

文章编号: 1008-2786-(2018)2-298-07

DOI:10.16089/j.cnki.1008-2786.000325

考虑锚固层土体内摩擦特性的单锚锚固效果分析

王 军^{1*}, 曹 平², 欧阳祥森¹, 梁 桥¹, 刘 杰¹

(1. 湖南工程学院 建筑工程学院, 湖南 湘潭 411104; 2. 中南大学 资源与安全工程学院, 长沙 410083)

摘 要: 单锚锚固的研究均未考虑受锚土体材料固有力学属性对锚固效果的重要影响, 甚至也没有对工程锚固参数进行优化设计。依据土体粘结力和内摩擦力的双强度摩擦属性, 从砂浆锚固体与残余承载区土体总剪切位移的构成特点出发, 分析土锚结构的自承作用, 运用界面的剪应力指数分布和弹性理论知识, 考虑脱粘条件下残余承载区土体的内摩擦性, 建立了残余承载区与主承载区边界非线性剪应力的计算式; 通过静力平衡条件, 建立了锚杆锚固段长度下限值的计算式。结合算例分析表明: 在残余承载区界面, 考虑土体内摩擦特性剪应力最大值比未考虑土体内摩擦特性剪应力最大值减少 13.9%, 同时锚杆锚固段设计长度减少 12.5%。锚固土体内摩擦特性对锚固工程稳定性、提高极限锚固力、减少工程量和降低成本提供有益参考。

关键词: 锚固工程; 土体内摩擦特性; 残余承载区; 剪应力; 锚杆锚固段长度

中图分类号: TU470

文献标志码: A

目前, 土锚结构的研究集中在荷载传递、位移与应力分布、锚固承载力、工艺参数等方面, 并已取得了众多理论成果^[1-3], 然而在锚固工程设计和施工过程中仍然采用经验或半经验法^[4]。其中, 界面剪应力分布、锚固设计参数和岩土类材料物理力学属性对锚固效果影响的研究是岩土锚固工程热点课题之一。20 世纪 70 年代, EVANGELISTA^[5] 通过假定受锚土体整体剪切破坏特点, 仅对无摩擦性粘土进行锚固试验, 得到了锚土界面剪应力单驼峰的非均匀分布, 进而确定了土锚工程设计参数取值依据。KAHYOGLU^[6] 从土层锚杆荷载传递的非线性特征出发, 考虑锚桩土整体作用, 一致认为在高陡边坡工程中一味增加锚杆长度和提高锚固力增强锚固效果的结论。FARMER^[2] 反复强调注浆参数在岩锚工程的重要性, 得到了界面剪应力沿锚固段的分布规律, 提出了增加锚注长度是增强锚固效果的重要途径。尤春安^[7] 通过多次拉拔试验, 认为土锚界面因脱粘导致锚固失效, 主要是因为界面层在弹性状态下强

度不足产生的, 在此基础上确定极限拉拔荷载。张季如等^[8] 基于整体锚固材料剪切位移的协调性, 得到了荷载传递的双曲线函数模型, 强调减小剪切位移能增强锚固效果的重要性。何思明等^[9] 考虑界面剪应力与剪切位移具有线性关系及其对脱粘长度的影响, 以此强调剪应力对锚固效果有重要的影响。叶观宝^[10] 等针对压力分散型锚索结构, 仅考虑注浆体与土层界面的摩擦力分布对锚固效果的显著影响, 以此为基础来进行工程锚索优化设计。然而, 上述研究均未考虑受锚土体材料固有力学属性对锚固效果的重要影响, 甚至也没有对工程锚固承载结构进行分区和锚固参数的优化设计, 仅从土锚界面的力学特性来研究锚固效果, 因此具有局限性。

大量工程实例表明, 锚固失效常常发生于杆体与砂浆、砂浆与围岩土体界面及砂浆锚固体的剪切破坏, 而且砂浆与围岩土体的界面破坏是最主要的破坏形式, 普遍认为杆体在轴力作用下通过荷载传递, 在其界面产生剪切力, 当剪切力超过其抗剪强度

收稿日期(Received date): 2016-11-02; 改回日期(Accepted date): 2017-01-15

基金项目(Foundation item): 湖南省自然科学基金资助项目(2015JJ4019); 国家自然科学基金(51174228; 51374246)。[Natural Science Foundation of Hunan Province(2015JJ4019); National Natural Science Foundation(51174228; 51374246).]

