

岳宏亮,王焱,张春会,等.吸力贯入式板锚安装过程与承载特性变化规律[J].湖南科技大学学报(自然科学版),2022,37(2):50-57. doi:10.13582/j.cnki.1672-9102.2022.02.008

YUE H L, WANG Y, ZHANG C H, et al. Installation and Variable Bearing Capacity of Suction Embedded Plate Anchor During Keying[J]. Journal of Hunan University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2022, 37(2): 50-57. doi: 10.13582/j.cnki.1672-9102.2022.02.008

吸力贯入式板锚安装过程与承载特性变化规律

岳宏亮¹,王焱^{2*},张春会¹,田英辉^{1,3}

(1.河北科技大学 建筑工程学院,河北 石家庄 050018;2.石家庄职业技术学院 建筑工程系,河北 石家庄 050081;
3.天津大学 建筑工程学院,天津 300072)

摘要:在宏单元模型的基础上编写了吸力贯入式板锚(Suction Embedded Plate Anchor, SEPLA)旋转上拔过程的 Fortran 计算程序,分析了锚眼的切向偏心和泥面对 SEPLA 的埋深损失、承载力及板锚旋转角的影响.结果表明:SEPLA 的锚眼应设计在板锚中心下方 $0.2B\sim 0.4B$ (B 为矩形锚板的宽度);随着泥面角的增加,埋深损失增加,但板锚稳定时的承载力系数变化不大,泥面角对锚板承载力系数的影响很小;切向偏心比对 SEPLA 的承载力影响很大,随着切向偏心比的减小,SEPLA 的最大和最终承载力系数减小,当切向偏心比大于 0 时,最终承载力系数随着旋转角的增加,先快速增长,而后增长速率趋缓,当切向偏心比小于 0 时,最终承载力系数随着旋转角的增大而增大,到达极值后又开始衰减.

关键词:吸力贯入式板锚;运动与承载特性;埋深损失;板锚旋转角;泥面角

中图分类号:TV443 **文献标志码:**A **文章编号:**1672-9102(2022)02-0050-08

Installation and Variable Bearing Capacity of Suction Embedded Plate Anchor During Keying

YUE Hongliang¹, WANG Yan², ZHANG Chunhui¹, TIAN Yinghui^{1,3}

(1. School of Civil Engineering, Hebei University of Science and Technology, Shijiazhuang 050018, China;
2. Department of Building Engineering, Shijiazhuang University of Applied Technology, Shijiazhuang 050081, China;
3. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: In order to analyze movement and bearing capacity of suction embedded plate anchor (SEPLA) during Installment, macro element is established to predict the rotation and uplift of SEPLA by Fortran programming. The effect of padeye offset (parallel to fluke) and mudline angle on loss of embedment, bearing capacity and inclination angle are studied. Results show that (1) Padeye offset shall be designed under the center of the plate anchor $0.2B\sim 0.4B$. (2) With the increase of mudline angle, the loss of embedment increases. The bearing capacity ratio of plate anchor when stable, it almost has no difference, and mudline angle has a little effect on the bearing capacity. (3) There is a large influence of padeye offset on bearing capacity of SEPLA, With tangential eccentricity ratio, both largest and ultimate bearing capacity ratio of SEPLA decrease. (4) While padeye offset is larger than 0, with inclination angle grows, ultimate bearing capacity ratio first increases rapidly and then it does slowly. Conversely, while padeye offset is less than 0, with inclination angle increases, ultimate

收稿日期:2019-10-28

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51879183);河北省自然科学基金资助项目(E2015208089);河北省高等学校科学技术研究青年基金资助项目(QN2018089)

*通信作者,E-mail:wangyan5118@163.com

bearing capacity ratio first increases and then it decreases after its peak.

Keywords: suction embedded plate anchor; kinematics and bearing capacity; loss of embedment; inclination angle; mudline angle

吸力贯入式板锚(Suction Embedded Plate Anchor, SEPLA)是一种新型的深海锚泊系统,它将板锚与负压桶结合,具有安装成本低、时间短、定位精确等优点,已经在海洋工程中广泛使用^[1].SEPLA 的安装过程主要包括将板锚安装于负压桶底部的狭槽上,依靠自重和泵抽出桶内水的压差的共同作用,贯入土中并到达目标深度;然后负压桶泵回水,收桶,板锚留在土中;张紧锚链使板锚旋转上拔(Keying)到一定角度,与锚缆方向近似垂直,此时承载能力最大,承受拉力荷载.这一过程伴随着板锚的向上运动,会产生不可恢复的埋深损失.由于海洋土的抗剪强度随着深度的增加,埋深损失会给板锚的承载力带来不可恢复的损失^[2].因此,仿真模拟 SEPLA 安装过程中的运动形态、埋深损失与承载力演化,对板锚设计具有重要意义.

