

DOI: 10.11779/CJGE201601012

# 吸力贯入式板锚转动上拔过程的数值模拟研究

王 腾, 严 梦

(中国石油大学(华东)船舶与海洋工程系, 山东 青岛 266580)

**摘 要:** 吸力贯入式板锚(SEPLA)是一种系泊深海浮式结构的新型基础,在转动上拔的过程中其埋深和承载力会不断减小。采用包络面塑性极限分析方法,对吸力贯入式板锚在其转动上拔的过程中的埋深损失和承载力进行了模拟分析,并考虑锚链、土和板锚的相互作用。研究了切向偏心、锚链泥线夹角等参数对埋深损失、板锚转角、承载力的影响,并与离心机模型试验数据验证。研究结果表明,随着锚眼切向偏心的增大,板锚埋深损失逐渐减小,甚至出现埋深增大的现象,但相应的承载力显著降低。当偏心比 $e_p/e_n < 0.1$ 时,板锚的承载力基本不变;当 $e_p/e_n > 0.1$ 后,板锚的承载力随 $e_p/e_n$ 增大而减小。泥线处锚链倾角越小时,板锚的转动角度越小,获得的承载力效果越好。

**关键词:** 板锚; 转动; 锚链; 塑性方法; 数值分析

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)01-0118-06

**作者简介:** 王 腾(1973-),男,山东海阳人,博士,教授,主要从事海洋岩土工程方面研究。E-mail: wteng73@upc.edu.cn。

## Numerical study on keying of suction embedded plate anchors

WANG Teng, YAN Meng

(Department of Offshore Engineering, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China)

**Abstract:** The suction embedded plate anchor (SEPLA) is a new foundation to moor floating structures in deep water. Loss of embedment during keying has a significant effect on the design capacity. The envelope analysis method of plastic limit is adopted to simulate and analyze the embedment loss and the capacity of the keying process of SEPLAs, taking into account of the interactions of anchor chain, soil and plate anchor. The effects of varying padeye offsets and mudline angle of anchor chain on the embedment loss, inclination and capacity of the plate anchor are studied, and they are verified by the data of centrifuge experiments. The results from simulations show that the embedment loss of SEPLA decreases with the increase of padeye location offset towards the bottom of the anchor. The capacity of the plate anchor keeps stable when the eccentricity ratio of  $e_p/e_n$  is less than 0.1. When  $e_p/e_n$  is greater than 0.1, the bearing capacity of plate anchor significantly decreases. Besides, a better result of the bearing capacity can be yielded under the condition of a smaller mudline angle of the anchor chain with a smaller rotation angle.

**Key words:** plate anchor; keying; anchor chain; plasticity approach; numerical analysis

## 0 引 言

在海上油气开采逐渐向深水发展的趋势下,钻井生产平台面临的工况(风、浪、流)条件越来越恶劣,所以锚泊系统对其定位作用显得越来越重要。因此,国际上出现了许多种海洋工程用锚装置<sup>[1]</sup>如拖曳前置锚、法向承力锚(VLA)、吸力锚、吸力贯入式板锚(SEPLA)等。其中,把板锚与负压桶结合起来的吸力贯入式板锚在安装上具有很多优点,如成本低、定位精确、安装时间短等。这已在国外如墨西哥湾、安哥拉海域<sup>[2]</sup>的工程应用中得到了验证。

SEPLA的安装过程为<sup>[3]</sup>:首先将板锚安装在负压桶底部的狭槽上,在其自重和靠泵吸出桶内水后形成压差的共同作用下贯入土中并到达目标深度;然后再

向桶内泵入水来回收负压桶,板锚留在土中;最后通过张紧锚链使板锚上拔旋转到一定角度来抵抗拉力荷载。

板锚在转动上拔的过程中其埋深不断减小,由于海底正常固结黏土不排水抗剪强度随深度增大的影响,板锚的抗拔承载力会相应的减小,所以有必要对板锚上拔过程的承载力和埋深损失进行研究。板锚的上拔旋转过程是大变形过程,常规的有限元无法模拟,Wang等<sup>[4-5]</sup>运用RITSS大变形有限元法研究了板锚在土中的上拔旋转过程和抗拔承载力的影响规律。Tian

基金项目: 国家自然科学基金项目(51179201); 中央高校基本科研业务费专项资金项目(15CX05040A)