作者简介(Biography): 王军(1978-), 男, 湖南澧县人, 博士, 副教授, 主要从事岩土灾害防治相关工作。[WANG Jun(1978-), male, Ph. D., associate professor, research on geotechnical disaster.] E-mail: znwangjun@126.com

时,便呈现剪切破坏^[11]。

土锚结构中,因杆体与砂浆锚固体的强度均大于土体,在剪切力作用下,土体容易产生较大的剪切变形,因此在砂浆与土体界面会优先形成剪切滑移面而破坏。实际上,土体是一种典型的多相颗粒摩擦性材料,具有粘聚力和摩擦力双强度特征^[12],郑颖人在文献[13]中指出,土体的双强度性质对土体力学单元产生剪应力效应,并存在一定的影响范围,即土体内摩擦特性对剪切强度的影响,加上受锚土体固有的双强度属性,这样势必对砂浆与土体界面的剪切力分布和锚杆锚固段长度产生主要的影响,该方面的研究成果尚不多见。同时大量土层锚杆拉拔试验结果还显示,当杆体被拔出时,锚固体周围总握裹着一定厚度的土体,这充分证明锚固失效的剪切滑移面在锚固土体中形成的存在性,也正是因为土体的双强度特性还产生了残余抗剪强度,进而提高了锚固影响范围土体的抗剪强度和自承能力。而当前锚固工程的设计与科学研究大都是基于锚固段沿土锚结构界面的直接剪切破坏,这与锚固失效的工程事实是不吻合的。为此,本文基于锚固影响范围残余承载区土体的内摩擦特性和剪切位移分布特征,对承载结构进行分区,研究砂浆与土体界面和残余承载区边界土体的剪切力分布特征及锚杆锚固段长度的计算方法进行有益的研究和分析。

1 锚固承载结构剪应力与剪切位移特征

1.1 轴向剪切位移

砂浆锚固体是锚固结构的重要组成部分,是锚杆荷载传递的主载体,其与杆体和周围土层的完全耦合接触是锚固性能发挥的关键。在杆体轴向荷载作用下,锚固承载结构各分界面上产生剪切力形成剪切位移。文献[13]指出,土体具有粘聚力和摩擦力双强度固有属性,在土锚结构荷载传递过程中,锚固影响范围残余承载区中土体的内摩擦改善了剪切力分布,使得剪切力超过锚固体与土体界面的粘结强度时,即使在该区域土体中形成了大量的塑性区,但该土体仍能继续发挥残余承载能力,随后由弹性主承载区土体承担,这表明摩擦性土体在锚固工程中具有自承作用(见图1所示)。

锚固体的总剪切位移 μ 主要由砂浆的弹性变形 μ_{ge} 、砂浆的塑性变形 μ_{gp} 、砂浆与锚固层界面的滑移变形 μ_{gs} 等组成,其中位移结果是轴向荷载作用下由

