

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.202006008

正常固结饱和黏土中倾斜平板锚承载力分析*

杨德健^{1,2}, 江自强^{1,2}, 卢力强^{1,2}, 程星磊^{1,2}, 刘 举^{1,2}, 孙晓涵^{1,2}

(1. 天津城建大学 土木工程学院, 天津 300384; 2. 天津城建大学天津市软土特性与工程环境重点实验室, 天津 300384)

摘要: 基于ABAQUS软件平台, 针对浅埋及深埋两种情况, 采用数值模拟手段研究了正常固结饱和黏土中倾斜平板锚的抗拔承载力, 分析了不同土重条件及锚土接触条件对倾斜锚板抗拔承载特性的影响, 揭示了不同工况下倾斜锚板周围土体的流动机制, 阐明了埋置深度、土重条件及锚土接触条件对锚板破坏机制的影响。研究表明: “锚土分离”条件下, 承载力系数随倾斜角度增大逐渐增大, 这主要是由于土体剪切破坏面随倾斜角度的增大逐渐增大所致; “锚土黏结”条件下承载力系数随倾斜角度增大逐渐减小, 这主要是由于土体的剪切破坏面随倾斜角度增大逐渐减小所致; 无论“锚土分离”还是“锚土黏结”, 浅埋条件下倾斜角度对承载力的影响均要大于深埋条件。建议了能够预测“锚土黏结”条件下倾斜锚板承载力的表达式, 可为正常固结黏土中平板锚的工程设计提供参考。

关键词: 倾斜平板锚; 黏土; 承载力; 埋深; 数值模拟

中图分类号: TU473.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2022)05-1113-08

Analysis of Pullout Capacity of Inclined Plate Anchors in Normally Consolidated Saturated Clay

YANG Dejian^{1,2}, JIANG Ziqiang^{1,2}, LU Liqiang^{1,2}, CHENG Xinglei^{1,2}, LIU Ju^{1,2}, SUN Xiaohan^{1,2}

(1. School of Civil Engineering, Tianjin Chengjian University, Tianjin 300384, China;

2. Key Laboratory of Soft Soil Engineering Character and Engineering Environment of Tianjin, Tianjin Chengjian University, Tianjin 300384, China)

Abstract: The pullout capacity of inclined plate anchors in normally consolidated saturated clay is studied by numerical simulation for shallow and deep embedded conditions based on ABAQUS software platform. The effect of different soil weight conditions and contact conditions on the pull-out bearing characteristics of inclined anchor plate is analyzed. The flow mechanism of clays around inclined anchor plate under different working conditions is revealed. The influence of embedment depth, soil weight and contact condition of anchor-soil on the failure mechanism of anchor plate is clarified. It is found that the pullout capacity factor of vented plate anchor increases as the inclination angle increase, which is mainly due to the increase of shear failure surface with the increase of inclination angle. However, the pullout capacity factor of attached anchors decreases with the increase of inclination angle, which is mainly due to the decrease of shear failure surface with the increase of inclination angle. For

* 收稿日期: 2020-06-10; 修回日期: 2020-09-21

基金项目: 天津市高等学校基本科研业务费资助项目(2016CJ04)资助

作者简介: 杨德健(1962—), 男, 教授, 博士。主要从事工程结构抗震研究。E-mail: yangdejian-tj@163.com

通讯作者: 卢力强(1982—), 男, 实验师, 硕士。主要从事土动力学与海洋岩土工程研究。E-mail: Luliqiang56@126.com

both vented and attached anchors, the influence of the inclination angle on the pullout capacity is greater in shallow embedded condition than in deep embedded condition. A formula that can predict the pullout capacity of attached inclined plate anchor is proposed, which can provide some reference for the engineering design of inclined plate anchor in normally consolidated clay.

Keywords: inclined plate anchors; clays; pullout capacity; embedded depth; numerical simulation

引 言

随着海洋油气资源开发逐渐从近海浅水区域发展到深水区域,海上浮式平台的应用也越来越广泛。在复杂的海洋环境中,浮式平台通过系统与嵌固在海床中的锚固基础相连以维持稳定。平板锚作为锚固基础之一,因其尺寸小、重量轻、成本低、可以提供较大的拉拔力而受到广泛的关注^[1]。