收稿日期: 2015-01-05

等<sup>[6-7]</sup>运用ABAQUS内置插值和网格重构研究板锚在土中大变形转动的承载机理, 并对现有SEPLA模型进行了改进。Lowmass<sup>[8]</sup>、Aubeny等<sup>[9-10]</sup>、Cassidy等<sup>[11]</sup>、Yang等<sup>[12]</sup>运用对板锚在广义荷载下的塑性极限分析建立包络面, 对板锚的转动上拔过程进行了数值模拟分析, 其计算量远小于大变形有限元法, 该方法的正确性由Cassidy通过与离心机模型试验数据对比进行了验证。

为了减小板锚转动上拔过程中的埋深损失, 很多文献对板锚的法向偏心距  $e_n$  对埋深损失及转角的影响进行了研究<sup>[11-13]</sup>。Tian 等<sup>[14]</sup>运用包络面塑性极限分析法, 研究了均质土中锚眼拉力倾角  $\theta_a$  为常数 (即无锚链) 时, 锚眼切向偏心距  $e_p$  对板锚埋深损失和运动趋势的影响, 得出当  $e_p$  大于某一限值时, 板锚会向下运动。但实际上在板锚的上拔过程中, 锚眼处锚链倾角  $\theta_a$  是动态变化的, 有必要考虑锚链与土的相互作用。

本文将基于 Neubecker 等<sup>[15]</sup>对锚链的形状参数和土层特性提出的锚链在土中切割的运动方程, 采用包络面塑性极限分析法, 并用 matlab 中 lsqnonlin 函数进行编程求解, 考虑非均质土中锚链和板锚的动态相互作用, 对板锚上拔转动过程进行数值模拟分析, 研究了切向偏心、锚链泥线夹角等参数对埋深损失、板锚转角、承载力的影响, 并与离心机试验数据进行了比较验证。

## 1 板锚受力分析

### 1.1 塑性包络面

塑性方法最初用于分析拖曳锚<sup>[16]</sup>的运动响应, 假设锚的运动取决于屈服包络面 (Bransby 等<sup>[17]</sup>提出) 和相关联流动法则。Cassidy<sup>[11]</sup>基于此方法, 将 SEPLA 简化成有锚眼偏心 (切向和垂向) 的矩形板, 模型二维受力示意图如图 1 所示。板高为  $B$ , 长为  $L$ , 厚度为  $t$ , 锚链作用于锚眼的拉力即板锚承载力定义为  $T_a$ , 锚眼切向偏心为  $e_p$ , 法向偏心为  $e_n$ 。

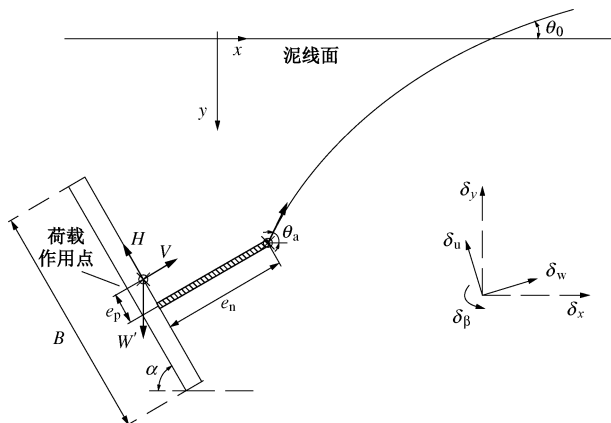


图1 板锚塑性模型

Fig. 1 Plasticity model for plate anchor

Bransby 等<sup>[17]</sup>于 1999 年提出了关于矩形锚的包络面方程:

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

式中,  $V_{\max}$ ,  $H_{\max}$  和  $M_{\max}$  分别为法向、切向和转动方向的单轴极限承载力, 且指数  $m$ ,  $n$ ,  $p$ ,  $q$  由包络面的三维形状确定, 常见的取值<sup>[18-19]</sup>如表 1 所示。这些值随着  $B/t$  比值的变化而变化。

表 1 包络面方程的指数取值

Table 1 Parameters of yield surface equation				
$B/t$	$m$	$n$	$p$	$q$
7	1.26	3.72	1.09	3.16
7	1.27	3.46	1.03	3.23
20	1.14	4.92	1.00	3.39
20	1.07	4.19	1.10	4.02

### 1.2 模型计算过程

本文采用与 Cassidy<sup>[11]</sup>类似的方法, 从垂直位置开始转动分析, 基于塑性包络面计算出荷载作用点的运动增量。由于锚的位置发生了变化, 又可以计算出新的拉力, 而这一过程不断重复直到板锚不再转动为止。