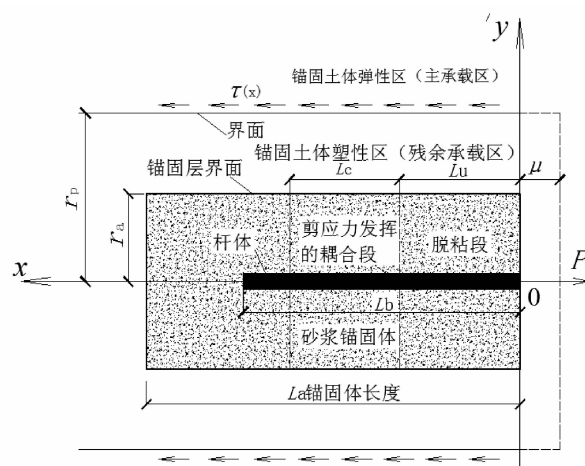


图1 锚固段受力与承载结构

Fig. 1 Anchoring load and bearing structure

布置在锚固体顶端及靠近土体的位移传感元件测出。因杆体强度相对较大,杆体的塑性变形可忽略不计,同时,锚固体大都为拉伸破坏,且暂不考虑锚固体的法向位移^[14]。

$$\mu = \mu_{ge} + \mu_{gp} + \mu_{gs} \quad (1)$$

大量实验和理论研究表明,在锚固体与土体界面上剪切力呈非均匀分布,且剪切力集中分布在锚固段前缘,沿杆体轴向逐渐减小,在锚固段底端趋于零,从而剪切位移与剪切力具有非线性变化特征,因此在锚固段前端形成较大的相对位移^[15]。一旦剪切力超过抗剪强度,锚固结构发生失效破坏,随后沿杆轴深部相对位移逐渐减小,剪应力降低,同时在锚杆锚固段末端剪切位移也趋于零。由于土体的内摩擦特性增强了土体的抗剪强度,当剪切力超过粘结强度时,土体的粘结力和摩擦力充分发挥逐渐达到极限状态,就最先在该范围产生脱粘(见图1 L_u),其脱粘长度往往比沿锚固体与土体界面粘结长度要小。为便于分析锚固失效时残余承载区与主承载区界面的剪切位移特征,假定残余承载区土体与砂浆锚固体所组成的复合材料结构在横截面上的轴向位移均匀分布,该复合材料的总剪切位移为

$$\mu' = \mu'_{ge} + \mu'_{gp} + \mu'_{gs} \quad (2)$$

式中: μ' 为锚固体与残余承载区土体复合材料的总剪切位移, μ'_{ge} 为复合材料的弹性变形, μ'_{gp} 为复合材料的塑性变形, μ'_{gs} 为残余承载区边界与主承载区界面的滑移变形,其复合材料的位移结果同式(1)锚固体的位移测试。

1.2 残余承载区剪切位移特征

锚固体的加固效果主要体现在锚固体界面摩阻力的发挥程度,当前认为:当砂浆与土体界面完全耦

合时,剪应力与剪切位移呈比例关系;当砂浆与土体界面解耦产生相对位移时,土体的抗剪强度充分发挥,剪应力急剧趋于零,锚固结构失效。实际上土体具有粘结力和摩擦力双强度内摩擦特性,它可以从极限抗剪强度衰减到残余抗剪强度后,而继续承载,其剪应力与位移的关系见图2所示。

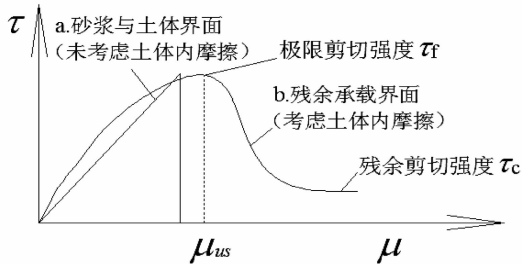


图2 界面本构模型

Fig. 2 Constitutive model for interface between anchoring section and soil

图2中, μ_{us} 为考虑土体内摩擦特性的解耦位移,该值大于未考虑土体内摩擦特性砂浆与土体界面发生相对位移时所对应的位移值。因此,当剪切力克服锚固体与土体粘结强度及残余承载区土体内摩擦力后,便会在残余承载区边界面上剪切位移达到 μ_{us} 解耦位移,致使锚固结构失效。

2 考虑土体内摩擦特性的剪应力

2.1 未考虑土体内摩擦和脱粘的界面剪应力

目前,锚固失效主要发生在砂浆锚固体与土体界面的剪切破坏,且剪应力的计算式是通过单元体的静力平衡关系得到,已获得了大量的研究成果^[16,17]。本文依此为基础,仍沿用有益的剪应力指数形式的计算式,分析锚固段未脱粘情况下,土体内摩擦增强土体强度的影响,对图1中残余承载区与主承载区分界面上的剪应力进行计算。

$$\tau = \frac{G' \sigma}{E_g \ln \frac{r_p}{r_a}} e^{-\frac{2G'}{r_a E_g \ln \frac{r_p}{r_a}} x} \quad (3)$$

其中,

$$G' = \frac{G_s G_g}{G_c}$$

r_p 采用 Randloph (1978 年) 建议的公式,

$$r_p = 0.25(1 - v_s) L_b \quad (4)$$

式中: G_s 为土体剪切模量, G_g 为砂浆剪切模量, G_c 为锚固体与残余承载区土体复合材料的剪切模量,

与土体的内摩擦性质和浆体强度有关, E_g 为锚固体弹性模量, σ 为轴向应力, r_a 为锚固体半径, r_p 为残余承载区边界半径,在该范围以外不考虑土体的剪切位移, v_s 为土体泊松比, L_b 为锚固段长度。

