

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.201905002



压力型锚杆临界锚固长度的解析解

刘超¹, 涂兵雄¹, 廖小平², 贾金青³, 蔡燕燕¹

- (1. 华侨大学 福建省隧道与城市地下空间工程技术研究中心, 福建 厦门 361021;
2. 中铁西北科学研究院有限公司, 甘肃 兰州 730000;
3. 大连理工大学 土木工程学院, 辽宁 大连 116024)

摘要: 考虑压力型锚杆灌浆体因受压产生径向膨胀的影响,对压力型锚杆锚固段进行受力分析,推导其极限抗拔承载力与临界锚固长度的计算公式,并分析灌浆体弹性模量、灌浆体泊松比、岩体弹性模量、钻孔直径及筋体直径等参数对压力型锚杆临界锚固长度和临界长径比的影响.结果表明:极限抗拔承载力随着锚固段长度的增加而增加,达到临界锚固长度后趋于稳定;宜取临界锚固长度理论计算值的 65% 作为优化的工程临界锚固长度值.

关键词: 压力型锚杆; 极限抗拔承载力; 临界锚固长度; 临界长径比

中图分类号: TU 473.12 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2019)06-0716-08

Theoretical Solution of Critical Anchorage Length of Pressure Type Anchor

LIU Chao¹, TU Bingxiong¹, LIAO Xiaoping²,
JIA Jinqing³, CAI Yanyan¹

- (1. Fujian Engineering Technology Research Center for Tunnel and Underground Space,
Huaqiao University, Xiamen 361021, China;
2. Northwest Research Institute Company Limited of China Railway Engineering Corporation, Lanzhou 730000, China;
3. School of Civil Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: Considering the effect of radial expansion of the pressure type anchor grout due to compression, the stress of the anchor bolt was investigated, the calculation formulas of ultimate bearing capacity and critical anchor length were derived. The effects of various parameters on the critical anchorage length and the critical length-to-diameter ratio of the pressure type anchor were analyzed, such as the elastic modulus and Poisson's ratio of the grout, the elastic modulus of the rock mass, the diameter of the borehole and the diameter of the bolt. The result shows that: as the length of the anchoring section increases, the ultimate resistance capacity increases, and eventually stabilizes after reaching the critical anchorage length. It is proposed that 65% of the theoretical calculation value of the critical anchorage length should be taken as the optimized critical anchorage length in engineering.

Keywords: pressure type anchor; ultimate bearing capacity; critical anchorage length; critical length-to-diameter ratio

收稿日期: 2019-05-03

通信作者: 涂兵雄(1984-),男,讲师,博士,博士后,主要从事基坑工程及边坡工程的研究. E-mail: tubingxiong@163.com.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51408242, 51678112); 中国博士后科学基金资助项目(2016M592082); 华侨大学研究生科研创新基金资助项目(17014086017)

相较于拉力型锚杆,压力型锚杆因灌浆体处于受压状态,且筋体外包裹有套管,使其防腐性能显著提高.因此,压力型锚杆及压力分散型锚杆在永久性锚固工程中被广泛地应用^[1].近年来,随着城市地下空间工程的进一步开发和利用,各地在不同程度上限制拉力型锚杆的使用,可回收压力型锚杆技术得到快速发展^[2].压力型锚杆所受荷载最终通过锚固段灌浆体与岩土体界面的剪应力传递至岩土体中.研究表明,该界面剪应力的传递规律具有明显的衰减特性^[3],且超出一定长度后,界面剪应力很小,甚至为零.因此,锚杆的抗拔承载力并不会随着锚固段长度的增加而一直提高.国家标准 GB 50086—2015《岩土锚杆与喷射混凝土支护工程技术规范》^[4]在计算锚杆抗拔承载力时规定,需考虑锚固段长度对灌浆体与岩土体间粘结强度的影响,锚固段越长,该影响系数越小.曾宪明等^[5-6]发现锚固类结构杆体存在临界锚固长度,当未达此长度时,抗拔承载力尚有一定的增长空间;当超过此长度时,抗拔承载力将不再明显地增加.锚杆临界锚固长度现象在工程中普遍存在,其对锚杆的设计和施工具有重要的意义^[7-11].张洁等^[12]采用理想弹塑性荷载传递函数,推拉力型锚杆临界锚固长度的解析式.龙照等^[13]根据锚固体与周围岩土体之间的位移协调原理,推导出锚杆临界锚固长度的简化计算公式.李怀珍等^[14]在分析锚固剂-围岩界面发生滑移脱粘失效模式的基础上,提出能充分发挥围岩可锚性和锚杆材料性能的合理锚固长度确定原则.曹国金等^[15]基于 Mindlin 问题位移解,推拉力型锚杆的受力弹性解,得出锚杆在不同岩体中的有效锚固长度.虽然已有诸多学者对锚杆临界锚固长度进行研究,并取得较好的研究成果,但大多是针对拉力型锚杆,而关于压力型锚杆临界锚固长度的报道仍较为少见.本文对压力型锚杆的相关参数进行分析,提出压力型锚杆临界锚固长度的计算取值方法.