(1) 计算板锚在当前深度发生屈服的拉力  $T_a$ , 其分量  $V$ ,  $H$ ,  $M$  可用下式表示:

$$V = T_a \sin(\pi - \alpha - \theta_a) - W' \sin(\pi/2 - \alpha), \quad (2)$$

$$H = T_a \cos(\pi - \alpha - \theta_a) - W' \cos(\pi/2 - \alpha), \quad (3)$$

$$M = T_a (e_n \cos(\pi - \alpha - \theta_a) + e_p \sin(\pi - \alpha - \theta_a)). \quad (4)$$

由于土体屈服时, 拉力分量  $V$ ,  $H$ ,  $M$  满足包络面方程 (1), 且已知初始时板锚倾角  $\alpha$  和  $\theta_a$ , 式 (1) 就只有承载力  $T_a$  一个未知量, 可用数值计算方法求得。其中单轴极限承载力  $V_{\max}$ ,  $H_{\max}$  和  $M_{\max}$  可根据当前深度的不排水抗剪强度  $s_u$  计算得到。然后再由承载力  $T_a$  分别算出分量  $V$ ,  $H$ ,  $M$ 。

(2) 计算局部位移增量, 可通过对包络面方程求微分得

$$\begin{pmatrix} \delta w \\ \delta u \\ B\delta\beta \end{pmatrix} = \lambda \begin{pmatrix} \partial f / \partial V \\ \text{sign}(H) \partial f / \partial H \\ \text{sign}(M) \partial f / \partial (M/B) \end{pmatrix}, \quad (5)$$

式中,  $\delta w$  为局部坐标系下的法向位移,  $\delta u$  为切向位移,  $\delta\beta$  为转角,  $\lambda$  为塑性乘子。假定板锚每次增量步中转动的角度  $\delta\beta = 0.05^\circ$ , 由下式可求得  $\lambda$ :

$$\lambda = \frac{\delta\beta}{\text{sign}(M) \partial f / \partial M}, \quad (6)$$

进而求得  $\delta w$  和  $\delta u$ , 如图 1 所示。

包络面的微分表达式为

$$\frac{\partial f}{\partial V} = q \left( \frac{V}{V_{\max}} \right)^{q-1} \frac{1}{V_{\max}}, \quad (7)$$

$$\frac{\partial f}{\partial H} = \frac{n}{pH_{\max}} \left[ \left( \frac{|M|}{M_{\max}} \right)^m + \left( \frac{|H|}{H_{\max}} \right)^n \right]^{(1/p)-1} \left( \frac{|H|}{H_{\max}} \right)^{n-1}, \quad (8)$$

$$\frac{\partial f}{\partial M/B} = \frac{mB}{pM_{\max}} \left[ \left( \frac{|M|}{M_{\max}} \right)^m + \left( \frac{|H|}{H_{\max}} \right)^n \right]^{(1/p)-1} \left( \frac{|M|}{M_{\max}} \right)^{m-1}. \quad (9)$$

(3)把计算得到的局部位移增量转化成整体坐标系下的位移增量,

$$\delta x = \cos(\theta_{\text{plate}} - \pi/2) \delta w - \sin(\theta_{\text{plate}} - \pi/2) \delta u, \quad (10)$$

$$\delta y = \sin(\theta_{\text{plate}} - \pi/2) \delta w + \cos(\theta_{\text{plate}} - \pi/2) \delta u, \quad (11)$$

$$\delta \beta = \delta \beta. \quad (12)$$

(4)由 $T_a$ 和泥线处的锚链倾角 $\theta_0$ ,根据Neubecker和Randolph<sup>[15]</sup>提出的锚链方程,可计算出锚眼处倾角 $\theta_a$ :

$$e^{\mu(\theta_a - \theta_0)} (\cos \theta_0 + \mu \sin \theta_a) - \cos \theta_a - \mu \sin \theta_a = E_n d_{\text{bar}} N_{ac} \left( s_{\text{um}} y_{\text{padeye}} + \frac{k y_{\text{padeye}}^2}{2} \right) \left( \frac{1 + \mu^2}{T_a} \right), \quad (13)$$

式中, $\theta_0$ 为泥线处的锚链倾角, $d_{\text{bar}}$ 为链的直径, $E_n$ 为垂直于锚链的有效链宽比例系数, $N_{ac}$ 为链的承载系数, $y_{\text{padeye}}$ 为当前锚眼的埋深, $s_{\text{um}}$ 和 $k$ 分别为泥线处的土抗剪强度和梯度, $\mu$ 为锚链的摩擦系数, $T_a$ 为步骤(1)里计算出的拉力。