依据锚杆端部轴荷载的分布特征,由弹性理论可以得到锚固体范围内任一点的轴向应力。

$$\sigma = \frac{3Px^3}{2\pi R^5} \quad (5)$$

其中,

$$R = (x^2 + y^2 + z^2)^{\frac{1}{2}}$$

式中: P 为杆体端部集中荷载, R 为锚固体内任一点到杆体顶端零点的距离。

由式(5)得:在砂浆锚固体与土体界面上($r_a^2 = y^2 + z^2$),轴向应力为

$$\sigma = \frac{3Px^3}{2\pi(x^2 + r_a^2)^{\frac{5}{2}}} \quad (6)$$

在残余承载区边界面上($r_p^2 = y^2 + z^2$),轴向应力为

$$\sigma = \frac{3Px^3}{2\pi(x^2 + r_p^2)^{\frac{5}{2}}} \quad (7)$$

结合式(3)和式(7),得

$$\tau(x) = \frac{3G'P(L_b - x)^3}{2\pi(x^2 + r_p^2)^{\frac{5}{2}} E_g \ln \frac{r_p}{r_a}} e^{-\frac{2G'}{r_a E_g \ln \frac{r_p}{r_a}} (L_b - x)} \quad (8)$$

从式(8)残余承载区界面上剪应力的分布特征得出:沿锚固段剪应力呈单调递减趋势,且在锚固段末端,剪应力为零,即 $x = L_b + L_c$ 时, $\tau = 0$;而在锚固耦合段前缘,剪应力达到最大值,即达到极限剪切强度 τ_f 。

2.2 考虑土体内摩擦和脱粘的界面剪应力

土体具有粘结力和摩擦力固有的力学属性,属双强度摩擦性材料^[13]。在锚固体荷载传递过程中,当剪应力值达到极限剪切强度时,便在锚固体与土体界面产生相对运动趋势而脱粘,由于土体的内摩擦特性,该界面还能继续承载,并在残余承载区边界形成轴向的相对位移而产生摩擦,该摩擦力值不是一个常数,它是随位移的增大而增大,随位移梯度变化而减小,但摩擦力与位移方向相反,进而摩擦力削弱了界面上的剪应力,提高了土体强度,这样土体的内摩擦特性对稳定性是有利的,因此,在锚固体与土体的界面以及残余承载区边界剪应力的计算中应扣除因土体内摩擦产生的剪应力。

$$\tau = \tau' - \tau_\phi \quad (9)$$

由土体内摩擦特性产生的剪应力为

$$\tau_{\varphi} = \sigma_y \tan \varphi' \quad (10)$$

式中: τ' 为不考虑土体内摩擦时残余承载区界面的剪应力, φ' 为等效内摩擦角, σ_y 为法向应力, 与土体自重和注浆压力有关。

结合式(9)和式(10)

$$\tau = \tau' - \sigma_y \tan \varphi' \quad (11)$$

从图1中锚固段承载结构还显示, 锚固承载结构属轴对称问题, 其满足平衡方程, 其表达式如下:

$$\frac{r \partial \tau_{rz}}{\partial r} + r \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = 0 \quad (12)$$

在不同位置的剪应力为

$$\left. \begin{aligned} \tau_{rz} &= 0 & r &= r_p \\ \tau_{rz} &= r_a & r &= r_a \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

式(12)沿 r_a, r_p 积分得:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\int_{r_a}^{r_p} \sigma_x r dr \right) - r_a \tau'(x) = 0 \quad (14)$$

由于轴向应力沿杆体轴向呈非线性分布, 为避免非线性求解的复杂性, 文中将其轴向的非线性应力取平均值, 将式(14)变形得:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\int_{r_a}^{r_p} \frac{E_s \tau'(x)}{L_a G_s} (r_p - r_a) r dr \right] - r_a \tau'(x) = 0 \quad (15)$$

式(15)进一步整理为

$$\frac{E_s (r_p - r_a)^2 (r_p + r_a) d\tau'(x)}{G_s L_a dx} - r_a \tau'(x) = 0 \quad (16)$$

式(16)的解为

$$\tau'(x) = \tau_f \exp \left[\frac{r_a E_s (r_p - r_a)^2 (r_p + r_a)}{G_s L_a} (L_u - x) \right] \quad (17)$$

当 $x = L_u$ 时, $\tau'(x) = \tau_f$ 即极限剪切强度沿轴向的传递。

式中: E_s 为土体的变形模量, G_s 为土体的剪切模量, L_b 为杆体长度, L_u 为脱粘段长度, L_a 为锚固体长度, L_c 为剪切强度衰减至残余抗剪强度的长度, r_a 为砂浆锚固体半径, r_p 为受锚固影响土体残余承载区半径。

