

文章编号: 1000-7598 (2010) 09-2991-05

锚杆临界锚固长度简化计算方法

龙 照¹, 赵明华², 张恩祥¹, 刘峻龙¹

(1. 中国市政工程西北设计研究院有限公司, 兰州 73000; 2. 湖南大学 岩土工程研究所, 长沙 410082)

摘 要: 假定锚固体与周围岩土体之间剪应力呈倒三角形分布, 计算出锚固体顶端弹性位移; 基于锚杆抗拔承载机制及变形特性分析, 锚固体周围岩土体变形分析采用与抗拔桩类似的剪切位移模型, 得到锚固体周围紧贴锚固体表面岩土体的位移; 然后根据锚固体与周围岩土体之间的位移协调原理, 推导出了锚杆临界锚固长度的简化计算公式。工程算例对比分析结果表明, 其计算结果与实测值吻合较好, 且计算公式简单易记, 取值明确, 适用于工程设计中估算锚杆临界锚固长度。

关 键 词: 锚杆; 临界锚固长度; 位移; 剪切位移法; 简化方法

中图分类号: TU 753

文献标识码: A

A simplified method for calculating critical anchorage length of bolt

LONG Zhao¹, ZHAO Ming-hua², ZHANG En-xiang¹, LIU Jun-long¹

(1. Cseec Aecom Consultants Co., Ltd., Lanzhou 730000, China;

2. Institute of Geotechnical Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract: On the supposition that the distribution of shearing force in inverted triangular form between anchorage-body and surrounding soil, the displacement of the top of anchorage-body was calculated. Based on the analysis of pull-out bearing mechanism and deformation characteristics of bolt, which is similar with anti-floating pile, a displacement of shear mode between anchorage-body and surrounding soil was used to calculating the displacement of the surrounding soil. Then, a simplified method for calculating the critical anchorage length of bolt was deduced according to the displacement coordination between anchorage-body and surrounding soil. Comparative analysis results of two engineering examples show that the calculated values by the presented method agree well with the measured data. Furthermore, the calculation formula is a simple and easily remembered one and it has a specific value range. And it is appropriated to estimating the critical anchorage length of bolt in engineering design.

Key words: bolt; critical anchorage length; displacement; shear displacement method; simplified method

1 引 言

近些年来锚杆已广泛应用于基坑围护、边坡加固及地下结构抗浮等领域。张乐文等^[1]认为, 锚杆锚固体长度存在一个临界值, 当锚固体长度超过该值后, 长度的增加对锚杆极限承载力的提高不起作用, 并将这个锚固长度称为锚杆临界锚固长度。Evangelista, Ostermayer 和陈广峰等^[2-4]分别在硬砂土、非黏性土和黄土中观测到了锚杆临界锚固长度现象。程良奎等^[5-6]的研究成果表明锚杆临界锚固长度现象具有的普遍性。

锚杆临界锚固长度是指锚固体与周围岩土体之间的剪应力所能传递到的临界深度, 其大小与外载大小无关, 超过该长度后锚杆抗拔承载力不再随锚杆长度的增加而继续增加, 即超过该长度部分锚

杆对承载力的贡献可忽略不计。锚杆临界锚固长度对锚杆设计具有重要的经济和安全意义。

目前锚杆临界锚固长度多由大量的试验才能确定, 其理论计算方法报道甚少, 目前似仅有张洁等^[7]采用理想弹塑性荷载传递函数, 推导出了锚杆临界锚固长度的解析解。本文假定锚固体与周围岩土体之间剪应力呈倒三角形分布, 并引入与抗拔桩类似的剪切位移模型, 根据锚杆锚固体与周围岩土体之间的位移协调原理, 提出了一个锚杆临界锚固长度的简化计算方法。

2 锚杆抗拔承载机制及变形特性

2.1 承载机制

锚杆的承载机制是: 施加于抗拔主筋上的荷载通过主筋与砂浆之间的粘结作用、摩擦作用以及主

筋与砂浆之间的机械咬合作用传递到锚固体, 然后再由锚固体砂浆与岩土层之间的相互作用将荷载传递到周围的岩土层中。这一过程与一般抗拔桩的荷载传递过程是相似的。

2.2 变形特性

如图 1 所示, 锚杆和抗拔桩在荷载作用下的拉伸变形极为相似, 其荷载位移曲线都经历了弹性变形、弹塑性变形和破坏阶段, 曲线在形态上也基本吻合。鉴于锚杆和抗拔桩在受力机制和变形特性上的相似性, 因此完全可以考虑在已有抗拔桩变形计算理论的基础上分析和研究锚杆在拉拔荷载作用下的变形。

