

DOI: 10.11779/CJGE2014S2022

# 关于《建筑基坑支护技术规程》中锚杆刚度系数计算的探讨

聂子云<sup>1</sup>, 谭小兵<sup>1</sup>, 王正松<sup>1</sup>, 李凤翔<sup>2</sup>

(1. 铁道第三勘察设计院集团有限公司, 天津 300251; 2. 中铁工程设计咨询集团有限公司, 北京 100055)

**摘要:** 《建筑基坑支护技术规程》(JGJ120—2012)<sup>[1]</sup>给出了锚杆刚度系数的计算公式, 笔者认为该公式存在问题和缺陷: ①锚固段越长, 锚杆刚度系数反而越小; ②锚杆刚度系数仅与锚杆材料参数、尺寸有关, 而与土层性质毫无关联。该公式在推导过程中将剪应力沿锚固段的分布情况过于经验化和简化, 未能真实反应锚杆荷载的传递原理。基于锚杆和土层协同变形原理, 类似于文克尔弹性地基梁的处理方式, 将锚杆周围土体等效为一系列独立作用的切向土弹簧, 同反映地层法向特性的基床系数, 引入了反映地层切向特性的剪切刚度系数, 通过建立锚固段的受力平衡方程推导出新的锚杆刚度系数计算公式。与规程公式不同的是, 该公式表明锚杆刚度系数随着锚固段的增长而增长, 但是增长率是减少的, 同时, 还表明了锚杆刚度系数与土层剪切刚度系数密切相关。

**关键词:** 岩土锚杆; 刚度系数; 锚固段; 切向弹簧; 协同变形; 剪应力

中图分类号: TU470 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2014)S2-0130-06

作者简介: 聂子云(1987-), 男, 江西九江人, 硕士, 助理工程师, 主要从事隧道及岩土工程方面设计研究工作。E-mail: nieziyun2011@163.com。

## Formula for rigidity coefficient of soil anchor in “Technical specification for retaining and protection of building foundation excavations”

NIE Zi-yun<sup>1</sup>, TAN Xiao-bing<sup>1</sup>, WANG Zheng-song<sup>1</sup>, LI Feng-xiang<sup>2</sup>

(1. The Third Railway Survey and Design Institute Group Corporation, Tianjin 300251, China; 2. China Railway Engineering Consulting Group Co., Ltd., Beijing 100020, China)

**Abstract:** The formula for rigidity coefficient of soil anchor is given by “Technical specification for retaining and protection of building foundation excavations” (JGJ120-2012). The authors considers that there are two defects in the formula: firstly, the longer length of fixed anchor, the smaller rigidity coefficient of soil anchor, secondly, the rigidity coefficient of soil anchor is dependent only on the material parameters and sizes of bolt and independent of the properties of the surrounding soils. The distribution of frictional resistance along anchorage section is oversimplified in the derivation process of the formula, which cannot truly reflect the load transfer mechanism of anchor. Starting from the cooperation deformation of anchorage section and the surrounding soils, similar to the Winkler foundation model, the action of the surrounding soils against bolt is simplified as a series of shear springs, by introducing the shear stiffness coefficient, a new rigidity coefficient of formula for soil anchor is obtained by establishing force equilibrium equation of anchorage section. Unlike the old one, the new formula shows that the rigidity coefficient of soil anchor increases with the length of anchorage section, but the growth rate is reduced, meanwhile, the rigidity coefficient is closely related to the properties of the surrounding soils.