在试验方面,Gaudin 等^[3-4]在离心机试验中观测了 SEPLA 的贯入及旋转上拔特性.为了减小埋深损失,一些研究者在 SEPLA 上配备了翼板,吸力贯入式板锚如图 1 所示.翼板通过加强肋和铰(Flap hinge)连接在主锚板(Plate)上,且仅允许其朝外侧旋转 20°,翼板可回到与主板平齐,但不能向锚脛(Shank)侧旋转.工作中翼板的摩擦力会使翼板在旋转上拔的过程中转动,增大了向上运动的阻力面积^[5-7],从而减小埋深损失.在数值及理论解析方面,一些学者基于 Wang 等^[8]提出的 RITSS 模拟 SEPLA 旋转上拔过程中的运动^[9-12];Liu 等^[13-14]开发了解析计算模型用于预测拖曳锚的最大埋深和运动轨迹;王立忠等^[15]综合考虑 VLA、锚缆和上部船体的运动,计算了板锚的运动轨迹、锚缆形态和锚缆张力的变化;Tian 等^[16-18]利用大变形有限元法分析了锚板的运动方向、运动轨迹、拖曳力和拖曳角等运动特性;王腾等^[19]分析了偏心比对板锚的承载力的影响;张春会等^[20]通过透明土中板锚上拔试验,发现了偏心系数和锚脛角对板锚的埋深和运动轨迹的影响规律.

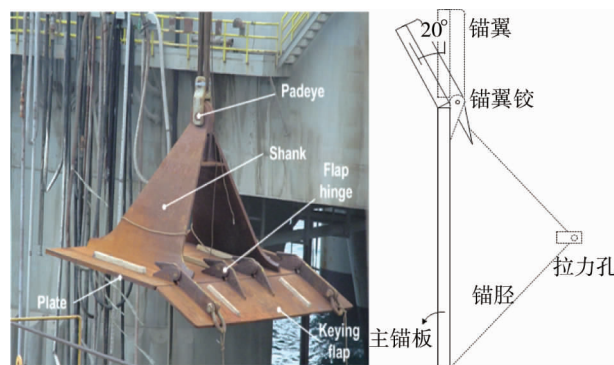


图 1 吸力贯入式板锚

近年来,宏单元方法已开始应用于模拟板锚的运动,Aubeny 等^[21]使用宏单元法预测了 VLA 的运动;Cassidy 等^[22]开发了模拟仿真 SEPLA 运动的程序,为 SEPLA 的运动过程和埋深损失预测提供了一种新的基于解析理论解的方法.

锚眼的切向偏心是板锚设计的重要参数,锚链的泥面角对板锚的埋深损失也存在显著影响.本文以 Cassidy 等^[22]的宏单元模型编写了 Fortran 计算程序,模拟 SEPLA 板锚的运动过程和承载特性,分析锚眼的切向偏心和锚链的泥面角对板锚的埋深损失、旋转角和承载力的影响规律,为 SEPLA 的设计优化提供参考.

1 宏单元模型

宏单元法是一种综合解析和数值模拟结果预测板锚运动和承载特性的方法,是将板锚和其影响范围内的土体视为一个单元,把土体已有的破坏包络面作为该单元的屈服面,屈服面内的土体为线弹性变形,屈服面上的土体则服从相关联的正交流动法则,进而计算板锚与海底泥土耦合系统的广义力与位移.

塑性屈服面和相关联流动法则决定着 SEPLA 的运动,不考虑锚翼板,Cassidy 等^[22]考虑了锚链和板锚

的动态相互作用,简化的 SEPLA 如图 2 所示.

若 SEPLA 有翼板,则板锚高度为主锚板高度和锚翼高度之和,如图 1 所示.如图 2 所示,将 SEPLA 简化为矩形锚板、锚眼和锚链组成的系统.矩形锚板的长度为 L ,宽度为 B ,厚度为 t ,板锚的几何中心为荷载作用点,板锚的浮重为 W_a ,锚眼相对于板锚中心的切向偏心为 e_p ,法向偏心为 e_n ,锚链对锚眼的拉力为 T_a ,该力在局部坐标系向板锚中心简化为 3 个分量,分别为弯矩 M 、法向力 V 和切向力 H ,其对应的位移分量分别为 $\delta\beta$, δw 和 δu .锚链在泥面下呈反悬链形态,在泥面上呈悬链形态.锚眼处锚链与水平方向的夹角称为锚眼角,记作 θ_a ;泥面处锚链与水平方向的夹角称为泥面角,记作 θ_0 ;板锚平面与竖直方向的夹角称为旋转角,记作 β ;锚眼运动方向与竖直方向的夹角,记作 γ .

