

黄土中联合板索基础的抗拔承载力变化规律及其影响因素

范雪峰¹, 龙哲^{2,3}, 言志信^{2,3}

1. 国家电网甘肃省电力公司经济技术研究院, 兰州 730050
2. 兰州大学西部灾害与环境力学教育部重点实验室, 兰州 730000
3. 兰州大学土木工程与力学学院, 兰州 730000

摘要 假设黄土为符合Mohr-Coulomb屈服准则的理想弹塑性材料且锚板为刚性体,采用有限差分模拟软件FLAC^{3D}建立三维数值模型,利用接触面单元分析联合板索基础锚板上拔过程中黄土变形破坏机理,研究了锚板抗拔承载力的变化规律及其影响因素。结果表明,锚板的抗拔承载力随着锚板埋置深度的增加呈现近似线性增大,但当埋深超过临界深度时锚板抗拔承载力趋于定值;增大锚板面积能够提高总承载力,但单位面积承载力会下降;相同面积条件下,圆形锚板抗拔承载力最大,方形锚板次之,矩形锚板抗拔承载力随着长宽比的增大而逐渐减小;锚板抗拔承载力随土体抗剪强度的增大而增大,提升地基土体的抗剪强度指标(特别是黏聚力),能够有效提高联合板索基础的抗拔承载力。

关键词 联合板索基础;抗拔承载力;三维数值模型

中图分类号 TU475+.3

文献标志码 A

doi 10.3981/j.issn.1000-7857.2014.36.014

Vertical Uplift Capacity of Combined Cable-slab Foundation in Loess and Influencing Factors

FAN Xuefeng¹, LONG Zhe^{2,3}, YAN Zhixin^{2,3}

1. Research Institute of Economics and Technology of Gansu Province Electric Power Company, State Grid Corporation of China, Lanzhou 730050, China
2. Key Laboratory of Mechanics on Disaster and Environment in Western China, the Ministry of Education of China, Lanzhou University, Lanzhou 730000, China
3. School of Civil Engineering and Mechanics, Lanzhou University, Lanzhou 730000, China

Abstract Based on the assumption that loess is an elastic-perfectly plastic material which obeys Mohr-Coulomb yield condition and the anchor plate is a rigid body, a three-dimensional numerical analysis model is established by use of the finite-difference software FLAC^{3D} and the anchor-soil interaction is then simulated. The deformation mechanism of loess around plate anchors during uplifting is analyzed by the contact plane element. The influencing factors including depth ratio, loess shear strength parameter, shape and size of anchor plate are considered in the ultimate pull-out capacity analysis. It is found that the ultimate pull-out capacity of anchor plate is jointly influenced by these factors. It increases with the increased depth ratio and loess shear strength, however the influencing extent is different. Expanding the plate size can increase the total capacity, but the capacity per unit area will decrease. For plates of same area, the circular one has the biggest ultimate pull-out capacity while the square takes the second. The coefficient of a rectangle plate decreases when the length-width ratio increases. The rules revealed by this study have a reference value for the study and promotion of combined cable-slab foundation in loess areas.

Keywords combined cable-slab foundation; ultimate pull-out capacity; three-dimensional numerical analysis model

收稿日期:2014-01-07;修回日期:2014-10-15

基金项目:国家自然科学基金面上项目(41372307);国家电网科技项目(KJ201312)

作者简介:范雪峰,高级工程师,研究方向为电网建设,电子信箱:frankfrank605@163.com;言志信(通信作者),教授,研究方向为地质与岩土工程,电子信箱:yanzhix@lzu.edu.cn

引用格式:范雪峰,龙哲,言志信.黄土中联合板索基础的抗拔承载力变化规律及其影响因素[J].科技导报,2014,32(36):86-92.

随着特高压输电技术的发展和城市化进程的加快,探索造价低、可靠度高、施工简便可行的输电线路基础成为近年来输电线路研究的重要课题。鉴于很多地区的气候环境,大风作用在输电塔和导线上引起的上拔力对输电塔稳定性造成严重威胁,所以研究输电塔基础的抗拔机理对工程安全和社会稳定均具有重要的意义。而锚板的埋深比、形状、尺寸及黄土抗剪强度都对锚板的抗拔承载力有重要影响,揭示其中蕴含的规律,将使基础设计更加合理。

