胫的形态改变能够使锚板发生显著旋转从而获得良好的下潜姿态; 在拖曳嵌入与系泊调节过程中, 锚胫最终都会达到稳定状态, 形态不再发生变化; 锚胫几何参数的变化对锚的运动轨迹、承载性能均有明显影响, 实际工程中应权衡各方面性能进行合理取值。

关键词: 法向承力锚; 柔性锚胫; 塑性方法; 运动轨迹; 承载力

中图分类号: TU47

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2018)09-1698-08

作者简介: 王忠涛(1974-), 男, 博士, 副教授, 主要从事海洋土力学基本理论和试验的研究。E-mail: zhongtao@dlut.edu.cn。

Model analysis and performance of vertically loaded anchors with a bridle shank

WANG Zhong-tao, WANG Chun-le, YANG Qing, CONG Bin-long

(State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: The performance of Stevmanta vertically loaded anchor with a bridle shank is studied. Through the mechanism analysis, the method for determining the bridle shank configuration is proposed. The numerical model is established using the plasticity approach to simulate the installation and mooring processes of Stevmanta anchor. Based on the results, the features of anchors and the influences of geometrical parameters are studied. It is found that the anchor rotation is significant at the initial stage of installation process because of the special shank configuration, and this is helpful for the anchor to get a good diving posture. During both the installation and mooring processes, the anchor will reach a stable state in which the shank configuration will not change. Moreover, the geometrical parameters should be determined by tradeoff while they have significant influences on the performance of anchors.

Key words: vertically loaded anchor; bridle shank; plasticity approach; trajectory; bearing capacity

0 引 言

目前,海上油气资源开发逐步由浅海向深海拓展,海洋平台也相应由传统的重力式平台和导管架平台向深海浮式平台发展,因此对海洋平台的基础提出了更高的要求。其中,法向承力锚(vertically loaded anchor, VLA)作为一种新型的高性能深海海洋平台系泊基础而出现,与传统的拖曳锚相比,法向承力锚承载性能好,同时具有自重小、节约材料、可回收利用等特点^[1]。法向承力锚拥有形态可以自行变化的锚胫(图1),这是法向承力锚区别于传统拖曳嵌入锚的最主要的特性。在实际工程应用中法向承力锚有两种形式,如图1所示,一是具有刚性锚胫的 Denla 锚,二是具有柔性锚胫的 Stevmanta 锚。本文将着重对 Stevmanta 锚进

行研究。



(a) Stevmanta 锚

(b) Denla 锚

图1 法向承力锚的两种形式

Fig. 1 Two forms of vertically loaded anchor

基金项目: 国家自然科学基金项目(51639002, 41772296)

收稿日期: 2017-04-05

Stevmanta 锚由锚板、柔性锚胫组成, 其中柔性锚胫由角度调节器和缆索组成, 如图 2 所示。Stevmanta 锚有多种安装方法, 本文将针对较为常用的双缆安装法进行研究。如图 3 所示, 双缆安装法包括拖曳嵌入与系泊调节两个过程, 在拖曳嵌入过程中, 锚板在安装缆的拖曳下嵌入海床; 当达到预定安装荷载后进入系泊调节过程, 张拉系泊缆调节锚板而提高承载力, 进入工作状态。

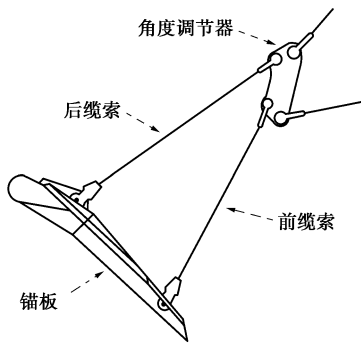


图 2 Stevmanta 锚的组成

Fig. 2 Composition of Stevmanta anchor

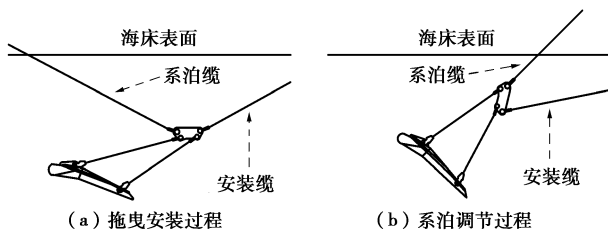


图 3 Stevmanta 锚的双缆安装法

Fig. 3 Double-line installation method

目前法向承力锚的设计施工主要以经验为主, 其承载力性能指标以及运动轨迹的预测比较困难^[2]。最初 Vryhof 公司基于经验法对拖曳锚进行设计和施工^[3], 随后 Stewart^[4]、Neubecker 等^[5]和 Dahlberg^[6]提出用极限平衡方程代替经验法来分析拖曳锚的力学性质和运动状态。近年来, 塑性方法因其可以方便地进行参数分析和快速计算而被广泛应用于海洋基础的研究中。O'Neil 等^[7]采用塑性方法研究土-锚的相互作用, 从而预测拖曳锚的拖曳轨迹、承载性能。Elkhatib 等^[8]利用塑性方法研究了土与锚板表面的摩擦系数对于拖曳锚嵌入轨迹以及安装荷载的影响。Aubeny 等^[9]运用塑性方法, 通过参数分析讨论了拖曳锚几何参数的变化对运动轨迹和承载性能的影响。Aubeny 等^[2]基于塑性方法提出了可考虑 Denla 锚刚性锚胫形态变化的理论模型, 通过参数分析研究了拖曳距离、拖曳角度等的影响。

目前关于 Stevmanta 锚的研究较少, 尤其是如何在理论分析中考虑柔性锚胫的变化尚未见报道, 本文

将基于塑性方法针对此问题进行研究。首先通过机构分析确定柔性锚胫可能出现的状态, 提出由系缆点处拖曳力与锚板间夹角确定锚胫形态的方法; 然后将该方法引入塑性方法建立可以考虑锚胫形态变化的数值计算方法。基于该数值方法, 计算拖曳安装与系泊调节过程中的轨迹和承载力, 研究法向承力锚的性能特点, 并讨论锚胫比对锚性能的影响。