1 理论推导

1.1 基本假设

为便于理论分析,对压力型锚杆进行如下 5 点假设:1) 灌浆体表面剪切位移等于该位置处的灌浆体截面位移,且由灌浆体表面剪切位移引起的界面剪应力与剪切位移成线性关系;2) 当界面峰值剪应力达到极限粘结强度时,锚杆达到极限抗拔承载力;3) 锚杆筋体在全长范围内可自由弹性拉伸;4) 灌浆体截面上的轴向应力均匀分布;5) 不考虑承压板的厚度.

1.2 理论求解

压力型锚杆示意图,如图 1 所示.图 1 中:以承压板所处位置为坐标原点 o ,沿锚头 x 方向建立一维直角坐标系.由于灌浆体不是理想的刚性体,其底端受到承压板挤压后会因泊松效应引起体积变形,使一定范围内的灌浆体产生径向膨胀.岩体对灌浆体的径向变形有一定的约束能力,导致灌浆体与岩体界面的法向应力增大,界面粘结强度提高,相应地,锚杆破坏时的界面剪应力也得到增加.

在锚固段上取一微单元体,引入灌浆体与岩土体界面上的径向应力 σ_r 以考虑泊松效应的影响.微单元体的受力分析图,如图 2 所示.图 2 中: τ_1 为压力型锚杆灌浆体与岩体界面的剪应力; $p_1(x)$ 为灌浆体截面所受轴力; D 为灌浆体直径.

由微单元体的静力平衡条件可得

$$\tau_1(x) = -\frac{1}{\pi D} \times \frac{dp_1(x)}{dx}. \tag{1}$$

拉力型锚杆灌浆体和岩体界面上的剪应力 $\tau(x)$ 与综合剪切刚度 K 可通过灌浆体界面单位长度所受剪应力之和 $q(x)$ 建立关系^[16],即

$$q(x) = \pi D \tau(x) = K w(x). \tag{2}$$

式(2)中: $w(x)$ 为拉力型锚杆灌浆体的界面剪切位移; $K=1/(1/K_b + 1/K_s)$ ^[17], K_s 为岩体的剪切刚度, K_b 为灌浆体的剪切刚度, $K_b = \frac{2\pi G_g}{\ln(D/d)}$ ^[18], d 为锚杆筋体直径, G_g 为灌浆体剪切模量, $G_g = E_g/[2 \times$

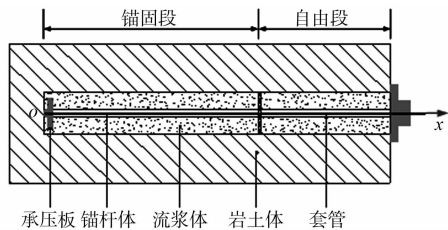


图 1 压力型锚杆示意图
Fig. 1 Schematic diagram of compression type anchor

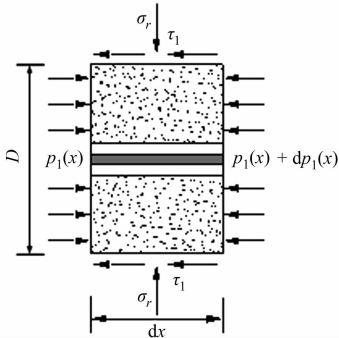


图 2 微单元体的受力分析图
Fig. 2 Stress analysis diagram of micro element

$(1+\mu_g)]$, E_g 为灌浆体的弹性模量, μ_g 为灌浆体的泊松比.

由于泊松效应的存在, 灌浆体所受的剪应力可看作由两部分组成, 一部分为界面剪切位移引起的剪应力; 另一部分为因受径向膨胀产生的界面径向应力引起的剪应力, 其表达式为

$$q_1(x) = \pi D \tau_1(x) = K w_1(x) + \pi D \sigma_r(x) \tan \delta. \tag{3}$$

式(3)中: $q_1(x)$ 为压力型锚杆锚固段灌浆体界面单位长度所受的剪应力之和; $w_1(x)$ 为压力型锚杆锚固段灌浆体的界面剪切位移; $\sigma_r(x)$ 为灌浆体与岩体界面的径向应力; δ 为灌浆体与岩体的界面摩擦角.