抗拔承载力一直是锚板基础的研究重点,过去40多年来,许多学者研究了砂土、黏土中不同形状锚板的抗拔承载力,但均只是得到了锚板承载力的近似解或者由试验研究得到的经验公式。随着数值方法和计算机技术的发展,国内外学者应用有限元法计算锚板的承载力,在数值模拟的基础上对锚板的抗拔机理进行了相应研究。Rowe等^[1]通过数值方法研究了饱和黏土中锚板极限抗拔承载力的影响因素和破坏机理。Das等^[2]通过大量试验得出了浅埋锚板的经验公式及经验曲线。Merrifield等^[3,4]通过建立二维有限元数值模型,利用极限分析理论研究了锚板极限抗拔力。Song等^[5]运用小应变和大变形有限元分析方法对正常固结均质黏土中受法向载荷的条形、圆形平板锚进行了研究。赵炼恒等^[6]通过引入非关联流动法和切线法修正岩土体抗剪强度指标 c 、 φ ,研究了水平矩形浅埋锚板的极限抗拔承载力问题。刘君等^[7]、于龙等^[8]运用AFENA分析了饱和黏土中圆形锚板的极限抗拔力,追踪锚板拔出全过程中抗拔力的变化。王志云等^[9]对吸力式沉箱基础的极限承载力进行了分析,得出了基础竖向和水平拔出极限承载力的有限元解。王晖^[10]等利用ABAQUS有限元软件分析了均质黏土中法向承力锚板极限抗拔力影响因素。国内目前均采用有限元软件进行数值模拟,研究对象均为砂土、饱和黏土中锚板的抗拔承载力。本文利用FLAC^{3D}有限差分软件,对黄土中锚板的上拔机理和抗拔承载力影响因素进行模拟研究。

1 三维数值模型

1.1 三维数值分析模型构建

联合板索基础是一种新的基础型式,其上板可以看作浅基础,下板则是典型的锚定板基础,上下板通过锚索连接,如图1所示。上板的主要作用为抵抗竖直向下的压力、水平力和弯矩,防止基础出现侧向滑移和倾覆。下板的主要作用为抵抗上部结构由于风载荷等因素产生的上拔力,防止基础被拔出。基于该基础型式的结构特征,在研究基础抗拔机理时可以考虑将上板忽略,将计算模型简化为抗拔锚板。

极限抗拔力 T_u 是评价锚板抗拔承载力最直观的指标,在设计锚板的尺寸和埋深时往往需要参考 T_u 。而抗拔承载力系数 N_c 是目前公认的最重要的评价指标。黄土中抗拔承载力系数的计算公式为

$$N_c = \frac{T_u}{AS_u} + \frac{\gamma H}{S_u}$$

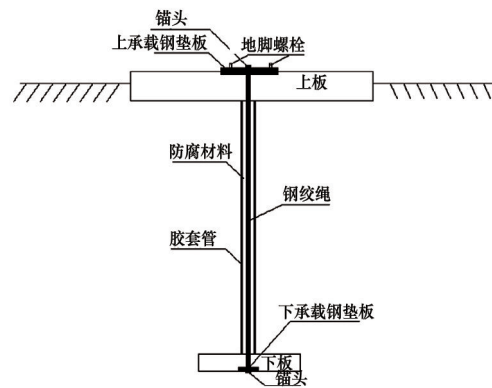


图1 输电杆塔板式单索基础

Fig. 1 Single cable basis of a power transmission tower

式中, T_u 为极限抗拔力; A 为锚板面积; S_u 为土体不排水抗剪强度(随埋深增大); $\frac{\gamma H}{S_u}$ 为无量纲参数,表示上覆土压力对承载力系数的影响,由于锚板深埋时上覆土重影响可以忽略,所以该参数仅在浅埋时加入计算^[11]。

方形锚板在工程中应用最为普遍,设计经验相对成熟,所以本文主要针对方形锚板进行研究。根据初步设计结果,选取方形锚板宽度 $B=2$ m,厚度 $t=0.5$ m,研究浅埋锚板影响因素时,取埋深比 $H/B=2$ 的模拟结果进行分析。

根据计算需要,FLAC^{3D}地基土体模型的几何尺寸 $X \cdot Y \cdot Z=20$ m \times 20 m \times 15 m。

在确定了模型和锚板尺寸之后,要根据数值计算的需要来进行网格划分,同时需考虑计算精度和计算速度。根据试算结果,选取六面体隧道外围渐变放射网格作为建模网格,如图2所示。将原点为中心的6 m \times 6 m \times 10 m范围作为计算区间,要求精度较高,网格划分较密,共划分网格120960个,建立节点125965个。

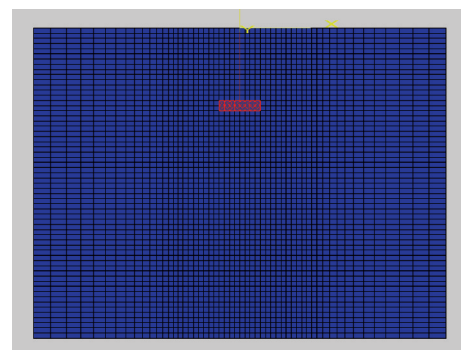


图2 数值计算模型

Fig. 2 Numerical calculation model

土体采用Mohr-Coulomb屈服准则和理想弹塑性本构模型^[12]。地基土体的物理力学参数通过室内试验获得,试验土样取自兰州九州台黄土剖面,是典型的陇西原状新黄土,其物理力学参数为:天然重度 $\gamma=14.5$ kN/m³,弹性模量 $E=12$

