

# 海流作用下平板锚的抗拉承载力

王 栋<sup>1, 2</sup>, 韩 超<sup>2</sup>

(1. 中国矿业大学深部岩土力学与地下工程国家重点实验室, 江苏 徐州 221116; 2. 西澳大利亚大学海洋基础系统中心, 澳大利亚 珀斯 WA6009)

**摘 要:** 吸力贯入平板锚是一种系泊深海浮式结构的新型基础, 设计中通常假定平板锚的抗拉承载力等于不排水条件下的短期抗拉力。但在季节性海流等长期荷载作用下, 由于海床中超静孔压扩散导致吸力消减, 平板锚的长期承载力可能远小于短期抗拉力。提出一种基于网格重分的大变形耦合有限元方法模拟海流引起的平板上拔过程, 采用修正剑桥模型描述正常固结黏土海床的力学性质。大变形耦合计算得到的短期承载力系数与不排水精确解吻合, 验证了所提数值模型的可靠性。针对不同的海流荷载幅值, 计算平板锚达到失稳所需时间, 建立海流容许持续时间与荷载幅值及海床渗透系数之间的关系。当海流持续时间一定时, 长期承载力随渗透系数的增加而显著降低。对于渗透系数  $10^{-8}$  m/s 的海床, 如果海流持续 3 个月, 保证平板不失稳的海流荷载不能超过短期抗拉力的 60%。

**关键词:** 平板锚; 黏性土; 有限元; 环流; 固结

**中图分类号:** TU470 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000 - 4548(2012)12 - 2243 - 06

**作者简介:** 王 栋(1975 - ), 男, 山东青州人, 博士, 助理教授, 主要从事海洋岩土工程和数值分析等方面的研究。

E-mail: dong.wang@uwa.edu.au.

## Uplift capacity of plate anchors under loop current loads

WANG Dong<sup>1,2</sup>, HAN Chao<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory for Geomechanics and Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China; 2. Centre for Offshore Foundation Systems, University of Western Australia, Perth WA6009, Australia)

**Abstract:** The suction embedded plate anchor is a new foundation to moor floating structures in deep water. The short-term uplift capacity of plate anchors under undrained conditions is usually taken as the design capacity in practice. However, the sustained uplift capacity of the plate anchors subjected to seasonal loop currents may be much lower than the short-term capacity. The reason is that suction is diminished gradually due to dissipation of the excess pore pressures in clayey seabed. Here a large deformation coupled finite element approach based on frequent mesh regeneration is proposed to reproduce the pull-up of the plate anchors to loop currents, in which the modified Cam-clay model is adopted to describe the constitutive behaviour of normally consolidated clay. The large deformation coupled approach is validated by comparing the numerical short-term capacity factors with the limit solutions under undrained conditions. The allowable hold time of sustained loads against different loading amplitudes is investigated, and the dependence of allowable hold time on soil permeability is studied as well. For a given hold time, the long-term capacity may be reduced significantly with increasing permeability. If the hold time of the loop currents is 3 months and the permeability of soil is  $10^{-8}$  m/s, the current loading amplitude needs to be as low as 60 % of the short-term capacity to keep the stability of plate anchors.

**Key words:** plate anchor; clay; finite element; loop current; consolidation

## 0 引 言

深海浮式或半潜式油气平台的工程设计中至少需要考虑两种极端环境荷载: 恶劣天气诱发的风暴浪, 作用时间一般不超过十几个小时; 季风、温差和海水输运等物理海洋因素引起的季节性海流, 持续时间可达数月之久。例如中国南海上层环流呈现明显的季节变化, 很大程度上受冬、夏交替的季风支配<sup>[1]</sup>。墨西哥湾环流也属于典型季节流, 影响水深超过 200 m,

持续时间接近 3 个月<sup>[2]</sup>。无论短时间的风暴还是长时间作用的海流, 都通过锚链传递到海底的系泊基础上, 而各种系泊基础静力抗拉承载力的发挥不仅取决于海洋土的力学性质, 也与单调荷载持续时间相关。如果上拔荷载持续时间较长, 黏土中与吸力相关的部分抗

基金项目: 深部岩土力学与地下工程国家重点实验室开放基金项目 (0904)