**Key words:** soil anchor; rigidity coefficient; anchorage section; shear spring; cooperation deformation; shear stress

## 0 引言

随着城市建设的大力发展, 对地下空间的需求越来越大, 如城市地下轨道交通、高层建筑的地下室、大型地下室及车库等。开发这些地下空间涉及大量的深基坑工程, 其规模和深度不断增加, 其周边环境也越来越苛刻。此类深基坑工程, 往往要求在基坑设计

中既要满足自身强度的要求, 同时也要求将施工过程中引起的基坑变形和周围地层的位移控制在一定范围之内。基坑变形控制的效果往往取决于支挡结构的刚度, 深基坑中常用的支挡形式有内支撑支挡结构和锚

拉式支挡结构, 内支撑结构受力简单明了, 根据虎克定律可以很容易推导出《建筑基坑支护技术规程》(JGJ120—2012) 给出的内支撑刚度系数计算公式

$$k_R = \frac{\alpha_R E A b_a}{\lambda l_o s} \quad (1)$$

式中  $\lambda$  为支撑不动点调整系数;  $\alpha_R$  为支撑松弛系数;  $E$  为支撑材料弹性模量 (kPa);  $A$  为支撑截面面积 ( $m^2$ );  $l_o$  为受压支撑结构的长度 (m);  $b_a$  为结构计算宽度 (m);  $s$  为支撑水平间距 (m)。

从式(1)中可以看出内支撑刚度与支撑结构弹性模量、截面面积成正比, 与支撑结构长度成反比。对于内支撑刚度系数的计算是理论清晰、符合实际的, 但是对于该规程给出的锚杆刚度系数的计算公式, 笔者认为还有不少值得探讨的地方, 本文旨在分析该公式存在的问题并推导出符合实际的锚杆弹性刚度系数计算公式。

## 1 锚杆刚度系数规程公式问题分析

《建筑基坑支护技术规程》(JGJ120—2012) 规定, 对于拉伸型钢绞线锚杆或者普通钢筋锚杆, 在缺少试验时, 弹性刚度系数可按下列公式计算:

$$k_R = \frac{3E_s E_c A_p b_a}{(3E_c A l_f + E_s A_p l_a)s} \quad (2)$$

$$E_c = \frac{E_s A_p + E_m (A - A_p)}{A} \quad (3)$$

式中  $E_s$  为锚杆杆体的弹性模量 (kPa);  $E_c$  为锚杆的复合弹性模量 (kPa);  $A_p$  为锚杆杆体的截面面积 ( $m^2$ );  $A$  为锚杆固结体的截面面积 ( $m^2$ );  $l_f$  为锚杆的自由段长度 (m);  $l_a$  为锚杆的锚固段长度 (m);  $E_m$  为锚杆固结体的弹性模量 (kPa);  $b_a$  为结构计算宽度 (m);  $s$  为锚杆水平间距 (m)。

从式(2)中可以看出锚固段越长, 刚度系数越小, 即在相同的拉拔力作用下, 锚固段越长, 锚头位移越大, 这与工程经验不符。

图 1 为 Fujita 等<sup>[2]</sup>得到的试验曲线, 从图 1 中可以看出, 同样的拉拔荷载作用, 锚固段越长, 锚杆位移越小, 即锚固段越长, 锚杆刚度系数越大, 而规程公式反映的却是相反的情况。其次, 锚头位移越大, 说明锚固体与土层间界面剪应力越大, 锚杆越容易破坏达到极限拉拔力, 则规程公式反映锚固段越长锚杆抗拔力越小, 而众多研究已经表明, 随着锚固段的增长, 锚杆抗拔力会适当提高, 虽然锚固段长度超过一定限度后, 抗拔力的提高很有限<sup>[3]</sup>, 但是也不至于减少。再者, 该公式锚杆刚度系数仅与锚杆的材料属性有关, 而与土层属性没有关系, 即只要锚杆参数一样,

在同样拉拔力的作用下, 不管土层介质强度如何, 其锚头位移都是一样的, 显然这也是不符合实际的。而且, 锚杆的支护机理和内支撑具有本质上的区别, 但是规程给出的锚杆刚度系数计算公式与内支撑刚度系数计算公式在形式上是一致的。综上, 笔者认为用规程公式来计算锚杆刚度系数是值得商榷的, 下面就锚杆刚度系数计算公式的推导过程来探讨该公式存在的问题和缺陷。