对于压力型锚杆, 锚固段 x 处的灌浆体界面剪切位移 $w_1(x)$ 可通过胡克定律表示, 即

$$w_1(x) = \frac{1}{E_g S_g} \int_x^{l_a} p_1(x) dx. \tag{4}$$

式(4)中: S_g 为灌浆体面积, $S_g = \frac{1}{4} \pi (D^2 - d^2)$; l_a 为锚固长度.

对式(4)的 x 求导, 可得

$$p_1(x) = -E_g S_g \times \frac{dw_1(x)}{dx}. \tag{5}$$

联立式(1), (3), (5), 可得

$$\frac{d^2 w_1(x)}{dx^2} - \frac{4 D \sigma_r(x) \tan \delta}{(D^2 - d^2) E_g} - \frac{4 K w_1(x)}{\pi (D^2 - d^2) E_g} = 0. \tag{6}$$

由弹性力学空间问题柱坐标下的物理方程^[18]可得

$$\epsilon_\rho = \frac{1}{E_g} \times [\sigma_\rho - \mu_g (\sigma_\varphi + \sigma_x)]. \tag{7}$$

式(7)中: ϵ_ρ , E_g , μ_g 分别为灌浆体的径向应变、弹性模量和泊松比; σ_ρ , σ_φ , σ_x 分别为灌浆体的径向应力、环向应力和轴向应力.

根据假设 4), 有 $\sigma_\varphi = \sigma_\rho = \sigma_r$, 将其代入式(7), 可得

$$\epsilon_\rho = \frac{\mu_g \sigma_x - (1 - \mu_g) \sigma_r}{E_g}. \tag{8}$$

由弹性力学^[18]可知, 当无穷平面上半径为 R 的圆孔受到 σ_r 作用时, 孔壁径向位移为

$$u_\rho = \frac{(1 + \mu_s) R^2 \sigma_r}{E_s \rho}. \tag{9}$$

式(9)中: ρ 为灌浆体范围内沿半径方向的变量; μ_s 为岩体的泊松比; E_s 为岩体的弹性模量.

在灌浆体与岩体界面上, 即 $\rho = R$ 处, 由式(8), (9)可得

$$\int_0^R \frac{\mu_g \sigma_x - (1 - \mu_g) \sigma_r}{E_g} d\rho = \frac{(1 + \mu_s) R \sigma_r}{E_s}. \tag{10}$$

对式(10)积分并整理, 可得

$$\sigma_r = k \sigma_x. \tag{11}$$

式(11)中: $k = \frac{E_s \mu_g}{E_s (1 - \mu_g) + E_g (1 + \mu_s)}$; $\sigma_x = \frac{p_1(x)}{S_g}$.

将式(5)代入式(11), 可得

$$\sigma_r(x) = -k E_g \times \frac{dw_1(x)}{dx}. \tag{12}$$

将式(12)代入微分方程(6), 可得

$$\frac{d^2 w_1(x)}{dx^2} + \frac{4 D k \times \tan \delta}{(D^2 - d^2)} \times \frac{dw_1(x)}{dx} - \frac{4 K}{\pi (D^2 - d^2) E_g} \times w_1(x) = 0. \tag{13}$$

式(13)的特征方程为

$$\lambda^2 + \frac{\pi D k \times \tan \delta}{S_g} \times \lambda - \frac{4 K}{E_g S_g} = 0. \tag{14}$$

式(14)中: λ 为特征方程的未知量.

特征方程式(14)的判别式为

$$\Delta = \left(\frac{\pi Dk \cdot \tan \delta}{S_g} \right)^2 + \frac{4K}{E_g S_g}.$$

(15)

显然,判别式(15)大于零,则式(14)有两个不相等的实根 λ_1, λ_2 ,即

$$\lambda_1 = -\frac{1}{2} \left(\frac{\pi Dk \cdot \tan \delta}{S_g} - \sqrt{\Delta} \right), \quad \lambda_2 = -\frac{1}{2} \left(\frac{\pi Dk \cdot \tan \delta}{S_g} + \sqrt{\Delta} \right).$$

(16)

易知 λ_1, λ_2 的表达式中不存在变量,参数均为已知,故方程(13)的通解为

$$w_1(x) = C_1 \cdot \exp(\lambda_1 x) + C_2 \cdot \exp(\lambda_2 x).$$

(17)

将式(17)代入式(5),并代入边界条件 $p_1(x)|_{x=0} = p, p_1(x)|_{x=l_a} = 0, p$ 为施加在锚杆上的荷载,由此可得

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= \frac{4p}{\pi(D^2 - d^2)E_g} \cdot \frac{\exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a)}{\lambda_1[1 - \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a)]}, \\ C_2 &= -\frac{4p}{\pi(D^2 - d^2)E_g} \cdot \frac{1}{\lambda_2[1 - \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a)]}. \end{aligned} \right\}$$

