

应用于滑坡的拉力型锚索失效机理

罗强, 李亮

(中南大学 土木建筑学院, 湖南 长沙 410075)

摘 要: 拉力型锚索常用于公路边坡支护工程中, 在进行锚固体的结构设计时, 注浆体与岩石粘结界面的强度往往被高度关注。在广泛调研西南山区失稳破坏的公路边坡时发现, 拉力型锚索最为薄弱的部位并非注浆体与岩石粘结界面。因此, 设计 11 种不同配合比的注浆体, 将 80 根拉力型锚索锚固在软岩及硬岩中, 采用拉拔试验对锚索的破坏模式进行研究。结果表明: 拉力型锚索常见的破坏模式是钢绞线与注浆体之间的脱粘破坏。选择合理的力学计算模型, 获得内锚固段两个粘结界面的应力分布弹性解, 分析表明: 钢绞线与注浆体粘结界面的峰值应力位于锚孔孔口处, 应力分布不均匀程度高, 致使孔口处的钢绞线注浆体粘结界面首先发生脱粘破坏, 脱粘界面以渐进的方式向内锚固段末端传递, 最终导致钢绞线从注浆体中旋转拔出。建议上述研究成果在以后的规范修订和锚固工程设计时引起足够的重视。最后, 给出了一个钢绞线与注浆体脱粘破坏的工程实例。

关键词: 岩石力学; 拉力型锚索; 破坏模式; 应力分布; 失效机理

中图分类号: P642.22, U417

文献标识码: A

预应力锚索这种岩土支护技术广泛地应用在矿山巷道、公路工程、铁道工程、深基坑支护工程、地下洞室工程等诸多领域, 锚索结构呈现出多元化形式, 但在公路工程中目前应用最多的还是拉力型锚索。当前, 在进行拉力型锚索的结构设计时通常认为: 钢绞线同注浆体之间的粘结强度推荐值远大于注浆体同岩土体的粘结强度推荐值, 钢绞线与注浆体的粘结力一般不起控制作用, 一般工程可不必进行钢绞线与注浆体粘结力的计算, 对于重要工程, 则应采用钢绞线与注浆体的粘结力来对锚固长度进行校核^[1]。由此可见, 设计人员当前在进行锚固体设计时最为关注注浆体与岩土体粘结界面, 笔者在广泛调研西南山区失稳公路边坡的过程中发现, 拉力型锚索最为薄弱的部位是钢绞线与注浆体粘结界面。

经分析, 形成上述局面的根本原因在于: 当前对内锚固段两个粘结界面的应力分布规律及其失效机

理的认识尚不完全清楚。从 20 世纪中期开始, 国内外不少学者^[2-5]都陆续对该方面进行了探索。蒋忠信^[6]用三参数高斯曲线描述注浆体与岩土体间粘结应力沿内锚固段轴向的分布; 张季如等^[7]假定注浆体与岩土体之间的剪应力与剪切位移呈线性增加关系, 建立了荷载传递的双曲函数模型; 国外的研究以 I. W. Farmer 的成果最为有代表性, 主要是他考虑了钢绞线、注浆体、岩土体三者之间相对刚度变化对粘结应力分布规律的影响, 使得其推导的公式更具有普遍适用性, 在国外的很多文献中应用较为普遍。

上述研究工作的开展增进了岩土工程界对拉力型锚索失效模式及失效机理的认识, 对工程设计具有积极的指导意义。然而, 当前所进行的研究大多得出了钢绞线与注浆体、注浆体与岩土体粘结界面应力分布规律相似的结论, 普遍认为注浆体与岩土

收稿日期(Received date): 2010-08-11; 改回日期(Accepted): 2010-11-28。

基金项目(Foundation item): 交通部西部交通建设科技项目(编号: 2006318802111)。[Western Traffic Construction-research Project of Communications and Transportation Ministry (No. 2006318802111)。]

作者简介(Biography): 罗强(1970-), 男, 贵州思南县人, 中南大学博士研究生, 高级工程师, 主要从事公路工程、岩土工程方面的研究。[Luo Qiang, male, come from Guizhou Province, Doctoral student of Central South University, Senior engineer, Engage in research on highway engineering and geotechnical engineering. Address: Communications and transportation department, No. 111 Yan'anxi Road, Guiyang, Guizhou, 550003, P. R. China Mobile phone: 13608516622] E-mail: Luoqiang@vip.sina.com

体界面是控制拉力型锚索失效的关键部位。鉴于此,本文选取强度差异极大的2种砂岩,11种配合比不同的注浆体进行拉力型锚索抗拔试验,并分别选择合理的力学计算模型,获得内锚固段两个粘结界面的应力分布弹性解,据此分析拉力型锚索的失效机理,研究为行业规范的修订和后续锚固工程的设计提供了试验依据及理论基础。