迄今为止,国内外研究人员就平板锚在单调加载下的抗拔承载特性已开展了一些研究。B.M. Das等^[2-3]、A.S. Vesic^[4]通过开展室内小比尺模型试验研究黏土中平板锚的抗拔承载特性,但基于缩尺模型的试验结果无法考虑真实海床中土体上覆压力的影响,因而有其局限性。R.K. Rowe等^[5]利用弹塑性有限元方法研究了水平和垂直锚板在均质黏土中的抗拔承载力,将锚板和周围土体的接触视为“立即分离”与“始终黏结”两种极端情况来考虑。R.S. Merifield等^[6-8]将锚土接触视为“立即分离”情况,利用有限元极限分析方法研究了水平和垂直锚板在均质黏土中的承载特性及破坏机制。L. Yu等^[9]研究了土的上覆压力、锚板埋置深度、倾斜角度等对黏土中条形锚板承载特性的影响。T.S. Charlton等^[10]采用考虑软土结构性损伤的运动硬化本构模型分析了土体结构性对于平板锚承载特性的影响。刘海笑等^[11]分别采用塑性上限法和非线性有限元法评估了平板锚的抗拔承载特性。刘君等^[12]运用三维弹塑性有限元方法研究了饱和黏土中圆形锚板在不同埋置深度和倾角下的承载力。王立忠等^[13]针对不排水均质黏土中的深埋条形锚板和圆形锚板,利用塑性极限分析的上限定理求解锚板的极限抗拔承载力。此外,为更精确的模拟黏土中平板锚的连续上拔过程,D. Wang等^[14]、Z.H. Song等^[15]、Y.H. Tian等^[16]、H.X. Liu等^[17]、S. Maitra等^[18]学者采用大变形有限元方法研究锚板的承载变形特性及周围土体的流动机制。

在以往的研究中,对均质土层中锚板的承载特

性研究较多,然而实际海床土体一般处于正常固结状态,即强度沿深度逐渐增长;一些研究常将土体视为无重土考虑,这实际上忽略了土体重力产生的初始应力场对平板锚承载特性的影响;另外,对水平或垂直放置的平板锚研究相对较多,然而实际工程中锚板通常呈一定倾角放置。总体来讲,对于不同倾斜角度下锚板承载特性及破坏机制的研究仍相对较少,也缺少对土体重力、锚土接触及埋深等的系统研究。因此,本文基于ABAQUS软件平台,针对浅埋及深埋两种情况,采用数值模拟手段研究正常固结饱和黏土中倾斜平板锚的抗拔承载力及变形破坏机制,分析不同的土重条件及锚土接触条件对倾斜锚板抗拔承载特性的影响规律,以期研究成果能为黏土中平板锚的设计提供一定的参考。

1 有限元数值模型

1.1 数值模拟工况

平板锚宽度为3 m,厚度为0.3 m。黏土层不排水强度沿深度线性增长,满足 $S_u = 1 + 1.4z$ (z 为土层深度),有效重度为 8 kN/m^3 ,锚板埋设与土层强度分布如图1所示。针对浅埋与深埋两种埋深条件开展模拟,参考DNV规范^[19],小于4.5倍锚板宽度为浅埋,反之为深埋条件,本文设置浅埋锚板埋深 $H=2B$,深埋 $H=8B$ (B 为锚板宽度)。两种埋深条件下,分别设7个锚板倾斜角度 β ,即 0° 、 15° 、 30° 、 45° 、 60° 、 75° 、 90° 。有限元计算中常将锚板与周围土体的接触视为“立即分离”或“始终黏结”两种极端情况来考虑^[5],前者假设锚-土之间没有任何黏结力和吸附力,锚板受拉后立即与板后土体分开;后者假设锚-土之间存在足够的黏结力或吸附力,锚板在受拉过程中与板后土体始终黏结。实际上,工程中的锚板应处于两种极端状态之间。另外,一些有限元计算中常将土体视为无重土考虑,然而土体重力可能会对锚板承载特性产生一定的影响。基于此,本文在每个倾斜角度下又设定4种工况,即工况1“无土重锚土黏结”、工况2“无土重锚土分离”、工况

3“有土重锚土黏结”、工况4“有土重锚土分离”,旨在研究土重条件与锚土接触条件对倾斜锚板承载特性的影响。

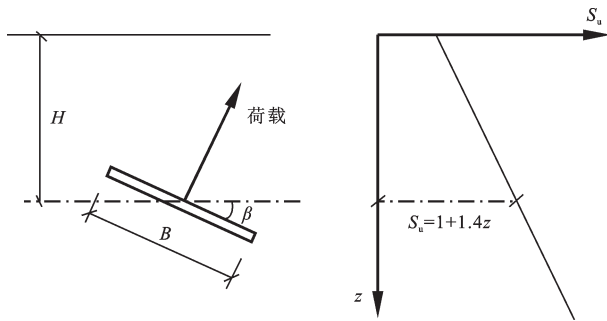


图1 不同倾斜角度下的锚板及土层强度
Fig.1 Anchor plate under different inclination angles and the strength of soil layer