结合式(11)和式(17), 可以得到考虑土体内摩擦和脱粘情况下, 在残余承载区边界的剪应力计算式为

$$\tau(x) = \tau_f \exp \left[\frac{r_a E_s (r_p - r_a)^2 (r_p + r_a)}{G_s L_a} (L_u - x) \right] - \sigma_y \tan \varphi' \quad (18)$$

因此, 剪应力具有明显的非线性分布特征, 首先在锚固段前缘达到最大值, 当锚固段产生脱粘后, 剪应力沿轴向衰减传递, 在锚固体末端趋于零。

2.3 锚固段长度的计算

锚固体与土层界面的锚固力比杆体与锚固体界面的锚固力要小, 因此锚杆的锚固段长度是通过锚固体与土层界面的粘结强度来控制^[18,19]。由于土体具有内摩擦特性, 内摩擦力会减少界面上的剪切力, 在工程锚杆拉拔破坏时, 还常常包裹着一定厚度的土体, 于是滑动面产生在残余承载区边界, 正是因为土体的内摩擦性使土体的残余剪切强度和自承能力的发挥所致, 这样对永久性锚固工程, 锚杆锚固段长度应满足:

$$L_b \geq \frac{N_{ak}}{\pi r_a f_{rb} + \zeta \pi r_p \tau_r} \quad (19)$$

式中: L_b 为锚固段长度, N_{ak} 为锚杆轴向拉力标准值, f_{rb} 锚固体与土体粘结强度的特征值, τ_r 为残余剪切强度, ζ 为土体内摩擦特性发挥系数, 取值范围 $0 \leq \zeta \leq 1$, 即残余承载区全部解耦损伤时取零, 反则完全耦合完整时取 1, 此外该发挥系数的取值应用正进一步研究中。

3 算例分析

根据锚固段受力与承载结构位移特征, 以单根拉力型土层锚固结构为算例, 对考虑土体内摩擦和锚固段脱粘及未考虑土体内摩擦和脱粘情况的剪应力沿轴向分布特征及锚固段长度进行比较分析。选取锚杆直径 20 mm, 锚杆钻孔孔径 110 mm, 浆体材料为 M30 水泥砂浆, 锚杆锚固段长度为 4 m, 其他计算参数见表 1。

表 1 锚固计算参数指标

Tab. 1 Parameters of anchoring structure for calculating

重度 $\gamma / (\text{kN}/\text{m}^3)$	粘结力 c / MPa	荷载 P / kN	泊松比 ν_s	剪切模量 G' / MPa	弹性模量 E_s / MPa	粘结强度 f_{rb} / kPa	内摩擦角 $\varphi / ^\circ$	半径 r_p / m
18.5	28	300	0.35	11	13	50	13	0.35

为验证残余承载区界面剪应力分布的差异性及设计锚固段长度,针对锚固结构脱粘条件,结合算例已给出的计算参数,并利用本文的计算方法,就考虑土体内摩擦特性和未考虑土体内摩擦特性两种情况分别进行了计算,其计算结果见图3所示。

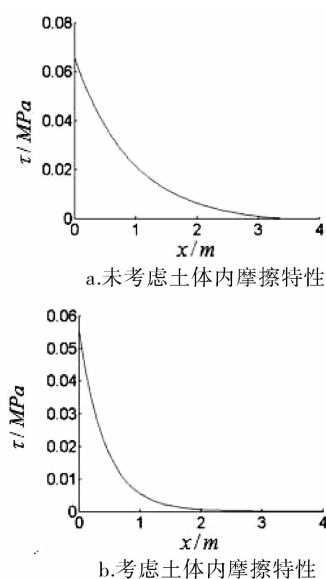


图3 剪应力分布曲线

Fig.3 Shear stress distribution curve

计算结果显示,在未考虑土体内摩擦情况下,剪应力最大值可达到 65 kPa,并沿锚固段末端逐渐减小,在 3.2 m 以后,剪应力接近零,锚固效果不明显;当考虑土体内摩擦特性后,剪应力最大值为 56 kPa,较前者最大值减少 13.9%,其值沿锚固段末端逐渐减小,在 2.7 m 以后,剪应力接近零,这样可有效减少锚固段长度 0.5 m,已充分验证了本文理论分析的有效性和实用性,同时在同样锚固荷载作用下,考虑残余承载区内土体的内摩擦特性可减小锚杆锚固段长度和边界剪应力。