收稿日期: 2011 - 12 - 05

拉承载力会随着孔压消散而消失。

吸力贯入平板锚是近年发展起来的一种深水基础形式,几何形状为薄厚度的矩形板。其设计抗拉承载力一般仅针对暴风浪,例如挪威船级社的推荐作法<sup>[3]</sup>,风暴荷载被当作逐步增加到设计幅值的静力荷载。由于风暴持续时间仅有几个到十几个小时,锚与低渗透性黏土的相互作用接近完全不排水条件。平板锚被拖动时,底面下土体中产生负的超静孔隙水压力,而平板以上土体中的超静孔压为正,正、负孔压之差即所谓的“吸力”。吸力使得平板下的土体不与平板底面脱离,而是随之向上移动<sup>[4]</sup>。不排水条件下的静力短期抗拉承载力按下式估算:

$$F_{ult} = N_c s_u A \quad (1)$$

式中,  $s_u$  为平板埋深处的土体不排水强度,  $A$  为平板表面面积,承载力系数  $N_c$  与平板埋深、长宽比和粗糙度相关。承载力系数通过常规或者离心模型试验<sup>[4-5]</sup>、极限分析<sup>[6]</sup>或者数值方法<sup>[7-9]</sup>得到。

全世界投入使用的吸力贯入平板锚已经超过 200 座,几乎都用于短时间的临时系泊,即使有环流作用,也只需将传递到平板锚的设计风暴荷载和环流荷载叠加,然后对比式(1)估算的不排水抗拉力  $F_{ult}$ ,不需要考虑抗拉力随时间的变化。最近西非安哥拉海域已将平板锚用作永久锚泊基础<sup>[10]</sup>,如果仍按式(1)预测长时间环流作用下的抗拉力,相当于假定吸力始终存在,对工程应用来说是偏于危险的。

海洋环流的流动速度和方向虽然在几个月的周期内缓慢改变,但可以将其简化为施加在锚泊基础上的幅值恒定、长期持续作用的静力荷载<sup>[2]</sup>。与暴风浪荷载相比,海流荷载的幅值小,然而持续时间远长于只有十多个小时的暴风浪。在环流作用初期,平板锚的上拔引起平板上、下表面之间的孔压差,这与风暴工况类似。环流长时间持续过程中,孔压差会逐渐降低,以至于平板底面与土体发生脱离。相应地,地基土的破坏机理由“锚底面-土”不脱离模式转变为脱离模式,抗拉承载力迅速降低<sup>[7-8]</sup>。

软黏土中平板锚抗拉承载力的完全发挥需要较大的位移,常规的拉格朗日格式有限元方法无法处理锚板大位移引起的周围土体网格扭曲,而基于网格重分的大变形有限元方法能够有效地克服这一缺点,给出锚的“拉力-位移”关系曲线。以往的平板锚大变形分析都是针对完全不排水条件,属于总应力形式,无法考察海流这样的长时间持续荷载作用下地基中孔压的扩散。本文将大变形有限元方法推广到二维有效应力耦合分析,采用修正剑桥模型描述正常固结黏土海床的“有效应力-应变”关系。探索用作永久系泊基础的平板锚的长期抗拉承载力及影响因素,期望为考

虑季节性海流影响的平板锚稳定设计提供依据。

## 1 确定长期抗拉承载力流程

海流到达前处于正常工作状态的平板锚只承受锚链传递过来的常规波浪力,“锚-土”相互作用引起的超静孔压幅值很小并且在空间上扩散。平板锚旋转安装过程中被扰动的土体也会逐渐恢复其初始强度<sup>[5]</sup>。因此假定海流开始时地基土处于正常固结状态,孔压为零。当海流到达平台所在区域,施加在浮式结构上的海流荷载首先迅速增加,然后在一定范围内缓慢波动。海流的方向和速度方向并非恒定,涡旋环流尤其如此。理论上,只有完整模拟三维“环流-上部结构-锚链”的相互作用才能准确提供施加在锚上的拉力幅值与方向时程曲线,但这种流固耦合模拟对数值算法和计算机硬件要求非常高,现阶段很难用于实际工程。Clukey 等<sup>[2]</sup>在吸力式沉箱稳定性研究中将海流荷载简化为恒定幅值、恒定方向的持续静力荷载,考察部分孔压消散引起的沉箱失稳。静力荷载的幅值可以借助水槽模型试验或者流体力学计算(系泊基础简化为全固定约束)得到。