1 锚胫的机构分析

1.1 分析模型

本文将采用如图 4 所示的分析模型。在此模型中, 采用 Aubeny 等^[2]的方法, 基于静矩一致的原则将 Stevmanta 锚简化为平板锚进行分析; 锚板和角度调节器按刚体考虑; 相对锚板的受力, 锚胫所受的土体阻力及自重均较小, 故而忽略。锚板的形心为 C 点, 与锚胫相连的点为 a, b , 与竖直方向的夹角为 θ_t 。锚胫部分, 锚胫后缆索 ad 与锚板平面的夹角为 η , 前缆索 bc 与锚板平面的夹角为 ξ , 点 e 和 f 分别为安装缆和系泊缆的系缆点, 点 c 和 d 分别为前后缆索的连接点, cd 与 ce 的夹角为 δ , dc 与 de 的夹角为 ψ 。系缆点处的拖曳力为 T_a , 与水平方向夹角为 θ_a , 与锚板平面的夹角为 θ_{af} 。安装缆或系泊缆在海床表面处与水平方向的夹角为 θ_0 。整体坐标系 xoy 的 x 轴和 y 轴分别平行和垂直于海床表面, 局部坐标系 $x'o'y'$ 的 x' 轴和 y' 轴分别平行和垂直于锚板。

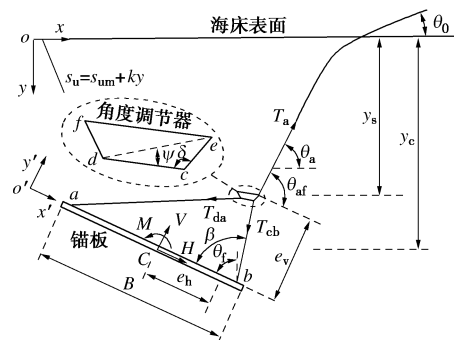


图 4 法向承力锚分析模型

Fig. 4 Analysis model for vertically loaded anchors

1.2 锚胫的状态

在法向承力锚的拖曳嵌入和系泊调节过程中, 前后锚胫不断调节以同时满足几何协调和受力平衡。前后锚胫的状态取决于系缆点处的拖曳力 T_a 与锚板之间的夹角 θ_{af} 。如图 5 和图 6 所示, 在拖曳嵌入阶段和系泊调节过程中, 锚胫可能出现如下 3 种状态:

状态一: 锚胫的后缆索张紧受力而前缆索处于松弛状态, 此时后缆索与 T_a 共线。当

$$0^\circ \leq \theta_{af} \leq \theta_{af}^{\text{lower}} \quad (1)$$

时出现该状态。

θ_{af}^{lower} 为状态一过渡到状态二的临界角度, 即当 $\theta_{af} = \theta_{af}^{lower}$ 时, 锚脰的后缆索张紧受力而前缆索刚好拉直但不受力。

状态二: 锚脰的前、后缆索均处于张紧受力状态。当

$$\theta_{af}^{lower} \leq \theta_{af} \leq \theta_{af}^{upper} \quad (2)$$

时, 出现该状态。 θ_{af}^{upper} 为状态二过渡到状态三的临界角度, 即当 $\theta_{af} = \theta_{af}^{upper}$ 时锚脰的前缆索张紧受力而后缆索刚好拉直但不受力。

状态三: 锚脰的前缆索张紧受力而后缆索处于松弛状态, 此时锚脰的前缆索与 T_a 共线。当

$$\theta_{af}^{upper} \leq \theta_{af} \leq 180^\circ \quad (3)$$

时出现该状态。

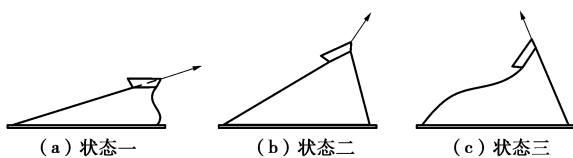


图5 拖曳嵌入过程中锚脰可能出现的状态

Fig. 5 States of shank during installation process

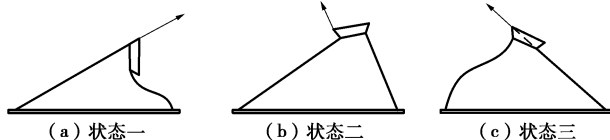


图6 系泊调节过程中锚脰可能出现的状态

Fig. 6 States of shank during loading process

临界值 θ_{af}^{lower} 和 θ_{af}^{upper} 可以根据几何关系推导得出。以拖曳安装过程为例, 当 $\theta_{af} = \theta_{af}^{lower}$ 时, 点 a , d , e 和 T_a 共线, 可以得到

$$\theta_{af}^{lower} = \angle bad = \angle cad + \angle bac, \quad (4)$$

其中, $\angle cad$ 和 $\angle bac$ 可由余弦定理求出, 代入式 (4) 可得

$$\theta_{af}^{lower} = \arccos \left(\frac{l_{ad} + l_{cd} \cos \psi}{\sqrt{l_{ad}^2 + l_{cd}^2 + 2l_{ad}l_{cd} \cos \psi}} \right) + \arccos \left(\frac{l_{ab}^2 + l_{ad}^2 + l_{cd}^2 - l_{bc}^2 + 2l_{ad}l_{cd} \cos \psi}{2l_{ab} \sqrt{l_{ad}^2 + l_{cd}^2 + 2l_{ad}l_{cd} \cos \psi}} \right). \quad (5)$$