1 试验设计

1.1 原材料的选取及其物理力学性能

本研究采用实际的钢绞线、岩石、注浆体为原材料进行试验,试验试件按比例进行缩小。钢绞线:结构为 $1\times 7-\Phi 4.8\text{ mm}$,屈服强度 $\sigma_{\text{fl}}=1\,125\text{ MPa}$,屈服荷载 15.79 kN ,极限强度 $\sigma_b=1\,326\text{ MPa}$,极限荷载 18.62 kN ,屈强比 0.85 ,破断伸长率 1.5% 。岩石:一种为强风化砂岩,文中简称软岩;另一种为中风化砂岩,文中简称硬岩。水泥:P. O. 42.5 普通硅酸盐水泥。砂:渠河砂,晒干后过孔径 2.0 mm 的圆孔筛去除大粒径的集料,细度模数 $\mu_f=1.5$ 。水:生

活饮用水。注浆体的物理力学试验参照砂浆、混凝土、岩石相关规范执行^[8-10]。2种岩石及11种不同配合比的注浆体的物理力学指标如表1和表2所示。

1.2 试件的准备

将岩石加工成横截面为 $30\text{ cm}\times 30\text{ cm}$,长度为 $80\sim 120\text{ cm}$ 的条石,放置于平地上,条石与条石之间行距 40 cm ,四周浇筑强度等级为C20的混凝土以稳固岩石。待混凝土14 d龄期后使用冲击电锤在岩石上面垂直钻孔,孔深分别为 10 cm 、 15 cm 、 20 cm 和 25 cm ,孔径 1.8 cm ,孔间距 40 cm ,使用压力为 0.7 MPa 的高压空气对钻孔进行清孔,然后将注浆体倒入锚孔内,用铁钎反复搅捣密实,将钢绞线对中插入,在自然条件下进行28 d龄期的养生,岩锚在现场的布置如图1所示。

1.3 拉拔试验

待注浆体达到28 d龄期后,按锚的预估极限抗拔荷载分5~6级,逐级给锚索施加轴向荷载,每级荷载施加完毕后立即测读荷载和内锚固段外端点位移的大小,稳定1 min后再测读一次,即可施加下一级拉拔荷载。当内锚固段外端点位移明显增大时,适

表1 岩石的物理力学指标

Table 1 The physical & mechanical indices of rock

岩石 类型	抗压强度 $f_{\text{m,ca}}$ /MPa	抗拉强度 f_u /MPa	内聚力 c /MPa	内摩擦角 $\varphi/^{\circ}$	弹性模量 E_s /MPa	弹性 泊松比 μ_s	剪切模量 G /MPa
软岩	25.8	1.50	1.66	51.6	3 330	0.11	1 500
硬岩	70.4	2.92	2.68	52.1	4 443	0.08	2 057

表2 11种不同配合比的注浆体的物理力学指标

Table 2 The physical & mechanical indices of eleven cement-based grouting materials with different mixture ratios

注浆体 编号	配合比 (水:砂:灰)	抗压强度 $f_{\text{m,ca}}$ /MPa	抗拉强度 f_u /MPa	弹性模量 E_s /MPa	弹性 泊松比 μ_s	流动度 t/s
G1	0.6:1:1	39.0	2.60	21 072	0.21	13.25
G2	0.6:0.5:1	39.8	2.58	17 031	0.20	11.00
G3	0.5:1:1	45.1	2.89	21 897	0.17	27.75
G4	0.5:0.5:1	47.0	2.76	17 942	0.21	14.53
G5	0.5:0:1	35.2	2.13	13 783	0.21	11.06
G6	0.45:1:1	49.9	3.40	20 677	0.19	56.8%
G7	0.45:0.5:1	49.8	3.07	19 609	0.20	22.66
G8	0.45:0:1	44.4	2.34	14 261	0.20	15.19
G9	0.4:1:1	53.5	3.35	23 406	0.20	∞
G10	0.4:0.5:1	52.5	2.94	19 662	0.19	45.3%
G11	0.4:0:1	46.9	3.05	17 594	0.20	31.41

当减小加荷速率,试验持续到锚完全破坏时停止,获得锚的失效破坏模式。拉拔试验装置如图 2 所示。



图 1 岩锚试件的布置
Fig. 1 Arrangement of rock cable bolts



图 2 拉拔试验装置
Fig. 2 Set-up of the pull-out test

1.4 试验结果

通过拉拔试验获得 80 根岩锚的失效破坏模式如表 3 所示。AG 表示钢绞线与注浆体发生粘结破坏,GR 表示注浆体与岩石发生粘结破坏,GR - AG

表示内锚固段的上部分某一长度的注浆体与岩石发生粘结破坏后,内锚固段余下部分钢绞线从注浆体中旋转拔出,简称复合破坏。

从表 3 可以看出,80 根岩锚,有 65 根发生钢绞线注浆体粘结界面的破坏,仅有 9 根发生注浆体岩石粘结界面的破坏,6 根产生复合破坏。其实在实体工程中,岩锚的自由段用塑料管充填防腐油脂后外部孔道高压灌注注浆体并位于岩体内部,自由段注浆体起到部分锚固作用,复合破坏模式根本不可能发生,会转化成钢绞线与注浆体脱粘的破坏模式。试验结果与现场调研发现吻合,笔者认为,内锚固段上两个粘结界面的应力分布规律不一致是产生上述试验结果的真正原因。因此,为探求拉力型锚索的失效机理,本文推导了内锚固段两个粘结界面的应力分布弹性解。