(18)

将式(17),(18)代入式(5),可得考虑泊松效应时灌浆体所受的轴力为

$$p_1(x) = p \cdot \frac{\exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a + \lambda_1 x) - \exp(\lambda_2 x)}{\exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a) - 1}.$$

(19)

联立式(1),(19),可得考虑泊松效应时灌浆体与岩体界面的剪应力为

$$\tau_1(x) = \frac{p}{\pi D} \cdot \frac{\lambda_1 \cdot \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a + \lambda_1 x) - \lambda_2 \cdot \exp(\lambda_2 x)}{1 - \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a)}.$$

(20)

易知式(20)为单调递减函数.依据假设,当承压板处界面剪应力达到界面粘结强度 τ_u 时,锚杆达到极限抗拔承载力 p_u .令 $\tau(0) = \tau_u$,可得

$$p_u = \pi D \tau_u \cdot \frac{1 - \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a)}{\lambda_1 \cdot \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a) - \lambda_2}.$$

(21)

式(21)可处理为

$$p_u = \pi D \tau_u \cdot \left(-\frac{1}{\lambda_2} \right) \cdot (-\lambda_2) \cdot \frac{1 - \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a)}{\lambda_1 \cdot \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a) - \lambda_2}.$$

(22)

当 $l_a \rightarrow +\infty$ 时,对式(22)的后两项取极限,可得

$$\lim_{l_a \rightarrow +\infty} (-\lambda_2) \cdot \frac{1 - \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a)}{\lambda_1 \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_a) - \lambda_2} = 1.$$

(23)

因此,极限抗拔承载力的最大值为

$$p_{u, \max} = \pi D \tau_u \cdot \left(-\frac{1}{\lambda_2} \right).$$

(24)

令 $(-\lambda_2) \cdot \frac{1 - \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_c)}{\lambda_1 \exp((\lambda_2 - \lambda_1)l_c) - \lambda_2} = 0.999 \approx 1$,可解出对应的临界锚固长度 l_c ,即

$$l_c = \frac{1}{\lambda_2 - \lambda_1} \cdot \ln \left(\frac{0.001\lambda_2}{\lambda_2 - 0.999\lambda_1} \right).$$

(25)

2 临界锚固长度分析

取界面极限粘结强度 τ_u 为 1.0 MPa,分析压力型锚杆极限抗拔承载力的变化规律,从而研究临界锚固长度的特征.由 $E_g = 15 \text{ GPa}, \mu_g = 0.25, E_s = 4.5 \text{ GPa}, \mu_s = 0.2, D = 150 \text{ mm}, d = 40 \text{ mm}$ 计算出极限抗拔承载力 p_u .

极限抗拔承载力的分布,如图 3 所示.由图 3 可知:锚杆极限抗拔承载力 p_u 随着锚固段长度 l_a 的增加先明显增加,后增幅变缓,最终趋于稳定.整体而言,曲线可分为线性增长、缓慢增长和稳定等 3 个阶段.当锚固段长度增加至一定程度后,极限抗拔承载力几乎保持不变,即继续

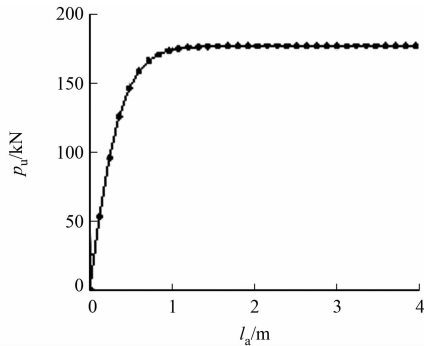


图 3 极限抗拔承载力的分布

Fig. 3 Distribution of ultimate bearing capacity

增加锚固段长度对极限抗拔承载力的提高作用很小,表明压力型锚杆存在明显的临界锚固长度。

3 相关参数分析

为研究灌浆体弹性模量 E_g 、灌浆体泊松比 μ_g 、岩体弹性模量 E_s 、灌浆体直径 D 、筋体直径 d 等参数对压力型锚杆临界锚固长度的影响,取极限粘结强度 τ_u 为 1.0 MPa。为进一步评价不同参数下临界锚固长度与灌浆体直径的关系,定义临界长径比(n_c)为临界锚固长度(l_c)与灌浆体直径(D)之比。