MPa,泊松比0.39,黏聚力 $c=25.6$ kPa,内摩擦角 $\varphi=24.3^\circ$,抗拉强度17 kPa。

由于本文主要分析黄土的变形演化、破坏情况,以及锚板的整体运动规律,所以锚板的弹性模量和剪切模量都设置为土体的100倍,保证其在计算过程中不出现大变形或破坏。为了使数值计算更加贴近于工程实际,锚板与土体的界面采用接触面单元,将锚板与地基土体分割开。

1.2 单下板模型可行性验证

现有的锚板抗拔计算均为仅研究下锚板,不考虑上部结构影响。联合板索基础作为一种创新的基础形式,需要通过数值模拟对其进行研究,对比有上板的联合板索模型和无上板的单下板模型两种情况下的位移、剪应变变化规律,确定数值分析模型。

在模拟过程中,将联合板索模型上板下表面处的土体看做该计算模型在上拔时的地表平面,所以在埋置下板时,单下板计算模型的埋置深度 H 应该与联合板索计算模型的下板到上板底面的距离相等,如图3所示。

通过对比图4、图5可以发现,联合板索计算模型和单下板计算模型在相同的上拔力作用下,通过模拟计算得出的位

移场、剪应变场的分布规律相似,其中位移云图中土体均呈整体向上均匀移动的趋势,剪应变图均为对称的剪切带;就计算结果来说,联合板索计算模型的位移和剪应变略小于单下板计算模型,单下板基础中锚板中心位移为7.9 cm,与联合板索(7.1 cm)相比相差10%,而最大剪应变单下板为0.0323,与联合板索(0.0276)相比相差14%。究其原因,是因为上板本身具有一定的重量,同时在上拔过程中上板与土体产生摩擦,而这部分重力抵消掉了一部分上拔力,所以传递到下板的上拔载荷与单下板相比要小一些,同时摩擦力约束了土体的变形,所以产生的位移和应变较小。

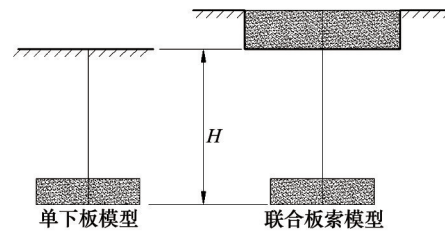


图3 模型埋置深度示意

Fig. 3 Embedment depth

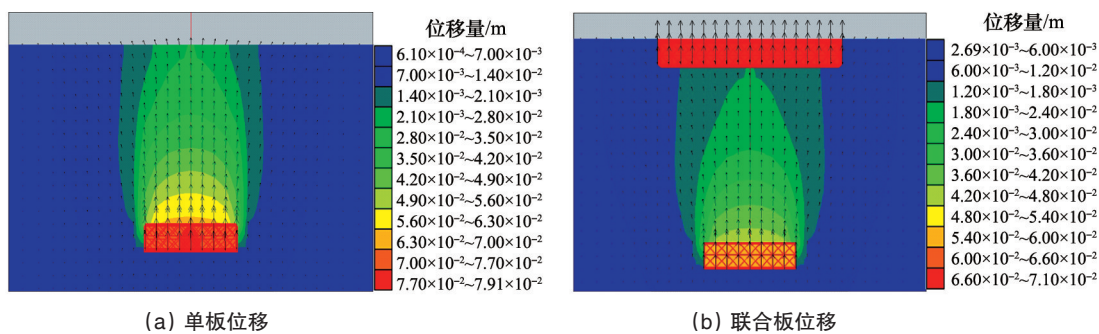


图4 位移对比

Fig. 4 Comparison of displacement

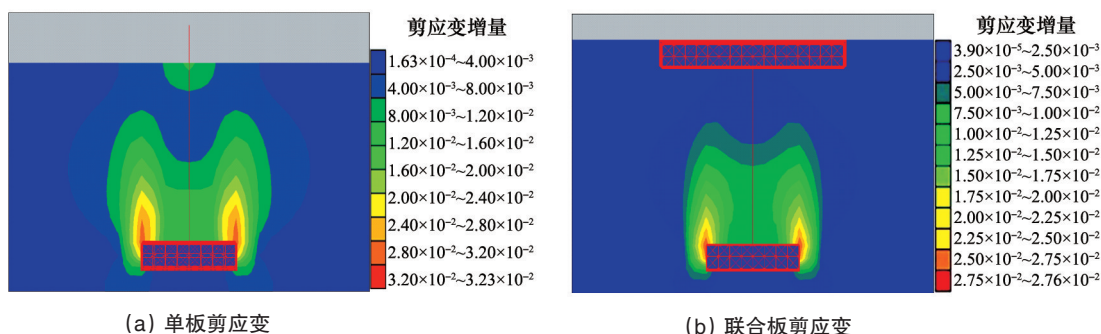


图5 剪应变对比

Fig. 5 Comparison of shear strain

研究基础上拔问题时,上板对计算结果影响很小,对位移和剪应变规律的研究几乎没有影响。但是,加入上板后,由于需要处理大量的接触面问题,计算时间是单下板计算模型的3~4倍,大大增加了计算难度和复杂性,降低了研究效率。所以在研究锚板抗拔机理和抗拔系数影响因素时,可以不考虑上板对上拔过程的影响。

