

地锚工程中粘结型锚头锚固特性的探讨

王建宇

内容提要 粘结型内锚头抗拔力的计算是地锚工程设计中的一个关键问题。本文对现有设计计算方法进行了综合分析,并且运用文献[7]所提出的考虑锚杆、浆体和围岩共同变形的计算模型和计算程序,对地锚设计中浆体切向刚度系数的取值及岩土体变形模量对锚固段内力分布的影响等问题进行了探讨。

1. 引言

1.1 剪力均匀分布假定

在地锚工程中,通过水泥砂浆等胶结材将杆体(钢筋或钢绞线等)同周围岩土体粘结在一起的“粘结型”内锚头是经常被采用的粘结方式。内锚头抗拔力的计算是地锚设计中的一个关键问题。地锚所承受的力是通过作用在灌浆体和岩土界面上的剪力传递到地层的。现行有关设计规范和技术标准均采用剪力均匀分布的假定来计算抗拔力,见文献[1][2]

$$P_u = \pi D l \tau_u$$

式中: P_u —极限抗拔力;

D —锚固体直径;

l —内锚固段长度;

τ_u —极限抗剪强度。

1.2 锚固体直径D

对于岩石和粘性中的地锚,可取内锚固段的钻孔直径,对于非粘性土尚须考虑注浆引起锚固体直径的扩大。见文献[1]和表1。

表1. 非粘性土锚固体直径

土的类型	注浆压力	注浆机理	锚固体直径D
粗砂,砾石	低压	渗透	$\geq 4d$
中密度砂	$< 1.0 \text{MPa}$	局部挤压,渗透	$(1.5 \sim 2.0)d$
密实砂	$> 1.0 \text{MPa}$	局部挤压	$(1.1 \sim 1.5)d$

注: d —钻孔直径

1.3 极限抗剪强度 τ_u

根据岩土性质的不同,锚固体的拔出可能有两种情况,即在岩土体和浆体界面剪开(钻孔壁平滑情况),或临近界面的土体自行剪开(钻孔粗糙,表面不平整情况)。

对于岩石地锚,S. Little John建议:

(1)对UCS(单轴抗压强度)小于7MPa的软岩,可以通过剪切试验来确定岩体最小抗剪强度,用以计算平均“工作粘结力”并采用不小于2的安全系数。

如缺乏试验资料,可采用:

$\tau_u = 0.1UCS$ (当 $0.1UCS < 4.2MPa$ 时),

$\tau_u = 4.2MPa$ (当 $0.1UCS \geq 4.2MPa$ 时)

(2) 对某些粒状风化层,可采用 $\tau_u = (0.20 \sim 0.35)UCS$

此外, S. Little John 和 Bruce 还给出了各类岩石 τ_u 的经验取值。见文献[2]。

(3) 对于粘性土,可以根据锚固段土体的不排水抗剪强度 C_u 来确定 τ_u , 即:

$$\tau_u = C_u \quad \text{及}$$

$$\tau_u = (0.3 \sim 0.5)C_u \quad (\text{未扩孔段})$$

(4) 对于非粘性土, τ_u 不仅由土体和浆体所确定的有效摩擦角 φ_0 有关, 而且还

同作用于浆体表面的法向接触应力 $A\sigma_v$ 有关, 表示为

$$\tau_u = A\sigma_v \tan \varphi_0$$

式中: σ_v —内锚头段的平均初始地应力

A—同锚杆方向等因素有关的系数

Josef Mecszi 等人对此问题进行过讨论, 文献[3]。

对于岩石地锚, 在计算抗拔力时, 还要核算杆体(钢绞线)和灌浆体之间的粘结力, 计算时仍采用剪力均匀分布假定:

$$P_{ub} = \pi d_b l \tau_b$$

式中 d_b —杆体直径;

τ_b —杆体与灌浆体之间的极限抗剪强度, 可按表2选用:

表2. 杆体与灌浆体之间的极限抗剪强度

杆体类型	S. Little John 建议值	“军规”建议值
平直钢丝或光面钢筋	1.0MPa	1.0MPa
波状钢丝	1.5MPa	2.0MPa
钢丝束或螺纹钢	2.0MPa	
局部呈枣核状的钢丝束	3.0MPa	3.0MPa
波纹套管		3.0MPa

事实上, 内锚头在岩土界面上的剪力和杆体中各截面的轴力分别由锚杆口部向根部衰减。因此, 建立在剪力均匀分布假定基础上的简单化的计算方法虽然目前被工程师们接受, 却并不符合锚杆受力的实际情况, 难以给出正确合理的设计参数[4]。特别是在采用多次张拉以增加预应力, 提高地锚的锚固能力等情况下, 内锚段内力分布的不均匀性就不能不考虑了。

2. 按局部变形的假定计算内锚头内力分布

2.1 内力分布的解析

目前所提出的内锚头内力计算方法均用局部变形理论, 即用一系列独立作用的“切向弹簧”来描述“锚固体”(指锚杆杆体或锚杆和灌浆体的“复合体”)同围岩之间的相互关系, 见[5](图1)

$$q = -k_s \omega \quad (2-1)$$

式中 q —单位长度锚固体上的剪力集度(N/m), $q = \pi d_b \tau$

其中 d_b 为锚固体直径(m)

τ 为剪应力(Pa)

k_s —综合切向刚度系数(N/m/m)

ω —锚固体上某点位移

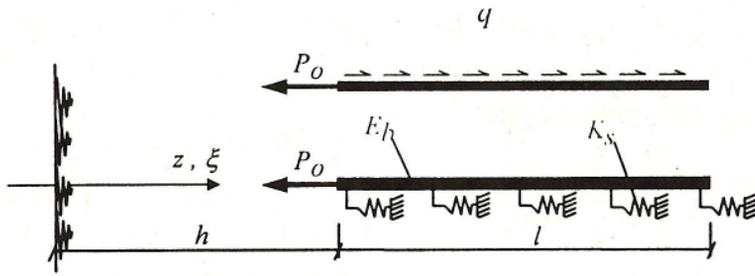


图1. 按局部变形假定计算内锚头内力分布

由(2-1)式得

$$\frac{dq}{dz} = -k_s \frac{d\omega}{dz}$$

令P为锚杆中轴力, 则

$$\frac{dp}{dz} = -q$$

$$\frac{d^2P}{dz^2} = k_s \frac{d\omega}{dz} = k_s \frac{P}{A_b E_b}$$

$$\frac{d^2P}{dz^2} - \beta^2 P = 0$$

$$\beta^2 = \frac{k_s}{A_b E_b} = \frac{4k_s}{\pi d_b^2 E_b} \quad (2-2)$$

式中 A_b, E_b 分别为锚固体横截面积和材料弹性模量 $A_b = \frac{1}{4} \pi d_b^2$

解(2-2)并考虑边界条件, $z=h, p=p_0; z=h+l, p=0$ 得

$$P = P_0 \frac{\text{sh}[\beta(h+l-z)]}{\text{sh}(\beta l)}$$

$$q = \beta P_0 \frac{\text{ch}[\beta(h+l-z)]}{\text{sh}(\beta l)}$$

$$q_{\max} = q_{z=h} = \beta P_0 \text{cth}(\beta l)$$

$$\omega_{\max} = \frac{1}{k_s} \beta P_0 \text{cth}(\beta l) \quad (2-3)$$

当 $l \gg \frac{1}{\beta}$ 时, 可采用简化式

$$P = P_0 e^{-\beta(z-h)} \quad (2-3a)$$

2.2 锚固体

对于土层地锚, 砂浆的弹性模量远

大于土体的弹性模量, 可以忽略杆体和土体之间的相对变形, 将杆体和浆体组成的复合杆体作为锚固体。日本尾高英雄等(见文献[5])采用

$$E = \frac{E_g A_g + E_b A_b}{A_g + A_b} \quad \text{以及}$$

$$A = A_g + A_b$$

分别计算锚固体的等效弹模和等效截面积。式中 E_g, E_b 及 A_g, A_b 分别为浆体和杆体的弹模和横截面积。对于岩石地锚, 岩石的弹模有可能比浆体大得多, 由于浆体变形引起的杆体和岩体之间的相对变形就不能忽略, 在采用(2-3)式计算内锚头内力分布时, A_b, E_b 分别为杆体自身的横截面积和弹模。在这种情况下 k_s 要综合地将岩石体和浆体的变形考虑进去。