3.1 灌浆体弹性模量

不同灌浆体弹性模量对 l_c, n_c 的影响,如图 4 所示。由图 4 可知: l_c, n_c 基本随着 E_g 的增加呈线性增加;当 E_g 从 10 GPa 增加到 20 GPa(增幅为 100%)时, l_c 从 1.32 m 增加到 1.86 m,增幅为 40.9%,而 n_c 从 8.81 增加到 12.38,增幅为 40.5%。由此可见, l_c, n_c 随着 E_g 的变化较为明显,且 l_c - E_g, n_c - E_g 曲线近似平行,临界锚固长度与临界长径比近似随着灌浆体弹性模量的增加而同步增加。灌浆体弹性模量越大,受压产生的轴向变形越小,剪应力分布会相对均匀。因此,增大灌浆体弹性模量能有效降低界面剪应力的集中程度,从而提高 l_c, n_c 。

3.2 灌浆体泊松比

不同灌浆体泊松比对 l_c, n_c 的影响,如图 5 所示。由图 5 可知: l_c, n_c 随着 μ_g 的增加呈线性下降,但变化十分有限;当 μ_g 从 0.15 增加到 0.35 时, l_c 仅从 1.63 m 降低到 1.58 m,降幅仅为 3.1%,而 n_c 从 10.88 降低到 10.44,降幅仅为 4.0%。由此可见,对压力型锚杆而言,虽然灌浆体的泊松效应很明显,但灌浆体泊松比的变化对临界锚固长度与临界长径比的影响很小。

3.3 岩体弹性模量

不同岩体弹性模量对 l_c, n_c 的影响,如图 6 所示。由图 6 可知: l_c, n_c 整体随着岩体弹性模量 E_s 的增大而减小;当 E_s 较小(0.3~2.0 GPa,近似软岩)时, l_c, n_c 随着 E_s 的增加而明显减小,曲线较陡;在 E_s 从 0.3 GPa 增至 2.0 GPa 的过程中, l_c 从 6.25 m 减小至 2.41 m, n_c 从 41.67 减小至 16.07;当 E_s 较大(2.0~9.0 GPa,近似硬岩)时, l_c, n_c 随着 E_s 的增大而缓慢减小,并趋于稳定; E_s 从 2.0 GPa 增至 9.0 GPa 的过程中, l_c 从 2.41 m 减小至 1.15 m, n_c 从 16.07 减小至 7.68。

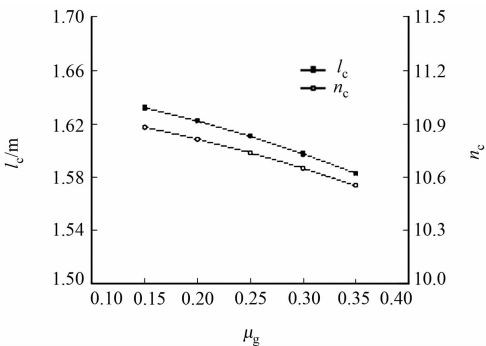


图 5 不同灌浆体泊松比对 l_c, n_c 的影响
Fig. 5 Effect of Poisson's ratio of different grouting bodies on l_c, n_c

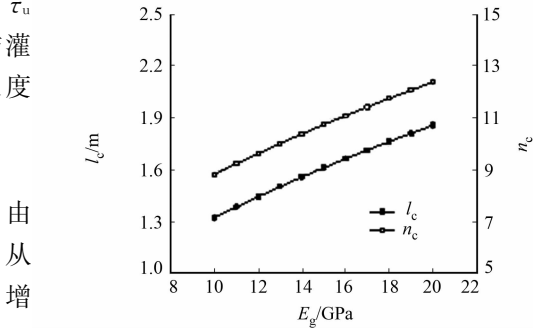


图 4 不同灌浆体弹性模量对 l_c, n_c 的影响
Fig. 4 Effect of elastic modulus of different grouts on l_c, n_c

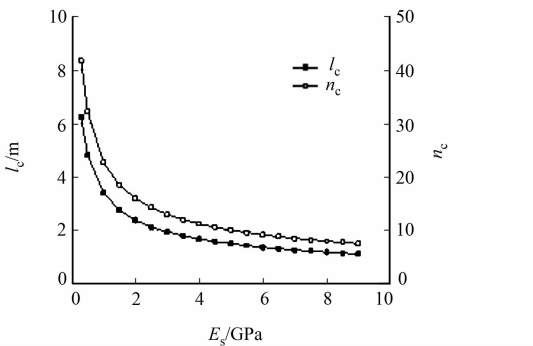


图 6 不同岩体弹性模量对 l_c, n_c 的影响
Fig. 6 Effect of elastic modulus of different rock masses on l_c, n_c

GB 50330—2013《建筑边坡工程技术规范》^[19]规定,岩石锚杆的锚固段长度不宜大于 45D(即长径比为 45),文中软岩临界长径比计算值为 41.67,与规范较为一致,表明计算结果较合理。岩体弹性模量越大,意味着对灌浆体径向膨胀变形的约束越强,锚杆界面剪应力的集中程度将显著提高,同时,也使界面剪应力的作用范围变小。因此,临界锚固长度与临界长径比随着岩体弹性模量的增大而减小。

