

水平锚板极限抗拔力研究

刘华强¹ 黄景忠²

(1. 河海大学土木工程学院岩土所, 江苏南京 210098; 2. 郑州大学环境与水利学院, 河南郑州 450002)

【摘要】 简要回顾了水平锚板抗拔极限承载力计算方法的发展历史。考虑对数螺旋线的破坏面并结合特征线理论, 提出了一种新的浅埋条形板极限上拔力的计算方法并编制了程序。对无粘性土, 通过与前人的试验资料和 Meyerhof and Adams 计算理论得出的结果进行了比较, 表明了本文方法是正确可行的。

【关键词】 锚板; 特征线; 抗拔力; 对数螺旋线; 土

【中图分类号】 TU 476

Vertical Uplift Capacity of Horizontal Anchor Plates

Liu Huaqiang¹ Huang Jingzhong²

(1. College of Civil Engineering, Hohai University, Nanjing Jiangsu 210098;

2 School of Environment and Water Conservancy, Zhengzhou University, Zhengzhou Henan 450002 China)

【Abstract】 The development history of computational methods for vertical uplift capacity of horizontal anchor plates is reviewed. Based on the logarithmic spiral failure surface and combined with the characteristic line theory, a new computational method is proposed and procedure is prepared. To the cohesionless soil, through the comparison of results which obtained with predecessor's experimental material and Meyerhof and the Adams's computation theory, the correction and feasibility is indicated.

【Key Words】 anchor; characteristic line; uplift capacity; logarithmic spiral line; soil

0 引言

作为一种提供抗拔力的基础形式, 锚板在实际工程中有着广泛的应用, 比如桅杆和电视塔的纤绳锚固基础、近年来兴起的海上大型油田的锚固基础、在输电线杆塔基础中普遍采用的抗拔基础, 都可以看作是锚板类型的锚固形式。

按锚板的几何特征, 可将锚板分为条形锚板、矩形锚板、圆形锚板。条形锚板因为其平面应变条件假设, 可以简化化为二维情况, 相对来讲容易对其进行研究。很多锚板的设计理论都是从条形锚板入手, 得出抗拔承载力计算公式, 再引进形状系数, 将条形锚板的计算公式推广到其它形状。

1 抗拔力研究回顾

国外对抗拔问题的研究起步较早, 最早于 1948 年, Caquot 和 Kerise 在研究土压力问题时就涉及了该问题^[1]。应该说自上世纪 60 年代至今, 相关研究一直没有停止过。由于对锚定板抗拔及破坏机理的认识还不统一, 试验研究仍然是至目前为止最为可靠可信的方法, 试验方法又包括传统方法和离心机。显然, 试验带来了巨大的经济耗费, 因此各种极限抗拔力的计算理论还是有了深厚的不断向前发展的基础。

工程上应用较多的有重力法、剪切模式计算法和被动土压力半经验方法等。重力法应用较早, 以 Majer 和 Mors^[2]的理论为代表, 1958 年日本电工技术委员会 (JEC) 将其纳入规范中, 该方法不考虑土的剪切作用, 计算结果与实际出入较大。剪切法假定竖直破坏面与实际有较大差别。Balla (1961)、Matsuo (1967) 分别假定圆弧型破坏面和对数螺旋型破坏面^[3-4], 属于改进的剪切模式法, 特别是后者采用对数螺旋型滑动面的假定更为复合实际。以 Meyerhof 和 Adams (1968)^[5]的研究为代表的被动土压力半经验方法, 虽然其将破坏面假定为竖直方向, 但其采用的名义土压力系数隐含了对各个假定的修正, 能够较为准确的反映实际, 有着广泛的应用基础。上世纪 70 年代, Vesic 基于小孔扩张理论提出了一个新的计算极限抗拔力的方法^[6], 对于浅埋锚板具有一定的准确性。现代数值模拟技术的使用主要是有限元法, 对各种影响因素进行定量与定性的分析。

2 本文方法

2.1 理论介绍

考虑一个宽度为 B 的条形水平锚板, 中心受到竖直向上的力 (见图 1)。

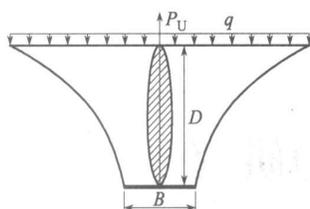


图1 承受上拔力的破坏机制

假设锚板光滑,那么锚板上的大主应力也是也是垂直方向的。当水平表面作用着均匀分布的荷载时,试验已经表明图1中心线附近的一个狭小的区域,土体处于静止或者近似于静止状态^[4,7],也就是说该区域在达到极限状态时不是一个塑性区,这给计算带来了麻烦。显然,传统的极限平衡法和索氏的滑移线法都无法直接用于土体抗拔力的计算。为了克服以上困难,建议了一种将两者耦合的方法(见图2),为了能够避开中心区域同滑移线场的交叉,采用了由破坏面向底板差分的计算模式。