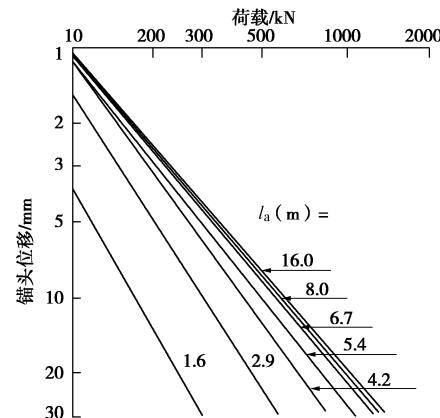


图 1 锚固段长度对荷载-位移关系的影响<sup>[2]</sup>

Fig. 1 Effect of fixed anchor length on load-displacement relationship<sup>[2]</sup>

锚杆的支撑刚度主要通过拉拔作用下锚头的位移来体现, 由普通拉伸型锚杆的传力机理可以看出, 弹性状态下, 锚头的总位移  $s$  由自由段的弹性变形  $\Delta s_1$ 、锚固段的弹性变形  $\Delta s_2$  以及锚杆末端位移  $s_3$  组成<sup>[4]</sup>。

$$s = \Delta s_1 + \Delta s_2 + s_3 \quad (4)$$

工程实测结果显示普通拉伸型锚杆的剪应力  $\tau$  在锚固段端部为峰值, 向末端逐渐减少<sup>[5-6]</sup>, 据此假设: ①锚固段末端剪应力为 0 (则锚固段末端位移  $s_3$  为 0); ②剪应力沿锚固段线性分布。即假设剪应力沿锚固段分布规律如图 2 所示。

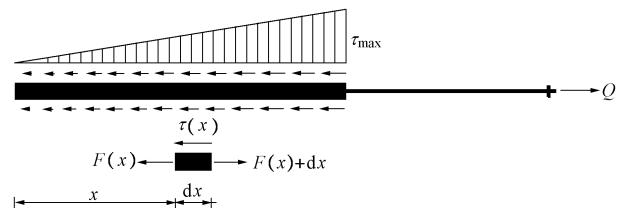


图 2 剪应力沿锚固体分布简化图

Fig. 2 Distribution of shear stress along fixed anchor length

设锚固段端部剪应力为  $\tau_{\max}$ , 则距离锚固段末端  $x$  处剪应力为

$$\tau(x) = \frac{\tau_{\max}}{l_a} x \quad (5)$$

距离锚固段末端  $x$  处锚固体轴力为

$$F(x) = \int_0^x \pi D \tau(x) dx ; \quad (6)$$

式中,  $D$  为锚固体直径。

距离锚固段末端  $x$  处锚固体位移为

$$s(x) = \int_0^x \frac{F(x) dx}{E_c A} . \quad (7)$$

联立式 (5)、(6)、(7), 由边界条件:  $F(l_a) = Q$ , 可得锚固段端部位移为

$$\Delta s_2 = s(l_a) = \frac{Q l_a}{3 E_c A} , \quad (8)$$

锚头总位移为

$$s = \Delta s_1 + \Delta s_2 = \frac{Q l_f}{E_s A_p} + \frac{Q l_a}{3 E_c A} , \quad (9)$$

得到规程锚杆刚度系数为

$$k = \frac{Q}{s} = \frac{3 E_s E_c A_p A}{3 E_c A l_f + E_s A_p l_a} . \quad (10)$$