参考 Clukey 等的方法,提出下述步骤确定长期海流作用下的平板锚抗拉承载力。

步骤 1: 建立初始地应力平衡。条形平板锚水平埋置,平板宽度为  $B$ ,厚度为  $t$ ,距离海床表面的初始埋深为  $H$ 。首先施加土体自重,与初始有效应力场平衡。平板锚旋转安装后的锚链总是与板面垂直,因此假定短期或者长期拉力  $F$  沿竖直方向。

步骤 2: 确定不排水条件下的短期抗拉承载力。进行位移控制方式的大变形耦合有限元计算,施加的上拔速度必须足够快,得到的抗拉承载力  $F_{ult}$  可视为不排水承载力,即暴风浪等作用下的抗拉力。这里说的上拔速度“快”是为了模拟不排水条件,实际动力效应并不显著。

步骤 3: 海流持续过程中的长期抗拉承载力(也按静力设计荷载处理)。步骤 1 建立初始地应力平衡后,假定长期抗拉承载力幅值为

$$F_c = \alpha F_{ult} \quad (2)$$

式中,  $\alpha$  为海流荷载系数,  $\alpha < 1$ ,  $F_{ult}$  由步骤 2 得到。将海流拉力快速施加到锚板上,然后幅值恒定为  $F_c$ ,采用大变形耦合方法得到孔压和平板埋深随海流持续时间的变化。当平板位移超过  $0.2B$  或者锚底土体发生脱离时,认为平板锚进入失稳状态,对应的时间即为该设计拉力水平下的容许持续时间。失稳标准同时考虑了位移和承载力方面的要求:由于上部浮式结构可以小幅平动和纵荡,锚泊基础的容许位移通常远大于陆上基础和近海重力平台基础,因此取  $0.2B$  作为失稳

工况下的最大容许位移; 而锚底土体脱离意味着抗拉力进入峰后阶段, 平板位移将突然增大直至被拉出海床表面。

步骤 4: 连续重复步骤 3, 针对不同  $\alpha$  值得到不同的海流容许持续时间, 定量评价长期抗拉承载力随持续时间的弱化。容许持续时间与超静孔压消散速度相关, 而孔压消散速度不仅取决于海流荷载幅值, 也依赖地基土的渗透系数和其他力学指标。

这里将风暴和海流荷载简化为静力荷载是为了便于实际工程应用, 目的是定量评估海流持续过程中孔压消散对平板锚失稳的影响。

## 2 大变形耦合有限元方法

估算平板锚长期抗拉承载力的关键是建立有效应力形式的大变形耦合分析方法。将平板锚的上拔和孔压消散过程分成若干小时段, 每个小时段内平板的位移必须足够小以保证周围土体单元不产生严重畸变。小时段内进行更新拉格朗日小应变计算, 进而重新剖分变形后土体。下个时段开始前将各种场变量从旧网格映射到新网格上。笔者已经利用总应力大变形有限元法探索不排水条件下平板锚的旋转安装和抗拉承载力<sup>[8, 11-12]</sup>。以下将大变形方法扩展到耦合分析。

耦合分析的控制方程组包含土体整体平衡条件、孔隙流体的平衡条件和质量守恒方程。每个小时段求解控制方程组得到单元节点上的孔压、积分点上的有效应力分量和本构状态参数等场变量, 并将这些场变量映射到重新剖分的变形土体上。映射采用 Hu 等<sup>[13]</sup>提出的修正唯一单元技术 (MUEM), 基本原理如图 1 所示: 以积分点上的场变量为例, 生成 Delaunay 三角形连接变形后的所有旧积分点, 如果新积分点落在任何一个三角形内, 则由组成三角形的旧积分点上的场变量值按面积坐标内插新积分点的值; 极少数边界附近的新积分点可能落在所有三角形外, 这时取新积分点上的场变量值等于距离最近的旧积分点上的值。超静孔压遵循类似的插值方式, 只是用 Delaunay 三角形连接旧单元节点, 而不是积分点。