1.2 二维有限元模型

基于ABAQUS有限元软件,建立黏土中平板锚的二维有限元模型(条形锚板)。深埋条件下45°放置锚板的有限元模型示于图2。

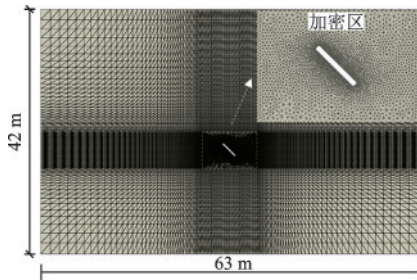


图2 黏土中平板锚二维有限元模型
Fig.2 Two dimensional finite element model of plate anchor in clay

为避免数值计算时边界效应的影响,锚板周围土域的边界尺寸长63 m(21倍锚板宽度)、深42 m(14倍锚板宽度),在土体竖向边界施加水平约束,底部边界施加固定约束,顶部边界自由。土和锚板均采用六节点二阶平面应变单元(CPE6)。为提高计算精度,在锚板周围1倍锚宽范围内采用更加致密的网格划分(加密区见图2)。为尽可能消除网格密度对计算结果的影响,本文对不同网格密度下锚板承载力进行试算,不同节点数下承载力系数 N_c 的计算结果如图3(N_c 定义见下文)所示。当节点数超过30 000时,承载力系数 N_c 基本稳定,能达到较为精确的计算结果。因此本文数值模拟时网格密度

约35 000个节点。饱和黏土渗透系数小,采用不排水分析,土体本构采用理想弹塑性模型,满足摩尔-库伦屈服准则,摩擦角及剪胀角设为0,粘聚力设为不排水抗剪强度 S_u ,泊松比设为0.49,弹性模量设为 $500 S_u$ 。采用USDFLD子程序自定义场变量的方式定义沿土层深度线性增长的不排水强度及弹性模量。

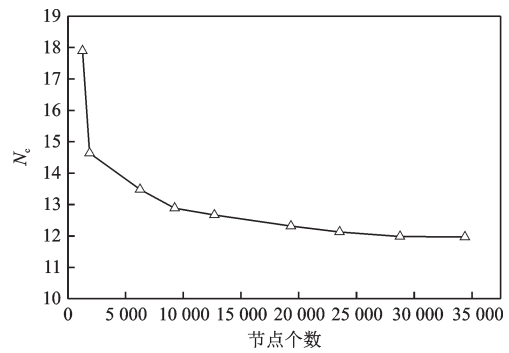


图3 不同网格密度下的承载力系数
Fig.3 Pullout capacity factor under different mesh density

针对数值模拟的4种工况,对于“有土重”情况,先给土体施加重力获得初始地应力场,再给锚板施加上拔位移直至锚板发生破坏;对于“无土重”情况,直接给锚板施加上拔位移。对于“锚土黏结”情况,在有限元接触设置时直接将锚板与周围土体绑定;对于“锚土分离”情况,锚板与土之间设置切向滑移、法向可分离的接触模式,锚板假定为光滑锚板,即与土的摩擦系数为0,当锚板与土之间的切向剪力超过土的不排水抗剪强度 S_u 时,锚板发生切向滑移,当两者之间的法向力为0时,发生法向分离。

2 数值模拟结果分析

2.1 锚板承载力

黏土中锚板的上拔承载力一般用承载力系数 N_c 来表征,它可表示为:

$$N_c = \frac{F}{AS_u} \quad (1)$$

式中, F 为锚板的承载力; A 为锚板的面积; S_u 为土的不排水抗剪强度,参考相关文献的做法^[9-10,19],本文取锚板形心埋置深度处的值,可表示为 S_{u0} 。

图4(a)、(b)分别给出了浅埋及深埋0°水平锚板在4种工况下承载力系数随归一化位移的变化曲

线(归一化位移指锚板位移与锚板宽度之比)。由图可知无论浅埋还是深埋情况,锚板抗拔力随位移的增大而逐渐增大,且加载初期承载力增长较快,随之逐渐变缓。对于所有工况,当加载位移达到一定值时,锚板抗拔力不再增加,荷载位移曲线出现“水平段”,即达到极限承载力,此时承载力系数趋于定值。另外,达到极限承载力时破坏位移通常不超过0.1倍锚板宽度。对于工况1、3,锚板的承载力系数随归一化位移的变化曲线基本一致,这表明在“锚土黏结”条件下,土重对锚板的极限承载力基本无影响。对于工况2、4,同样都为“锚土分离”条件,但由于工况4考虑了土重的影响,因此极限承载力明显较大。“锚土黏结”条件下的承载力要大于“锚土分离”条件下的值,深埋锚板的承载力均大于浅埋情况。