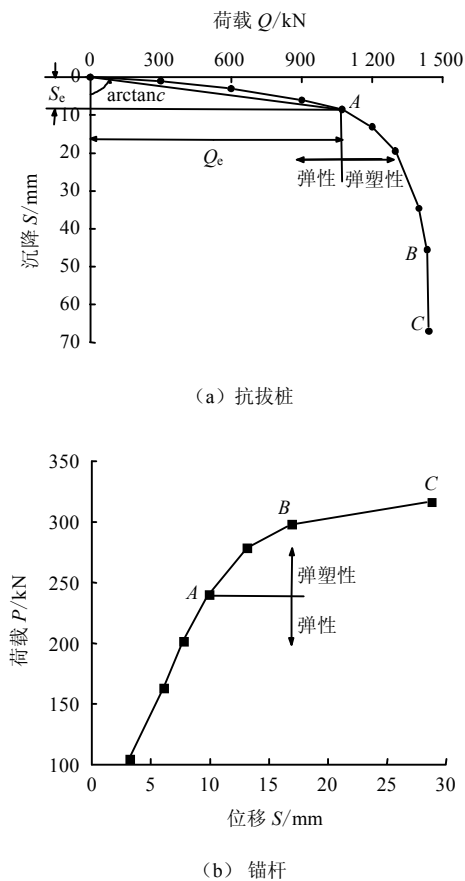


图 1 抗拔桩与锚杆的变形特性比较

Fig.1 Comparison between deformation characteristics of pile and bolt

3 锚固体顶端弹性位移计算

通常锚固体与周围岩土体界面上剪应力的发挥与相对位移有关, 其大小除与锚固体周围岩土的物理力学性质有关外, 还取决于锚固体表面的粗糙程度、灌浆压力和次数等其他因素。大量理论与现场实测结果表明^[8-10], 锚固体顶端位移不很大

时, 锚固体与周围岩土体之间的剪应力首先在锚固体顶端达到极限值, 然后逐渐向下发展, 最终趋于 0, 近似呈倒三角形分布。图 2 为文献[8]中 M3 锚杆和文献[9]例 1 中锚杆实测锚固体与周围岩土体间剪应力沿锚固段分布图。

简化起见, 不妨假定锚固体与周围岩土体之间的剪应力呈倒三角形分布, 如图 3 所示。设锚杆临界锚固长度为 l_c , 则锚固体侧面任意一点 z 处的剪应力 τ 为

$$\tau = \frac{P}{\pi d_0 l_c} \left(1 - \frac{z}{l_c} \right), (0 \leq z \leq l_c) \quad (1)$$

式中: d_0 为锚固体半径; P 为锚固体顶端拉拔荷载。

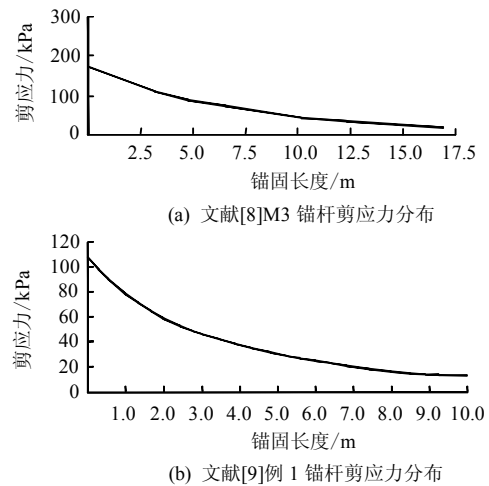


图 2 实测剪应力沿锚固段分布图

Fig.2 The measured shearing force along the anchorage length

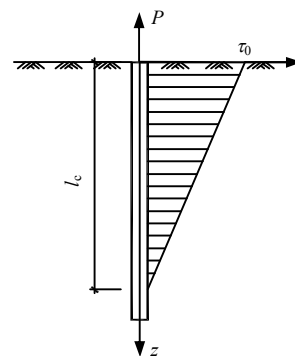


图 3 剪应力分布简化模型

Fig.3 Simplified model of the shearing force along the anchorage length

令 $z=0$, $\tau=\tau_0$, 代入式 (1) 可得

$$P = \pi d_0 \tau_0 l_c \quad (2)$$

锚固体轴力沿锚固长度的分布规律为

$$P(z) = P \left(1 - \frac{2z}{l_c} + \frac{z^2}{l_c^2} \right), (0 \leq z \leq l_c) \quad (3)$$