2 理论分析

2.1 注浆体与岩石界面粘结应力分布弹性解

当前,注浆体与岩石界面粘结应力分布规律研究,大多数学者采用弹性半无限体明德林解。由于注浆体与岩石是物性相近的两类介质,弹性模量差别不大,二者刚度较为匹配,采用明德林解来研究注浆体与岩石界面的应力分布规律是恰当的。很多学者对此都进行过深入研究,在此不再赘述,求得的注浆体岩石界面粘结应力沿轴向的分布方程为

$$\tau_{rz}(z) = \frac{nA_0}{C_b}ze^{(-\frac{n}{2}z^2)} \tag{1}$$

式中 A_0 为锚张拉端所施加的轴向拉拔荷载,(N);

表 3 拉拔试验岩锚失效模式汇总表
Table 3 Summary table of rock anchor failure mode in pull-out test

岩石 类型	锚长 /cm	失效模式										
		G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	G9	G10	G11
软岩	25	AG	AG	GR	AG	AG	AG	AG	AG	GR - AG	AG	AG
	20	AG	AG	AG	AG	AG	AG	AG	AG	AG	AG	AG
	15	AG	AG	AG	AG	AG	AG	GR - AG	GR	AG	AG	AG
	10	AG	GR - AG	GR	AG	AG	GR - AG	AG	AG	GR - AG	AG	AG
硬岩	25	AG	AG	AG	GR	AG	AG	AG	GR - AG	/	AG	AG
	20	AG	AG	AG	AG	GR	AG	/	AG	/	AG	AG
	15	AG	GR	AG	AG	GR	AG	/	/	/	AG	AG
	10	AG	AG	GR	GR	AG	AG	/	/	AG	AG	AG

$n = \frac{1}{(1 + \mu_r)(3 - 2\mu_r)R_b^2} \left(\frac{E_r}{E_{ag}} \right)$, 注浆体岩石界面的综合刚度系数。 μ_r 为围岩体的泊松比, E_r 为围岩体的弹性模量, R_b 为锚孔的半径, E_{ag} 为锚固体的当量弹性模量; $C_b = 2\pi R_b$, 锚孔周长, (m)。

2.2 注浆体与钢绞线界面粘结应力分布弹性解

钢绞线在轴向拉拔荷载的作用下,当注浆体与钢绞线粘结面处于弹性行为阶段时,其内锚固段影响范围内的注浆体及围岩体复合介质是典型的弹性力学轴对称问题^[11](图3、图4)。

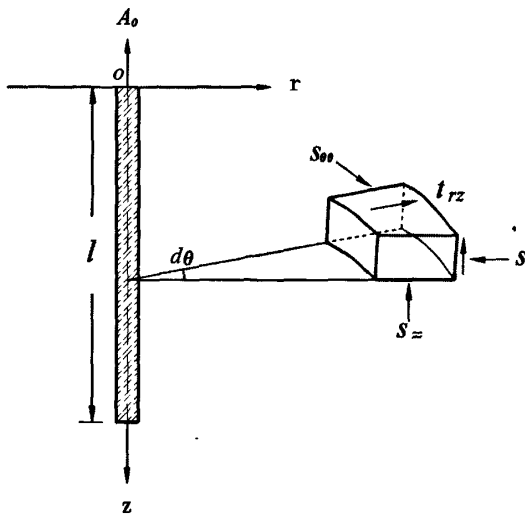


图3 锚的轴对称力学模型

Fig.3 Axial symmetry mechanics model of anchor

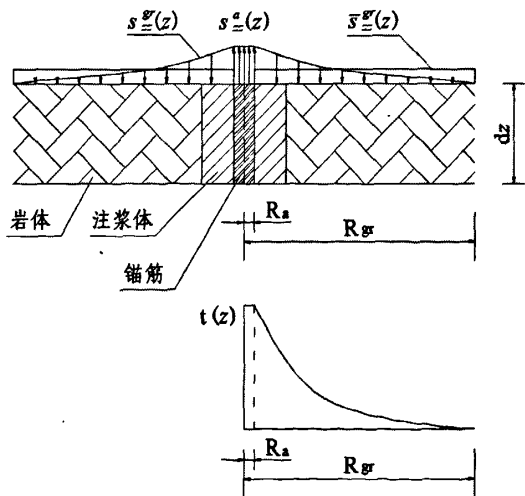


图4 钢绞线及其影响复合介质(注浆体、围岩体)微元模型

Fig.4 Differential model of anchor and multiple medium(grout and rock)