当 $\theta_{af} = \theta_{af}^{upper}$ 时, 点 b , c , e 和 T_a 共线, 可得

$$\theta_{af}^{upper} = \pi - \angle cbd - \angle abd, \quad (6)$$

其中, $\angle cbd$ 和 $\angle abd$ 可由余弦定理求出, 代入式 (6) 可得

$$\theta_{af}^{upper} = \arccos \left(\frac{l_{ad}^2 - l_{ab}^2 - l_{bc}^2 - l_{cd}^2 - 2l_{bc}l_{cd} \cos \delta}{2l_{ab} \sqrt{l_{bc}^2 + l_{cd}^2 + 2l_{bc}l_{cd} \cos \delta}} \right) - \arccos \left(\frac{l_{bc} + l_{cd} \cos \delta}{\sqrt{l_{bc}^2 + l_{cd}^2 + 2l_{bc}l_{cd} \cos \delta}} \right). \quad (7)$$

同理, 可以推导出在系泊调节阶段 θ_{af} 的临界值

θ_{af}^{lower} 和 θ_{af}^{upper} 分别为

$$\theta_{af}^{lower} = \arccos \left(\frac{l_{ad} + l_{cd} \cos \delta}{\sqrt{l_{ad}^2 + l_{cd}^2 + 2l_{ad}l_{cd} \cos \delta}} \right) + \arccos \left(\frac{l_{ab}^2 + l_{ad}^2 + l_{cd}^2 - l_{bc}^2 + 2l_{ad}l_{cd} \cos \delta}{2l_{ab} \sqrt{l_{ad}^2 + l_{cd}^2 + 2l_{ad}l_{cd} \cos \delta}} \right),$$

$$\theta_{af}^{upper} = \arccos \left(\frac{l_{ad}^2 - l_{ab}^2 - l_{bc}^2 - l_{cd}^2 - 2l_{bc}l_{cd} \cos \psi}{2l_{ab} \sqrt{l_{bc}^2 + l_{cd}^2 + 2l_{bc}l_{cd} \cos \psi}} \right) - \arccos \left(\frac{l_{bc} + l_{cd} \cos \psi}{\sqrt{l_{bc}^2 + l_{cd}^2 + 2l_{bc}l_{cd} \cos \psi}} \right). \quad (8)$$

θ_{af}^{lower} 和 θ_{af}^{upper} 的计算结果见表 1, 对应的锚板、锚脰的具体尺寸见表 2。

表1 系统点处拖曳力与锚板的夹角 θ_{af} 的特征值

Table 1 Eigenvalues of angles between tension of anchor line and anchor plate at shackle point

l_{bc}	$\frac{l_{bc}}{l_{ad}}$	拖曳安装阶段/(°)			系泊调节阶段/(°)		
		θ_{af}^{lower}	θ_{af}^{upper}	$\theta_{af}^{M=0}$	θ_{af}^{lower}	θ_{af}^{upper}	$\theta_{af}^{M=0}$
2.968	0.7	40.6	101.6	63.995	47.1	110.8	75.225
3.392	0.8	46.5	105.6	71.223	53.5	114.2	82.149
3.816	0.9	52.6	109.5	78.125	60.0	117.7	88.791
4.240	1.0	58.7	113.3	84.766	66.7	121.3	95.234
4.664	1.1	65.1	117.1	91.212	73.7	124.9	101.559
5.088	1.2	71.7	120.9	97.530	80.9	128.7	107.847
5.512	1.3	78.5	124.8	103.79	88.5	132.7	114.191

表2 法向承力锚模型参数

Table 2 Model parameters of vertically loaded anchors

材料	变量	取值
锚板	宽度 B /m	4.64
	长度 L /m	7.92
	厚度 t /m	0.16
	面积 A_f /m ²	36.8
	a , b 之间距离 l_{ab} /m	4.24
	a , C 之间的距离 l_{ac} /m	2.12
锚脰	后缆索长度 l_{ad} /m	4.24
	前、后缆索长度比值 l_{bc}/l_{ad}	0.7~1.3
	c , d 之间的距离 l_{cd} /m	0.424
	c , e 之间的距离 l_{ce} /m	0.245
	cd 与 ce 的夹角 δ	120°
锚链	海床表面与水平方向的夹角 θ_0	0°/30°
	直径 d_{bar} /m	0.41
	有效宽度系数 E_n	1.0
	承载力系数 N_c	7.6
	与土体间摩擦系数 μ	0.1
土体	表面处不排水抗剪强度 s_{um} /kPa	1.0
	抗剪强度斜率 k /(kPa·m ⁻¹)	1.25
	法向承载力 $V_{max}/(LBs_u)$	12.66
	水平承载力 $H_{max}/(LBs_u)$	2.96
	转动承载力 $M_{max}/(LB^2s_u)$	1.89
屈服面	指数, m, n, p, q	1.32, 5.56, 1.34, 3.43

1.3 系统缆点相对锚板形心的偏心距

锚胫形态的变化将引起系统缆点的偏心距（相对于锚板形心 C ）的改变，从而影响拖曳力 T_a 在锚板上引起的弯矩 M ，因此需要寻找确定偏心距的方法。以拖曳安装过程为例，偏心距 e_h 、 e_v （图4）的推导如下：

锚胫处于状态一和状态三时，系统缆点 e 距锚板形心 C 的偏心距容易求得为

$$\begin{aligned} \text{状态一: } & \begin{cases} e_h = (l_{ad} + l_{de}) \cos \theta_{af} - l_{ac} \\ e_v = (l_{ad} + l_{de}) \sin \theta_{af} \end{cases} \\ \text{状态三: } & \begin{cases} e_h = (l_{bc} + l_{ce}) \cos \theta_{af} + l_{ac} \\ e_v = (l_{bc} + l_{ce}) \sin \theta_{af} \end{cases} \end{aligned} \quad (9)$$

锚胫处于状态二时，根据角度关系可得 $\xi = \pi - \angle abd - \angle cbd$ ，由余弦定理可知

$$\begin{aligned} \xi = \pi - \arccos \left(\frac{l_{ab} - l_{ad} \cos \eta}{l_{ad}^2 + l_{ab}^2 - 2l_{ab}l_{ad} \cos \eta} \right) - \\ \arccos \left(\frac{l_{bc}^2 + l_{ad}^2 + l_{ab}^2 - l_{cd}^2 - 2l_{ab}l_{ad} \cos \eta}{2l_{bc} \sqrt{l_{ad}^2 + l_{ab}^2 - 2l_{ab}l_{ad} \cos \eta}} \right) \end{aligned} \quad (10)$$