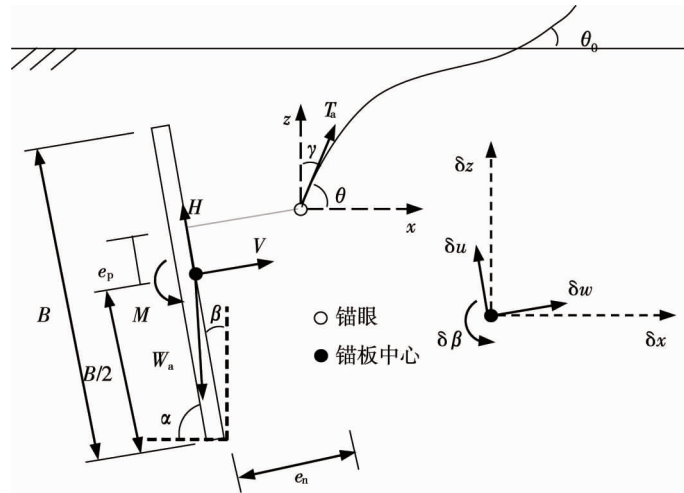


图 2 简化的 SEPLA^[19]

SEPLA 从负压桶狭槽竖直降落贯入土中,在锚链拉力的作用下从垂直位置开始转动.根据宏单元模型,利用屈服面和相关联流动法则计算荷载作用点的运动增量及锚链拉力,整个过程包括 5 步^[22],具体如下:

1) 锚链拉力将引起板锚屈服,在板锚上引起的力的分量 V , H 和 M 可以表示为

$$V = T_a \sin(\beta + \gamma) - W_a \sin \beta;$$

$$H = T_a \cos(\beta + \gamma) - W_a \cos \beta;$$

$$M = T_a [e_n \cos(\beta + \gamma) - e_p \sin(\beta + \gamma)].$$

2) 根据塑性正交流动法则,在局部坐标系下板锚的变形增量可以表示为

$$\begin{pmatrix} \delta w \\ \delta u \\ B\delta\beta \end{pmatrix} = \lambda \begin{pmatrix} \frac{\partial f}{\partial H} \\ \frac{\partial f}{\partial H} \text{sign } H \\ \frac{\partial f}{\partial (\frac{M}{B})} \text{sign } M \end{pmatrix}. \quad (1)$$

式中: λ 为塑性因子.

若在计算中指定每增量步的转角,则式(1)中的 λ 可表示为

$$\lambda = \frac{\delta\beta}{\frac{\partial f}{\partial M} \text{sign } M}.$$

进而再由式(1)确定 δw 和 δu .

使用 O' Neill 等^[23] 建议的塑性势函数,即

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

式中: f 为塑性势函数; m, n, p, q 为屈服面拟合系数; $V_{\max}, M_{\max}, H_{\max}$ 分别为单一类型荷载作用时相应的最大承载力.

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

$$\frac{\partial f}{\partial H} = \frac{n}{pV_{\max}} \left[\left(\frac{|M|}{M_{\max}} \right)^m + \left(\frac{|H|}{H_{\max}} \right)^n \right]^{1-\frac{1}{p}} \left(\frac{|H|}{H_{\max}} \right)^{n-1};$$

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

3) 将由式(1)得到的位移增量转化为整体坐标系下的位移增量,于是板锚中心的位移增量为

$$\delta x = \delta w \cos \beta - \delta u \sin \beta;$$

$$\delta z = \delta w \sin \beta + \delta u \cos \beta;$$

$$\delta \beta = \delta \beta.$$

4) Neubecker 和 Randolph^[24]提出的锚链方程给出了锚眼角 θ_a 和泥面角 θ_0 之间的关系,即

$$e^{\mu(\theta_a - \theta_0)} (\cos \theta_0 + \mu \sin \theta_a) - \cos \theta_a - \mu \sin \theta_a = E_n d N_c \left(s_{um} \gamma_{pe} + \frac{k y_{pe}^2}{2} \right) \frac{1 + \mu^2}{T_a}. \quad (2)$$

式中: μ 为锚链与土体之间的摩擦系数; E_n 为锚链有效作用宽度的系数; d 为锚链直径; N_c 为锚链的承载系数; s_{um} 为泥面处土体的不排水抗剪强度; y_{pe} 为锚眼的埋深; k 为抗剪强度随深度的变化梯度.

由式(2)可知:若已知 θ_a 和 θ_0 这2个参数之一,就可以确定另一个参数.

5) 重复步骤1~步骤4,当 $M=0$ 时,板锚将不再转动,计算循环结束,同时得到总的埋深损失.