4 结论

(1)分析锚固承载结构的受力与总剪切位移构成的特点,将锚固段承载结构分为钢筋杆体、砂浆锚固体,残余承载区和主承载区。考虑土体粘结力和摩擦力固有的力学属性,会提高土体强度,表明摩擦性土体在土锚承载结构中具有自承作用。

(2)依据锚杆荷载传递特征和弹性理论知识,分别得到了考虑土体内摩擦和未考虑土体内摩擦在残余承载区边界面的剪应力计算式,剪应力具有明

显的非线性分布特征,并首先在锚固段前缘达到最大值,当锚固段产生脱粘后,剪应力沿轴向传递,且在锚固体末端趋于零。

(3)结合算例分析,验证了本文理论研究的有效性和适用性,考虑到残余承载区内土体摩擦性对锚固提供的贡献,可有效减小界面剪应力和锚杆锚固段长度。另外针对土体的非均质、各向异性、微观损伤和群锚等复杂条件下,土体内摩擦特性发挥系数的取值应用有待进一步研究。

参考文献 (References)

- [1] 王斌,王卫军,赵伏军,等. 基于巷道围岩自承特性的锚杆锚固效果研究[J]. 岩土力学, 2014, **35**(7): 1965 - 1972 [WANG Bin, WANG Weijun, ZHAO Fujun, et al. Study of anchoring effect based on self-bearing characteristics of roadway surrounding rock [J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, **35**(7): 1965 - 1972]
- [2] FARMER I W, HOLMBERG A. Stress distribution along a resin grouted rock anchor[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1975, **12**: 347 - 351
- [3] 徐乾,张永兴,陈建功. 锚杆参数对锚固边坡抗震性能的影响[J]. 山地学报, 2013, **31**(6): 753 - 759 [XU Qian, ZHANG Yongxing, CHEN Jiangong. Effects of anchor parameters on seismic performance of anchor slope[J]. Mountain Science, 2013, **31**(6): 753 - 759]
- [4] 丁瑜,王全才,何思明. 拉力分散型锚索锚固段荷载传递机制[J]. 岩土力学, 2010, **31**(2): 599 - 603 [DING Yu, WANG Quancai, HE Siming. Loading transfer mechanism of dispersion-type tensile cables along anchoring section[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, **31**(2): 599 - 603]
- [5] EVANGELISTA A, SAPIO G. Behaviour of ground anchors in stiff clays[A]. Proceedings of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering[C]. Tokyo: The Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1977, 39 - 37
- [6] KAHYAOGU M R, ONAL O, IMANCHN G, et al. Soil arching and load transfer mechanism for slope stabilized with piles[J]. Journal of Civil Engineering and Management, 2012, **18**(5): 701 - 708
- [7] 尤春安,战玉宝,刘秋媛,等. 预应力锚索锚固段的剪滞-脱黏模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, **32**(4): 800 - 806 [YOU Chunan, ZHAN Yubao, LIU Qiuyuan, et al. Shear lag-debonding model for anchorage section of prestressed anchor cable[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, **32**(4): 800 - 806]
- [8] 张季如,唐保付. 锚杆荷载传递机理分析的双曲线模型[J]. 岩土工程学报, 2002, **24**(2): 188 - 192 [ZHANG Jiru, TANG Baofu. Hyperbolic function model to analyze load transfer mechanism on bolts[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, **24**(2): 188 - 192]
- [9] 何思明,李新坡,王成华. 高切坡超前支护锚杆作用机制研究[J]. 岩土力学, 2007, **28**(5): 1050 - 1054 [HE Siming, LI Xinpo,