以往的大变形总应力分析采用 Tresca 理想弹塑性模型描述不排水条件下黏性土的本构关系<sup>[7-9]</sup>, 但 Tresca 或 Mohr-Coulomb 这样的简单弹塑性模型难以反映部分排水条件下软黏土的力学性质。因此大变形耦合分析中纳入修正剑桥模型, 新、旧积分点之间需要映射 2 个本构有关的状态参数: 实时屈服面大小和孔隙比。

大变形耦合分析中调用有限元软件 ABAQUS 进行每一小时步的网格剖分和小应变计算。开发 Fortran 子程序实施有效应力分量、本构状态参数和孔压的映

射。另外编写建立 ABAQUS 有限元模型和提取计算结果的 Python 程序, 以实现大变形分析流程的自动、连续运行。Fortran 编写的主程序循环调用 Python 程序、映射子程序和 ABAQUS 的具体流程见文献[8]。网格采用二阶四边形缩减积分单元, 即 ABAQUS 中的 CPE8RP 单元。

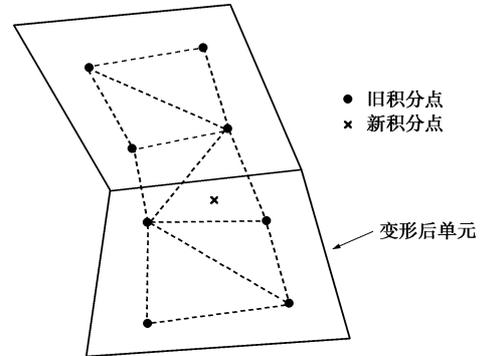


图 1 修正唯一单元法内插积分点场变量

Fig. 1 Interpolation of field variables on integration points using MUEM

## 3 有限元结果验证

首先将大变形耦合有限元方法用于平板锚快速上拔分析, 对比不排水条件下的极限分析结果, 验证大变形方法的可靠性。现有研究表明平板锚的粗糙度对抗拉力影响很小<sup>[3, 6, 8]</sup>, 因此假定平板锚完全粗糙。平板并不需要真正出现在有限元计算中, 而是代之以位移边界和不透水边界条件。

选取平板锚离心模型试验<sup>[5]</sup>中常用的一种高岭土, 浮容重  $\gamma' = 6.5 \text{ kN/m}^3$ , 渗透系数  $k = 10^{-9} \text{ m/s}$ 。Stewart<sup>[14]</sup>通过三轴和单向固结试验标定的修正剑桥模型参数为: 内摩擦角  $\phi' = 23^\circ$ , 临界状态线上  $p' = 1 \text{ kPa}$  时的孔隙比  $e_{cs} = 2.14$ , 等压固结线斜率  $\lambda = 0.205$ , 固结回弹线斜率  $\kappa = 0.044$  和泊松比  $\nu = 0.3$ 。临界状态线斜率  $M$  与内摩擦角  $\phi'$  的关系按三轴压缩计算:

$$M = 6 \sin \phi' / (3 - \sin \phi') \quad (3)$$

初始地应力平衡时的静止土压力系数按常用经验公式,  $K_0 = 1 - \sin \phi'$ 。正常固结海床的初始孔隙比  $e_0$  随深度  $z$  变化:

$$e_0 = e_{cs} - \kappa \ln p - (\lambda - \kappa) \ln p_0 \quad (4)$$

$$p_0 = \frac{q^2}{M^2 p} + p \quad (5)$$

式中, 平均有效应力  $p = (1 + 2K_0) \gamma' z / 3$ , 剪应力  $q = (1 - K_0) \gamma' z$ 。对于理想不排水情况, 修正剑桥模型导出平面应变条件下的不排水强度<sup>[15]</sup>为

$$s_u = \frac{2M\gamma'z}{\sqrt{3}} \frac{1 + 2K_0}{3} \left[ \left( \frac{q}{Mp} \right)^2 + 1 \right]^{\frac{1}{2}} \frac{1}{2^{1+\lambda}} \quad (6)$$

式中,  $\Lambda = (\lambda - \kappa) / \lambda$ 。耦合分析并不需要规定不排水强度, 这里引入  $s_u$  仅仅是为了得到量纲为一的抗拉承载力系数, 以便与不排水条件下的极限分析解对比。