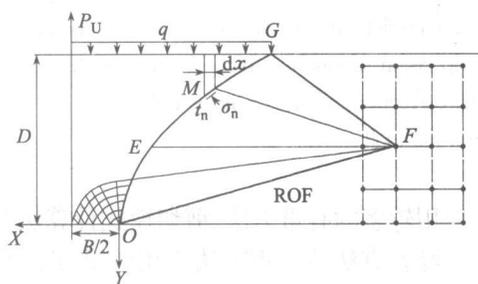


图2 本文计算模式

基本假设如下:

- ①锚板绝对光滑;
- ②土体破坏时服从 Mohr-Coulomb 准则;
- ③破坏面假设为单一的对数螺旋线;
- ④不计拉杆及底部吸力的影响。

2.2 计算步骤

- 1) 假设极点 F,从而确定对数螺旋线型破坏面位置。
- 2) 使用类似于边坡稳定计算中的条分法计算破坏面以上部分的土体重量。
- 3) 土体表面为已知边界条件,从边界点 G 开始利用 Kotter 方程解得沿破坏面上的应力分布。整个过程大主应力的方向是已知的,见图3。

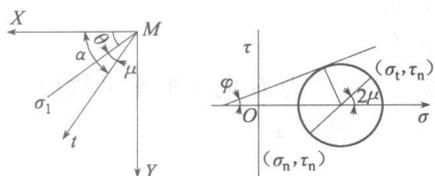


图3 大主应力方向及应力莫尔圆

$$\theta = \alpha - \mu$$

式中: α 为破坏面上任一点的切线方向同 X 轴的逆向转角; θ 为大主应力方向同 X 轴的逆向转角; $\mu = \pi/4 - \varphi/2$, 其中 φ 为土的内摩擦角。根据莫尔应力圆,破坏面上任一点的法向和切向应力分量:

$$\begin{cases} \sigma_n = \sigma(1 - \sin \varphi \cos 2\mu) - c \cot \varphi \\ t_n = \sigma \sin \varphi \sin 2\mu \end{cases}$$

其中, σ 为引用应力。那么该点应力的竖直分量为:

$$dV = t_n \sin \alpha - \sigma_n \cos \alpha,$$

从而求得整个滑动面在竖直方向的力的大小。那么总的竖直方向的力就包括滑动面以上土体重力,滑动面上剪切力的竖直分量和锚板正上方的土体重力。

4) 从滑动面出发,利用滑移线的索氏差分法,通过一个过渡区,然后求解混合问题,就有了锚板上的应力分布。

5) 上下两个方向的力应当是相等的,如果不等,那么改变极点 F,直到找到解答为止。

2.3 结果分析

由于在前人的研究成果当中,以砂土的试验资料居多,本文工作也仅对砂性土的计算结果与试验资料进行比较。

砂土中锚板的抗拔承载力一般用无量纲抗拔系数 N_{qm} 来衡量:

$$N_{qm} = Q_n / \gamma B L D$$

式中: γ 为土的重度; B 为锚板宽度; L 为锚板长度,对条形锚板取单位长度; D 为板的埋深。因为消去了土体重度,锚板面积和锚板埋深的影响,抗拔系数可以更好的体现锚板几何形状和埋深率 $\lambda = D/B$ 对锚板承载力的影响,更便于理论分析。

Dickin^[8]对宽度 $B = 1 \text{ m}$ 的锚板进行了砂土中的抗拔离心试验。取长宽比 $L/B = 8$ 的结果作为条形板的结果。

密砂中条形板的极限抗拔力的理论值同试验结果的对比(见图4)。

土体重度 $\gamma = 16 \text{ kN/m}^3$,内摩擦角 $\varphi = 45^\circ$ 。可以看出,本文建议的方法得出的结果要低于试验值,随着埋深率的增加,差值略有减小。Meyerhof and Adams 理论计算的结果略高于试验值。