- WANG Chenhua. Mechanism of interaction between pre-reinforced anchor bolt and rock mass in high cutting slope[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, **28**(5): 1050 – 1054]
- [10] 叶观宝,何志宇,高彦斌,等. 压力分散型锚索锚固段荷载分布特征的现场试验研究[J]. 岩土力学, 2011, **32**(12): 3561 – 3565 [YE Guanbao, HE Zhiyu, GAO Yanbin, et al. Field test study of load distribution of anchoring section of pressure dispersed anchor cables [J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(12): 3561 – 3565]
- [11] 刘晓明,张亮亮. 考虑自由段受荷的锚杆变形和承载特性研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2012, **39**(6): 7 – 12 [LIU Xiaoming, ZHANG Liangliang. Research on the deformation and bearing characteristics of anchor considering the load bearing of free section[J]. Journal of Hunan University(Natural sciences), 2012, **39**(6): 7 – 12]
- [12] 邓宗伟,冷伍明,邹金锋,等. 预应力锚索荷载传递与锚固效应计算[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2011, **42**(2): 501 – 507 [DENG Zongwei, LENG Wuming, ZOU Jinfeng, et al. Calculation of pre-stress cable transference of load and effect of anchor[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2011, **42**(2): 501 – 507]
- [13] 高红,郑颖人,郑璐石. 岩土材料弹性力学模型与计算方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, **27**(9): 1845 – 1851 [GAO Hong, ZHENG Yingren, ZHENG Lushi. Elastic mechanical model and computation method of geomaterials [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, **27**(9): 1845 – 1851]
- [14] 任非凡,徐超,湛文武. 多界面复合锚杆荷载传递机制的数值模拟[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2011, **39**(12): 1753 – 1759 [REN Feifan, XU Chao, CHEN Wenwu. Numerical simulation on load transfer mechanism of multi-interface composite rockbolt [J]. Journal of tongji University (Natural science), 2011, **39**(12): 1753 – 1759]
- [15] 尹延春,赵同彬,谭云亮,等. 锚固体应力分布演化规律及其影响因素分析[J]. 采矿与安全工程学报, 2013, **30**(5): 712 – 716 [YIN Yanchun, ZHAO Tongbin, TAN Yunliang, et al. Research of stress distribution evolution law and influencing factors [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2013, **30**(5): 712 – 716]
- [16] MONDHER ZIDI, LUC CARPENTIER, ANTOINE CHATEAUMINOIS, et al. Quantitative analysis of the micro-indentation behaviour of fibre-reinforced composites: development and validation of an analytical model [J]. Composites Science and Technology, 2000, **60**(3): 429 – 437
- [17] 何思明,李新坡. 预应力锚杆作用机制研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(9): 1876 – 1880 [HE Siming, LI Xinpo. Study on mechanism of prestressed anchor bolt [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(9): 1876 – 1880]
- [18] 程良奎,张培文,王帆. 岩土锚固工程的若干力学概念问题[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, **34**(4): 668 – 682 [CHENG Liangkui, ZHANG Peiwen, WANG Fan. Several mechanical conceptions for anchored structures in rock and soil [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, **34**(4): 668 – 682]
- [19] 王军. 多重作用的边坡稳定性及分析方法的研究[D]. 长沙: 中南大学, 2009: 45 – 49 [WANG Jun. Study on stability analysis of slope under multi-functions influence and analyzed method [D]. CHANG Sha: Central South University, 2009: 45 – 49]

Effect on Single Anchorage Based on Characteristics of Internal Friction for Surrounding Soil

WANG Jun¹, CAO Pin², OU YANG Xiangsen¹, LIANG Qiao¹, LIU Jie¹

(1. Department of Architecture Engineering, Hunan Institute of Engineering, Xiangtan 411104, China)

2. School of Resources and Safety Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: The past study of single-anchored anchorage did not consider the important influence of the inherent mechanical properties of the anchored geo-material on the anchorage effect, and even did not attempt to optimize the designed parameters in anchorage engineering. Based on the dual-strength frictional properties of the soil' adhesion and internal friction, the self-supporting mechanism of soil anchoring structure was investigated according to the compositional characteristics of the total shear displacement of the mortar anchor and the residual bearing zone in soil. By using the shear stress exponential distribution of the interface and elastic theory and taking into account the internal friction of the soil in the residual load-bearing zone under debonding conditions, a formula was established for calculating the nonlinear shear stress at the boundary between the residual load bearing zone and the main load-bearing zone. Based on the conditions of static balance, the formula for calculating the lower limit of the anchorage section length of an anchor was proposed. It demonstrated by a an case study that in the interface of the

residual load-bearing zone, the maximum value of the shear stress considering the friction coefficient in the anchored soil was reduced by 13.9% as compared with the one without considering the friction coefficient, and the obtained length of the anchorage section of the anchor rod could be reduced by 12.5%. The frictional characteristics of the anchored soil can provide useful reference for the anchorage stability, the improvement of ultimate anchorage capacity and the reduction of construction works and cost.

Key words: anchoring engineering; effect of inner friction; residual bearing area; shear stress; anchored length