该公式是基于两个假设得出的, 而这两个假设在理论上是不成立的。首先, 假设①认为锚固段末端剪应力为0, 这种假设是根据工程经验得来的, 在一般实际应用中, 为了保证锚杆抗拔力, 锚固段长度往往是富余的, 这种情况下锚固段末端剪应力很小甚至接近于0, 但并不保证锚杆长度较短的情况下, 锚固段末端剪应力仍为0; 其次, 假设②认为剪应力是沿锚固段向末端线性递减的, 而实际上大多数工程实际与试验都证明了剪应力是沿锚固段向末端曲线衰减的。故这两个假设是没有理论和实际基础的, 由此推导而来的锚杆刚度系数公式与实际不符。

## 2 锚杆刚度系数新公式推导

从上节可以看出规程公式推导过程中问题主要出在式 (5), 因其对剪应力  $\tau(x)$  沿锚固段的分布情况过于经验化和简化, 而未从锚杆的作用机理进行分析, 导致该公式未能真实反应锚杆荷载的传递机理以及锚杆与土体的协同变形原理。因此要得到锚杆刚度系数, 须从锚杆的作用机理出发, 锚杆是通过锚固体与岩土体的相互作用, 依赖其与周围土体之间的抗剪强度传递结构物的拉力, 以普通拉力型锚杆为例, 其变形特性如图3所示。

类似于文克尔弹性地基模型的处理方法, 在此将锚固体界面土体等效为一系列独立作用的切向土弹簧, 如图4所示, 类似于弹性抗力系数  $m$ , 提出弹性剪切刚度系数  $k_t$ , 用以表征土体发生单位剪切位移所需要的剪应力, 锚固段上任意一点处的剪应力与该点的位移成正比, 则式 (5) 应为

$$\tau(x) = k_t s(x) , \quad (11)$$

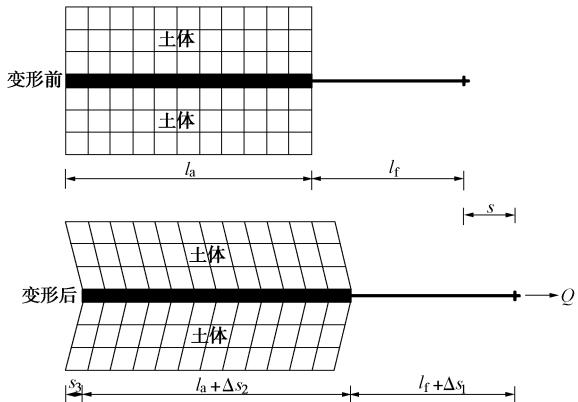


图 3 普通拉力型锚杆变形特性

Fig. 3 Deformation properties of normal tension anchor

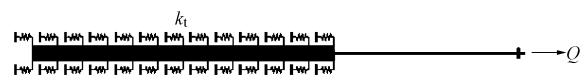


图 4 锚杆作用机理简化模型

Fig. 4 Simplified model for action mechanism of anchor

联立式 (6)、(7)、(11) 可得二阶常系数齐次线性微分方程:

$$s(x)'' - \frac{\pi D k_t}{E_c A} s(x) = 0 , \quad (12)$$

令  $\alpha^2 = \frac{\pi D k_t}{E_c A}$ ,  $\alpha > 0$ , 则该微分方程的解为

$$s(x) = C_1 e^{\alpha x} + C_2 e^{-\alpha x} , \quad (13)$$

代入式 (6) 得

$$F(x) = \alpha E_c A (C_1 e^{\alpha x} - C_2 e^{-\alpha x}) . \quad (14)$$

由边界条件:  $F(0) = 0$ ,  $F(l_a) = Q$ , 可得

$$C_1 = C_2 = \frac{Q}{\alpha E_c A (e^{\alpha l_a} - e^{-\alpha l_a})} , \quad (15)$$

代入式 (13)、(14) 分别得

$$s(x) = \frac{Q \cosh(\alpha x)}{\alpha E_c A \sinh(\alpha l_a)} , \quad (16)$$

$$F(x) = \frac{Q \sinh(\alpha x)}{\sinh(\alpha l_a)} . \quad (17)$$

将式 (16) 代入式 (11), 得

$$\tau(x) = k_t s(x) = \frac{k_t Q \cosh(\alpha x)}{\alpha E_c A \sinh(\alpha l_a)} . \quad (18)$$