2.3 综合切向刚度系数 k_s

采用局部变形假定时, 锚固体和围岩之间关系全部反映在综合切向刚度系数中, 因此, k_s 的确定就成为计算中的一个关键问题。

Josef Mecsi 提出根据拉拔试验来确定剪切刚度。见文献[3]

$$k_s = -\frac{\tau_u}{\omega_u}$$

式中 τ_u, ω_u 分别为拉拔试验中测得的极限剪应力和相应的位移。

文献[5]从复合锚固体假定出发提

出了各类不同岩土情况的综合切向刚度系数的经验数据,见表3。

表3. 文献[5]建议的切向刚度系数 k_s 。

岩土的种类	$k_s/\pi d_b$ (kpa/cm)
硬岩	5000~10000
软岩	1500~3000
风化岩	1000~2000
泥岩	1500~2500
洪积层砂	400~700
砂砾	400~700
洪积层粘土	400~1000
冲积层砂	50~200

对于岩石地锚,岩石的弹模有可能比浆体大得多,杆体和岩体之间的相对变形就不能忽略。在采用(2-3)式计算内锚头内力分布时, A_b, E_b 应分别为杆体自身的横截面积和弹模。在这种情况下 k_s 要将岩体和心体的变形综合地考虑进去。为了单独研究浆体的变形,特别是浆体内外壁位移差值,可将浆体视为外壁固定,内壁受均匀剪应力的厚壁圆筒,利用弹性力学可解得内壁各点的轴向位移

$$\hat{\omega} = \frac{(\ln R_b - \ln R_g) R_b \tau}{G_g}$$

上式反映了杆体和围岩之间的位移差值 $\omega_b - \omega_r$,因此浆体切向刚度可表示为

$$k_{sg} = \frac{q}{\omega_r - \omega_b} = \frac{2\pi R_b \tau}{-(\omega_b - \omega_r)} = \frac{2\pi G_g}{\ln R_g - \ln R_b} \quad (2-4)$$

当岩石的弹模比浆体大得多,如果忽

略岩体的变形,将岩体视为绝对刚体,则可用(2-4)式来确定切向刚度系数,即,

$$k_s = k_{sg} = \frac{2\pi G_g}{\ln R_g - \ln R_b} \quad (2-5)$$

就普遍的情况看,当用局部变形假定分析锚头内力时,按式(2-5)确定切向刚度系数是不正确的。局部变形假定将周围介质(包括浆体和岩土体)同杆体的相互作用“综合”地考虑在各弹簧的切向刚度系数之中,在考虑这种约束的时候理应计及围岩的变形。而(2-5)式显然没有计及岩体的变形,用以作为综合切向刚度系数,显然会夸大内力沿杆体的衰减。

3. 按共同变形原理分析锚固段内力分布

文献[7]给出了考虑杆体、浆体和围岩共同变形的内锚段轴力沿杆长分布的积分方程表达:

$$P(z) + \lambda \int_h^{h+1} \frac{\partial^2}{\partial z \partial \xi} K(R_g, z, \xi) P(\xi) d\xi = \frac{\lambda}{k_{sg}}$$

$$\frac{d^2 P(z)}{dz^2} - P_0 \lambda \frac{\partial}{\partial z} K(R_g, z, h)$$

$$\text{式中: } K(R_g, z, \xi) = \frac{1}{16\pi G_r (1 - \mu_r)} \left[\frac{3 - 4\mu_r}{R_1} + \frac{8(1 - \mu_r)^2 - (3 - 4\mu_r)}{R_2} + \frac{(z - \xi)^2}{R_1^3} + \frac{(3 - 4\mu_r)(z + \xi)^2 - 2\xi z}{R_2^3} + \frac{6\xi z (z + \xi)^2}{R_2^5} \right]$$