3.4 灌浆体直径

不同灌浆体直径对 l_c, n_c 的影响, 如图 7 所示. 由图 7 可知: l_c 随着灌浆体直径 D 的增加近似呈线性增加, 但随着 D 的增加, n_c 增幅明显减缓; 当 $D < 150$ mm 时, n_c 随着 D 的增加而明显增加; 当 $D > 150$ mm 时, n_c 随着 D 的增加而缓慢增加, 并趋于稳定, 最大值约为 11. 由此可见, 随着灌浆体直径的增加, 在相同荷载下, 灌浆体截面的轴向应力明显降低, 产生的径向变形也随之减弱. 相比之下, 界面剪应力分布没有那么集中, l_c 会有所增长, 而 n_c 的增长会随着直径增大而明显变缓.

3.5 筋体直径

不同筋体直径对 l_c, n_c 的影响, 如图 8 所示. 由图 8 可知: l_c, n_c 都随着筋体直径的增加而减小, 但当筋体直径从 20 mm 分别增加到 40, 60 mm 时, 相应的 l_c 仅从 1.67 m 分别减小到 1.61, 1.52 m, 减小的幅度分别为 3.6%, 9.0%, n_c 从 11.18 分别减小到 10.74, 10.12, 减小的幅度分别为 3.9%, 9.5%. 这是因为筋体直径比灌浆体直径要小得多, 且变化范围也较小, 故筋体直径的变化对压力型锚杆临界锚固长度及临界长径比的影响很小.

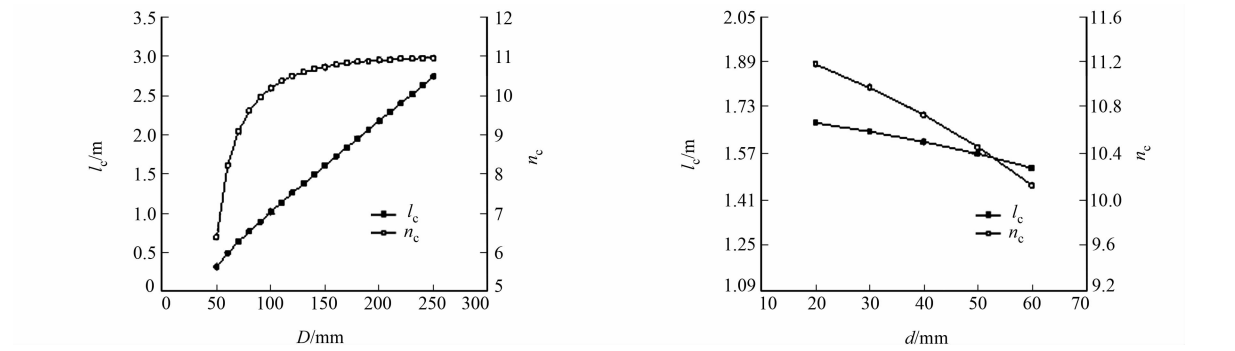


图 7 不同灌浆体直径对 l_c, n_c 的影响

Fig. 7 Effect of different grouting diameters on l_c, n_c

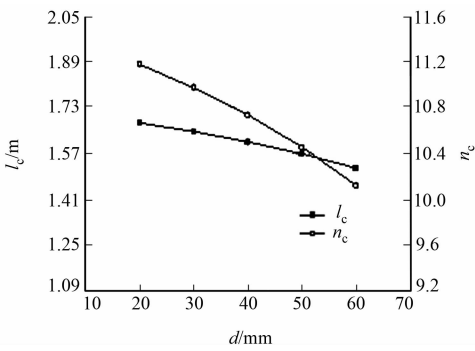


图 8 不同筋体直径对 l_c, n_c 的影响

Fig. 8 Effect of different bar diameters on l_c, n_c

4 工程临界锚固长度分析

在极限抗拔承载力 p_u 随锚固长度 l_a 变化的 3 个阶段中, 当 l_a 增长到第 2 阶段后, l_a 对 p_u 的提高十分有限; 而当 l_a 增长到第 3 阶段后, l_a 对 p_u 几乎不起作用, 反而导致锚固段的承载效率大幅降低, 即单位锚固长度承受的平均荷载随着锚固长度的增加而大幅降低.

临界锚固长度式(式(25))是基于极限求解的理论值, 其计算的锚固长度已经进入 p_u-l_a 曲线的稳定阶段. 因此, 当该值用于指导压力型锚杆锚固长度设计时, 会因取值偏大而导致锚固长度过长, 锚固段承载效率过低. 考虑到工程中锚杆的承载效率, 依据 p_u-l_a 曲线发展的 3 个阶段, 提出基于无量纲分析的相对比值法, 对临界锚固长度进行进一步优化.