在局部坐标系 $x'o'y'$ 下，根据几何关系，可得

$$\left. \begin{aligned} \overline{cb} &= \begin{bmatrix} l_{ab}/2 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad \overline{ab} = \begin{bmatrix} l_{ab} \\ 0 \end{bmatrix}, \\ \overline{bc} &= \begin{bmatrix} l_{bc} \cos \xi \\ l_{bc} \sin \xi \end{bmatrix}, \quad \overline{ad} = \begin{bmatrix} l_{ad} \cos \eta \\ l_{ad} \sin \eta \end{bmatrix}, \\ \overline{cd} &= \overline{cb} + \overline{ba} + \overline{ad} \\ &= \begin{bmatrix} l_{ad} \cos \eta - l_{bc} \cos \xi - l_{ab} \\ l_{ad} \sin \eta - l_{bc} \sin \xi \end{bmatrix} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

将 \overline{cd} 经顺时针旋转 δ 角后可得

$$\overline{ce} = R_{cd} \cdot \overline{cd} \cdot \begin{pmatrix} l_{ce} \\ l_{cd} \end{pmatrix}, \quad (12)$$

其中， R_{cd} 为旋转矩阵，

$$R_{cd} = \begin{bmatrix} \cos \delta & \sin \delta \\ -\sin \delta & \cos \delta \end{bmatrix}. \quad (13)$$

系统缆点 e 距锚板形心 C 的偏心距为

$$\begin{bmatrix} e_h \\ e_v \end{bmatrix} = \overline{Cb} + \overline{bc} + \overline{ce}. \quad (14)$$

将式 (10) ~ (13) 代入 (14) 中可得到状态二时的偏心距 e_h 和 e_v 。

同样方法可以得到在系泊调节过程中系统缆点 f 距锚板形心 C 的偏心距。

1.4 θ_{af} 与 η 的关系

由 2.3 节的结果可知，锚胫处于状态一和状态三时，偏心距 e_h 、 e_v 可以由 θ_{af} 求得；锚胫处于状态二时，可由 η 求得。而在状态二时， η 与 θ_{af} 是相互关联的，推导如下。

由角度调节器的力矩平衡可得

$$T_{cb} \cdot \overline{ec} \times \overline{cb} + T_{da} \cdot \overline{ed} \times \overline{da} = 0 \quad (15)$$

其中， T_{cb} 为锚胫前缆索 bc 对 c 点的作用力， T_{da} 为后缆索 ad 对 d 点的作用力。式 (15) 中的向量为三维向量，可以由式 (11)、(12) 中的二维向量扩展得到。

式 (15) 可变形为

$$\frac{T_{cb}}{T_{da}} = - \frac{\overline{ec} \times \overline{cb}}{\overline{ed} \times \overline{da}}. \quad (16)$$

由角度调节器的合力平衡可得

$$\begin{cases} T_a \cos \theta_{af} = T_{cb} \cos \xi + T_{da} \cos \eta \\ T_a \sin \theta_{af} = T_{cb} \sin \xi + T_{da} \sin \eta \end{cases} \quad (17)$$

求解式 (17) 可得

$$\theta_{af} = \arccos \left(\frac{T_{cb}/T_{da} \cos \xi + \cos \eta}{\sqrt{T_{cb}^2/T_{da}^2 [2 \cos(\xi - \eta) + T_{cb}/T_{da}] + 1}} \right). \quad (18)$$

将式 (11)、(12) 和 (16) 代入 (18) 中可以得到 θ_{af} 与 η 之间的关系。为方便使用，得到的关系式可以写成下面的物理意义更加清晰的形式：

$$\theta_{af} = \arccos \left(\frac{T_{x'}}{\sqrt{T_{x'}^2 + T_{y'}^2}} \right) \quad (19)$$

$$\begin{cases} T_{x'} = R_t \cos \eta + \cos \xi \\ T_{y'} = R_t \sin \eta + \sin \xi \end{cases} \quad (20)$$

上式中，

$$\xi = \pi - \beta, \quad (21)$$

$$R_t = \frac{T_{da}}{T_{cb}} =$$

$$\begin{cases} \left| \frac{l_{bc}l_{ce} \sin \delta - l_{ad}l_{ce} \sin(\beta - \delta + \eta) + l_{ab}l_{ce} \sin(\beta - \delta)}{l_{bc}l_{ce} \sin(\eta + \beta + \delta) - l_{bc}l_{cd} \sin(\beta + \eta) + l_{ad}l_{ce} \sin \delta + l_{ab}l_{cd} \sin \eta - l_{ab}l_{ce} \sin(\delta + \eta)} \right|, \\ \quad \text{(拖曳安装)} \\ \left| \frac{l_{ab}l_{df} \sin(\beta + \delta) + l_{ad}l_{cd} \sin(\beta + \eta) - l_{ad}l_{df} \sin(\eta + \beta + \delta) - l_{ab}l_{cd} \sin \beta - l_{bc}l_{df} \sin(\delta)}{l_{ab}l_{df} \sin(\delta - \eta) - l_{ad}l_{df} \sin \delta - l_{bc}l_{df} \sin(\delta - \eta - \beta)} \right|, \\ \quad \text{(系泊调节)} \end{cases} \quad (22)$$

其中， β 为前锚胫与锚板的夹角（如图4所示），计算表达式为

$$\begin{aligned} \beta = & \arccos \left(\frac{l_{ab} - l_{ad} \cos \eta}{\sqrt{l_{ad}^2 + l_{ab}^2 - 2l_{ab}l_{ad} \cos \eta}} \right) + \\ & \arccos \left(\frac{l_{bc}^2 + l_{ad}^2 + l_{ab}^2 - 2l_{ab}l_{ad} \cos \eta - l_{cd}^2}{2l_{bc} \sqrt{l_{ad}^2 + l_{ab}^2 - 2l_{ab}l_{ad} \cos \eta}} \right). \end{aligned} \quad (23)$$