1.3 锚板模型合理性验证

建立锚板模型后,锚板埋深比 H/B 分别取1、1.5、2、2.5、3、4、5进行研究,得出不同埋深比下的载荷-位移曲线如图6所示。当埋深比较小时,锚板在受到逐级施加的上拔载荷作用下对土体产生力的作用时,土体开始进入局部剪切阶段,之后经过很小的位移即进入剪切破坏阶段。随着埋深比的

增加,特别是从埋深比 $H/B=3$ 开始,对土中锚板施加上拔载荷,进入第2阶段即局部剪切阶段后需历经相当大的位移,且与第3阶段剪切破坏段之间没有明显的转折点,说明此时锚板已经进入深埋阶段,该阶段特征为仅锚板周围土体发生局部破坏。根据文献调研,黄土从浅埋进入深埋的临界埋深约为 $2.5B\sim 3.5B$,而根据本文模拟结果,陇西黄土的临界埋深在 $2.5B$ 左右,载荷-位移曲线所揭示的规律显示,锚板上拔发展过程证明了数值模拟的合理性。

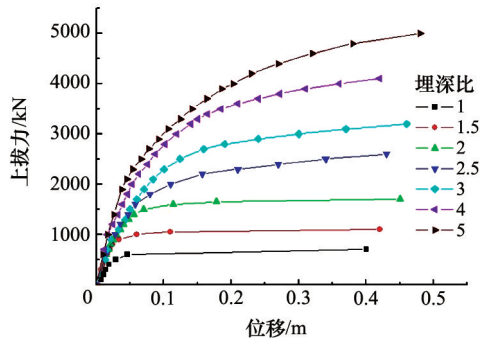


图6 不同埋深比的载荷-位移曲线
Fig. 6 Curves of load-displacements with different depth ratios

根据不同埋深比的载荷-位移曲线图,可以用切线法^[13]计算锚板的极限抗拔力 T_u ,进而根据公式算出不同埋深比锚板的抗拔承载力系数 N_c 。

随着埋深的增加,锚板上拔破坏方式发生转变,当锚板埋深超过临界值后,破坏方式由浅埋破坏变成深埋破坏,土体破坏型式相应地由整体破坏变为局部破坏,对锚板的抗拔承载力影响很大。由于深埋情况下的局部破坏极限抗拔力较难确定,理论、数值计算结果存在一定的差异,所以本文主要研究更常见的浅埋锚板抗拔承载力。

2 锚板上拔破坏机制

在方形锚板受到上拔力而对土体产生力的作用时,锚板角点处的土体为其剪应力集中区域,当变形破坏开始时,角点处最先出现剪切破坏,如图7所示。

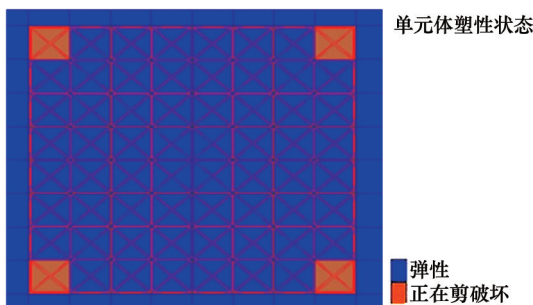


图7 与锚板接触土体的塑性区水平剖面
Fig. 7 Horizontal section of soil mass plastic zone contact with anchor plate

浅埋锚板上拔土体剪应变如图8所示。随着上拔力的增大,锚板边缘部分的土体陆续破坏,土体中的塑性区开始沿着土中的剪应变区以一定角度外倾向上发展并逐渐贯通到土体表面,将剪破区边缘用直线连接起来可形成一条直通土体表面的曲线。同时,在水平方向按照图9所示的模式层层向上发展,在到达地表面后逐渐向两侧扩大。塑性区形成的潜在破坏面整体形状为曲面。