取典型平板锚几何尺寸: 宽度  $B = 3 \text{ m}$ , 厚度  $t = 0.05B$ , 初始埋深  $H = 5B$ 。考虑几何形状和竖向拉力的对称性, 有限元计算仅针对一半平板。海床表面为自由排水面。初始网格如图 2 所示, 土体横向、竖向分别延伸  $50B$  和  $70B$ , 局部放大图中红线代表锚的几何边界。平板周围土体单元的特征长度约为  $0.033B$ , 单元数约为 4000。平板锚的上拔速度分别为  $v = 0.00036, 0.018, 0.18 \text{ m/min}$ 。

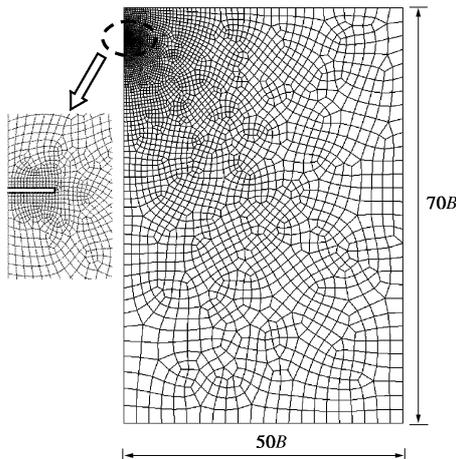


图 2 大变形耦合分析的初始网格

Fig. 2 Initial mesh used in large deformation coupled analysis

为考察大变形计算中场变量映射的误差是否逐步累积, 以上拔速度  $v = 0.18 \text{ m/min}$  为例, 计算小时段的平板位移增量分别取  $dw = 0.01B$  和  $0.02B$ 。另进行更新拉格朗日小应变耦合计算。图 3 给出了归一化的“拉力-位移”关系曲线, 其中  $w$  代表平板位移, 不排水强度  $s_u$  按式 (6) 计算。小应变计算在平板总位移达到  $w/B = 0.17$  时因不满足迭代收敛条件而停止, 如图 4 所示, 此时平板周围的网格已严重畸变。在小应变的初始网格扭曲前 (平板位移  $w/B \leq 0.11$ ), 大变形分析已经经历 5 次 ( $dw/B = 0.02$ ) 或 10 次 ( $dw/B = 0.01$ ) 网格重分和变量映射, 但大、小变形有限元得到的曲线吻合得很好, 初步表明发展的大变形方法是可靠的。当  $w/B = 0.11 \sim 0.17$  时, 小应变分析给出的承载力低于大变形结果, 这是因为小应变分析的初始网格已经发生畸变, 小应变结果不再可靠。发展的大变形方法通过网格重分克服图 4 所示的网格扭曲问题, 能够完整再现平板锚的长距离上拔过程。 $dw/B = 0.01$  的大变形模拟中进行场变量映射的次数是  $dw/B = 0.02$  情况的 2 倍, 但直到平板锚位移达到  $w/B = 1$  时, 两条大变形曲线仍几乎没有差别, 这说明映射没有造成误差积累, 采用的 MUEM 映射技术是可靠的。图 5 给出了平板上拔到  $w/B = 0.2$  时的土体位移矢量, 由于

快速上拔造成孔隙水来不及排出, 土体位移主要集中在平板周围。

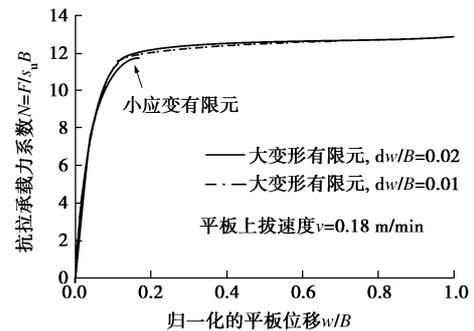


图 3 大变形和小应变有限元得到的“拉力-位移”曲线

Fig. 3 Load-displacement curves from large deformation and small strain finite element analysis

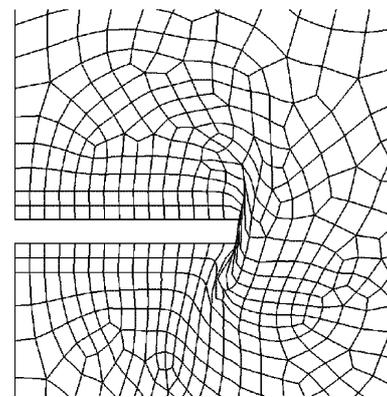


图 4 小应变计算中平板锚周围扭曲的土体单元 ( $w/B = 0.17$ )