根据微元体轴向力的平衡条件,可以建立如下平衡方程

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial (r \tau_{rz})}{\partial r} \right) = 0 \quad (2)$$

式中 σ_z 为轴向应力; τ_{rz} 为剪应力。对式(2)从 R_a 到 R_{gr} 积分

$$\int_{R_a}^{R_{gr}} \frac{\partial \sigma_z(r, z)}{\partial z} r dr + \int_{R_a}^{R_{gr}} \frac{\partial (r \tau_{rz})}{\partial r} dr = 0 \quad (3)$$

整理得

$$\frac{\partial}{\partial z} \left[\int_{R_a}^{R_{gr}} \sigma_z(r, z) r dr \right] - R_a \tau(z) = 0 \quad (4)$$

式中 R_a 为钢绞线半径; R_{gr} 为注浆体、围岩体复合介质内的剪应力影响半径。根据 Randlop 的研究, R_{gr} 可表示为: $R_{gr} = 2.5(1 - \mu_r)l$, μ_r 为围岩体的泊松比, l 为锚的内锚固段长度。

从图4可以看出, $\tau_{rz}(R_a, z) \equiv \tau(R_a, z) \equiv \tau(z)$ 以及边界条件 $\tau_{rz}(R_{gr}, z) = 0$, 式(4)可以变换为

$$\frac{d \bar{\sigma}_z^g(z)}{dz} = \frac{2R_a}{R_{gr}^2 - R_a^2} \tau(z) \quad (5)$$

式中 $\bar{\sigma}_z^g(z)$ 为注浆体、围岩体复合介质内沿径向影响范围内的平均轴向应力。

同样对于钢绞线,存在如下关系

$$\frac{d \sigma_z^g(z)}{dz} = - \frac{2}{R_a} \tau(z) \quad (6)$$

式中 $\sigma_z^g(z)$ 为钢绞线的轴向应力。代式(5)入式(2)得

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \tau_{rz} + \frac{2R_a}{R_{gr}^2 - R_a^2} \tau(z) = 0 \quad (7)$$

齐次方程(7)的通解为

$$\tau_{rz} = \frac{r}{2} \left[\frac{\xi}{r^2} - \frac{2R_a}{R_{gr}^2 - R_a^2} \tau(z) \right] \quad (8)$$

由 $r = R_{gr}, \tau_{rz} = 0$ 求得: $\xi = \frac{2R_a R_{gr}^2}{R_{gr}^2 - R_a^2} \tau(z)$

则剪应力沿径向的分布方程为

$$\tau_{rz} = \tau(R_a, z) \frac{R_a}{R_{gr}^2 - R_a^2} \frac{R_{gr}^2 - r^2}{r} \quad (9)$$

注浆体、岩石是物理力学性质相似的材料,根据岩体本构理论中的理想弹性体模型,注浆体、围岩体复合介质的剪应力、剪应变关系可用虎克定律表示如下

$$\tau_{rz} = G_g \gamma = G_g \frac{d\xi}{dr} \quad (10)$$

式中 G_g 为注浆体、围岩体复合介质的剪切模量; ξ 为复合介质的轴向位移。

根据式(9)和式(10)有

$$d\xi = \frac{\tau(R_a, z) R_a}{G_{gr}(R_{gr}^2 - R_a^2)} \left(\frac{R_{gr}^2}{r} - r \right) dr \quad (11)$$

从 R_a 到 r 积分得

$$\begin{aligned} \xi_r - \xi_{R_a} &= \frac{\tau(R_a, z) R_a}{G_{gr}(R_{gr}^2 - R_a^2)} \left[\int_{R_a}^r \left(\frac{R_{gr}^2}{r} - r \right) dr \right] \\ &= \frac{\tau(R_a, z) R_a}{G_{gr}(R_{gr}^2 - R_a^2)} \left[R_{gr}^2 \ln \frac{r}{R_a} - \frac{1}{2} (r^2 - R_a^2) \right] \quad (12) \end{aligned}$$

在此,引入平均位移差的概念

$$(\bar{\xi} - \xi_{R_a}) = \frac{1}{\pi(R_{gr}^2 - R_a^2)} \int_{R_a}^{R_{gr}} (\xi_r - \xi_{R_a}) d(\pi r^2) \quad (13)$$

将式(12)带入式(13)积分并经过整理得

$$\tau(R_a, z) = \frac{G_{gr}}{\Gamma} (\bar{\xi} - \xi_{R_a}) \quad (14)$$

其中,参数 $\Gamma = \frac{R_a R_{gr}^4}{(R_{gr}^2 - R_a^2)} \ln \frac{R_{gr}}{R_a} - \frac{R_a^2 R_{gr}^2}{2(R_{gr}^2 - R_a^2)} - \frac{R_a}{4}$,

根据式(6)及式(14)得

$$\frac{d\sigma_z^a(z)}{dz} = -\frac{2G_{gr}}{\Gamma R_a} (\bar{\xi} - \xi_{R_a}) \quad (15)$$