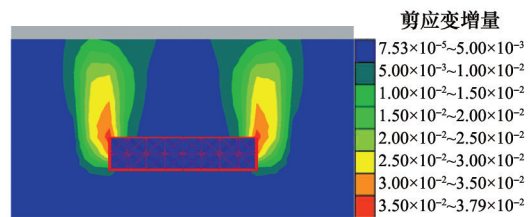


图8 浅埋锚板上拔土体剪应变分布
Fig. 8 Soil mass shear strain during shallow plate uplifting

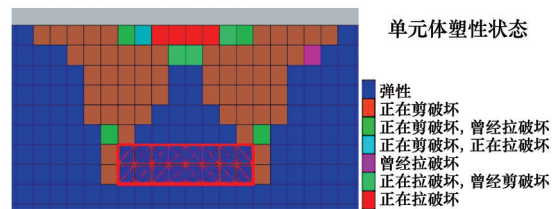


图9 浅埋锚板上拔土体塑性区分布
Fig. 9 Soil mass plastic zone during shallow plate uplifting

地表土体塑性区如图10所示。随着剪应变的增大,棕色的剪切破坏区延伸到地表,其中模型中心区域,也就是锚索周边的红色区域,出现拉伸破坏,这是由于在极限载荷时,剪切破坏面是曲面,地表塑性区边缘处的土体所受力是斜向上的,而这部分力的水平分力会使得周围土体出现沿中点向外的位移,从而将锚板中心部分的地表土体拉裂。此时土体中已经出现从锚板周围贯通到地表的完整破坏面,锚板失效。而当上拔力进一步增大时,剪切破坏区和拉伸破坏区都开始扩张,在两者中间的区域形成剪切-拉伸破坏区,此时土体发生整体破坏,上拔力不变,位移持续增大,当位移足够大时,锚板被拔出。

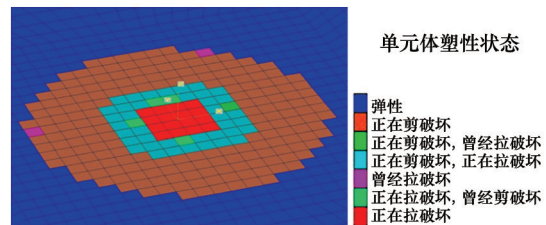


图10 地表土体塑性区分布
Fig. 10 Surface soil mass plastic zone

3 锚板抗拔承载力影响因素

锚板的抗拔承载力受到诸多因素的影响,根据文献调研和模拟试算,锚板埋深比、黄土抗剪强度指标(c, φ)、锚板几

何形状和锚板尺寸(B/l)等因素均对锚板的抗拔承载力有直接影响。为了更好地分析各因素对锚板抗拔承载力的影响,采用控制变量法,将锚板其他变量固定,改变其中一个变量来获得该变量与评价指标的关系曲线。

3.1 埋深比

当锚板宽度或直径一定时,锚板的抗拔承载力系数 N_c 随着锚板埋置深度的增加呈现近似线性增大,但当锚板的埋深超过临界深度,从浅埋破坏转变为深埋破坏之后,锚板 N_c - H/B 曲线的斜率骤降,抗拔承载力系数逐渐趋于定值,如图11所示。这一点也是工程设计中需要注意的,当锚板埋深超过临界值,破坏方式发生转变后,如果继续增加埋深,其抗拔承载力增加很小,但施工难度和造价均随埋深的增加而成倍增长,因而应该考虑用其他方式提升锚板抗拔承载力。

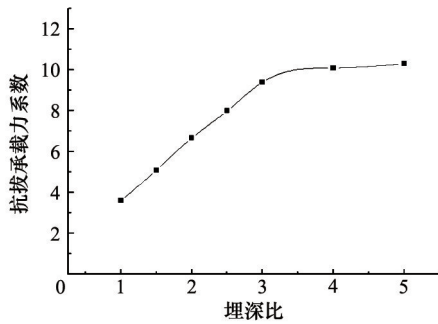


图11 N_c - H/B 曲线
Fig. 11 Curve of N_c - H/B

3.2 土体抗剪强度指标

为了分析黄土抗剪强度对锚板抗拔承载力的影响,通过增减土体的抗剪强度指标黏聚力 c 和内摩擦角 φ ,分析锚板承载力随两者的变化情况。由于不排水抗剪强度 S_u 随 c 、 φ 值的改变而改变,如果用抗拔承载力系数 N_c 评价锚板抗拔承载力,会导致同时出现多个变量的情况,因此选择极限抗拔力

T_u 来评价黄土抗剪强度对锚板抗拔能力的影响,绘制出极限抗拔力分别在 c 、 φ 值单独变化的曲线和在 c 、 φ 值共同等比例变化时的曲线,如图12所示。

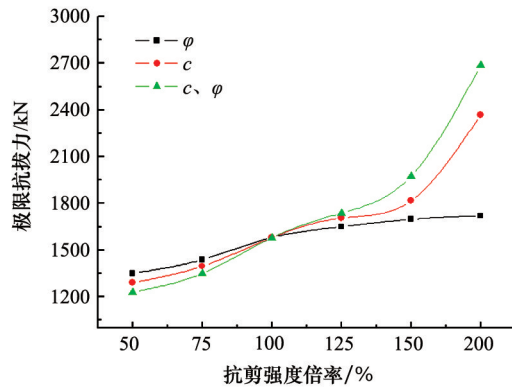


图12 T_u -抗剪强度曲线
Fig. 12 Curves of T_u -shear strength

由图12可知,锚板极限抗拔力随着黄土体抗剪强度的增大而增大,但从曲线可以看出, c 、 φ 值对极限抗拔力的影响不同,仅 c 值变化时,极限抗拔力的波动范围大于仅 φ 值变化时的波动范围,而且 c 值单独变化时与 c 、 φ 值共同等比例变化时的曲线变化规律相近。这说明黏聚力 c 对锚板抗拔承载力的影响比内摩擦角 φ 更为关键。