利用上述宏单元模型和计算方法可以预测 SEPLA 的旋转上拔过程,Cassidy 等^[22]对上述方法的正确性进行了离心机实验验证.利用上述方法编制计算程序,并利用此程序计算不同参数状态下板锚的运动特性和承载力特性,找到锚眼的切向偏心和泥面角与 SEPLA 的埋深损失、承载力及板锚旋转角的关系.

2 SEPLA 运动和承载特性仿真

2.1 计算模型及计算方案

锚板采用矩形形状,物理参数如下:板锚长度 L 为8 m,宽度 B 为4 m,厚度 t 为0.2 m,承载面积为32 m²,浮重为430 kN.设板锚中心初始埋置深度为20 m,土体的单轴强度 $V_{\max}/(LBs_u)=14$, $H_{\max}/(LBs_u)=3$, $M_{\max}/(LB^2s_u)=2$, s_u 为土体的不排水抗剪强度,包络面参数取 $m=1.1, n=4, p=1.1, q=2$,泥面处土体的不排水抗剪强度 $s_{um}=1.0$ kPa,强度梯度 $k=1.25$ kPa/m,锚链与土体之间的摩擦系数 $\mu=0.1$,此外取 $E_n=1.0, d=0.41, N_c=7.6$.

本文主要研究锚板锚眼切向偏心和泥面角对 SEPLA 的埋深损失、承载力及板锚旋转角的影响.定义切向偏心比 $\eta = e_p/B$,正号表示锚眼上方偏心,负号表示锚眼下方偏心;锚板承载力系数为 $T_c = T_a/(LBs_{u0})$, s_{u0} 为板锚中心位置的土体不排水抗剪强度.为了分析切向偏心比 η 和泥面角 θ_0 对锚板的影响,取锚眼法向偏心 $e_n=2.5$ m,其计算参数详见表1.

表1 计算方案参数

方案	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
$\theta_0/(\circ)$	35	35	35	35	35	35	35	40	40	40	40	40	40	40	45	45	45	45	45	45	45
η	0.1	0	-0.1	-0.2	-0.3	-0.4	-0.5	0.1	0	-0.1	-0.2	-0.3	-0.4	-0.5	0.1	0	-0.1	-0.2	-0.3	-0.4	-0.5

2.2 计算结果及分析

利用编制的程序和上述参数进行计算,为了避免量纲的影响,定义水平位移比为 $\delta x/B$,埋深损失比为 $\delta z/B$,获得的计算结果如图3~图8所示.图3为不同泥面角和切向偏心比下的 $\delta x/B$ 与 $\delta z/B$ 的关系曲线.