综上所述，可以通过迭代法由 θ_{af} 求出 η ，因此在状态二时，系统缆点的偏心距也可以由 θ_{af} 求得。

2 塑性方法

2.1 屈服面方程

基础在失效时所受的复合荷载 (V, H, M) 满足如下屈服面方程

$$f(V, H, M) = 0 \quad (24)$$

本文将采用被广泛使用^[10-13]的 O'Neill 和 Bransby 等^[7]提出的屈服面形式:

$$f = \left(\frac{V}{V_{\max}} \right)^q - 1 + \left[\left(\frac{|M|}{M_{\max}} \right)^m + \left(\frac{|H|}{H_{\max}} \right)^n \right]^{\frac{1}{p}} = 0, \quad (25)$$

式中, V_{\max} , H_{\max} 和 M_{\max} 分别为锚板在单一荷载作用下的法向、水平向和弯矩承载力; 指数 m , n , p 和 q 用以描述三维荷载空间 V - H - M 内屈服面的形状; 本文采用 Wei 等^[11]提出的屈服面参数 (见表 2)。锚板所受的复合荷载 (V, H, M) 与拖曳力 T_a 、锚板的浮重量 W' 的关系为

$$\left. \begin{aligned} V &= T_a \sin \theta_{af} - W' \sin \theta_f, \\ H &= T_a \cos \theta_{af} + W' \cos \theta_f, \\ M &= T_a (-e_v \cos \theta_{af} + e_h \sin \theta_{af}) \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

2.2 关联流动法则

采用关联流动法则计算锚板的位移^[12], 即锚板法向位移 δv 、水平位移 δh 以及转动位移 $\delta \theta_f$ 为屈服面法向向量 $(\partial f / \partial V, \partial f / \partial H, \partial f / \partial M)^T$ 与塑性系数 λ 的函数。其中

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial f}{\partial V} &= q \left(\frac{V}{V_{\max}} \right)^{q-1} \frac{1}{V_{\max}}, \\ \frac{\partial f}{\partial H} &= \text{sign}(H) \frac{n}{p} \frac{|H|^{n-1}}{H_{\max}^n} \left[\left(\frac{|M|}{M_{\max}} \right)^m + \left(\frac{|H|}{H_{\max}} \right)^n \right]^{\frac{1}{p}-1}, \\ \frac{\partial f}{\partial M} &= \text{sign}(M) \frac{m}{p} \frac{|M|^{m-1}}{M_{\max}^m} \left[\left(\frac{|M|}{M_{\max}} \right)^m + \left(\frac{|H|}{H_{\max}} \right)^n \right]^{\frac{1}{p}-1} \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

2.3 缆绳方程

Neubecker 等^[14]提出了描述土体中缆绳形状、张力、土体参数之间关系的解析表达式, 该缆绳表达式在锚式基础研究中得到广泛应用^[12, 15-16]:

$$\begin{aligned} &(\cos \theta_0 + \mu \sin \theta_0) e^{\mu(\theta_a - \theta_0)} - \cos \theta_a - \mu \sin \theta_a \\ &= E_n d_{\text{bar}} N_c \left(s_{\text{um}} y_s + \frac{k y_s^2}{2} \right) \left(\frac{1 + \mu^2}{T_a} \right), \end{aligned} \quad (28)$$

式中, d_{bar} 为缆绳直径, E_n 为缆绳截面的有效宽度系数, N_c 为缆绳的承载力系数, y_s 为系泊点的深度, s_{um} 和 k 分别为海床表面的不排水抗剪强度和抗剪强度随深度变化的斜率, μ 为缆绳与土体间的摩擦系数。DNV^[17]推荐在缆绳-土体相互作用问题中 μ 的取值应该是 0.1~0.3, Neubecker 等^[14]及 Zhang 等^[15]建议 μ 的取值分别是 0.4~0.6 和 0.1~0.6。Liu 等^[18]推荐 N_c 的