反复重复步骤(1)~(4),直到板锚不再转动为止( $M=0$ ),并计算出板锚总的埋深损失。

## 2 模型参数

矩形板锚宽为4 m,厚为0.2 m,宽厚比 $B/t=20$ ,所以包络面方程中的指数参数可选为 $m=1.07, n=4.19, p=1.1, q=4.02$ (见表1)。并且设锚长宽比 $L/B=2$ (Wang等<sup>[4]</sup>),所以长为8 m,板锚的有效重量为350 kN。泥线处的不排水抗剪强度 $s_{\text{um}}$ 设为1 kPa,强度梯度 $k=1.25$  kPa/m,则可以得出当前深度土的不排水抗剪强度 $s_u$ ,本文设荷载作用点的初始深度 $y_0$ 为20.25 m。而板锚的单轴极限承载力可根据Elkhatib等<sup>[18]</sup>提出的 $V_{\max}/LBs_u=13.21, H_{\max}/LBs_u=3.22, M_{\max}/LB^2s_u=2.05$ 计算得到。本文中主要研究锚眼切向偏心 $e_p$ 的影响,设法向偏心 $e_n$ 为2.5 m, $e_p/e_n$ 的值为0, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7。通过上述步骤计算,则可以得到板锚上拔旋转过程中的运动轨迹和无量纲抗拔承载力系数 $N_c=T_a/As_u$ 与切向偏心 $e_p$ 的关系。

## 3 数值模拟结果

### 3.1 锚眼处锚链倾角 $\theta_a$ 的变化规律

锚链泥线倾角 $\theta_0$ 通常为 $35^\circ \sim 45^\circ$ ,在 $\theta_0$ 为定值的情况下,根据步骤4中的式(13)可更新锚眼处锚链倾角 $\theta_a$ ,锚眼处倾角 $\theta_a$ 随着承载力 $T_a$ 的增大而逐渐张紧变化。图2为 $\theta_0=30^\circ, 40^\circ, 50^\circ$ ,偏心比 $e_p/e_n=0$ 时,锚链倾角随无量纲拉力 $N_c$ 的变化曲线。从图2中可看出,随着拉力的增大,锚眼处锚链倾角 $\theta_a$ 逐渐减小,板锚转动到稳定状态时, $\theta_a$ 分别为 $35.5^\circ, 44.4^\circ, 53.6^\circ$ ,慢慢接近锚链在泥线处的倾角 $\theta_0$ 。

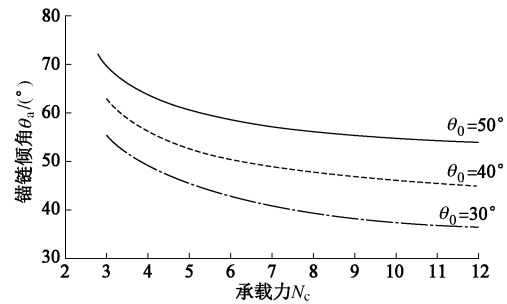


图2 锚链倾角随拉力变化

Fig. 2 Variation of inclinations of plate anchor with tension loads

图3为 $\theta_0=40^\circ$ 时,板锚在上拔转动过程中, $\theta_a$ 随板锚倾角 $\alpha$ 及偏心比 $e_p/e_n$ 的变化。由图可见,在板锚上拔过程中, $\theta_a$ 随 $\alpha$ 的增大基本呈线性关系减小,当板锚转动趋于稳定后, $\theta_a$ 基本趋于一定值。且随 $e_p/e_n$ 的增大, $\theta_a$ 在达到一个最小值后又反向逐渐增大,直到板锚不再转动。在板锚的整个上拔过程中 $\theta_a$ 的变化范围有 $45^\circ$ ,所以不能简单假定 $\theta_a$ 为一个常数对板锚转动规律进行分析。

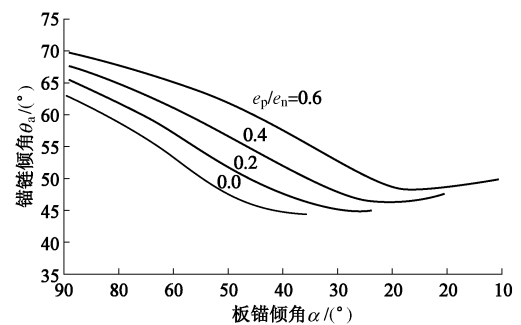


图3 板锚倾角及偏心比 $e_p/e_n$ 的变化

Fig. 3 Variation of inclinations and  $e_p/e_n$  of plate anchor

图4给出板锚转动稳定后, $\theta_a$ 与偏心比 $e_p/e_n$ 的关系。从图4中可以看出: $e_p/e_n < 0.1$ 时, $\theta_a$ 基本为定值, $e_p/e_n$ 的影响很小; $e_p/e_n > 0.2$ 后, $\theta_a$ 随 $e_p/e_n$ 增大而逐渐增大。