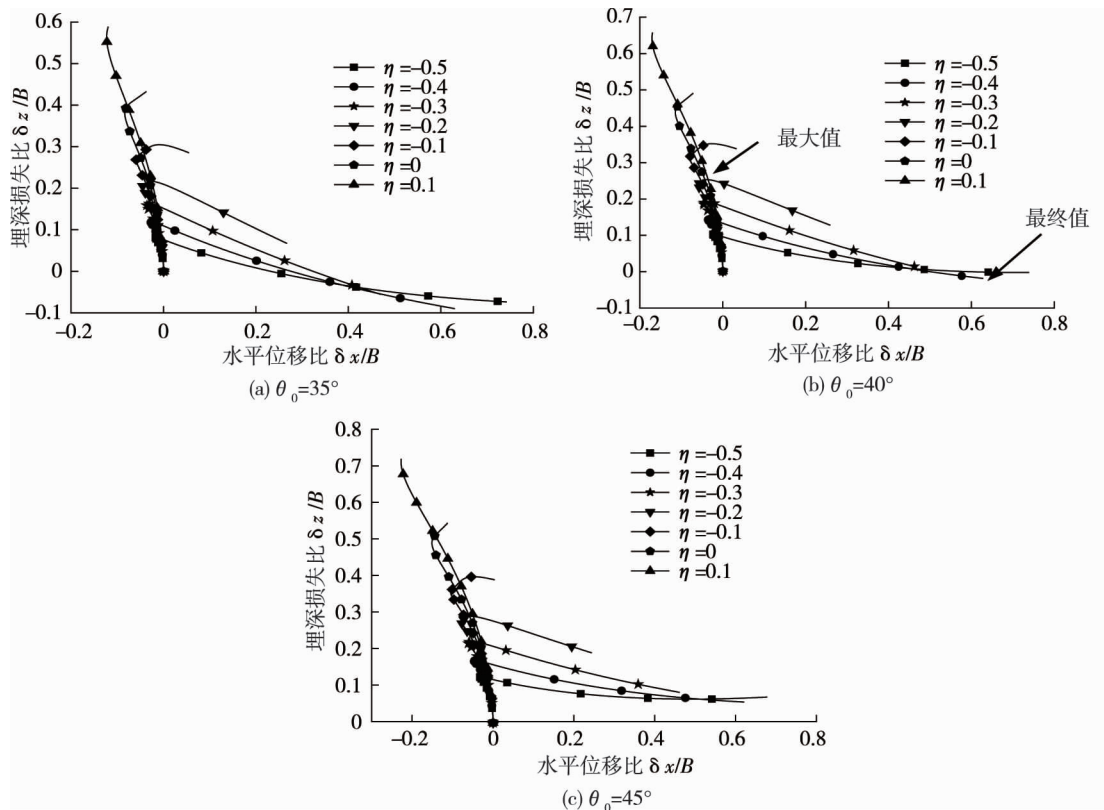


图3 埋深损失比与水平位移比关系曲线

由图3可以看出:SEPLA从初始位置开始承受锚链拉力作用时,锚板中心稍向 x 轴负方向移动,同时产生向上运动,锚板则开始出现埋深损失和旋转上拔,埋深损失迅速增加,直到最大埋深损失;当切向偏心比 η 为负值时,随着水平位移的增加,埋深损失迅速衰减,而后衰减速率逐渐减小,曲线具有收敛趋势,这表明当 η 为负值时,埋深损失不会无限增长,具有稳定的收敛值;当切向偏心比 η 非负时,埋深损失比较大,且无衰减趋势.因此,SEPLA的锚眼应设计在板锚中心下方.

由图3还可以发现:对于负的切向偏心比,随着切向偏心比绝对值的减小,埋深损失增加,切向偏心比 η 在 $-0.2 \sim -0.4$ 时为埋深损失比变化的过渡区,在这一区域内最终埋深损失很小,变化速率随着切向偏心比的增加而趋缓,SEPLA的锚眼偏心宜设计于该区域内.

不同泥面角的埋深损失比与切向偏心比的关系如图4所示.由图4可以看出:随着泥面角的增加,埋深损失增加.另外,在切向偏心比 η 为 $-0.2 \sim -0.4$ 时,最终埋深损失比较小.

由图4还可以发现:当 η 在 $-0.5 \sim -0.3$ 时, $\delta z/B$ 的最终值随着 η 缓慢增加;当 η 在 $-0.3 \sim -0.1$ 时, $\delta z/B$ 的最终值随着 e_p/B 快速增加;当 $\eta > -0.1$ 之后, $\delta z/B$ 最终值的增加再次变缓,且与 $\delta z/B$ 的最大值对应的3条曲线重合.

对比 $\delta z/B$ 的最大值和最终值曲线可以发现:当 $\eta < 0$ 时,埋深损失比 $\delta z/B$ 的最大值大于最终值;当 $\eta = -0.5$ 时,二者的差值约为0.10;当 $\eta = -0.3$ 时,二者的差值最大,约为0.18;当 $\eta = -0.1$ 时,二者的差值约为0.01;当 $\eta \geq 0$ 时,2组曲线重合,埋深损失不收敛而一直增加,这与前述结论一致.

对比 θ_0 为 $35^\circ, 40^\circ, 45^\circ$ 的 $\delta z/B$ 最大值或最终值的3条曲线都可以发现:随着 θ_0 的增大,埋深损失明显增加,当 $\theta_0 = 35^\circ$ 时,稳定时的埋深损失比 $\delta z/B$ 甚至出现了负值,表明这时锚板旋转稳定甚至没有埋深损失.

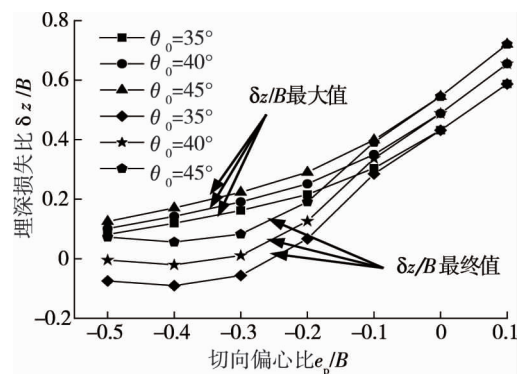


图4 埋深损失比与切向偏心比关系曲线

不同切向偏心比情况下埋深损失比与承载力系数的关系如图 5 所示.由图 5 可知:切向偏心比 η 对 SEPLA 的承载力影响很大.当 η 在 $-0.1 \sim 0.5$ 时,埋深损失比与承载力系数之间的关系曲线具有相同的变化趋势和形态,开始时 T_c 基本不变, $\delta z/B$ 急剧增大;当埋深损失比达到一定程度之后, $\delta z/B$ 基本不变, T_c 不断增大;当 T_c 达到最大值以后,曲线出现拐点, T_c 随之减小至 SEPLA 稳定时的值,相应地, $\delta z/B$ 也减小到趋于稳定的埋深损失值.若 η 非负时,埋深损失不断增长,且不衰减.由图 5 可以看出:随着切向偏心比的减小,SEPLA 稳定时的 T_c 减小.在 $\theta_0 = 35^\circ$ 的条件下,当切向偏心比为 $-0.1, -0.2, -0.3, -0.4, -0.5$ 时,承载力系数分别为 12.6, 8.7, 6.5, 5.4, 4.7.