值可以取 7.6~14。缆绳为钢缆时, $E_n = 1.0$ 。本文采用的参数取值见表 2。

3 数值计算流程

设锚板的初始状态为水平置于海床表面以下 1 m 深度, 以此为起点模拟法向承力锚的安装过程。计算流程如图 7 所示。

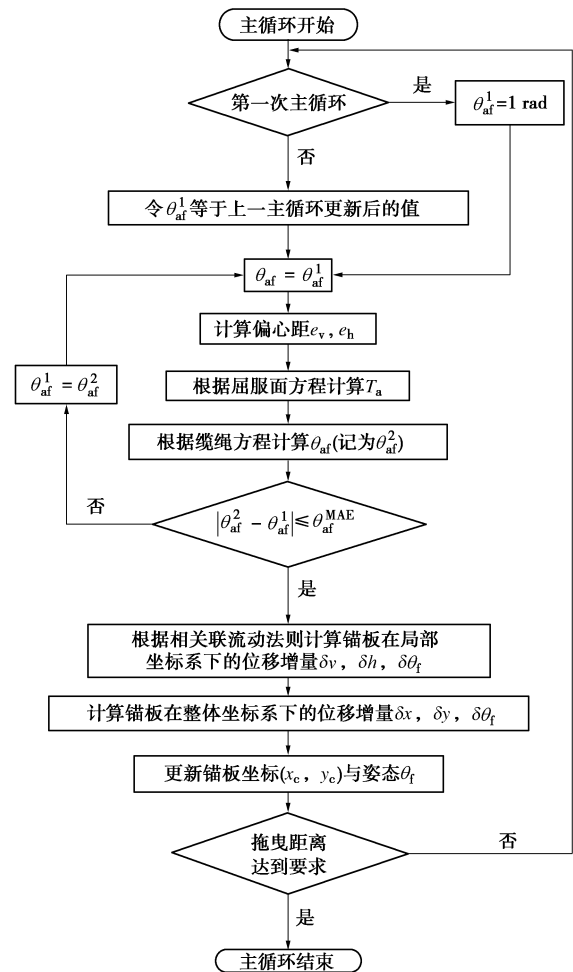


图 7 法向承力锚安装过程的计算流程

Fig. 7 Flow chart of installation simulation of vertically loaded anchors

其中, θ_{af}^{MAE} 表示迭代计算的最大允许误差, 取 0.001 弧度。用相关流动法则计算位移增量时, 塑性系数 λ 的计算表达式为

$$\lambda = \frac{\delta_s}{\sqrt{\left[\frac{\partial f}{\partial V} + e_n \text{sign}(M) \frac{\partial f}{\partial M} \right]^2 + \left[\text{sign}(H) \frac{\partial f}{\partial H} - e_v \text{sign}(M) \frac{\partial f}{\partial M} \right]^2}} \quad (29)$$

式中, 每一步的总位移增量 δ_s 取 0.005 m。

通过下式将位移增量由局部坐标系转换到整体坐

标系:

$$\left. \begin{aligned} \delta x &= -\cos(\theta_f) \delta v - \sin(\theta_f) \delta h, \\ \delta y &= -\sin(\theta_f) \delta v + \cos(\theta_f) \delta h, \\ \delta \theta_f &= \delta \theta_f. \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

4 法向承力锚运动轨迹和承载性能分析

4.1 拖曳安装与系泊调节过程分析

根据第3节计算流程, 模拟法向承力锚的安装过程, 计算条件为锚脰前、后缆索的长度比 l_{bc}/l_{ad} 即锚脰比为 0.9, 海床表面处缆绳的角度 θ_0 在拖曳安装与系泊调节过程中分别为 0° 和 30° , 拖曳嵌入过程的拖曳距离为 70 m, 结果如图 8 所示。

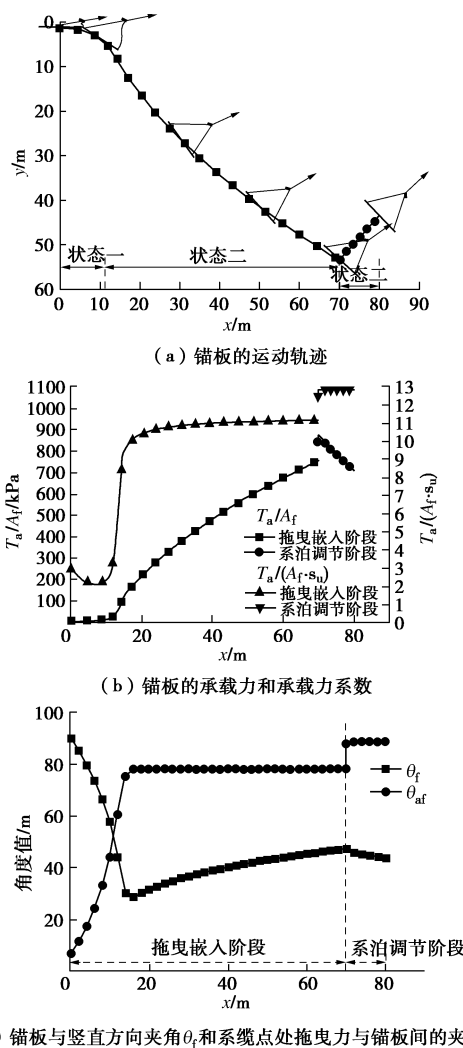


图 8 法向承力锚拖曳嵌入和系泊调节过程的计算结果

Fig. 8 Simulated results of vertically loaded anchors during installation and loading process

在拖曳嵌入的初始阶段, 系缆点处拖曳力与锚板的夹角 θ_{af} 的夹角较小, 锚脰处于状态一 (图 8 (a)), 即锚脰的后缆索 ad 受力而前缆索 bc 松弛, 因而锚板发生显著旋转, 锚板与竖直方向的夹角 θ_f 明显减小而

获得更好的下潜姿态 (图 8 (c))。此阶段持续距离相对较短, 拖曳距离约为 11.2 m, 锚板下潜深度与拖曳力的增加均较小 (图 8 (a)、8 (b))。

随着拖曳嵌入过程的不断发展, θ_{af} 的值增大, 当 $\theta_{af} \geq \theta_{af}^{\text{lower}} = 52.6^\circ$ 时, 锚脰的前、后缆索均张紧而进入状态二, 然后 θ_{af} 较快达到稳定值 (图 8 (a)、(c))。如前文所述 θ_{af} 的值决定了锚脰的形态, 因此 θ_{af} 稳定之后锚脰的形态不再变化, 此时的法向承力锚相当于传统的拖曳锚; 另外, θ_{af} 稳定后锚板重力 W' 远小于拖曳力 T_a ($T_a/W' > 10$), 重力 W' 对锚板的承载力的影响很小, 承载力主要由拖曳力决定 (见式 (25)、(26)), 因而拖曳力与锚板间的夹角 θ_{af} 稳定之后锚板的承载力系数 $T_a/(A_f \cdot s_u)$ 基本不变 (图 8 (b)); θ_{af} 的稳定值为 78.136° , 略大于 $\theta_{af}^{M=0} = 78.125^\circ$ (锚板所受的弯矩 M 等于零时 θ_{af} 的值, 见表 1), 因而 θ_{af} 稳定之后锚板的旋转远小于平移 (图 8 (a)、(c)), 这有利于锚板保持良好的下潜姿态, 使锚板下潜深度与承载力随拖曳距离增加而不断增加。