定义锚固长度比(ζ_l)为锚固段长度(l_a)与临界锚固长度(l_c)之比, 承载比(ζ_p)为锚固段长度对应的极限抗拔承载力(p_u)与临界锚固长度对应的极限抗拔承载力最大值($p_{u, \max}$)之比.

令 $l_a = \zeta_l \cdot l_c, \zeta_l \in [0, 1]$, 式(21)可化为

$$p_u = \pi D \tau_u \cdot \frac{1 - \exp((\lambda_2 - \lambda_1) \zeta_l \cdot l_c)}{\lambda_1 \cdot \exp((\lambda_2 - \lambda_1) \zeta_l \cdot l_c) - \lambda_2}. \tag{26}$$

将式(25)代入(26), 可得

$$p_u = \pi D \tau_u \cdot \frac{1 - \left(\frac{0.001 \lambda_2}{\lambda_2 - 0.999 \lambda_1} \right)^{\zeta_l}}{\lambda_1 \cdot \left(\frac{0.001 \lambda_2}{\lambda_2 - 0.999 \lambda_1} \right)^{\zeta_l} - \lambda_2}. \tag{27}$$

联立式(24), (27), 可得

$$\zeta_p = (-\lambda_2) \cdot \frac{1 - \left(\frac{0.001 \lambda_2}{\lambda_2 - 0.999 \lambda_1} \right)^{\zeta_l}}{\lambda_1 \cdot \left(\frac{0.001 \lambda_2}{\lambda_2 - 0.999 \lambda_1} \right)^{\zeta_l} - \lambda_2}. \tag{28}$$

根据式(28)绘制 ζ_p - ζ_l 曲线,如图 9 所示.由图 9 可知:当 $\zeta_l < 0.5$ 时,承载比随着锚固长度比的增加而较明显增加;当 $\zeta_l > 0.5$ 时,随着锚固长度比的增加,承载比增加的速率已十分缓慢.

ζ_p 随着 ζ_l 的变化情况($\zeta_l > 0.5$),如表 1 所示.由表 1 可知:当 ζ_l 为 0.65 时,承载比已达 0.986;当 ζ_l 继续增加到 1.00,承载比才增加 0.013.这表明当锚固段长度为临界锚固长度的 65%时,其承载力已经达到临界锚固长度对应极限抗拔承载力的 98.6%.

因此,考虑到压力型锚杆锚固段的承载效率,可以取临界锚固长度的理论计算值的 65%作为优化的工程临界锚固长度.

表 1 ζ_p 随着 ζ_l ($\zeta_l > 0.5$) 的变化情况
Tab. 1 Relationship between ζ_p and ζ_l ($\zeta_l > 0.5$)

ζ_l	0.50	0.60	0.65	0.70	0.75	0.80	0.90	1.00
ζ_p	0.959	0.980	0.986	0.991	0.994	0.996	0.998	0.999

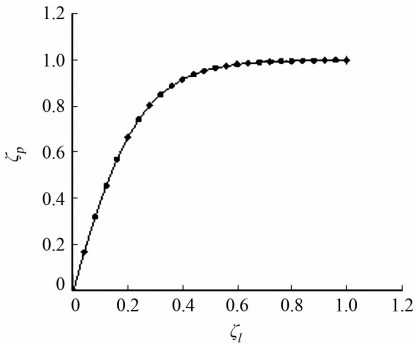


图 9 承载比与锚固长度比的关系
Fig. 9 Relationship between bearing ratio and anchor length ratio

5 山区岩石锚杆现场试验验证

刘波等^[3]对某山区岩石基础工程锚杆进行现场张拉试验研究,得出拉力型锚杆抗拔荷载与锚固作用深度的关系曲线.在灌浆体直径为 150 mm,筋体直径为 42 mm,锚固长度为 3 m,锚固材料为细石混凝土,弹性模量为 26 GPa 的情况下,当荷载增至 300 kN 时,锚杆出现大范围滑移开裂,相应测试到的荷载传递深度为 1.587 m,此时,锚杆已发挥至临界锚固长度.

灌浆体泊松比的影响非常小,故取 μ_g 为 0.15.在岩石基础工程中,可取岩体弹性模量为 10 GPa.文献[3]未给出岩体泊松比的值,而一般岩体泊松比取值为 0.1~0.3,故 μ_s 分别取 0.1,0.3,求解对应的临界锚固长度值.

将参数代入式(25),求解出该地质条件下压力型锚杆的临界锚固长度分别为 1.420 m($\mu_s = 0.1$), 1.427 m($\mu_s = 0.3$).由于压力型锚杆在承压板附近的剪应力明显增大,故压力型锚杆的临界长度小于拉力型锚杆^[20-21].对比上述计算结果可知,推导的压力型锚杆临界锚固长度计算公式是合理的.