Fig. 4 Distorted soil elements around plate anchor in small strain calculation ( $w/B = 0.17$ )

大变形耦合计算得到的 3 种上拔速度对应的抗拉时程曲线如图 6 所示, 可以看出相互之间的差别非常小。如前所述, 对于宽度  $B = 3 \text{ m}$  的条形锚, 即使最快的上拔速度  $v = 0.18 \text{ m/min}$  也不足以产生动力效应, 采用静力本构模型是合理的。Merifield 等的极限分析表明, 完全不排水条件下深埋、粗糙、无厚度条形板的极限承载力系数精确解为  $N_c = 11.42$ <sup>[6]</sup>。考虑平板厚度会略微提高承载力,  $t/B = 0.05$  时极限承载力系数大约为  $11.62$ <sup>[7]</sup>。图 6 中的数值承载力系数在初始阶段迅速增加,  $w/B = 0.2$  时接近稳定,  $w/B = 0.2 \sim 1$  之间的承载力系数虽然还会随平板锚的位移增加, 但增加幅度非常缓慢。这是由于耦合分析中平板锚的快速上拔只是近乎完全不排水条件, 相应地, 土的抗剪强度会略高于式 (6) 预测的理想不排水强度。 $w/B = 0.2$  时的承载力系数  $N_c = 12.2$  可视为极限值, 仅比总应力形式的不排水精确解  $11.62$  高 5%。这表明当深埋平板以  $v = 0.00036 \sim 0.18 \text{ m/min}$  的速度向上运动时, 地基可以简化为不排水。如果上拔速度减小到  $v < 0.0002 \text{ m/min}$ , 平板底面下的负孔压幅值减小, 单元积分点上的平均有效应力变得很小, 由于土不能承受拉力,

这部分土体不再随平板向上运动,“板-土”在加载不久即发生分离,抗拉力低于图 6 曲线。本文的大变形耦合模拟不试图追踪分离后的现象,而是认为“板-土”分离表征抗拉力降低、锚泊基础失稳。

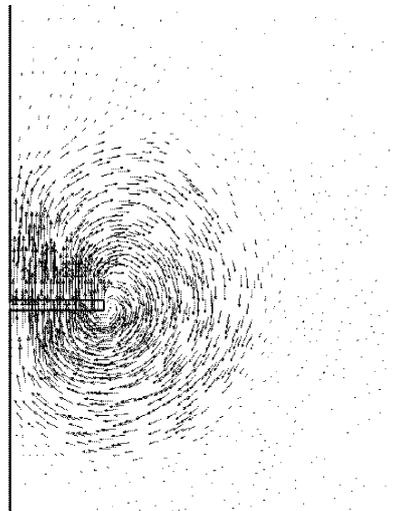


图 5 平板周围的土体位移矢量( $w/B = 0.2$ )

Fig. 5 Displacement vectors of soil around plate anchor ( $w/B = 0.2$ )

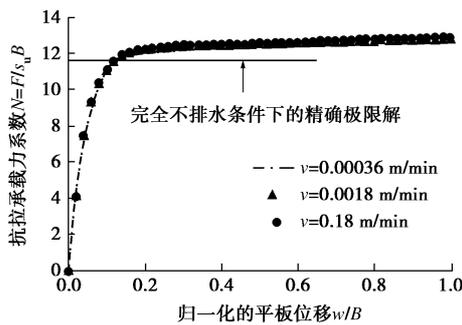


图 6 不同上拔速度得到的“拉力-位移”曲线

Fig. 6 Load-displacement curves against different pulling velocities

#### 4 长期抗拉力与海流持续时间的关系

通过大变形耦合计算或者总应力分析得到短期抗拉荷载极限值  $F_{ult}$ , 进而按第 1 节所述流程计算长期荷载的容许持续时间。对于高岭土海床中宽度 3 m 的条形板, 图 6 给出的  $F_{ult} = 964$  kN, 长期海流荷载的幅值取  $F_c = \alpha F_{ult} = (0.6 \sim 0.97) F_{ult}$ 。采用力控制模式施加海流荷载, 竖向拉力首先在  $(12 \times \alpha)$  h 内从 0 增加到  $F_c$  以模拟海流出现过程, 然后保持拉力不变计算锚是否失稳。图 7 为海流荷载系数  $\alpha = F_c/F_{ult} = 0.9$  时的孔压消散过程。消散开始时, 平板顶面和底面中心处的超静孔压幅值分别为 70, -176 kPa; 海流持续 125 d 后孔压降低到 54, -88 kPa。