由此可得锚固体顶端弹性位移:

$$s_b = \int_0^{l_c} \frac{P(z)}{E_b A_b} dz = \frac{P}{E_b A_b} \int_0^{l_c} \left(1 - \frac{2z}{l_c} + \frac{z^2}{l_c^2} \right) dz = \frac{Pl_c}{3E_b A_b} \quad (4)$$

式中: E_b 为锚固体综合弹性模量; A_b 为锚固体横截面积。

4 锚固体周围岩土体的变形分析

基于锚杆与抗拔桩在抗拔承载机制及变形特性上的相似性, 在不考虑锚固体周围岩土体竖向应力增长的条件, 周围岩土体变形可采用与抗拔桩相类似的剪切位移模型^[11-12], 如图4所示。岩土体将剪应力和剪切变形传递给相邻单元, 这个传递过程连续地一直传递到 n 倍锚固体半径之外。

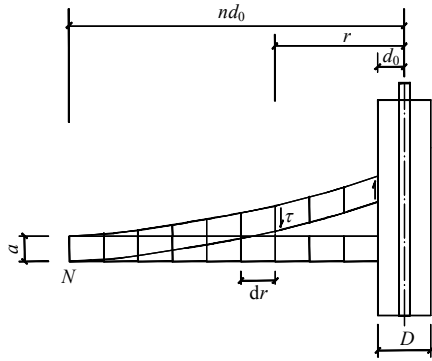


图4 剪切位移模型
Fig.4 Shear displacement model

根据剪切位移模型, 锚固体周围岩土体的变形可理想地视为同心圆柱体。从圆柱体内取出一微元体, 根据弹性理论及其竖向平衡条件易得

$$\tau_{rz} = \frac{\tau_0 d_0}{r} \quad (5)$$

式中: τ_0 为锚固体表面处岩土体的剪应力; d_0 为锚固体半径; r 为岩土体中某点离开锚固体轴线的垂直距离。

由弹性理论几何方程可得剪应变为

$$\gamma = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial r} \quad (6)$$

略去式(6)等号左边第一项后得

$$\gamma = \partial \omega / \partial r \quad (7)$$

再根据弹性理论物理方程, 有

$$\gamma = \tau_{rz} / G_s \quad (8)$$

式中: G_s 为锚固体周围岩土体的剪切模量。

将式(5)、(8)代入式(7), 变形后得

$$\partial \omega = \gamma \partial r = \frac{\tau_0 r z}{G_s} \partial r = \frac{\tau_0 d_0}{G_s} \frac{\partial r}{r} \quad (9)$$

对均质岩土体, 式(9)两边同时积分, 即可求出任意深度 z 处同一圆心面上的竖向位移:

$$\omega(z, r) = \int \partial r = \frac{\tau_0 d_0}{G_s} \int_r^\infty \frac{\partial r}{r} = \frac{\tau_0 d_0}{G_s} \int_r^{r_m} \frac{\partial r}{r} = \frac{\tau_0 d_0}{G_s} \ln \left(\frac{r_m}{r} \right), (d_0 \leq z \leq r_m) \quad (10)$$

式中: r_m 为锚杆的影响半径。

令 $z = 0, r = d_0$, 代入式(10), 即得锚固体顶端周围紧贴锚固体表面岩土体的位移变形:

$$\omega(0, d_0) = \frac{\tau_0 d_0}{G_s} \ln \left(\frac{r_m}{d_0} \right) \quad (11)$$