6 结论

- 1) 随着压力型锚杆锚固长度的增加,极限抗拔承载力先明显增加,后增幅变缓,最终趋于稳定.
- 2) 随着灌浆体弹性模量的增加,压力型锚杆临界锚固长度和临界长径比近似呈线性增加,但受灌浆体泊松比变化的影响很小,几乎可以忽略.随着岩体弹性模量的增加,压力型锚杆临界锚固长度和临界长径比大幅减小,后缓慢降低.
- 3) 当灌浆体直径增加时,临界锚固长度近似呈线性增长,而临界长径比先明显增加,后缓慢增加.筋体直径对压力型锚杆临界锚固长度和临界长径比的影响很小.
- 4) 当压力型锚杆锚固长度比为 0.65 时,相应的承载比高达 0.986.在实际工程中,可取临界锚固长度理论计算值的 65%作为优化的工程临界锚固长度值.

参考文献:

[1] 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. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2015.04.003.
[2] 赵启嘉,刘正根.可回收锚索在基坑支护工程中的技术研究及应用探讨[J].岩土工程学报,2012,34(增刊1):480-483.

- [3] 刘波,李东阳,段艳芳,等. 锚杆-砂浆界面黏结滑移关系的试验研究与破坏过程解析[J]. 岩石力学与工程学报, 2011,30(增刊1):2790-2797.
- [4] 中国冶金建筑协会. 岩土锚杆与喷射混凝土支护工程技术规范: GB 50086—2015[S]. 北京:中国计划出版社, 2015.
- [5] 曾宪明,林大路,李世民,等. 锚固类结构杆体临界锚固长度问题综合研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009,28(增刊2):3609-3625.
- [6] 曾宪明,赵林,李世民,等. 锚固类结构杆体临界锚固长度与判别方法试验研究[J]. 岩土工程学报, 2008,30(增刊1):404-409.
- [7] 程良奎,胡建林. 土层锚杆的几个力学问题[C]//中国岩土锚固工程协会. 岩土工程的锚固技术. 北京:人民交通出版社,1996:1-6.
- [8] 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.
- [9] 张福明,张恺玲,陈安敏,等. 拉力型岩石锚杆临界锚固长度的试验研究[J]. 煤矿开采, 2017,22(3):17-21. DOI:10.13532/j.cnki.cn11-3677/td.2017.03.013.
- [10] BRIAUD J L, WILLIAN F, WEATHERBY D E. Should grouted anchors have short tendon bond length[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1998,124(2):110-119. DOI:10.1061/(asce)1090-0241(1998)124:2(110).
- [11] KIM N K. Performance of tension and compression anchors in weathered soil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2003,129(12):1138-1150. DOI:10.1061/(asce)1090-0241(2003)129:12(1138).
- [12] 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, 2005,24(7):1134-1138. DOI:10.3321/j.issn:1000-6915.2005.07.008.
- [13] 龙照,赵明华,张恩祥,等. 锚杆临界锚固长度简化计算方法[J]. 岩土力学, 2010,31(9):2991-2994. DOI:10.3969/j.issn.1000-7598.2010.09.051.
- [14] 李怀珍,李学华. 基于界面滑移脱黏的锚杆合理锚固长度研究[J]. 岩土力学, 2017,38(11):3106-3112. DOI:10.16285/j.rsm.2017.11.004.
- [15] 曹国金,姜弘道,熊红梅. 一种确定拉力型锚杆支护长度的方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2003,22(7):1141-1145. DOI:10.3321/j.issn:1000-6915.2003.07.018.
- [16] 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, 2002,24(2):183-192. DOI:10.3321/j.issn:1000-4548.2002.02.013.
- [17] 杨庆,朱训国,栾茂田. 全长注浆岩石锚杆双曲线模型的建立及锚固效应的参数分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2007,26(4):692-698. DOI:10.3321/j.issn:1000-6915.2007.04.005.
- [18] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 北京:高等教育出版社,2006.
- [19] 重庆市城乡建设委员会. 建筑边坡工程技术规范: GB 50330—2013[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2014.
- [20] 马海春,崔可锐,钱家忠,等. 压力型锚杆抗拔能力模拟实验研究[J]. 地下空间与工程学报, 2016,12(4):963-967.
- [21] 张福明,梁世发,林大路,等. 土中锚杆临界锚固长度的试验研究[J]. 煤矿开采, 2015,20(5):97-100. DOI:10.13532/j.cnki.cn11-3677/td.2015.05.026.

(责任编辑:钱筠 英文审校:方德平)