锚固段端点处位移为

$$\Delta s_2 = s(l_a) = \frac{Q}{\alpha E_c A \tanh(\alpha l_a)} , \quad (19)$$

锚杆端头位移为

$$s = \frac{Q}{\alpha E_c A \tanh(\alpha l_a)} + \frac{Q l_f}{E_s A_p} , \quad (20)$$

锚杆弹性刚度系数为

$$k = \frac{Q}{S} = 1 / \left( \frac{1}{\alpha E_c A \tanh(\alpha l_a)} + \frac{l_f}{E_s A_p} \right) \quad (21)$$

### 3 新公式合理性分析

假定锚杆杆体由 5 束 7Φ5 mm,  $f_{ptk}$  为 1860 MPa 的钢绞线组成, 钢绞线弹性模量  $E_s$  为 206 GPa, 截面积  $A_p$  为 0.00069 m<sup>2</sup>; 锚固体直径  $D$  为 150 mm, 水泥砂浆弹性模量  $E_m$  为 10 GPa, 锚固段截面积  $A$  为 0.0177 m<sup>2</sup>, 则锚固段弹性模量  $E_c$  为 17.58 GPa。取土层弹性剪切刚度系数  $k_t$  分别为 20, 40, 60, 80, 100 MPa/m, 自由段长度  $l_f$  为 5 m, 锚固段长度取为 1~16 m, 根据新公式可以得到锚杆弹性刚度系数  $k$  与锚固段长度  $l_a$  的关系如图 5 所示。

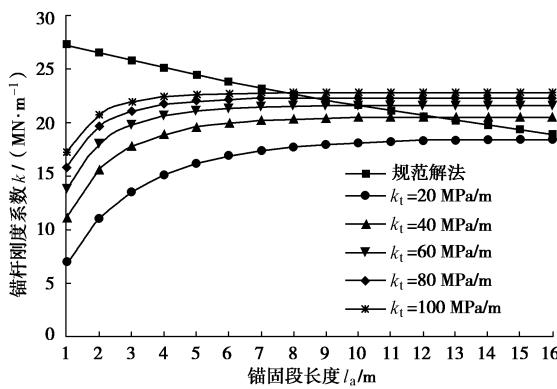


图 5 锚杆刚度系数  $k$  与锚固段长度  $l_a$  的关系

Fig. 5 Relationship between anchor rigidity coefficient ( $k$ ) and fixed anchor length ( $l_a$ )

从图 5 中可以看出, 根据式 (21), 随着锚固段的增长, 锚杆刚度系数值是在不断增长的, 不过增长率却是减小的, 当锚固段长度超过一定长度后, 锚杆刚度系数几乎趋于稳定, 说明当锚固段超过一定长度后, 一味地增加其长度对其控制土层变形的效果不大。显然, 这种规律很符合如图 1 所示的试验结果, 式 (21) 更符合实际。

式 (21) 还反映锚杆刚度系数与锚杆所处土层性质密切相关, 随着土层的抗剪刚度系数  $k_t$  的提高, 锚杆刚度系数是增长的, 不过增长率却是在减少的, 其规律如图 6 所示。

从式 (21) 和  $\alpha$  参数计算公式可以看出, 影响锚杆刚度系数大小的锚固段参数除了锚固段长度  $l_a$  和土层剪切刚度系数  $k_t$  外, 还有锚固体截面积  $A$  (即锚固体直径  $D$ ), 注浆体弹性模量  $E_m$ , 取土层弹性剪切刚度系数  $k_t$  为 60 MPa, 锚固段长 10 m, 其它参数如前文所述, 可以得到锚杆刚度系数随锚固体直径  $D$  及注浆体弹性模量  $E_m$  的变化关系如图 7, 8 所示。