当拖曳力达到预定值后, 停止拖曳进入系泊调节过程。进入系泊调节过程后, 系缆点的变化引起锚脰形态的调整, 从而使拖曳力 T_a 较拖曳嵌入过程有显著提升 (图 8 (b)); 而且 θ_{af} 很快达到稳定值, 即调整的过程很短, 因而几乎没有引起埋深和承载力损失 (图 8 (a)、(b)、(c))。在此阶段, θ_{af} 的稳定值为 88.773° , 同样十分接近于 $\theta_{af}^{M=0} = 88.791^\circ$ (见表 1)。

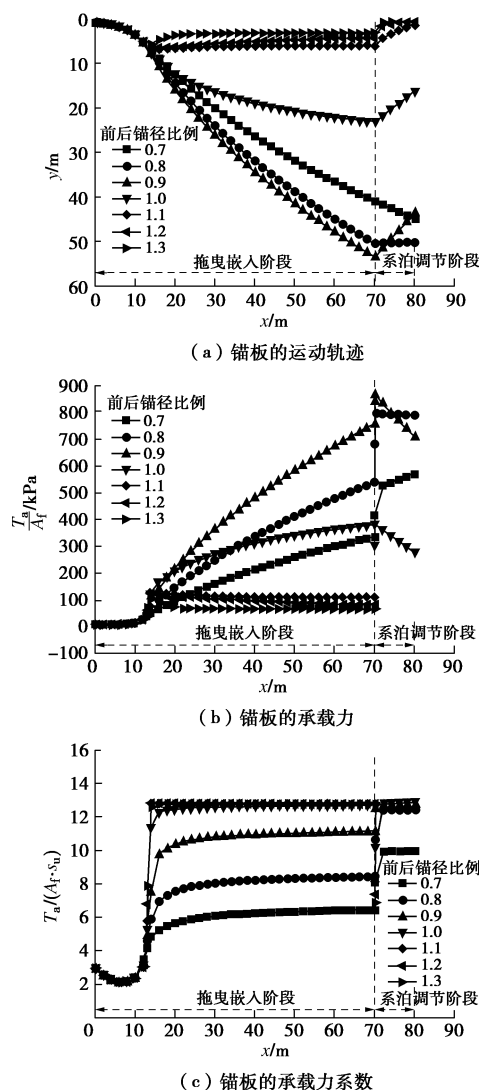
4.2 锚脰几何参数的影响

由 4.1 节的结果可知, 柔性锚脰的形态变化对法向承力锚的性能有重要影响, 而柔性锚脰由 7 个几何参数确定 (见图 4)。由于同时讨论 7 个参数的影响过于复杂, 本节将重点讨论锚脰的前缆索长度变化的影响, 结果如图 9 所示。锚脰的具体尺寸见表 2, 其中锚脰前缆索的长度由 2.968 m 变化到 5.512 m, 对应的锚脰比由 0.7 变化到 1.3。

在拖曳嵌入的初始阶段, 不同锚脰比条件下锚板运动轨迹与拖曳力曲线均重合 (图 9 (a)), 原因是此时锚脰处于状态一, 此时锚脰的 7 个几何参数中只有 l_{ac} 影响锚的性能, 而各计算中同一锚板的 l_{ac} 均相同。随着拖曳安装的继续进行, 锚脰由状态一进入状态二阶段, 此阶段内锚板的运动轨迹明显受到锚脰比变化的影响。当锚脰比小于 1.1 时, 随着拖曳距离的增加, 锚板能持续下潜, 而当锚脰比大于等于 1.1 时, 锚板将会被逐渐拔出 (图 9 (a))。因此, 就本文的研究条件而言, 在法向承力锚的设计中应该避免锚脰比大于 1.1。另外, 当锚脰比小于等于 0.9 时, 锚脰比越大, 相同拖曳距离条件下锚板下潜得越深, 而当锚脰比大于 0.9 时, 随着锚脰比的增加下潜深度越小 (图 9(a))。

在法向承力锚的施工中,期望在较短拖曳距离内达到一个较大的埋深以节约施工成本,因此从此角度而言,最优的锚径比为 0.9,锚板提供的承载力也最高。

在设计、施工中还期望以较小的安装荷载获得较大的承载力,即实现较高的承载性能比。由表 3 可知,锚径比越大,承载性能比越低。因此选取锚径比时存在矛盾,如锚径比为 0.7 时,承载性能比最大,但承载力远小于锚径比为 0.8 或 0.9 时。锚径比为 0.8 时,能够以相对较小的安装拖曳力获得与锚径比为 0.9 时非常接近的承载力。因此就本算例工况,锚径比推荐在 0.8 和 0.9 间选择。



注:当锚径比大于等于1.1,法向承力锚无法正常拖曳嵌入,因此未计算相应的系泊调节过程

图 9 锚径比对法向承力锚性能的影响

Fig. 9 Influences of shank ratio on performance of vertically loaded anchors

值得注意的是,在系泊调节阶段,当锚径比为 0.8, 0.9 或 1.0 时,锚板的埋深和承载力很快达到峰值然后减小。而锚径比为 0.7 时,由于对应的 θ_{af} 稳定值(见

表 1) 较小,位移增量中 δ_h 占比偏大,锚板能够继续下潜,拖曳力也随之继续增大(图 9 (a)、9 (b))。实际工程中,由于设计、施工误差的存在,可能出现系泊调节阶段承载力峰值达不到设计要求,或工作荷载大于承载力的意外情况,当锚径比设计为 0.7 时,埋深和承载力拥有增长余地,能够容许一定程度的设计、施工误差。

综上所述,锚径比对法向承力锚的性能有显著影响,在设计中应权衡锚径比对各方面性能的影响,选取最合适的锚径比。

表 3 不同锚径比对应的承载性能比

Table 3 Performance ratios under different bridle ratios

锚 径 比	拖曳安装过程中 拖曳力最大值		系泊调节过程中 拖曳力最大值		承载 性能 比
	$\frac{T_a}{A_f}/\text{kPa}$	$T_a/(A_f \cdot s_u)$	$\frac{T_a}{A_f}/\text{kPa}$	$T_a/(A_f \cdot s_u)$	
0.7	335.34	6.44	569.63	9.96	1.70
0.8	553.34	8.43	794.70	12.40	1.43
0.9	754.62	11.13	865.31	12.76	1.14
1.0	379.41	12.64	384.43	12.90	1.01
1.1	111.21	12.80	109.47	14.12	0.98
1.2	82.04	12.78	71.60	14.45	0.87
1.3	66.46	12.74	49.12	14.53	0.74