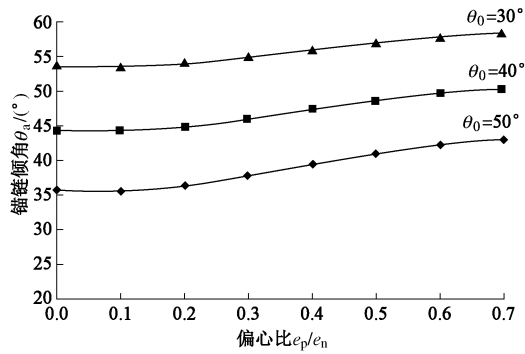


图4 板锚稳定时锚链倾角随偏心比的变化

Fig. 4 Variation of inclinations of plate anchor with  $e_p/e_n$  at stable state

### 3.2 偏心比 $e_p/e_n$ 对埋深损失的影响

图5为 $\theta_0=30^\circ$ ,  $40^\circ$ ,  $50^\circ$ 时偏心比 $e_p/e_n$ 和板锚埋深损失的关系曲线图。从图5可以看出随着偏心比 $e_p/e_n$ 的增大,埋深损失逐渐减小;当 $e_p/e_n$ 大于0.3时,曲线出现拐点,板锚的埋深损失显著减小,板锚向埋深增大的下方运动,甚至出现负值( $\theta_0=30^\circ$ ,  $e_p/e_n>0.4$ ),其承载力随埋深增大显著降低。比较图5(a)、5(b)、5(c)还可以看出随着 $\theta_0$ 增大,发生转折时所对应的 $e_p/e_n$ 值逐渐增大。当 $\theta_0=50^\circ$ 时, $e_p/e_n>0.3$ 后,埋深损失曲线出现拐点,但与 $\theta_0=30^\circ$ 时相比, $e_p/e_n$ 对埋深损失的影响程度减弱。

图6为板锚旋转稳定后 $e_p/e_n$ 对总的埋深损失的影响。由图可知,随着 $e_p/e_n$ 比值的增大,埋深损失降低;泥线锚链倾角 $\theta_0$ 越小,埋深损失越小, $\theta_0=30^\circ$ 相对于 $\theta_0=50^\circ$ 时埋深损失减小幅度为38.9%~58.9%。

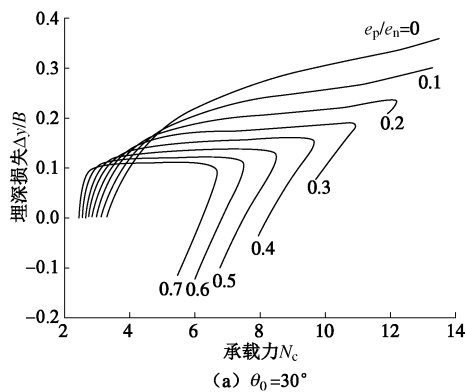
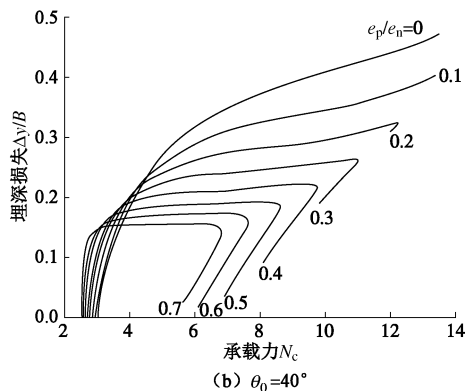
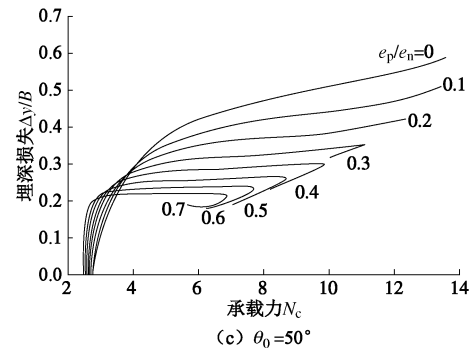
(a)  $\theta_0=30^\circ$ (b)  $\theta_0=40^\circ$ 图5 偏心比  $e_p/e_n$  对埋深损失的影响