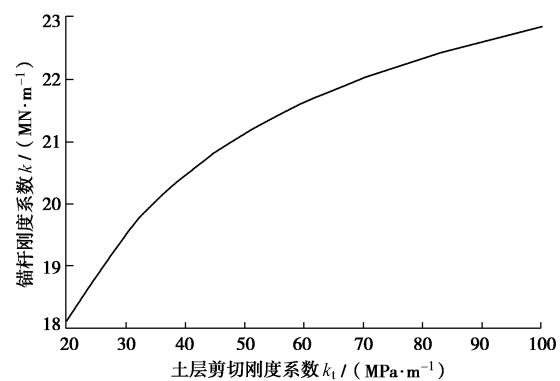


图 6 锚杆刚度系数  $k$  与土层剪切刚度系数  $k_t$  的关系

Fig. 6 Relationship between rigidity coefficient of soil anchor ( $k$ ) and soil shear stiffness coefficient ( $k_t$ )

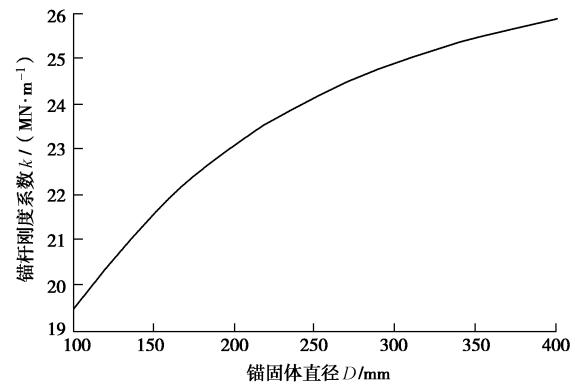


图 7 锚杆刚度系数  $k$  与锚固体直径  $D$  的关系

Fig. 7 Relationship between rigidity coefficient of soil anchor ( $k$ ) and anchor body diameter ( $D$ )

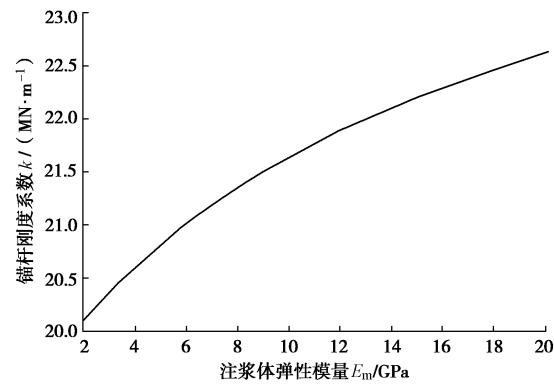


图 8 锚杆刚度系数  $k$  与注浆体弹性模量  $E_m$  的关系

Fig. 8 Relationship between rigidity coefficient of soil anchor ( $k$ ) and grouting elastic modulus ( $E_m$ )

从图 7, 8 可以看出, 锚杆刚度系数随锚固体直径、注浆体弹性模量及土层抗剪刚度系数的变化关系具有相似性, 都是随着后者的增加而增加, 增长率却是减少的。

上节推导公式过程中除了说明锚杆的变形特性, 同时还推导出了剪应力及轴力沿锚固段的分布公式,

为了进一步验证新的刚度系数计算公式的合理性,下面对式(17)、(18)所反映的锚杆剪应力及轴力分布规律进行分析。取锚固段长16 m,其它参数如前文所述,得到不同土层剪切刚度系数下锚杆剪应力和轴力分布规律如图9,10所示。