对式(15)两边再次微分得

$$\frac{d^2 \sigma_z^a(z)}{dz^2} = -\frac{2G_{gr}}{\Gamma R_a E_a} \left(\frac{E_a}{G_{gr}} \bar{\sigma}_z^{gr}(z) - \sigma_z^a(z) \right) \quad (16)$$

式中 E_a 为钢绞线的弹性模量; E_{gr} 为注浆体、围岩体复合介质的当量弹性模量。

根据微元段横截面轴向力的平衡有

$$\pi R_a^2 \sigma_z^a(z) = -\pi (R_{gr}^2 - R_a^2) \bar{\sigma}_z^{gr}(z) \quad (17)$$

整理得

$$\bar{\sigma}_z^{gr}(z) = -\frac{R_a^2}{(R_{gr}^2 - R_a^2)} \sigma_z^a(z) \quad (18)$$

将式(18)代入式(16)并整理得

$$\frac{d^2 \sigma_z^a(z)}{dz^2} - \lambda^2 \sigma_z^a(z) = 0 \quad (19)$$

式中 $\lambda^2 = \frac{2G_{gr}}{R_a \Gamma E_a} \left[1 + \frac{E_a R_a^2}{E_{gr}(R_{gr}^2 - R_a^2)} \right]$ 。则微分方程(19)的通解为

$$\sigma_z^a(z) = c_1 \text{sh}(\lambda z) + c_2 \text{ch}(\lambda z) \quad (20)$$

当 $z=0$, $\sigma_z^a(z) = \frac{A_0}{\pi R_a^2}$ 时, $c_2 = \frac{A_0}{\pi R_a^2}$; 当 $z=l$, $\sigma_z^a(z) = 0$

时, $c_1 = -\frac{A_0}{\pi R_a^2} \text{coth}(\lambda l)$ 。

将常数 c_1 、 c_2 代入式(20)得钢绞线的轴向应力分布方程为

$$\sigma_z^a(z) = \frac{A_0}{\pi R_a^2} [\text{ch}(\lambda z) - \text{coth}(\lambda l) \text{sh}(\lambda z)] \quad (21)$$

根据式(6)得

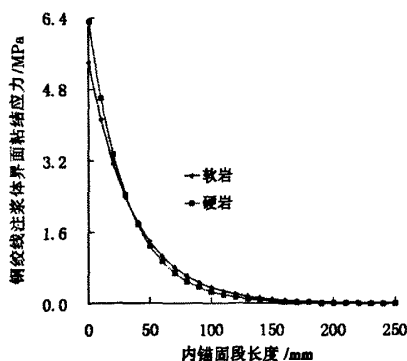
$$\tau(z) = -\frac{R_a}{2} \frac{d\sigma_z^a(z)}{dz} \quad (22)$$

将式(21)代入式(22)并整理,得到钢绞线注浆体界面上的粘结应力沿轴向的分布方程为

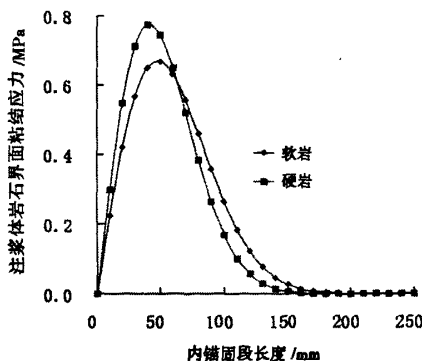
$$\tau_{ag}(z) = \frac{\lambda A_0}{2\pi R_a} [\text{coth}(\lambda l) \text{ch}(\lambda z) - \text{sh}(\lambda z)] \quad (23)$$

3 失效机理探讨

以注浆体 G7 锚固下的 25 cm 长岩锚为例,假定其轴向拉拔荷载 A_0 为 3 000 N,钢绞线的泊松比非常小,测定困难,假定为 0,钢绞线的半径 R_a 为 2.4 mm,锚孔半径 R_b 为 9 mm。则由式(1)和(23)可分别求得注浆体岩石界面及钢绞线注浆体界面的粘结应力分布如图 5。



(a) 钢绞线注浆体界面粘结应力分布曲线



(b) 注浆体岩石界面粘结应力分布曲线

图 5 内锚固段界面粘结应力分布曲线

Fig. 5 Interfacial bond stress distribution curves of embedment section

从图5看到,内锚固段的界面粘结应力分布具有下述特征:

1. 无论是钢绞线与注浆体还是注浆体与岩石界面之间,粘结应力分布都是不均匀的,在靠近内锚固段的张拉端侧粘结应力高度集中,峰值粘结应力是平均粘结应力(沿内锚固段全长的平均值)的数倍。相对而言,注浆体与岩石之间的粘结应力分布不均匀程度要远小于钢绞线与注浆体之间的粘结应力分布不均匀程度。在软岩锚索的注浆体岩石粘结界面上,当 $z=48.08\text{ mm}$ 时,粘结应力峰值 $\tau_{gr}(z)=0.669\text{ MPa}$,平均值:0.212 MPa,峰平比:3.16;在硬岩锚索的注浆体岩石粘结界面上,当 $z=41.50\text{ mm}$ 时,粘结应力峰值 $\tau_{gr}(z)=0.775\text{ MPa}$,平均值:0.212 MPa,峰平比:3.65;而在钢绞线注浆体粘结界面上,不论是软岩还是硬岩,粘结应力峰值均位于 $z=0\text{ mm}$ 处,软岩和硬岩锚索的粘结界面应力峰值分别为5.40 MPa、6.33 MPa,平均值:0.796 MPa,峰平比分别为6.79、7.95。

2. 无论是钢绞线与注浆体还是注浆体与岩石界面之间,其粘结应力的分布范围只在内锚固段靠张拉端的有限长度上,而不是沿全长分布。在此,假定粘结界面上的粘结应力为该界面最大粘结应力1%的点为内锚固段有效长度的临界点,对软岩锚索的钢绞线注浆体、注浆体岩石粘结界面,该临界点分别为170 mm、172 mm,对硬岩锚索的钢绞线注浆体、注浆体岩石粘结界面,该临界点分别为145 mm、149 mm。即对硬岩锚索来说,在3 000 N的荷载作用下,内锚固段只有靠张拉端一侧60%范围内分布有粘结应力,而软岩锚索的粘结应力分布范围要大一些,达到了69%。

3. 钢绞线注浆体、注浆体岩石粘结界面上的粘结应力分布规律不同。在同等张拉荷载作用下,钢绞线注浆体界面的粘结应力呈单调递减的分布,峰值应力大,而注浆体岩石界面的粘结应力呈单峰上凸分布,在锚孔孔口附近粘结应力急剧增大并达到最大值,然后沿着内锚固段的末端逐渐减小,并很快趋近于0。这主要是由于钢绞线注浆体界面受剪面积小,钢绞线和注浆体两者之间的刚度极端不匹配,而注浆体岩石界面的情况正好相反。对同一根锚索而言,两个界面的峰值粘结应力点不在同一横截面上。对于钢绞线注浆体粘结界面,其峰值粘结应力点位于锚孔孔口处,其值 $\tau_{ag}^{\max}(0)=\lambda A_0 \coth(\lambda l)/2\pi R_s$,而对注浆体岩石粘结界面,其峰值粘结应力

点位于 $z=\sqrt{l/n}$ 处,其 $\tau_{ag}^{\max}(\sqrt{l/n}=A_0\sqrt{n/C_b}\sqrt{e}$ 值。而且可以看出,峰值粘结应力与轴向拉拔荷载成正比,当粘结界面处于弹性行为阶段时,轴向拉拔荷载越大,粘结界面上的应力越大,粘结应力的分布形态及峰值点不变,但粘结应力分布的不均匀程度增加。

4. 被锚固围岩体的弹性模量对两个界面的粘结应力分布影响显著。在钢绞线、注浆体、围岩体这三相介质中,钢绞线、注浆体作为人造材料,其力学性能稳定,波动幅度不大,而岩体作为天然地质体,处在复杂的地质环境中,其力学参数带有很大的随机模糊性^[12],因此,可以认为界面粘结应力分布形态的变化主要是由于被锚固围岩体的力学参数变化所致。图5中的软岩锚索,被锚固岩体松软,弹性模量低,则两个界面上的粘结应力峰值就小一些,粘结应力分布的范围广且相对均匀;而对硬岩锚索,被锚固岩体坚硬,弹性模量高,两个界面上的粘结应力峰值就大,且注浆体岩石粘结界面上的峰值应力点向锚的张拉端移动,两个界面的粘结应力分布范围变小,不均匀程度增加。

试验结果及理论分析表明:钢绞线与注浆体的粘结面是控制拉力型锚索失效的关键位置,其常见的破坏模式为钢绞线与注浆体粘结面之间的脱粘破坏,破坏形式是钢绞线从注浆体中旋转拔出。产生这样的失效模式的主要原因是:钢绞线注浆体粘结界面的应力分布不均匀程度显著高于注浆体岩石粘结界面的应力分布不均匀程度,且钢绞线注浆体粘结界面的峰值应力位于锚孔孔口处,当拉拔荷载超过一定值时,孔口处的钢绞线注浆体界面粘结应力首先超过注浆体的弹性极限而进入塑性流动状态,界面发生脱粘破坏,脱粘段的界面残余强度主要由界面摩擦力提供。如果张拉端的荷载持续增加,脱粘界面则向内锚固段末端传递,并以渐进的方式发生滑动和改变着粘结应力的分布,最终导致钢绞线从注浆体中旋转拔出,锚固体系遭到破坏。