Fig. 5 Effects of padeye offsets on embedment loss

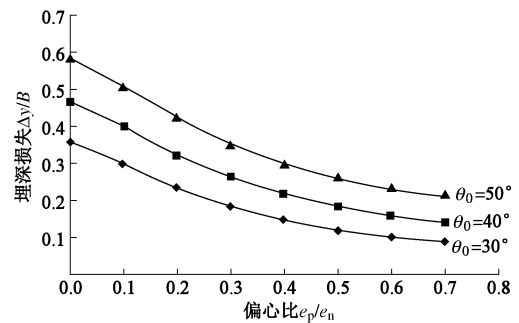
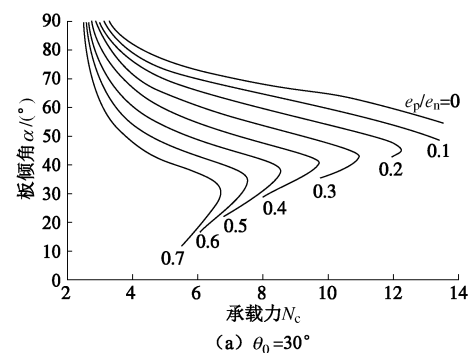
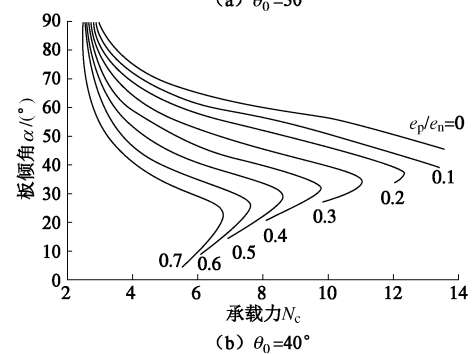
图6 不同  $e_p/e_n$  时的最终埋深损失

Fig. 6 Embedment losses at the end of keying under different  $e_p/e_n$

### 3.3 $e_p/e_n$ 对板锚倾角 $\alpha$ 的影响

板锚转动过程中的倾角 $\alpha$ 与上拔力( $N_c=T_a/As_u$ )的变化关系如图7所示。从图中可以看出,板锚倾角 $\alpha$ 随上拔力 $T_a$ 的增大而减小,在开始时转动较快,后期随 $e_p/e_n$ 的减小而趋于平缓。当 $e_p/e_n>0.2$ 后,倾角 $\alpha$ 的曲线上出现拐点,该拐点对应的倾角值随着 $e_p/e_n$ 的增大而减小。出现拐点后,倾角 $\alpha$ 继续减小,但板锚的承载力显著降低。

(a)  $\theta_0=30^\circ$ (b)  $\theta_0=40^\circ$

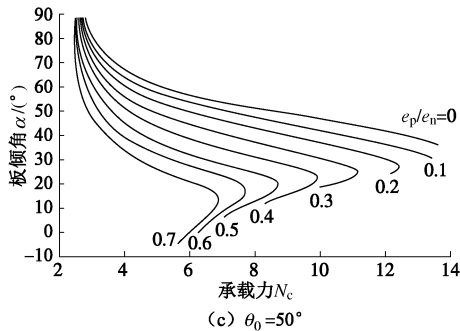


图 7 不同  $e_p/e_n$  时的板锚倾角与上拔力 ( $\theta_0$  为常数)

Fig. 7 Effects of padeye offset on anchor inclination and normalised load under constant  $\theta_0$

表 2 给出了不同偏心比 ( $e_p/e_n$ ) 时板锚转动达到拐点时, 即承载力最大时所对应的锚链倾角  $\theta_a$ 、弯矩  $M$  和板锚倾角  $\alpha$ 。从表中的结果可以看出,  $e_p/e_n=0$ , 0.1 时, 弯矩  $M$  为 0 或较小, 且  $\theta_a+\alpha=90^\circ$ , 锚链拉力垂直于板锚平面方向, 所以对应着板锚转动达到最大承载力后不再转动; 而随着  $e_p/e_n$  的增大, 板锚达到最大承载力时弯矩  $M$  显著增大, 在此弯矩的作用下板锚会继续逆时针转动, 且  $\theta_a+\alpha \neq 90^\circ$ , 所以承载力降低。

图 8 为板锚稳定时偏心比对板锚倾角的影响, 从图 8 中可以看出, 板锚倾角随  $e_p/e_n$  的增大线性减小, 且随  $\theta_0$  增大而减小。当  $\theta_0=50^\circ$  时, 板锚转动稳定后,  $\theta_a$  出现负值, 这也可从图 7 (c) 中看出。