海流荷载增加到恒定值  $F_c$  后的平板位移时程曲线如图 8 所示, 其中开始时的非零位移是荷载从 0 增

加到  $F_c$  的线性加载过程中产生的。仍以海流荷载系数  $\alpha = 0.9$  为例, 荷载增加到  $F_c$  时的瞬时位移约为  $w/B = 0.1$ ; 保持荷载幅值恒定, 50, 125 d 后平板位移逐渐增加到  $w/B = 0.14, 0.2$ 。结合图 7, 超静孔压消散引起吸力减小, 进而削弱抗拉承载力, 在拉力保持恒定的情况下, 平板被拖动。平板被拖动导致上、下表面孔压差有重新增加的趋势, 增大的吸力与恒定拉力达到短暂平衡, 然后孔压继续消散, 平板又被拖动。上述机理不断重复, 直至平板位移超过指定的上限或者土体与锚底脱离。

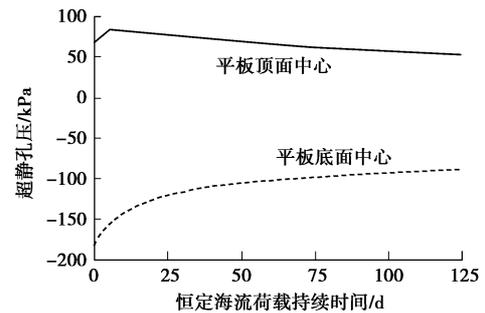


图 7 海流持续过程中的孔压消散( $\alpha = 0.9$ )

Fig. 7 Dissipation of pore pressures during loop currents ( $\alpha = 0.9$ )

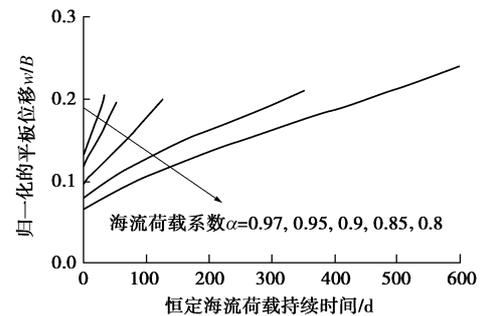


图 8 平板锚上拔位移随海流持续时间的变化

Fig. 8 Variation of anchor uplift displacement against hold time of loop currents

图 9 给出了容许持续时间与海流荷载系数之间的关系, 图中容许持续时间为对数坐标。容许持续时间随荷载系数的减小而增大。对于持续时间 3 个月的季节性海流, 保持高岭土中平板锚的稳定要求海流荷载系数  $\alpha < 0.92$ 。Clukey 等<sup>[2]</sup>曾借助离心模型试验和小应变有限元得到的吸力式沉箱的容许持续时间。虽然锚泊基础型式不同, 但持续荷载作用下的失稳机理是类似的, 文献[2]中图 4 给出的容许持续时间与海流荷载大小之间的变化趋势与图 9 一致。

当海床渗透性增大时, 孔压扩散和消散的速度加快, 孔压差形成的吸力更容易消散, 在相对更短的时间内平板下表面与土体脱离, 基础失效。前面的计算中海床渗透系数为  $k = 10^{-9}$  m/s。保持土体本构参数不变, 将渗透系数增大到  $10^{-8}$  m/s, 得到的容许持续时间也在图 9 绘出: 此时如果季节性海流持续 3 个月, 海流荷载系数  $\alpha < 0.6$  才能使平板锚不失效。当海流荷

载幅值一定时,容许持续时间随渗透系数的增大而急剧减小。以 $\alpha = 0.8$ 为例,如果渗透系数由 $10^{-9}$ 增加 $10^{-8}$  m/s,海流容许持续时间由450 d减少到32 d。