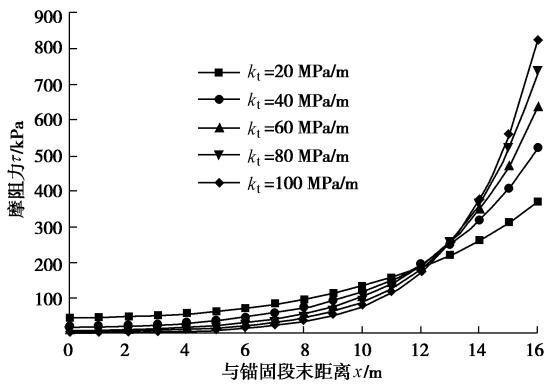


图 9 不同土层剪切刚度系数下剪应力沿锚固段分布规律

Fig. 9 Distribution of shear stress along fixed anchor length with different soil shear stiffness coefficients

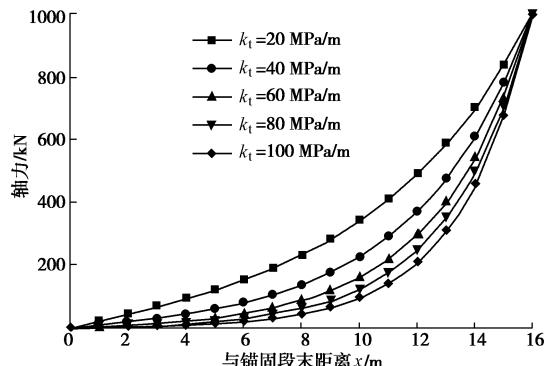


图 10 不同土层剪切刚度系数下轴力沿锚固段分布规律

Fig. 10 Distribution of axial load along fixed anchor length with different soil shear stiffness coefficients

从图9,10可以看出,剪应力和轴力沿锚固段长度是非线性分布的,峰值位于锚固段端部,向锚固段末端衰减很快,呈曲线形式衰减,这与工程实测<sup>[5-6]</sup>、模型试验<sup>[7-8]</sup>及数值分析<sup>[9-10]</sup>所反映的规律是吻合的,说明当锚杆超过一定长度(临界长度)后,靠增加锚固段的长度来增加锚杆抗拔力的效果不大。同时,还可以看出,土层抗剪刚度系数越大,剪应力峰值越大,且剪应力和轴力沿锚固段衰减越快,反之,土层抗剪刚度系数越小,剪应力和轴力分布相对更均匀,这与曾宪明等<sup>[11]</sup>和黄志怀等<sup>[12]</sup>进行的模型试验所反映不同强度围岩介质内锚杆内力的分布规律是类似的。说明土层剪切刚度系数(强度)越大,临界长度越短。

## 4 结 论

本文就《建筑基坑支护技术规程》中的锚杆刚度系数计算公式与实际存在不符的情况,探讨了规程公

式推导过程中存在的问题和缺陷,根据土层锚杆协同变形原理,提出了更符合实际的锚杆刚度系数计算公式,得到以下3点结论。

(1) 规程公式反映:①锚固段越长,锚杆刚度系数越小;②锚杆刚度系数仅与锚杆材料参数、尺寸有关,而与土层材料属性无关。这两点与实际是相违背的,故规程公式存在重大缺陷。原因是规程公式在推导过程中对剪应力沿锚固段分布规律的处理过于经验化和简化,导致简化模型与实际情况相差甚远,未能反映锚杆作用机理及锚杆和土层的协同变形原理。

(2) 新型简化模型将锚杆周围土体等效为一系列独立作用的切向土弹簧,体现了锚杆和土层的相互作用,由此推导出的锚杆刚度系数计算新公式更符合实际,其反映了:①随着锚固段长度的增加,锚杆刚度系数随之增长,不过增长率是减少的,当锚固段超过一定长度后,刚度系数趋于稳定;②锚杆刚度系数与土层剪切刚度系数密切相关,随着土层剪切刚度系数的增长,锚杆刚度系数也是增长的,不过增幅是减少的。

(3) 综合锚杆的刚度系数与锚固段长度的关系及剪应力、轴力沿锚固段的分布规律,可以认为:增长锚固段长度,可以提高锚杆的控制土层变形能力并提高锚杆的抗拔力,当锚杆长度超过一定长度(临界长度)后,这种提高幅度是有限的。且土层剪切刚度系数(强度)越大,临界长度越短。