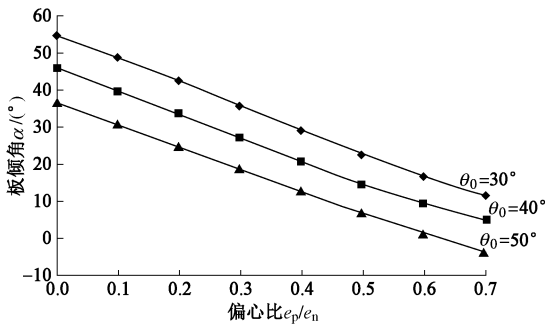


图 8 板锚稳定时偏心比对板锚倾角的影响

Fig. 8 Effects of eccentric ratios on anchor inclination at stable state

3.4  $e_p/e_n$  对板锚最大承载力的影响

图 9 为偏心比  $e_p/e_n$  对板锚承载力的影响。由图可

见, 当  $e_p/e_n=0.0\sim 0.1$  时, 板锚的承载力系数  $N_c$  基本不变, 约为 13.5。当  $e_p/e_n>0.1$  后, 承载力呈线性减小, 且不同泥线倾角  $\theta_0$  下的承载力曲线基本重合, 表明  $\theta_0$  的影响很小。结合图 4, 进一步说明, 虽然增大  $e_p/e_n$  比可以显著减小板锚的埋深损失, 但以牺牲承载力为代价。板锚的设计是以承载力为根本, 不能为了减小埋深损失而一味增大切向偏心, 其后果是埋深减小了, 但承载力也显著降低了。建议偏心比  $e_p/e_n$  取值不能大于 0.1。

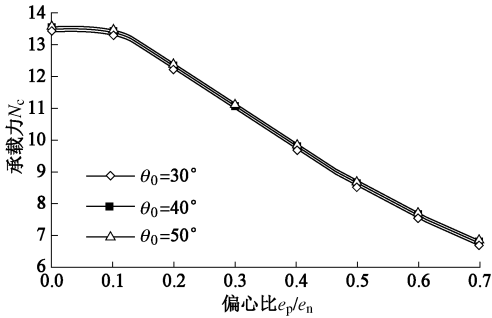


图 9 不同偏心比  $e_p/e_n$  时的板锚最大承载力

Fig. 9 Variation of peak bearing capacity with eccentric ratio

3.5 数值结果与试验结果比较

为了验证本文数值方法的适用性, 数值计算结果与 Cassidy<sup>[11]</sup>文中的离心机试验数据进行了对比验证, 结果如图 10 所示。图 10 为埋深损失  $\Delta y/B$  和板锚倾角  $\alpha$  变化的关系曲线图。从图中可以看出, 本文的数值计算结果与本板锚离心机试验数据基本吻合, 埋深损失和板锚倾角基本一致, 较好地反映了板锚上拔转动过程的规律, 验证了本文数值计算方法的适用性。

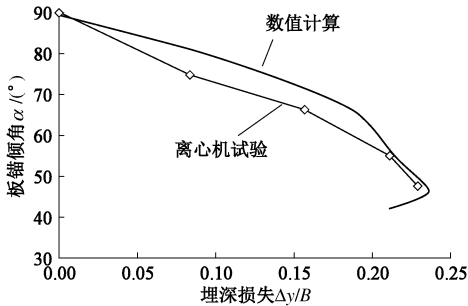


图 10 数值计算结果与离心机试验数据对比

Fig. 10 Comparison between numerical results and centrifuge tests

表 2 最大承载力时的  $\theta_a$  和弯矩  $M$

Table 2 Values of  $\theta_a$  and  $M$  under peak anchor load

$e_p/e_n$	$\theta_0=30^\circ$			$\theta_0=40^\circ$			$\theta_0=50^\circ$		
	$\theta_a/(^\circ)$	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$\alpha/(^\circ)$	$\theta_a/(^\circ)$	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$\alpha/(^\circ)$	$\theta_a/(^\circ)$	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$\alpha/(^\circ)$
0	35.54	0.29	54.37	44.35	8.24	45.57	53.59	-13.57	36.46
0.1	35.67	34.57	48.59	44.47	6.23	39.74	53.69	18.39	30.54
0.2	36.27	1218.38	45.09	44.96	1151.56	36.28	54.09	1030.06	26.89
0.3	37.08	2757.28	42.91	45.63	2691.96	34.25	54.66	2587.98	25.02
0.4	38.03	3867.39	40.47	46.41	3775.14	31.88	55.32	3645.22	22.68
0.5	39.10	4542.77	37.60	47.29	4422.10	29.07	56.06	4356.16	20.15
0.6	40.22	4891.46	34.34	48.22	4773.29	25.95	56.83	4685.65	17.08
0.7	41.32	4995.88	30.69	49.14	4929.12	22.61	57.60	4830.48	13.81