提升地基土体的抗剪强度指标,特别是黏聚力 c ,能够有效提高锚板基础的抗拔承载力。在实际施工中,可以考虑采用夯实、灌浆等方法对锚板之上的土体进行处理,改良地基土的物理力学特性,以提高锚板抗拔力。

3.3 锚板形状

已有的研究成果中,涉及方形、圆形和矩形(长方形)等几何形状的锚板,如图13所示。本研究主要分析比较不同长宽比矩形板、方形板和圆形板的抗拔承载力。

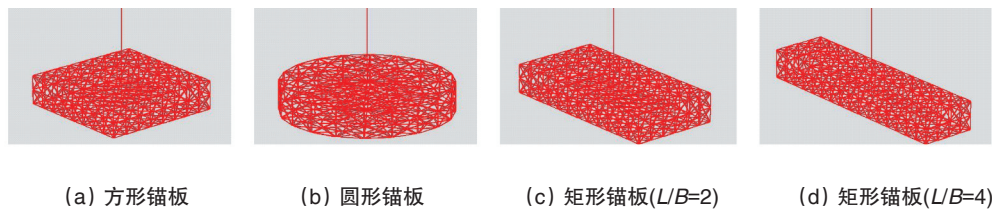


图13 不同形状锚板模型
Fig. 13 Models of different forms

3.3.1 矩形板长宽比的影响

参考前人研究经验,选取矩形锚板长宽比分别为1.5:1、2:1、2.5:1、3:1、4:1,方形和矩形锚板宽度均为 $B=2$ m,那么矩形锚板的长度可根据长宽比 L/B 获得,分别为3、4、5、6、8 m。

矩形锚板 N_c - L/B 曲线如图14所示,可以看出,随着锚板长宽比 L/B 的增大,相同宽度的矩形锚板抗拔承载力系数 N_c 逐渐减小。其原因是,当上拔力作用于锚板底部中心点时,

由于锚板变形,锚板两条长边的中央区域以及该区域的土体内形成剪应变集中带,而短边处此时还没有发挥作用,所以矩形锚板在上拔时受力不均,长边的两端没有充分发挥作用,如图15所示。

方形锚板四周的剪应变分布如图16所示。方形锚板的四条边能够平均分担应力,剪应变分布相对均匀,仅在角点处有剪应变集中现象,能更好地发挥锚板的整体承载力。

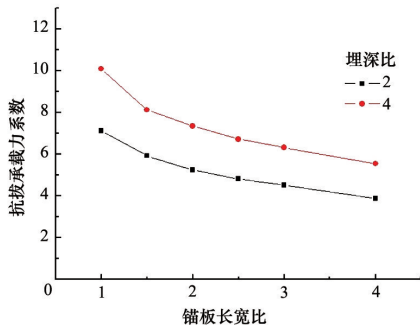


图 14 N_c-L/B 曲线

Fig. 14 Curves of N_c-L/B

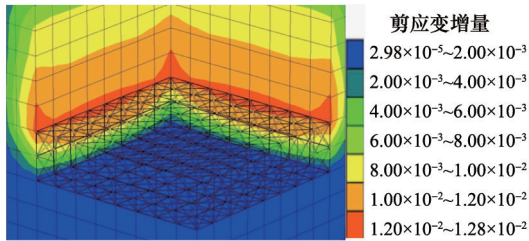


图 15 矩形锚板板周剪应变分布

Fig. 15 Shear strains of soil mass around rectangle plate

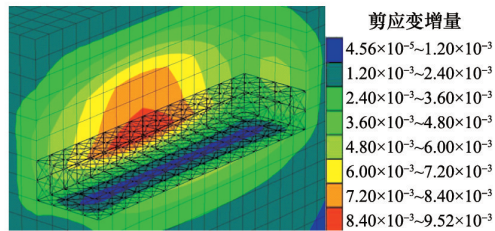


图 16 方形锚板板周剪应变分布

Fig. 16 Shear strains of soil mass around square plate

3.3.2 方形板与圆形板对比

圆形锚板直径取 $B=2\text{ m}$ ，方形锚板宽度取 $B=2\text{ m}$ 。方板与圆板的 T_u 和 N_c 对比曲线分别对比曲线如图 17、图 18 所示，方板极限抗拔力 T_u 略大于相同宽度(直径)的圆板，但当计算出圆形锚板和方形锚板的抗拔承载力系数 N_c 时，发现圆形板单位面积承载力比方板高约 15%~25%。这是由于方形锚板在上拔时 4 个角点上方会出现应力集中带，因此方形板应力集中部分土体比圆形板上部土体更容易出现破坏，破裂面更快发展到地表，发生整体破坏。