## 参 考 文 献:

- [1] JGJ 120—2012 建筑基坑支护技术规程[S]. 2012. (JGJ 120—2012 Technical specification for retaining and protection of building foundation excavations[S]. 2012. (in Chinese))
- [2] FUJITA K, UEDA K. A method to predict the load-displacement relationship of ground anchors[C]// Proceedings of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Tokyo: The Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1977: 58 - 56.
- [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: 96 - 103.
- [4] 范景伦. 预应力土层锚杆刚度分析[C]// 岩土锚固新技术. 北京: 人民交通出版社, 1998. (FAN Jing-lun. Stiffness calculation of the prestressed anchor[C]// Rock and Soil Anchor Techniques. Beijing: China Communications Press,

1998. (in Chinese))

[5] 顾金才, 明治清, 沈俊, 等. 预应力锚索内锚固段受力特点现场试验研究[C]// 岩土锚固新技术. 北京: 人民交通出版社, 1998. (GU Jin-cai, MING Zhi-qing, SHEN Jun, et al. Field test study on stress characteristic of inner anchorage section of prestress anchor cable[C]// Rock and Soil Anchor Techniques. Beijing: China Communications Press, 1998. (in Chinese))

[6] 郑全平. 预应力锚索加固作用机制与设计计算方法[R]. 洛阳: 总参工程兵科研三所, 1998. (ZHENG Quan-ping. Reinforcement mechanism and design calculation method of prestress anchor cable[R]. Luoyang: The 3rd Research Institute of the General Staff, 1991. (in Chinese))

[7] 陈广峰, 米海珍. 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-zhen. Experimental analysis of anchor stress performance in collapsible loess layer[J]. Journal of Gansu University of Technology, 2003, 29(1): 116 - 119. (in Chinese))

[8] 王海冰, 高波. 预应力锚索荷载分布机理原位试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(12): 2113 - 2118. (WANG Hai-bin, GAO Bo. Field testing study on load distribution mechanism of prestressed anchorage cable[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(12): 2113 - 2118. (in Chinese))

[9] 丁秀丽, 盛谦, 韩军, 等. 预应力锚索锚固机制的数值模拟试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(7): 980 - 988. (DING Xiu-li, SHENG Qian, HAN Jun, et al. Numerical simulation testing study on reinforcement mechanism of prestressed anchorage cable[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002, 21(7): 980 - 988. (in Chinese))

[10] 贺若兰, 张平, 李宁, 等. 公路边坡中锚杆抗拔试验的数值分析[C]// 可持续发展的中国交通-全国博士生学术论坛交通运输学科论文集. 北京: 中国铁道出版社, 2005: 1368 - 1373. (HE Ruo-lan, ZHANG Ping, LI Ning, et al. Numerical analysis for bolt pull-out test[C]// Proceedings of Doctoral Forum of China. Beijing: China Railway Publishing House, 2005: 1368 - 1373. (in Chinese))

[11] 曾宪明, 范俊奇. 锚固类结构界面剪应力相互作用关系研究[J]. 预应力技术, 2008(3): 13 - 19. (ZENG Xian-ming, FAN Jun-qi. Study on interaction of shear stress on anchorage structure interfaces[J]. Prestress Techniques, 2008(3): 13 - 19. (in Chinese))

[12] 黄志怀, 李国维, 王思敬. 不同围岩条件玻璃纤维增强塑料锚杆结构破坏机制现场试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(5): 1008 - 1018. (HUANG Zhi-huai, LI Guo-wei, WANG Si-jing. Field test on pullout behaviors of anchorage structures with glass fiber reinforced plastic rods for different surrounding rock masses[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(5): 1008 - 1018. (in Chinese))

(本文责编 孙振远)