4 工程实例

向家坡滑坡位于渝黔高速公路K13+500~K14+000段向家坡立交左侧古滑坡体上,在公路修建时,采用预应力锚索框架梁、抗滑桩等措施加固。1998年渝黔高速公路施工期间,古滑坡出现明显复活,多次发生大面积滑坍,由于治理效果不佳,坡体仍在继续滑动。2000—2001年再次对该路边坡

进行处理,主滑区采用锚拉桩形式,并采用大量预应力锚索框架。2004-07 雨季,滑坡再次复活,监测资料表明,滑坡仍处于不稳定阶段,并随降雨的增加变形还在加剧。滑坡区出现较大的变形和位移,地表下沉、开裂,治理工程出现破坏(抗滑桩倾斜,锚失效,挡墙鼓出、开裂,排水沟拉裂、下沉,格构破坏等现象),滑坡处于蠕滑变形中。其中,锚索失效主要表现为粘结失效、筋材断裂失效、预应力松弛失效和锚具失效。

经现场详细调查及结合整治进行的锚索拔出试验分析,钢绞线与浆体之间的粘结失效为该边坡锚索失效的主要形式之一,导致锚索从锚孔中拉出或边坡外鼓变形,见图 6。现场挖开后仅看到残留的锚墩上的锚索孔而看不到锚索体,这种现象的失效模式可能有两种:一是锚夹具失效导致锚索体缩进到锚墩中;二是粘结失效导致锚索体从锚孔中拉出。为更确切判断锚固失效模式,经进一步挖出锚墩后,发现仍看不到锚索体,由此判断其失效模式不会是锚夹具失效导致锚索体缩进,因为在锚桩未变形外移的情况下其缩进量不可能如此大,以致超过锚墩厚度(通常情况下 40 m 长锚索的缩进量 ≤ 15 cm)。故判断该失效模式为粘结失效,导致主动锚索体从锚孔中被拉出。



图 6 预应力锚索粘结失效实例

Fig. 6 An example of debonding along cable-grouting material interface

5 结论

通过本次试验研究及理论分析,可得出以下结论:

1. 拉力型锚索常见的破坏模式为钢绞线与注

浆体之间的脱粘破坏,破坏形式是钢绞线从注浆体中旋转拔出,建议在以后的锚固工程设计以及规范的修订时对此引起足够的重视。

2. 拉力型锚索内锚固段的界面粘结应力分布不均匀,且其粘结应力的分布范围只在内锚固段靠张拉端的有限长度上,而不是沿全长分布。相对而言,注浆体岩石界面之间的粘结应力分布不均匀程度要远小于钢绞线注浆体界面之间的粘结应力分布不均匀程度。

3. 由于刚度匹配的影响,钢绞线与注浆体、注浆体与岩石粘结界面间的应力分布规律是完全不一样的。钢绞线与注浆体之间的粘结应力分布呈单调递减,峰值应力位于锚孔孔口处,而注浆体与岩石之间的粘结应力分布呈单峰上凸曲线,峰值应力位于处。

4. 钢绞线与注浆体粘结界面的峰值应力位于孔口处,且其值较大,这使得该处的注浆体比注浆体岩石粘结界面上任何一处的注浆体更容易达到弹性极限而进入塑性流动状态,界面开始发生脱粘破坏,峰值点内移,脱粘界面沿张拉端向内锚固段末端传递,最终导致钢绞线从注浆体中旋转拔出。

参考文献 (References)

- [1] The Professional Standards Compilation Group of the People's Republic of China. SL 212-98 Design specification for hydraulic prestressed anchorage [S]. Beijing: China Water Power Press, 1998 [中华人民共和国行业标准编写组. SL 212-98 水工预应力锚固设计规范[S]. 北京:中国水利水电出版社,1998]
- [2] Farmer I W. Stress distribution along a resin grouted rock anchor [J]. Int. J. of Rock Mech. and Min. Sci. Geomech. Abstr., 1975, 12: 347-351
- [3] Aydan O, Ichikawa Y, Kawamoto T. Load bearing capacity and stress distribution in/along rockbolts with elastic behaviour of interfaces [C]//5th Int. Conf. Numerical Methods in Geomechanics, Nagoya, 1985
- [4] Hollingshead G W. Stress distribution in rock anchors [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1971, 8: 588-592
- [5] Sun Kai, Sun Yue. Loading analyses and application of prestressed anchor cables under concentrated tension and pressure [J]. Prestress Technology, 2007, 3: 25-29 [孙凯, 孙玥. 拉力型和压力型预应力锚索受力分析及工程应用 [J]. 预应力技术, 2007, 3: 25-29]
- [6] Jiang Zhongxin. A gauss curve model on shear stress along anchoring section of anchoring rope of extensional force type [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, 23(6): 696-699 [蒋忠信. 拉力型锚索锚固段剪应力分布的高斯曲线模式 [J]. 岩土工程学报, 2001, 23(6): 696-699]
- [7] 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 [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): 188-192]
- [8] The Professional Standards Compilation Group of People's Republic of China. JGJ70-90 Standard for test method of basic properties of construction mortar [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 1991 [中华人民共和国行业标准编写组. JGJ70-90 建筑砂浆基本性能试验方法 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1991]
- [9] The Professional Standards Compilation Group of People's Republic of China. JTG E30-2005 Test methods of cement and concrete for highway engineering [S]. Beijing: China Communications Press, 2005 [中华人民共和国行业标准编写组. JTG E30-2005 公路工程水泥及水泥混凝土试验规程 [S]. 北京: 人民交通出版社, 2005]
- [10] The Professional Standards Compilation Group of People's Republic of China. SL264-2001 Specifications for rock tests in water conservancy and hydroelectric engineering [S]. Beijing: China Water Power Press, 2001 (in Chinese) [中华人民共和国行业标准编写组. SL264-2001 水利水电工程岩石试验规程 [S]. 北京: 中国水利水电出版社, 2001]
- [11] Steen M, Vallés J L. Interfacial bond conditions and stress distribution in a two-dimensionally reinforced brittle-matrix composite [J]. Composites Science and Technology, 1998, 58: 313-330
- [12] Yang Songlin, Xu Weiya, Liu Zude. Experimental data interpretation and probability analysis of pulled rock bolts [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(1): 61-64 [杨松林, 徐卫亚, 刘祖德. 岩石锚杆抗拔实验数据处理及可靠度分析 [J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(1): 61-64]