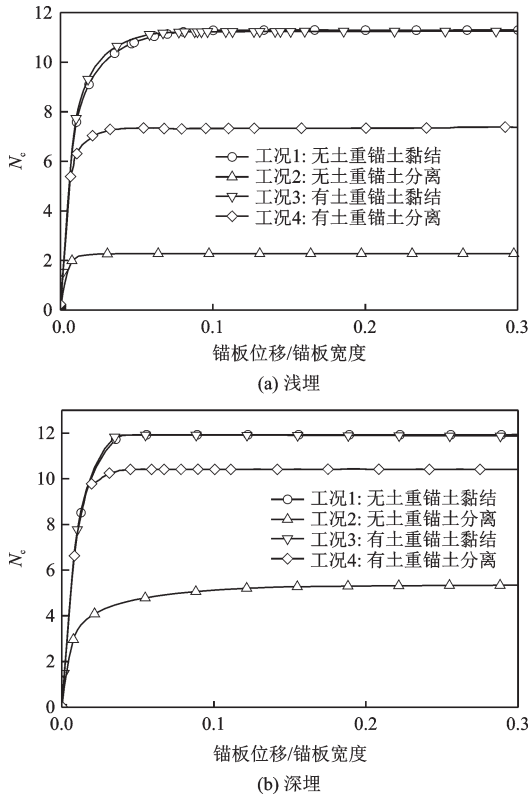


图4 承载力系数随归一化位移的变化曲线
Fig.4 Variation curve of pullout capacity factor with normalized displacement

2.2 均质黏土中锚板承载力

为同已有研究结果进行比较以验证本文有限元计算方法的可靠性,首先对均质黏土中(不排水强度 $S_u=20$ kPa),“无土重锚土分离”及“无土重锚

土黏结”条件下的抗拔承载力进行计算,图5为本文计算结果与R.S. Merifield等^[6]、L. Yu等^[9]针对条形锚板计算结果的比较。在深埋“锚土黏结”条件下 N_c 随锚板倾斜角度增大几乎无变化;在浅埋“锚土黏结”条件下 N_c 随锚板倾斜角度增大显著降低,从 0° 到 90° N_c 约从 11.5 降到 9.5。“锚土分离”条件下的 N_c 明显小于“锚土黏结”条件下的相应值。在深埋“锚土分离”条件下, N_c 随锚板倾斜角度增大稍有增大,增大值约为 0.5;在浅埋“锚土分离”条件下, N_c 随锚板倾斜角度增大有所增大,增大值约为 1.2 左右,且在小于 30° 时, N_c 变化不大,大于 30° 后变化较为显著。总体而言,本文计算结果与R.S. Merifield等^[6]、L. Yu等^[9]结果基本一致,数值上的少许差异主要是由于锚板宽度、土层强度及计算方法的差异所致。与已有文献计算结果的对比表明了本文有限元计算方法的可靠性。

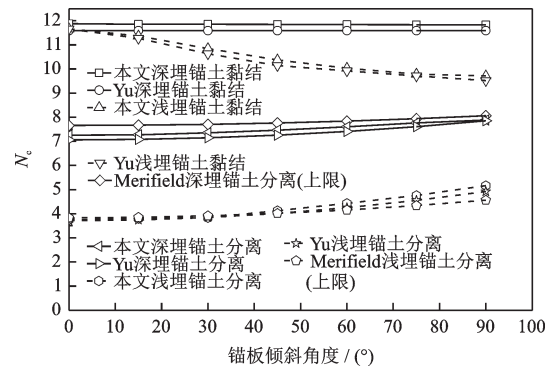


图5 均质黏土中锚板承载力系数计算结果对比
Fig.5 Comparison of calculation results for pullout capacity factor of anchor plate in homogeneous clay

2.3 正常固结黏土中锚板承载力

图6给出了正常固结黏土(不排水强度见图1)中深埋及浅埋锚板在不同工况下承载力系数随倾斜角度的变化曲线。2.1节中计算结果已表明“锚土黏结”条件下有无土重对计算结果基本无影响,因而图中仅给出锚板在有土重时的承载力系数。由图可知,深埋“锚土黏结”条件下 N_c 随倾斜角度增加略有降低,下降幅度不到 0.3;然而,浅埋“锚土黏结”条件下 N_c 下降幅度较大,从 0° 的 11.29 降低到 90° 的 7.86(降幅为 3.43)。在“锚土分离”条件下,无论有无土重、深埋还是浅埋, N_c 随倾斜角度增加逐渐增大,然而考虑土重时的 N_c 要明显大于无土重时的情形,相同的锚-土接触条件下,锚板深埋时的 N_c 要