在基础设计中，圆形锚板与方形锚板底面的抗拔等效计算是按周长进行的。为了验证这一设计方法的可行性和合理性，设方形锚板的宽度 $B=2\text{ m}$ ，其周长为 8 m ，面积 4 m^2 ，按周长进行等效，则等效圆形锚板(2)的直径为 2.54 m ，面积 5.06 m^2 。等效圆形锚板的 T_u 值大于方形锚板，而两者的 N_c 值基本相同，这在一定程度上证明了周长等效的合理性。但在后续研究中还需要进一步优化完善方形板和圆形板的等效规律，使其能够更好地应用于联合板索基础设计。

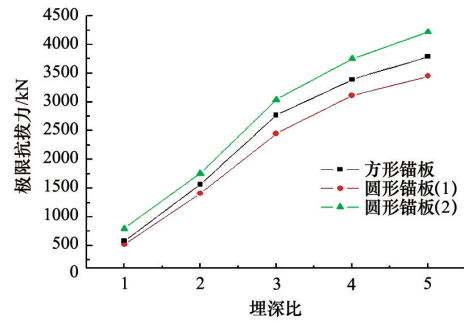


图 17 方板-圆板 T_u 对比曲线

Fig. 17 Curves of T_u of square and circular plates

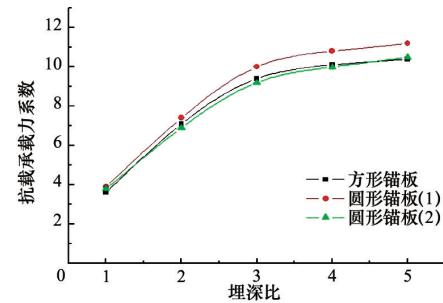


图 18 方板-圆板 N_c 对比曲线

Fig. 18 Curves of N_c of square and circular plates

根据对比研究结果，相同直径圆板的单位面积承载力最高，方形锚板次之，而矩形锚板随长宽比增加其抗拔承载力系数 N_c 逐渐降低。但方形锚板在工程中应用最为普遍，设计经验相对成熟，所以应根据工程实际情况在方形与圆形锚板之间进行合理的选择。

3.4 锚板尺寸

主要研究锚板埋深比一定时，不同的锚板宽厚比对极限抗拔力 T 的影响。分两种情况，一种是取宽度 B 一定的方形锚板，改变其厚度 t ；另一种是取厚度 t 一定的方形锚板，改变其宽度 B ，等同于改变锚板的面积 A 。

锚板的 N_c-t 曲线如图 19 所示，锚板的宽度 B 一定时，随着厚度 t 的减小，其抗拔承载力系数 N_c 小幅增大，因为此时锚板埋置深度一定，随着厚度 t 减小，锚板上覆土重增加。但是，减小厚度 t ，会导致锚板本身强度下降，因此一般不宜采用该方法。

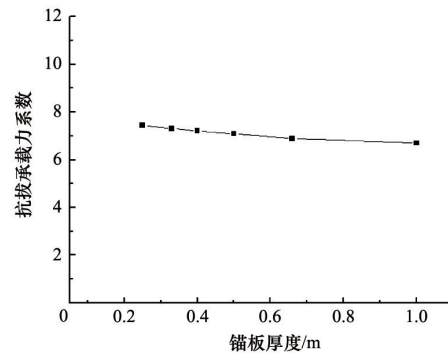


图 19 N_c-t 曲线

Fig. 19 Curve of N_c-t

锚板的 N_c - B 曲线如图 20 所示, 随着锚板宽度 B 的增大, 锚板上覆土重增加, 锚板的极限抗拔力增大, 但其单位承载力逐渐下降, 因为当锚板处于同一埋置深度 H 时, 随着方形锚板的宽度 B 增大, 相当于减小了锚板的埋深比。锚板的抗拔承载力系数与其面积成反比, 这一结果也与文献[14]的模型试验结果相符合。

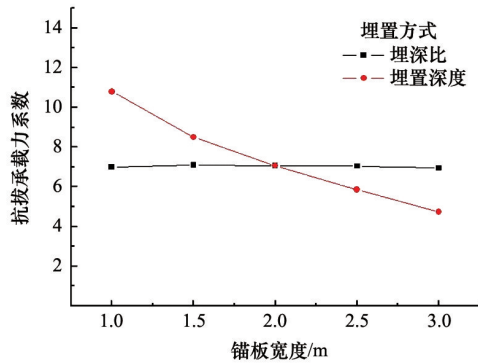


图 20 N_c - B 曲线

Fig. 20 Curve of N_c - B

在浅埋时, 当不同面积的方形锚板处于同一埋深比时, 其 N_c 基本相同, 这一规律可以用于辅助设计, 当已知某面积方形锚板在某一埋深比时的极限抗拔力 T_u , 可以得到方形锚板在该埋深比的 N_c , 进而求出其他面积方形锚板在该埋深比时的极限抗拔力 T_u 。