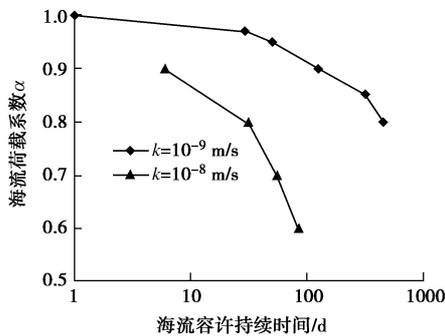


图9 容许持续时间与荷载幅值和土体渗透性之间的关系

Fig. 9 Dependence of allowable hold time on loading amplitude and soil permeability

## 5 结 语

本文提出了一种基于网格重分的大变形耦合有限元方法,其中引入较为复杂的弹塑性模型描述土的力学性质。通过与不排水条件下的极限分析解对比,验证所提方法的可靠性。进而采用大变形耦合方法模拟季节性海流引起的平板锚系泊基础的上拔过程。

海流容许持续时间强烈依赖海流荷载的幅值和海床的渗透性,高渗透性海床会严重降低容许持续时间。当海床渗透系数为 $10^{-9}$ 或 $10^{-8}$  m/s,持续时间3个月的海流荷载幅值分别低于短期抗拉承载力的92%和60%时,才能保证基础稳定。如果仅针对暴风浪取短期抗拉承载力进行平板锚设计,是偏于危险的。

### 参考文献:

- [1] 李立, 吴日升, 郭小钢. 南海的季节环流—TOPEX/POSEIDON 卫星测高应用研究[J]. 海洋学报, 2000, 22(6): 13 - 26. (LI Li, WU Ri-sheng, GUO Xiao-gang. Seasonal circulation in the South China Sea—a TOPEX/POSEIDON satellite altimetry study[J]. Acta Oceanologica Sinica, 2000, 22(6): 13 - 26. (in Chinese))
- [2] CLUKEY E C, TEMPLETON J S, RANDOLPH M F, et al. Suction caisson response under sustained loop current loads[C]// Offshore Technology Conference, Houston, 2004: OTC16843.
- [3] Det Norske Veritas. Recommend Practice DNV-RP-E302: Design and installation of plate anchors in clay[S]. Norway: DNV, 2002.
- [4] WILDE B, TREU H, FULTON T. Field testing of suction embedded plate anchors[C]// 11th International Offshore and Polar Engineering Conference Stavanger. 2001, 2: 544 - 551.
- [5] GAUDIN C, O'LOUGHLIN C D, RANDOLPH M F, et al. Influence of the installation process on the performance of suction embedded plate anchors[J]. Géotechnique, 2006, 56(6): 381 - 391.
- [6] MERIFIELD R S, SLOAN S W, YU H S. Stability of plate anchors in undrained clay[J]. Géotechnique, 2001, 51(2): 141 - 153.
- [7] SONG Z, HU Y, RANDOLPH M F. Numerical simulation of vertical pullout of plate anchors in clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2008, 134(6): 866 - 875.
- [8] WANG D, HU Y, RANDOLPH M F. Three-dimensional large deformation analysis of plate anchors in uniform clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(2): 355 - 365.
- [9] 于龙, 刘君, 孔宪京. 锚板在正常固结黏土中的承载力[J]. 岩土力学, 2007, 28(7): 1427 - 1434. (YU Long, LIU Jun, KONG Xian-jing. Stability of plate anchors in NC clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(7): 1427 - 1434. (in Chinese))
- [10] BROWN R P, WONG P C, AUDIBERT J M. SEPLA keying prediction method based on full-scale offshore tests[C]// 2nd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Perth. 2010: 717 - 722.
- [11] 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.
- [12] 王栋. 非完全粗糙平板锚旋转安装过程中的丢失埋深[J]. 岩土力学, 2012, 33(9): 2765 - 2770. (WANG Dong. Embedment losses of non-rough plate anchors during keying[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(9): 2765 - 2770. (in Chinese))
- [13] HU Y, RANDOLPH M. Bearing capacity of caisson foundations on normally consolidated clay[J]. Soils and Foundations, 2002, 42(5): 71 - 77.
- [14] STEWART D P. Lateral loading of piled bridge abutments due to embankment construction[D]. Crawley: The University of Western Australia, 1992.
- [15] WROTH C P. The interpretation of insitu soil tests[J]. Géotechnique, 1984, 34(4): 449 - 489.