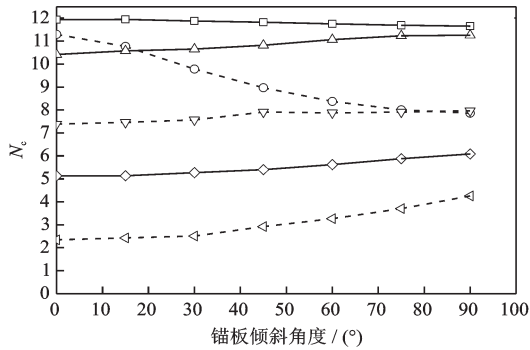


图6 正常固结黏土中承载力系数随倾斜角度的变化曲线

Fig.6 Variation curve of pullout capacity factor with inclination angle in normally consolidated clay

明显大于浅埋时的情形。

为更好地理解倾斜角度对锚板承载力的影响,利用倾斜角度 0° 的承载力系数对计算所得任意角度下的承载力系数进行归一化处理,得到归一化承载力系数 $N_c/N_{c(\beta=0^\circ)}$ 随锚板倾斜角度的变化曲线,如图7所示。在浅埋“无土重锚土分离”条件下倾斜角度对承载力的影响最大,倾斜角度 90° 时的承载力系数约为倾斜角度 0° 时的1.8倍,深埋“无土重锚土分离”条件下的影响次之,约为1.2倍。“有土重锚土分离”条件下倾斜角度对承载力的影响相对较小。与“锚土分离”条件相反,在“锚土黏结”条件下,归一化承载力系数随倾斜角度增大逐渐降低,当锚板深埋时,倾斜角度的影响非常小,降低的幅度也非常微弱;当锚板浅埋时,倾斜角度的影响较大,倾斜角度 90° 时的承载力系数约为 0° 时的0.7倍。总体而言,无论在“锚土黏结”还是“锚土分离”条件下,锚板埋置越浅,锚板倾斜角度对承载力系数的影响越大。以上关于承载力随倾斜角度的变化规律将在

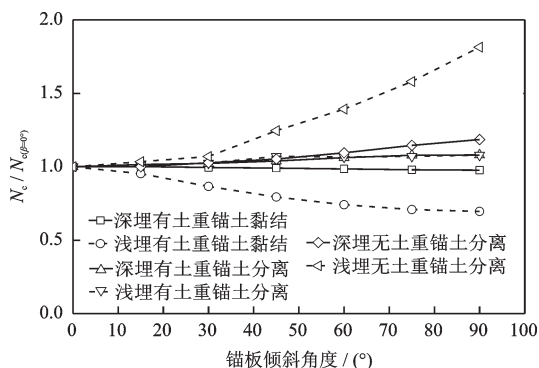


图7 归一化承载力系数随倾斜角度的变化曲线

Fig.7 Variation curve of normalized pullout capacity factor with inclination angle

后文锚板周围土体流动机制的阐述中得到解释。

2.4 锚板周围土体流动机制

图8~9分别给出了浅埋及深埋条件下 0° 、 45° 、 90° 倾斜锚板在“有土重锚土分离”及“有土重锚土黏结”两种情况下锚板破坏时周围土体的流动机制。需要说明的是“锚土黏结”时,“有土重”及“无土重”条件下周围土体的流动机制基本一致,这就解释了2.1节中为何在“锚土黏结”条件下,土重对锚板的极限承载力基本无影响。