松砂中条形板的极限抗拔力的理论值同试验结果的对比(见图5)。

试验中所用砂土参数:重度 γ 为 16 kN/m^3 ,内

摩擦角 $\varphi = 45^\circ$ 。图中按照 Meyerhof and Adams 理论计算的结果明显高于试验值。本文建议的方法在小埋深比的情况下还较为接近试验值, 但由于松砂的试验规律, 在埋深比为 5 时趋于稳定, 可能已经达到其临界埋深, 此后, 两者差距拉大。

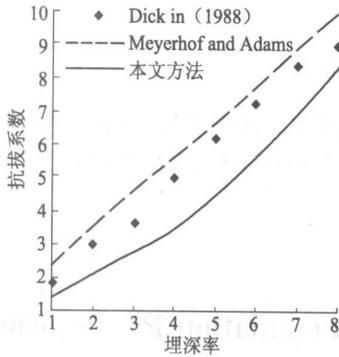


图 4 密砂中结果对比

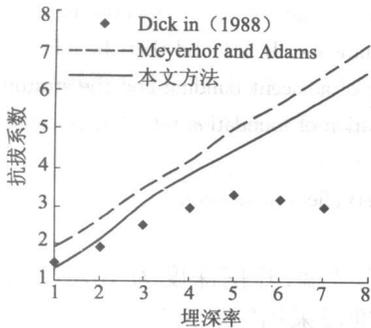


图 5 松砂中结果对比

中密砂中条形板的极限抗拔力的理论值同试验结果的对比见图 6。Rowe and Davis 做了常规抗拔试验⁹, 所用砂土的三轴试验内摩擦角为 32° 、 33.3° , $\gamma = 15 \text{ kN/m}^3$, 锚板宽 $B = 51 \text{ mm}$, 长宽比 $L/B = 8.75$ 。

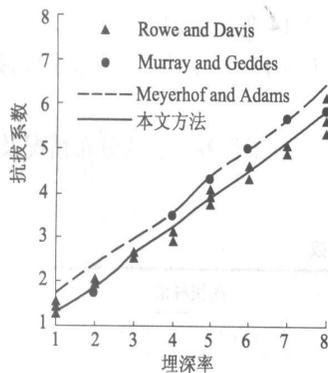


图 6 中密砂中结果对比

图表中还给出了 Murray and Geddes 的 $L/B = 5$ 时的试验结果¹⁰, 其所用砂土的直剪试验内摩擦角 $\varphi = 36^\circ$, 两种计算理论同试验结果基本一致。可见, 除密砂外, 在临界埋深以内, 本文方法基本上能够反映实际。

3 结论

1) 列举了极限抗拔承载力的代表性计算方法, 主要是重力法、剪切法、Meyerhof 和 Adams 为代表的半经验方法及 Vesic 的圆孔扩张理论。

2) 建议了一种新的计算方法, 通过与前人试验资料的对比, 发现在临界埋深以内, 基本具有较好的预测性。

参 考 文 献

- [1] Caquot A, Kerisel J. Table for the calculation of passive pressure, active pressure and bearing capacity of foundations [M] . Paris: Gauthier-Villars, 1948.
- [2] Mors H. The behaviour of mast foundations subjected to tensile forces [J] . Bautechnik, 1959, 36(10): 367-378.
- [3] Balla A. The resistance to breaking out of mushroom foundation for pylons [C] // Proceedings of the 5th International Conference on SM and F E. Paris, 1961: 569-576.
- [4] Matsuo M. Study of uplift resistance of footing [J] . Journal of Soils and Foundations. 1967, 7(4): 1-37.
- [5] Meyerhof G G, Adams J I. The ultimate uplift capacity of foundation [J] . Canadian Geotechnical Journal, 1968, 5(4): 225-244.
- [6] Vesic A S. Break-out resistance of objects embedded in ocean bottom [J] . Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 1971, 97(9): 1183-1205.
- [7] Tagaya K, Tanaka A, Aboshi H. Application of finite element method to pullout resistance of buried anchor [J] . Soils and Foundation, Japan, 1983, 23(3): 91-104.
- [8] Dickin E A. Uplift behavior of horizontal anchor plates in sand [J] . Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1988, 114(11): 1300-1316.
- [9] Rowe R K, Davis E H. The behaviour of anchor plates in sand [J] . Geotechnique, 1982, 32(1): 9-23.
- [10] Murray E J, Geddes J D. Uplift of anchor plates in sand [J] . Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1987, 113(3): 202-215.

收稿日期: 2006-08-25