5 结 论

本文首先对法向承力锚的可变柔性锚径进行机构分析,指出了锚径可能出现的 3 种状态,推导了通过系缆点处拖曳力与锚板方向的夹角 θ_{af} 确定锚径形态的方法。然后将该方法引入塑性方法中,建立了可考虑柔性锚径形态变化的数值计算方法。通过对法向承力锚的拖曳嵌入与系泊调节过程的数值模拟,分析了法向承力锚的性能特点,得到以下 5 点结论。

- (1) 在拖曳嵌入过程中,锚径依次经历如下 3 个阶段:①锚径处于状态一;②锚径处于状态二, θ_{af} 未达到稳定值;③锚径处于状态二, θ_{af} 保持稳定。
- (2) 阶段①的持续距离较短,但在此阶段内,锚板显著旋转,锚板与竖直方向的夹角 θ_f 大幅减小,使锚板获得良好的下潜姿态。
- (3) 锚径达到状态二后较快就进入阶段③, θ_{af} 的值保持稳定,锚径的形态不再变化,此时的法向承力锚相当于传统的拖曳锚;并且 θ_{af} 的稳定值十分接近于 $\theta_{af}^{M=0}$ (作用于锚板的力矩 M 为零时对应的 θ_{af} 值),锚板的旋转远小于平移,有利于保持下潜姿态。
- (4) 在系泊调节过程中, θ_{af} 很快达到稳定,锚板的承载力较拖曳嵌入过程有明显提高;并且稳定前的调节过程较为短暂,锚板的埋深和承载力损失很小。

(5) 通过改变锚脰比的变参数分析发现, 当锚脰比大于 1.1 时, 安装过程中锚板会被逐渐拔出, 拖曳嵌入过程无法完成; 当锚脰比等于 0.9 时, 相同拖曳距离对应的下潜深度最大; 当锚脰比等于 0.7 时, 承载性能比最大。

总之, 锚脰的几何参数对法向承力锚的运动轨迹、承载性能有显著影响, 因此在设计和施工过程中应综合考虑锚脰比对锚板性能的影响, 依据主要决策目标进行合理选取。

参考文献:

- [1] 刘海笑, 杨晓亮. 法向承力锚(VLA): 一种适用于深海工程的新型系泊基础[J]. 海洋技术, 2005, **24**(3): 78 - 82. (LIU Hai-xiao, YANG Xiao-liang. Vertically loaded anchor (VLA): a new mooring foundation applied to deep sea engineering[J]. Ocean Technology, 2005, **24**(3): 78 - 82. (in Chinese))
- [2] AUBENY C, CHI C M. Analytical model for vertically loaded anchor performance[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, **140**(1): 14 - 24.
- [3] VRYHOF ANCHORS BV. Anchor manual 2010[M]. Capelle/d'Yssel, The Netherlands: Vryhof Anchors BV, 2010.
- [4] STEWART W P. Drag embedment anchor performance prediction in soft soils[C]//Offshore Technology Conference. Texas, 1992: 241 - 248.
- [5] NEUBECKER S R, Randolph M F. Performance of embedded anchor chains and consequences for anchor design[C]//Offshore Technology Conference. Texas, 1999: 191 - 200.
- [6] DAHLBERG R. Design procedures for deepwater anchors in clay[C]//Offshore Technology Conference. Texas, 1998: 559 - 567.
- [7] O'NEILL M P, BRANSBY M F, Randolph M F. Drag anchor fluke-soil interaction in clays[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2011, **40**(1): 78 - 94.
- [8] ELKHATIB S, RANDOLPH M F. The effect of interface friction on the performance of drag-in plate anchors[C]//Proceedings of the First International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth, 2005: 171 - 177.
- [9] AUBENY C P, CHI C. Mechanics of drag embedment anchors in a soft seabed[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, **136**(1): 57 - 68.
- [10] RANDOLPH M F, CASSIDY M J, TIAN Y. Analytical solution for ultimate embedment depth and potential holding capacity of plate anchors[J]. Géotechnique, 2015, **65**(6): 1 - 14.
- [11] WEI Q, CASSIDY M J, TIAN Y, et al. Incorporating shank resistance into prediction of the keying behavior of suction embedded plate anchors[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2015, **141**(1): 04014080.
- [12] CASSIDY M J, GAUDIN C, RANDOLPH M F, et al. A plasticity model to assess the keying of plate anchors[J]. Géotechnique, 2012, **62**(9): 825 - 836.
- [13] YANG M, AUBENY C P, MURFF J D. Behavior of suction embedded plate anchors during keying process[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, **138**(2): 174 - 183.
- [14] NEUBECKER S R, RANDOLPH M F. Profile and frictional capacity of embedded anchor chains[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1995, **121**(11): 797 - 804.
- [15] ZHANG W, LIU H, ZHAO Y, et al. Interactional properties between drag anchor and installation line[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, **140**(2): 04013018.
- [16] 岳艳召, 张 炜, 刘海笑. 拖曳锚与安装缆绳相互作用力计算方法研究[J]. 岩土力学, 2013, **34**(2): 503 - 512. (YUE Yan-zhao, ZHANG Wei, LIU Hai-xiao. Study of calculation methods for interactional force between drag anchor and installation cable[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(2): 503 - 512. (in Chinese))
- [17] DET NORSKE VERITAS. Design and installation of fluke anchors in clay[M]. Bærum: Det Norske Veritas, 1999.
- [18] LIU H, LI Y, YANG H, et al. Analytical study on the ultimate embedment depth of drag anchors[J]. Ocean Engineering, 2010, **37**(14/15): 1292 - 1306.