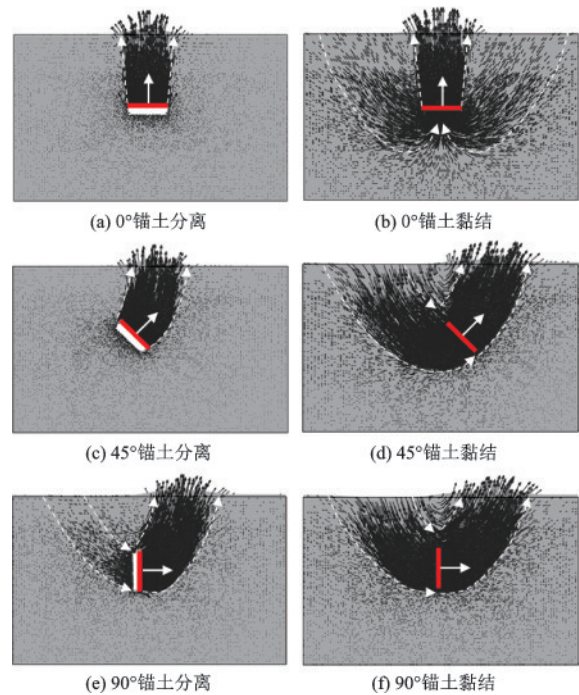


图8 浅埋锚板周围土体流动机制

Fig.8 Soil flow mechanism for shallow embedded anchor plate

由图8可知,对于浅埋情况,无论“锚土分离”还是“锚土黏结”,土体均有明显的剪切破坏面,且破坏面延伸到土层表面,促使表层土体发生显著的隆起变形。“锚土分离”条件下由于锚板受拔时立即与后方土体脱开,因而锚板后方土体变形较小,锚板发生上拔位移后,与后方土体产生一定的间隙;此外,随锚板倾斜角度的增大,土体的剪切破坏面逐渐增大,这与刘君等^[12]对圆形锚板研究所得规律基本一致,这就解释了“锚土分离”条件下随倾斜角度增大锚板承载力逐渐增大的原因。“锚土黏结”条件下,锚板后方土体将发生较大的剪切变形,因而剪切破坏面延伸到锚板后方较大范围内,整个剪切面的范围要显著大于“锚土分离”的情形,因此相应的

锚板极限承载力也要明显大于“锚土分离”的情况。另外,在“锚土黏结”条件下,锚板倾斜角度越小,将牵动锚板下方更大范围以及更深处强度较高土体的剪切移动,因而随倾斜角度的增大土体剪切破坏面逐渐减小,这就解释了“锚土黏结”条件下随倾斜角度增大锚板承载力显著降低的原因。

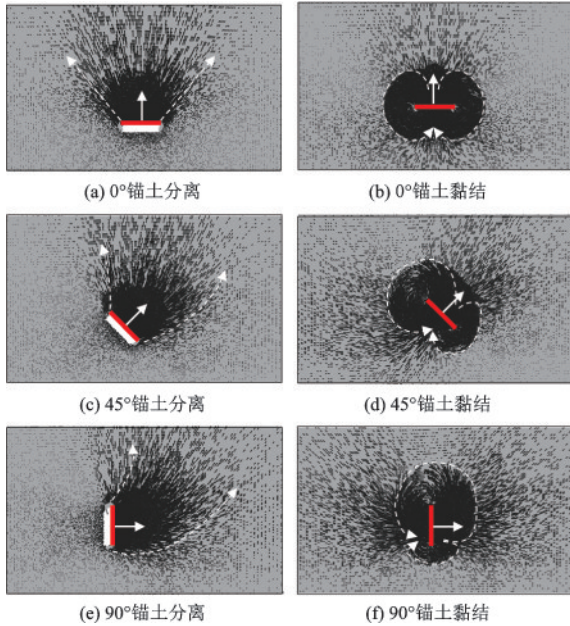


图9 深埋锚板周围土体流动机制

Fig.9 Soil flow mechanism for deep embedded anchor plate

由图9可知,对于深埋情况,“锚土分离”条件下,锚板前方土体形成较大的剪切破坏面,并随着上拔位移的增大,土体剪切破坏面也逐渐增大,但由于埋置深度较深,破坏面并未延伸到土层表面;另外,随着倾斜角度的增大,剪切破坏面将延伸到锚板下方更深处的土体,即更深处强度较高的土体将参与提供抗拔承载力,因此随倾斜角度增大锚板的抗拔承载力也逐渐增大。“锚土黏结”条件下,当锚板深埋时,无论倾斜角度如何,土体剪切破坏区域并未在较大范围内扩展,仅锚板周围土体出现显著的塑性流动,即发生局部破坏,倾斜角度的变化并未改变锚板的局部破坏机制,因此锚板承载力随倾斜角度的变化不大。

2.5 倾斜锚板的承载力计算公式

B.M. Das等^[3]针对黏土中倾斜方板的承载特性开展了大量的试验研究,依据试验结果给出了一个计算倾斜方板的承载力计算经验公式:

$$N_{c\beta} = N_{c(\beta=0^\circ)} + \left[N_{c(\beta=90^\circ)} - N_{c(\beta=0^\circ)} \right] \left(\frac{\beta}{90^\circ} \right)^2 \quad (2)$$

式中, $N_{c\beta}$ 为任意倾斜角度下的锚板承载力系数, $N_{c(\beta=0^\circ)}$ 和 $N_{c(\beta=90^\circ)}$ 分别为倾斜角度为 0° 和 90° 时的承载力系数值。该公式的适用性已在 R.S. Merfield 等^[8] 针对均质无重黏土的有限元分析结果中得到了证实。利用该公式对本文开展的正常固结黏土中倾斜锚板的承载力系数进行预测,对式(2)等号左右两边同除 $N_{c(\beta=0^\circ)}$ 后得任意倾斜角度下的归一化承载力系数表达:

$$\frac{N_{c\beta}}{N_{c(\beta=0^\circ)}} = 1 + \left[\frac{N_{c(\beta=90^\circ)}}{N_{c(\beta=0^\circ)}} - 1 \right] \left(\frac{\beta}{90^\circ} \right)^2 \quad (3)$$