5 临界锚固长度简化计算公式

假定锚固体位移与周围岩土体位移变形相互协调, 即锚固体与周围岩土体之间无相对滑动, 则

$$s_b = \omega(0, d_0) \quad (12)$$

将式(4)、(11)代入式(12), 可得

$$\frac{Pl_c}{3E_b A_b} = \frac{\tau_0 d_0}{G_s} \ln \left(\frac{r_m}{d_0} \right) \quad (13)$$

即

$$\frac{(\pi d_0 \tau_0 l_c) l_c}{3E_b (\pi d_0^2)} = \frac{2\tau_0 d_0 (1 + \nu_s)}{E_s} \ln \left(\frac{r_m}{d_0} \right) \quad (14)$$

式中: E_s 为锚固体周围岩土体的剪切模量; ν_s 为锚固体周围岩土体的泊松比。

根据式(14)可解得

$$l_c = d_0 \sqrt{\frac{6(1 + \nu_s) E_b}{E_s} \ln \left(\frac{r_m}{d_0} \right)} \quad (15)$$

即为锚杆临界锚固长度的计算公式。从该公式中易知, 临界锚固长度 l_c 与锚固体半径 d_0 (或直径)、锚固体与周围岩土体刚度比 E_b/E_s 的平方根成正比,

这与文献[8]中的结论一致。已有研究表明^[13], 当 $r_m > 20d_0$ 后, 岩土体的剪应变已经很小, 可略去不计。因此可将锚杆的影响半径 r_m 定为 $20d_0$, 即式 (15) 变为

$$l_c = 3d_0 \sqrt{\frac{E_b}{G_s}} = 4.24d_0 \sqrt{\frac{(1+\nu_s)E_b}{E_s}} \quad (16)$$

取锚固体周围岩土体的泊松比 $\nu_s = 0.2 \sim 0.5$, 代入式 (16), 可得

$$l_c = (4.64 \sim 5.19)d_0 \sqrt{E_b/E_s} \quad (17)$$

应该指出的是, 由式 (16) 或式 (17) 所得土层及软岩锚杆临界锚固长度结果往往会小于实测值。产生这一结果是因剪应力分布简化模型较实际情况剪应力分布均匀所造成的, 为安全起见, 建议工程设计中利用式 (16)、(17) 确定锚杆临界锚固长度时, 乘以修正系数 γ (可取 1.2), 即

$$l_c = 3.6d_0 \sqrt{E_b/G_s} = (5.6 \sim 6.2)d_0 \sqrt{E_b/E_s} \quad (18)$$

工程设计中用式 (18) 来快速估算锚杆临界锚固长度。

6 工程实例

实例 1. 以文献[8]中 M3 锚杆为例, 有关计算参数为: 锚固体直径为 0.13 m, 锚拉钢筋为 3 ϕ 25 mm, 锚固段 $L_a = 17.5$ m, 自由段 $L_f = 5.5$ m, $E_b = 20$ GPa, $A_b = 14.7$ cm²; 浆体: $A_a = 118.0$ cm², $E_a = 20$ GPa; 锚固体综合面积为 $A = 132.7$ cm², 综合弹性模量 $E = 40$ GPa。土体: $G_s = 10.2$ MPa, 代入式 (18) 计算出该锚杆的临界锚固长度 $l_c = 5.2$ m, 略大于按文献[7]方法得出的结果 14.9 m。

实例 2. 以文献[9]例 1 中锚杆为例, 有关计算参数为: 锚固体直径为 0.135 m, 锚拉筋为 5 ϕ 12.7 mm 钢绞线, 锚固段 $L_a = 10.0$ m, $E = 200$ GPa, $A = 4.9$ cm²。浆体: $A_a = 138.2$ cm², $E_a = 15$ GPa。锚固体综合面积 $A_b = 143.1$ cm², 综合弹性模量 $E_b = 21.1$ GPa。将土体 $G_s = 5.2$ MPa 代入式 (18) 可计算出该锚杆的临界锚固长度 $l_c = 15.4$ m。而文献[9]例 1 中锚杆实测极限承载力 $P_{\max}$ 与锚杆长度 l 关系表明, 在 10.0 m 以内, 随着锚固长度的增加 $P_{\max}$ 增加很快, 当锚固长度大于 10.0 m 后, 随着锚固长度增加, $P_{\max}$ 增加变得缓慢; 超过 14.0 m 后 $P_{\max}$ 几乎不再增加, 即锚杆临界锚固长度为 14.0 m, 可见按本文方法计算结果稍大于实测值, 偏安全。