由图 5 还可以看出:随着泥面角 θ_0 的增加,SEPLA 稳定时的承载力系数略有增长,但变化不大, θ_0 对锚板的最终承载力系数的影响很小.

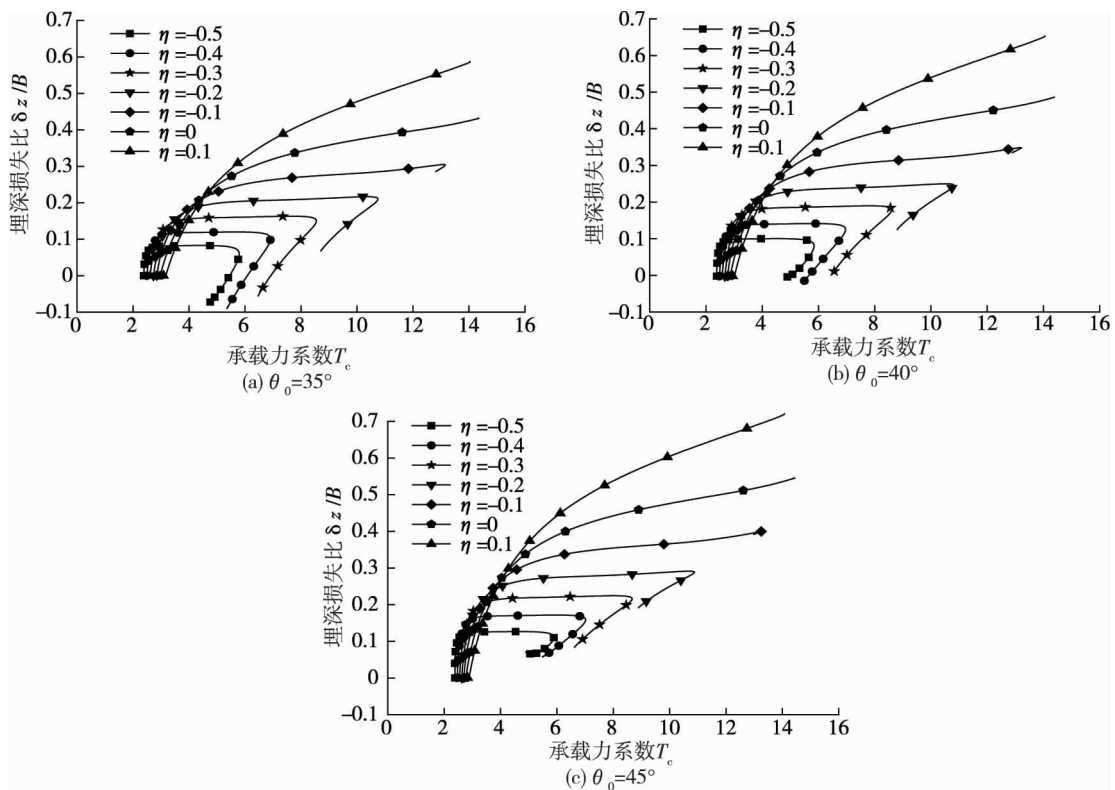


图 5 埋深损失比与承载力系数关系曲线

不同 θ_0 条件下,最大和最终承载力系数与切向偏心比 η 之间的关系曲线如图 6 所示.由图 6 可以看出:不同泥面角 θ_0 条件下,切向偏心比与承载力系数的关系曲线基本重合,这表明泥面角 θ_0 对 SEPLA 的承载能力基本无影响.切向偏心比 η 对承载力系数 T_c 的影响非常显著,当 $\eta < 0$ 时,最终承载力系数 T_c 随着 η 的增加而增大; $\eta = -0.2$ 近似为拐点,再减小 η , T_c 增加的速率放缓;当 $\eta = 0$ 时, T_c 达到最大值,其值约为 14.4,而后再增加 η , T_c 开始减小.

对比最终承载力系数和最大承载力系数曲线可以发现:当 $\eta < -0.1$ 时,最大承载力系数曲线在最终承载力系数曲线上方; $\eta = -0.5$ 时,二者的差值约为 1.05; $\eta = -0.3$ 时,二者的差值最大,约为 2.06; $\eta = -0.1$ 时,二者的差值约为 0.32;当 $\eta > -0.1$ 时,2 条曲线基本重合.