基于不同工况下 $N_{c(\beta=0^\circ)}$ 和 $N_{c(\beta=90^\circ)}$ 的有限元计算结果,利用式(3)对 $0^\circ \sim 90^\circ$ 范围内的承载力系数进行预测,预测结果如图10中的实线所示。由图可见,在“锚土分离”条件下预测结果与有限元计算结果吻合良好,这表明对于正常固结黏土中条形倾斜锚板,在“锚土分离”条件下 B.M. Das 等^[3] 建议的经验公式仍具有较好的适用性。然而,由浅埋“锚土黏结”条件下预测结果与有限元计算结果的对比可以看出(深埋情况下承载力系数几乎无变化因而不具有较好的验证性),在“锚土黏结”条件下,该经验公式并未能够较好的预测归一化承载力系数随倾斜角度的变化规律。主要原因在于“锚土黏结”时归一化承载力系数随倾斜角度的变化趋势与“锚土分离”时有所不同。“锚土分离”时归一化承载力系数随倾斜角度的增大变化幅度越来越大,也即倾斜角度对锚板承载力的影响越来越显著;然而,在“锚土黏结”条件下,当倾斜角度较小时(约 $0^\circ \sim 15^\circ$)或较大时(约 $75^\circ \sim 90^\circ$),归一化承载力系数的变化幅度相对较小,而处于中间范围内(约 $15^\circ \sim 75^\circ$)时,其变化幅度又相对较大,也即倾斜角度对锚板承载力的影响较为复杂,因而利用 B.M. Das 等^[3] 的经验公式并不能得到较好的预测,为此,本文建议了如下公式对“锚土黏结”条件下的承载力系数进行预测:

$$\frac{N_{c\beta}}{N_{c(\beta=0^\circ)}} = 1 + \left[\frac{N_{c(\beta=90^\circ)}}{N_{c(\beta=0^\circ)}} - 1 \right] \frac{\beta^n}{k^n + \beta^n} \quad (4)$$

式中, k 取 30, n 取 2.5。式(4)的预测结果见图10中虚线,可见本文建议的公式能够较好的预测“锚土黏结”条件下倾斜锚板的承载力。然而,该公式仅在本文开展的埋置深度 ($H/B=2$ 和 8) 下得到了验证,对于其它埋置深度下公式的适用性仍有待开展更多工况的有限元分析来进行验证。

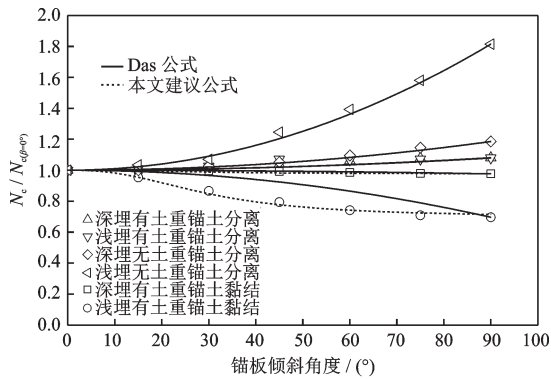


图10 归一化承载力系数预测结果对比

Fig.10 Comparison of predicted results for normalized pull-out capacity factor

3 结论

基于ABAQUS软件平台,通过数值模拟研究了黏土中倾斜锚板的抗拔承载特性,主要结论如下:

(1) 无论浅埋还是深埋情况,锚板抗拔力随位移的增大而逐渐增大,当加载位移达到一定值时,荷载位移曲线出现“水平段”,即达到极限承载力。另外,达到极限承载力时破坏位移通常不超过0.1倍锚板宽度。

(2) “锚土分离”条件下,承载力系数随锚板倾斜角度增大逐渐增大,这主要是由于土体剪切破坏面随倾斜角度增大逐渐增大所致;“锚土黏结”条件下,承载力系数随倾斜角度增大逐渐减小,这主要是由于土体剪切破坏面随倾斜角度增大逐渐减小所致。无论“锚土分离”还是“锚土黏结”,浅埋条件下倾斜角度对承载力的影响均要大于深埋条件。

(3) 深埋“锚土黏结”条件下,无论倾斜角度如何,土体剪切破坏面未在较大范围内扩展,仅锚板周围土体出现显著的塑性流动,即发生局部破坏,倾斜角度的变化并未改变锚板的局部破坏机制,因此锚板承载力随倾斜角度的变化不大。