总体来说, 锚板的极限承载力还是随着锚板面积的增大而增大, 但是实际工程中需要考虑施工难度和性价比等问题, 锚板面积一般不宜超过掏挖孔径的 2 倍。

4 结论

- 1) 锚板抗拔承载力系数 N_c 在锚板浅埋时随着埋深的增大而增大, 在锚板深埋时 N_c 的增长减慢, 趋于定值。
- 2) 浅埋锚板极限抗拔力 T_u 随着抗剪强度指标提高而增大, 其中 c 值对极限抗拔力的影响较 φ 值更大。
- 3) 相同直径圆形锚板的抗拔承载力系数 N_c 最高, 方形锚板次之, 而矩形锚板 N_c 随着长宽比 L/B 的增大而逐渐减小。
- 4) 增大锚板面积能够提高 T_u , 但是 N_c 会降低, 即单位面积承载力下降。浅埋时相同埋深比的方形锚板 N_c 基本相同。
- 5) 相同埋深和宽度下, 减小锚板厚度能小幅提高 N_c , 但是出于安全考虑, 一般不宜采用该方法。

参考文献 (References)

[1] Rowe R K, Davis E H. The behavior of anchor plates in clay[J]. Geotechnique, 1982, 32(1): 9-23.
 [2] Das B M, Puri V K. Holding capacity of inclined square plate anchors in clay[J]. Soils and Foundations, 1989, 29(3): 138-144.
 [3] Merifield R S, Yamin A V, Sloan S W. The stability of inclined plate anchors in purely cohesive soil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2005, 131(6): 792-799.

[4] Merifield R S, Sloan S W, Yu H S. Stability of plate anchors in undrained clay[J]. Geotechnique, 2001, 51(2): 141-153.
 [5] 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.
 [6] 赵炼恒, 罗强, 李亮, 等. 水平矩形浅锚板极限抗拔力分析[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(9): 1414-1420.
 Zhao Lianheng, Luo Qiang, Li Liang, et al. Ultimate pullout capacity of horizontal rectangular plate anchors[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(9): 1414-1420.
 [7] 刘君, 吴利玲, 胡玉霞. 正常固结黏土中圆形锚板抗拔承载力[J]. 大连理工大学学报, 2006, 46(5): 712-719.
 Liu Jun, Wu Liling, Hu Yuxia. Pullout capacity of circular plate anchors in NC clay[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2006, 46(5): 712-719.
 [8] 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, 2008, 28(7): 1427-1434.
 Yu Long, Liu Jun, Kong Xianjing. Stability of plate anchors in NC clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 28(7): 1427-1434.
 [9] 王志云, 王忠涛, 栾茂田, 等. 吸力式沉箱基础极限抗拔承载力的数值分析[J]. 岩土力学, 2008, 29(6): 1545-1550.
 Wang Zhiyun, Wang Zhongtao, Luan Maotian, et al. Numerical analysis of ultimate uplift bearing capacity behavior of suction caisson foundations [J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(6): 1545-1550.
 [10] 王晖, 董玉才, 李新超, 等. 法向承力锚板极限抗拔力影响因素的二维有限元分析[J]. 天津大学学报, 2010, 43(11): 964-970.
 Wang Hui, Dong Yucai, Li Xinchao, et al. Two-dimensional FEM analysis of influencing factors on ultimate pull-out capacity of vertically loaded anchor[J]. Journal of Tianjin University, 2010, 43(11): 964-970.
 [11] 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.
 Liu Jun, Yu Long, Wu Liling, et al. Stability of inclined circular plate anchors in saturated clay[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2008, 48(2): 229-234.
 [12] 曹兰柱, 杨秀. 基于 FLAC^{3D} 的黄土基底排土场边坡稳定性分析[J]. 科技导报, 2011, 29(14): 46-50.
 Cao Lanzhu, Yang Xiu. The slope stability of loess base dump based on FLAC^{3D}[J]. Science & Technology Review, 2011, 29(14): 46-50.
 [13] 丁佩民, 肖志斌, 张其林, 等. 砂土中锚板抗拔承载力研究[J]. 建筑结构学报, 2003, 24(5): 82-91.
 Ding Peimin, Xiao Zhibin, Zhang Qilin, et al. Uplift capacity of anchor plates in sand[J]. Journal of Building Structures, 2003, 24(5): 82-91.
 [14] 茜平一, 刘祖德. 浅埋斜拔锚板周土体的变形破坏特征[J]. 岩土工程学报, 1992, 14(1): 62-66.
 Qian Pingyi, Liu Zude. Deformation and failure characteristics of soil mass around inclined plate anchors[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1992, 14(1): 62-66.
 [15] 张昕, 乐金朝, 刘明亮, 等. 砂土中锚板的抗拔机理与承载力计算模型研究[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(9): 1734-1739.
 Zhang Xin, Yue Jinchao, Liu Mingliang, et al. Uplifting behavior and bearing capacity of plate anchors in sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(9): 1734-1739.

(责任编辑 韩星明)