$\theta_0 = 40^\circ$ 时,不同切向偏心比下最终承载力系数和 SEPLA 旋转角 β 之间的关系曲线如图 7 所示.由图 7 可以看出:当 $\eta \geq 0$ 时,最终承载力系数 T_c 随着旋转角 β 的增加,先快速增长,而后增长速率趋缓;当 $\eta < 0$ 时,最终承载力系数 T_c 先随着旋转角 β 的增大而增大,达到极值后又开始衰减.

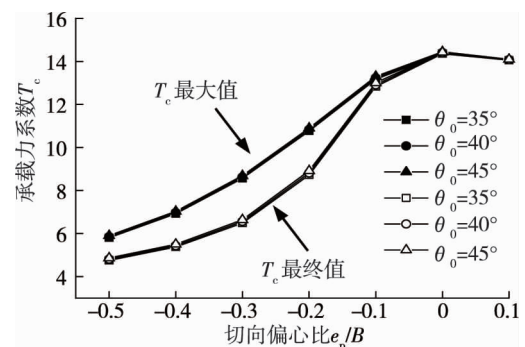


图 6 承载力系数与切向偏心比关系曲线

由图7还可以看出:SEPLA稳定时旋转角随着 η 的增大而逐渐减小, $\eta=-0.5$ 时,旋转角约为 89° ,锚板几乎达到水平; $\eta=-0.1$ 时,旋转角为 55.1° 。 θ_0 为 35° 和 45° 时也具有同样的规律。

不同泥面角 θ_0 条件下,与最大承载力系数和最终承载力系数相对应的切向偏心比与SEPLA旋转角之间的关系曲线如图8所示。由图8可以看出:与最终承载力系数对应的曲线近似相互平行,旋转角随着 η 的减小而呈线性增加;与最大承载力系数对应的曲线也近似平行,旋转角随着 η 的减小而呈非线性增加,拐点大致在 η 为 $-0.1\sim-0.2$ 的范围。

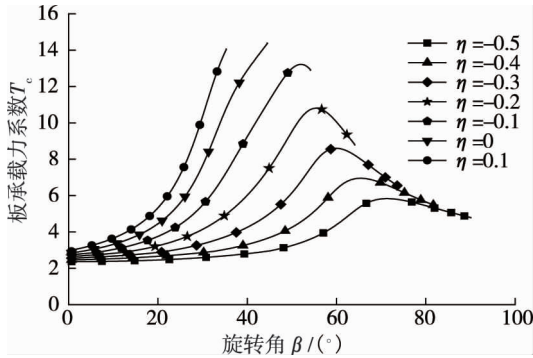


图7 承载力系数随锚板与旋转角变化曲线

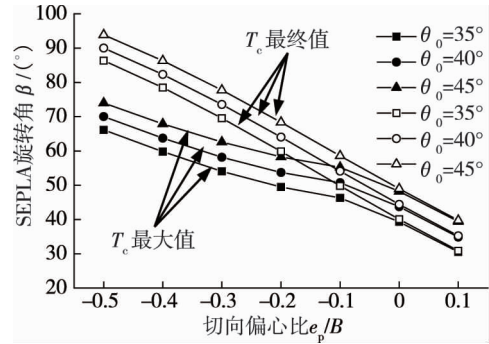


图8 SEPLA旋转角与切向偏心比关系曲线

由图8还可以看出:当 η 和 θ_0 不变,与最终承载力系数对应的旋转角大于最大承载力系数对应的旋转角。如 $\eta=-0.5$ 时,当 θ_0 分别为 35° , 40° 和 45° 时,最终承载力系数对应的旋转角分别为 86.3° , 89.9° , 93.8° ,而最大承载力系数对应的旋转角分别为 66.1° , 70.0° , 73.9° 。

3 结论

1)当锚眼在板锚中心下方,最终埋深损失为一稳定收敛值,若锚眼在板锚中心上方,最终埋深损失不收敛。当切向偏心比 η 在 $-0.2\sim-0.4$ 时,埋深损失比较小,变化速率随着切向偏心比的增加而趋缓。因此,SEPLA的锚眼应设计在板锚中心下方 $0.2B\sim0.4B$ 。

2)随着泥面角的增加,埋深损失增加。稳定时的承载力系数略有增长,但变化不大, θ_0 对锚板的承载力影响很小。

3)切向偏心比 η 对SEPLA的承载力影响很大。当 η 为 $-0.1\sim-0.5$ 时,埋深损失比与承载力系数之间关系的曲线具有相同的变化趋势和形态,开始时承载力系数基本不变, $\delta z/B$ 急剧增加;当埋深损失比达到一定程度之后, $\delta z/B$ 基本不变,承载力系数不断增大;当承载力系数达到最大值以后,曲线出现拐点,承载力系数随之减小至SEPLA稳定时的最终承载力系数值。