(4) 对于正常固结黏土中条形倾斜锚板,在“锚土分离”时B.M. Das等^[18]建议的经验公式仍具有较好的适用性,但在“锚土黏结”时该经验公式并不适用。基于此,本文建议了一个能够对“锚土黏结条件下承载力系数进行预测的经验公式,但该公式对于不同埋置深度下锚板的适用性仍有待进一步验证。

参考文献:

- [1] Randolph M F, Gaudin C, Gourvenec S M, et al. Recent advances in offshore geotechnics for deep water oil and gas developments[J]. Ocean Engineering, 2011, 38(7): 818-834.
- [2] Das B M. Model tests for uplift capacity of foundations in clay[J]. Soils and Foundations, 1978, 18(2): 17-24.
- [3] Das B M, Puri V K. Holding capacity of inclined square plate anchors in clay[J]. Soils and Foundations, 1989, 29(3): 138-144.
- [4] Vesic A S. Breakout resistance of objects embedded in ocean bottom[J]. Journal of Soil Mechanics & Foundations Div, 1971, 97(9): 1183-1205.
- [5] Rowe R K, Davis E H. The behavior of anchor plates in clay[J]. Geotechnique, 1982, 32(1): 9-23.
- [6] Merifield R S, Sloan S W, Yu H S. Stability of plate anchors in undrained clay[J]. Geotechnique, 2001, 51(2): 141-153.
- [7] Merifield R S, Lyamin A V, Sloan S W, et al. Three-dimensional lower bound solutions for stability of plate anchors in clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2003, 129(3): 243-253.
- [8] Merifield R S, Sloan S W, Lyamin A V. The stability of inclined plate anchors in purely cohesive soil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2005, 131(6): 792-799.
- [9] Yu L, Liu J, Kong X J, et al. Numerical study on plate anchor stability in clay[J]. Geotechnique, 2011, 61(3): 235-246.
- [10] Charlton T S, Rouainia M, Gens A. Numerical analysis of suction embedded plate anchors in structured clay[J]. Applied Ocean Research, 2016, 61: 156-166.
- [11] 刘海笑, 杨晓亮. 法向承力锚板极限抗拔力特性[J]. 海洋工程, 2006, 24(4): 8-14.
Liu H X, Yang X L. Characteristics of ultimate pull-out capacity for vertically loaded anchors[J]. The Ocean Engineering, 2006, 24(4): 8-14. (in Chinese)
- [12] 刘君, 于龙, 吴利玲, 等. 饱和黏土中倾斜圆形锚板承载力分析[J]. 大连理工大学学报, 2008, 48(2): 229-234.
L J, Yu L, Wu L L, et al. Pull-out capacity of inclined circular plate anchors in saturated clay[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2008, 48(2): 229-234. (in Chinese)
- [13] 王立忠, 舒恒. 不排水黏土中深埋锚板的抗拔承载力[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(6): 829-836.

- Wang L Z, Shu H. Pullout capacity of deeply embedded plate anchors in undrained clay [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31 (6) : 829-836. (in Chinese)
- [14] Wang D, Hu Y X, 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.
- [15] Song Z H, Hu Y X, 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.
- [16] Tian Y H, Gaudin C, Randolph M F, et al. Influence of padeye offset on bearing capacity of three-dimensional plate anchors [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2015, 52(6) : 682-693.
- [17] Liu H X, Su F M, Li Z. The criterion for determining the ultimate pullout capacity of plate anchors in clay by numerical analysis [J]. American Journal of Engineering and Applied Sciences, 2014, 7(4) : 374-386.
- [18] Maitra S, White D, Chatterjee S, et al. Numerical modelling of seepage and tension beneath plate anchors [J]. Computers and Geotechnics, 2019, 108 : 131-142.
- [19] Design and installation of plate anchors in clay: DNV-RP-E302 [S]. Norway: Det Norske Veritas, 2002.
- (本文责编:赵霞)



(上接第 1112 页)

- [19] GB 50021—2001 岩土工程勘察规范 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社: 2009.
- [20] 赵景波. 黄土形成过程的实质与环境 [J]. 干旱区地理, 2000, 23(4) : 315-319.
Zhao J B. Essence and environment of loess formation [J]. Arid Land Geography, 2000, 23(4) : 315-319. (in Chinese)
- [21] 赵景波. 西北黄土区第四纪土壤与环境 [M]. 西安: 陕西科学技术出版社, 1994: 141-161.
Zhao J B. Soil and environment of quaternary in northwest loess areas [M]. Xi'an: Shaanxi Science and Technology Press, 1994: 141-161. (in Chinese)
- [22] Handy R L. Borehole shear test manual [M]. Madrid, Iowa, USA: Handy Geotechnical Instruments, Inc., 2009: 1-10.