7 结 论

(1) 基于实测结果分析, 假定锚固体与周围岩土体之间剪应力呈倒三角形分布, 计算出锚固体顶端弹性位移; 鉴于锚杆抗拔承载机制及变形特性与抗拔桩的相似性, 锚固体周围岩土体变形分析采用与抗拔桩类似的剪切位移模型, 得到锚固体周围紧贴锚固体表面岩土体的位移。然后, 根据锚固体与周围岩土体之间的位移协调原理, 推导出了锚杆临界锚固长度的简化计算公式。

(2) 本文方法计算结果与实测值吻合较好, 初步验证了本文方法的正确性。同时, 文中提出的计算公式考虑了锚固体半径, 锚固体与周围岩土体模量等主要因素, 且计算公式简单易记, 取值明确, 适用于工程设计中锚杆临界锚固长度的估算。

参 考 文 献

- [1] 张乐文, 汪稔. 岩土锚固理论研究之现状[J]. 岩土力学, 2002, 23(5): 627—631.
ZHANG Le-wen, WANG Ren. Research on status of anchorage theory of rock and soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2002, 23(5): 627—631.
- [2] EVANGELISTA A, SAPIO G. Behaviour of ground anchors in stiff clays[C]//Proceedings of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Tokyo: The Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1977: 39—47.
- [3] OSTERMAYER H, SCHEELE F. Research on ground anchors in non-cohesive soils[C]//Proceedings of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Tokyo: The Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1977: 92—97.
- [4] 陈广峰, 米海珠. 黄土地层中锚杆受力性能试验分析[J]. 甘肃工业大学学报, 2003, 29(1): 116—119.
CHEN Guang-feng, MI Hai-zhu. Experimental analysis of anchor's stress performance in collapsible loess layer[J]. **Journal of Gansu University of Technology**, 2003, 29(1): 116—119.
- [5] 程良奎, 胡建林. 土层锚杆的几个力学问题[C]//岩土工程中的锚固技术. 北京: 人民交通出版社, 1996.
- [6] 程良奎, 范景伦, 韩军, 等. 岩土锚固[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002.

- [7] 张洁, 尚岳全, 叶彬. 锚杆临界锚固长度解析计算[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, (4): 1134—1138.
ZHANG Jie, SHANG Yue-quan, YE Bin. Analytical calculations of critical anchorage length of bolts[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2005, (4): 1134—1138.
- [8] 张季如, 唐保付. 锚杆荷载传递机理分析的双曲函数模型[J]. 岩土工程学报, 2002, 23(2): 188—192.
ZHANG Ji-ru, TANG Bao-fu. Hyperbolic function model to analyze load transfer mechanism on bolts[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2002, 23(2): 188—192.
- [9] 唐保付. 土层锚杆的承载特性及锚固机理分析[J]. 资源环境与工程, 2006, 23(11): 684—696.
TANG Bao-fu. The bearing features and anchorage mechanism of anchorage pillar in soil[J]. **Resources Environment & Engineering**, 2006, 23(11): 684—696.
- [10] 杨松林, 荣冠, 朱焕春. 混凝土中锚杆荷载传递机理的理论分析和现场试验[J]. 岩土力学, 2001, 22(3): 71—74.
YANG Song-lin, RONG Guan, ZHU Huan-chun. Theoretical analysis and in-situ experiment on load-transfer mechanism of bolt in cement[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2001, 22(3): 71—74.
- [11] RANDOLPH M F. A theoretical study of the performance of piles[D]. Britain: University of Cambridge, 1977: 56—77.
- [12] 黄峰, 李广信, 吕禾. 砂土中抗拔桩位移的分析[J]. 土木工程学报, 1999, 32(1): 31—36.
HUANG Feng, LI Guang-xin, LÜ He. Analysis of de-formation of tension piles in sandy soil[J]. **China Civil Engineering Journal**, 1999, 32(1): 31—36.
- [13] COOKE R W, PRINCE G, TARR K J. Jacked pile in London clay: A study of load transfer and settlement under working conditions[J]. **Geotechnique**, 1979, 29(2): 113—147.