## 4 结 论

(1) 在板锚上拔过程中, 锚眼处锚链倾角  $\theta_a$  与板锚倾角  $\alpha$  基本呈线性关系逐渐减小。随偏心比  $e_p/e_n$  的增大,  $\theta_a$  在达到一个最小值后又反向逐渐增大, 直到板锚不再转动。板锚转动稳定后锚链的倾角  $\theta_a$  基本随  $e_p/e_n$  线性增大。

(2) 板锚转动过程中的倾角  $\alpha$  随  $e_p/e_n$  的增大而快速减小, 板锚转动稳定后, 板锚倾角  $\alpha$  随  $e_p/e_n$  线性减小。

(3) 当  $e_p/e_n < 0.1$  时, 板锚的最大承载力基本不变, 当  $e_p/e_n$  比值大于 0.3 时, 埋深损失有明显降低, 但同时抗拔承载力也显著减小。建议偏心比  $e_p/e_n$  取值不大于 0.1。

## 参考文献:

- [1] 叶邦全. 海洋工程用锚类型及其发展综述[J]. 船舶与海洋工程, 2012, 3: 1 - 7. (YE Bang-quan. Review of anchor types and development in marine engineering[J]. Naval Architecture and Ocean Engineering, 2012, 3: 1 - 7. (in Chinese))
- [2] SONG Zhen-he. Pullout behavior of suction embedded plate anchors in clay[D]. Perth: Curtin University of Technology, 2008.
- [3] DOVE P, TREU H, WILDE B. Suction embedded plate anchor (SEPLA): a new anchoring solution for ultra-deep water mooring [C]// Proceedings of the Deep Offshore Technology Conference. New Orleans, 1998.
- [4] WANG D, HU Y, RANDOLPH M F. Three-dimensional large deformation finite-element analysis of plate anchors in uniform clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(2): 355 - 365.
- [5] WANG D, HU Y, RANDOLPH M F. Keying of rectangular plate anchors in normally consolidated clays[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 137(12): 1244 - 1253.
- [6] TIAN Y, CASSIDY M J, RANDOLPH M F, et al. A simple implementation of RITSS and its application in large deformation analysis[J]. Computers and Geotechnics, 2014, 56: 160 - 167.
- [7] TIAN Y, GAUDIN C, CASSIDY M J. Improving plate anchor design with a keying flap[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, 140(5): 04014009.
- [8] LOWMASS A C. Installation and keying of follower embedded plate anchor[D]. Perth: University of Western Australia, 2006.
- [9] AUBENY C P, MURFF J D, Kim B M. Prediction of anchor trajectory during drag embedment in soft clay[J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2008, 18(4): 314 - 319.
- [10] 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.
- [11] 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.
- [12] YANG M, AUBENY C P, MUEFF J D. Behavior of suction embedded plate anchors during keying process[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 138(2): 174 - 183.
- [13] SONG Z, HU Y, O'LOUGHLIN C, et al. Loss in anchor embedment during plate anchor keying in clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2009, 135(10): 1475 - 1485.
- [14] TIAN Y, CASSIDY M J, GAUDIN C. The influence of padeye offset on plate anchor re-embedding behaviour[J]. Géotechnique Letters, 2014, 4(1-3): 39 - 44.
- [15] NEUBECKER S R, RANDOLPH M F. Profile and frictional capacity of embedded anchor chains[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1995, 121(11): 797 - 803.
- [16] O'NEILL M P, BRANSBY M F, RANDOLPH M F. Drag anchor fluke soil interaction in clays[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2003, 40(1): 78 - 94.
- [17] BRANSBY M F, O'NEILL M P. Drag anchor fluke-soil interaction in clays[C]// Proceeding of the International Symposium on Numerical Models in Geomechanics (NUMOG VII). Graz, 1999: 489 - 494.
- [18] ELKHATIB S, RANDOLPH M F. The effect of interface friction on the performance of drag-in plate anchors[C]// Proceeding of the 5th International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth, 2005.
- [19] ELKHATIB S. The behaviour of drag-in plate anchors in soft cohesive soils[D]. Perth: University of Western Australia, 2006.