Investigation into Failure Mechanism of Prestressed Anchor Cables Under Concentrated Tension in Contrlling Landslide

LUO Qiang, LI Liang

(College of Civil and Architectural Engineering, Central South University, Changsha 410075, China)

Abstract: Prestressed anchor cable under concentrated tension is often applied in supporting projects of road slope, when designing structure of anchorage, the bond strength of interface between grouting and rock is highly concerned, from investigatings on unstable road slope in mountainous area of south-west China, the weakest part of prestressed anchor cable under concentrated tension was not the interface between grouting and rock. Therefore, eleven grouting materials with different mixture ratios are designed, in which eighty prestressed anchor cables under concentrated tension are embedded in soft rock and hard rock. Then the failure mode of prestressed anchor cables have been obtained by pull-out tests in laboratory. The test results indicate that the dominant failure model of prestressed anchor cable under concentrated tension is debonding along the cable-grouting material interface. The paper obtains the elastic solution of stress distribution on two bond interfaces of embedment section via rational mechanical computation mode. The analyses demonstrate that the peak stress of bond interface between cable and grouting is located at the hole-top of anchorage hole, the stress distribution is highly uneven, which causes debonding of the cable-grouting material interface of hole-top first, the debonding interface transfers to the end of embedment section in progress and finally draw out the cable from the grouting. It should be attach great importance to the study results mentioned above in the design of anchorage engineering and revision of technical specification for prestressed anchor cables in the future.

Key words: rock mechanics; prestressed anchor cables under concentrated tension; failure model; stress distribution; failure mechanism

应用于滑坡的拉力型锚索失效机理

作者: 罗强, 李亮, LUO Qiang, LI Liang
作者单位: 中南大学, 土木建筑学院, 湖南, 长沙, 410075
刊名: 山地学报 ISTIC PKU
英文刊名: JOURNAL OF MOUNTAIN SCIENCE
年, 卷(期): 2011, 29(3)

参考文献(12条)

1. 《中华人民共和国行业标准》编写组 SL 212-98水工预应力锚固设计规范 1998
2. Farmer I W Stress distribution along a resin grouted rock anchor 1975
3. Aydan O; Ichikawa Y; Kawamoto T Load bearing capacity and stress distribution in/along rockbolts with elastic behaviour of interfaces 1985
4. Hollingshead G W Stress distribution in rock anchors 1971
5. 孙凯; 孙玥 拉力型和压力型预应力锚索受力分析及工程应用 2007
6. 蒋忠信 拉力型锚索锚同段剪应力分布的高斯曲线模式[期刊论文]-岩土工程学报 2001(06)
7. 张季如; 唐保付 锚杆荷载传递机理分析的双曲函数模型[期刊论文]-岩土工程学报 2002(02)
8. 《中华人民共和国行业标准》编写组 JGJ70-90建筑砂浆基本性能试验方法 1991
9. 《中华人民共和国行业标准》编写组 JTG E30-2005公路工程水泥及水泥混凝土试验规程 2005
10. 《中华人民共和国行业标准》编写组 SL264-2001水利水电工程岩石试验规程 2001
11. Steen M; Vallés J L Interfacial bond conditions and stress distribution in a two-dimensionally reinforced brittle-matrix composite 1998
12. 杨松林; 徐卫亚; 刘祖德 岩石锚杆抗拔实验数据处理及可靠度分析[期刊论文]-岩石力学与工程学报 2003(01)

本文链接: http://d.wanfangdata.com.cn/Periodical_sdx201103012.aspx