4)随着切向偏心比的减小,SEPLA的最大承载力系数和最终承载力系数都减小。

5)当 $\eta\geq 0$ 时,最终承载力系数随着旋转角的增加,先快速增长,而后增长速率趋缓;当 $\eta<0$ 时,最终承载力系数先随着旋转角的增大而增大,到达极值后又开始衰减。SEPLA稳定时的旋转角随着 η 的增大而逐渐减小。

参考文献:

- [1] Liu H X. Recent Study of Drag Embedment Plate Anchors in China [J]. Journal of Marine Science and Application, 2012, 11 (4): 393-401.
- [2] Randolph M F, Gaudin C, Gourvenec S, et al. Recent advances in offshore geotechnics for deep water oil and gas developments [J]. Ocean Engineering, 2011, 38(7): 818-834.
- [3] Gaudin C O, O'Loughlin C, Randolph M, et al. Influence of the installation process on the performance of suction embedded plate anchors [J]. Géotechnique, 2006, 56(6): 381-391.
- [4] Gaudin C, Tham K H, Ouahsine S. Keying of Plate Anchors in NC Clay Under Inclined Loading [J]. International Journal of

Offshore and Polar Engineering, 2009,19(2): 135-142.

- [5] Wilde B, Treu H, Fulton T. Field Testing of Suction Embedded Plate Anchors [C]//Proceedings of 11th International Offshore and Polar Engineering Conference. 2001,2:544-551.
- [6] Brown R P, Wong P C, Audibert J M. SEPLA Keying Prediction Method Based on Full-Scale Offshore Tests [C]//Proceedings of the 2nd International Symposium on the Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth, Australia, 2011.
- [7] Gaudin C, Simkin M, White D J, et al. Experimental Investigation into the Influence of a Keying Flap on the Keying Behaviour of Plate Anchors [C]//Proceedings of the 20th International Offshore and Polar Engineering Conference. Beijing, China, 2010:533-540.
- [8] Wang D, Gaudin C, Randolph M F. Large deformation finite element analysis investigating the performance of anchor keying flap[J]. Ocean Engineering, 2013, 59(2):107-116.
- [9] Yu L, Liu J, Kong X J, et al. Three-dimensional numerical analysis of the keying of vertically installed plate anchors in clay[J]. Computers and Geotechnics, 2009,36(4): 558-567.
- [10] 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.
- [11] Tian Y, Gaudin C, Cassidy Y, et al. Improving Plate Anchor Design with a Keying Flap[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, 140(5):04014009.
- [12] 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.
- [13] Liu H X, Li Y, Yang H T, et al. Analytical study on the ultimate embedment depth of drag anchors[J]. Ocean Engineering, 2010,37(14/15): 1292-1306.
- [14] Liu H X, Liu C L, Yang H T, et al. A novel kinematic model for drag anchors in seabed soils[J]. Ocean Engineering, 2012, 49:33-42.
- [15] 王立忠,斯丽莎,国振,等.法向承载力锚拖曳安装过程的整体模拟[J].海洋工程,2012,30(3):18-28.
- [16] Tian Y H, 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.
- [17] Zhao Y, Liu H. Numerical implementation of the installation/mooring line and application to analyzing comprehensive anchor behaviors[J]. Applied Ocean Research, 2016, 54:101-114.
- [18] 李培冬,刘海笑,赵燕兵.拖曳锚在海床中运动特性的大变形有限元分析[J].海洋工程,2016,34(2):56-63.
- [19] 王腾,严梦.吸力贯入式板锚转动上拔过程的数值模拟研究[J].岩土工程学报,2016, 38(1):118-123.
- [20] 张春会,张海霞,赵全胜,等.偏心系数和锚旋角对固定锚旋拖曳锚运动的影响[J].岩土力学, 2018, 39(2):515-522.
- [21] Aubeny C, Chi C M. Analytical Model for Vertically Loaded Anchor Performance [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014,140(1): 14-24.
- [22] Cassidy M J, Gaudin C, Randolph M F, et al. A Plasticity Model to Assess the Keying Behaviour and Performance of Plate Anchors[J]. Géotechnique, 2012,62(9): 825-836.
- [23] O'Neill M, Randolph M. Modelling Drag Anchors in a Drum Centrifuge[J]. International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, 2001, 1(2): 29-41.
- [24] Neubecker S R, Randolph M F. Profile and frictional capacity of embedded anchor chains[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1995, 121(11): 797-803.