$$R_1 = [R_g^2 + (z - \xi)^2]^{1/2}$$

$$R_2 = [R_g^2 + (z + \xi)^2]^{1/2}$$

$$\text{其中 } R_1 = [R_g^2 + (z - \xi)^2]^{1/2}$$

$$R_2 = [R_g^2 + (z + \xi)^2]^{1/2}$$

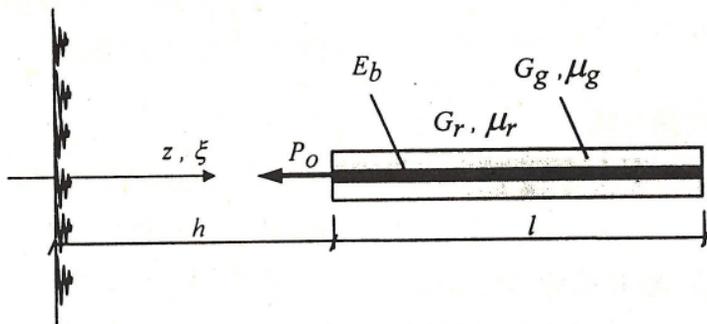


图2 按共同变形假定分析锚头内力

(图2)符号规定:

- 锚杆材料弹性模量 E_b
- 浆体剪切模量 G_s ,泊松比 μ_s
- 岩土体剪切模量 G_r ,泊松比 μ_r
- 内锚段长度 l
- 杆体半径 R_b ,横截面积 A_b
- 浆体半径 R_g
- 埋深 h
- 杆体内轴力 p
- 剪力集度 q

k_{sg} 为反映浆体变形特性的切向刚度系数,与(2—1)式中的综合切向刚度系数 k_s 不同,此处系数 k_{sg} 仅反映浆体的变形,而没有将岩体变形“综合”进去,可称为“浆体切向刚度系数”。

以下,我们运用文献[7]提供的计算方法和计算程序,对地锚设计中浆体切向刚度的取值,岩土体变形模量对锚头内力分布的影响等问题进行探讨。

4. 关于浆体切向刚度系数 k_{sg}

C. Fairhurst在采用FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua)计算锚杆时亦采用(2—5)式计算浆体切向刚度系数,将该式表示为:

$$k_{bond} = \frac{2\pi G_s}{\ln(1+2t/d)}$$

实质上同(2—4)式一致。

式中 G_s ——浆体剪切模量

t ——浆体厚度

d ——杆体直径。文献[4]

他在给出上式的同时指出,按上式计算的切向刚度系数与实验值相比,可能高估三个数量级。因此计算所得的切向刚度系数值可以认为是上限。国内也有人指出,通过拉拔试验所得出的切向刚度系数比依照上式计算的小得多。

当按(2—3)式局部变形假定(以下简称“K模型”)计算锚头内力分布时,所采用的切向刚度系数应该是一个将岩土变形也考虑在内的综合指标,显然不是(2—4)式中的 k_{sg} 。

然而,采用(2—4)式计算的切向刚度系数,即使按共同变形原理计算锚头内力分布,其计算结果也同试验值不符。

兹引用I. W. Farmer的模拟拉拔试验结果来对 k_{sg} 的取值问题进行讨论。文献[8]

试验中,模拟“锚杆”和“岩土”介质的主要参数:

“锚杆”杆体: $R_b=10\text{mm}$, $E_b=1.8 \times 10^5\text{MPa}$ 。

“岩土”:混凝土 $E_r=20 \times 10^3\text{MPa}$, 石灰岩 $E_r=3.6 \times 10^3\text{MPa}$, 白垩 $E_r=3 \times 10^2\text{MPa}$ 。

灌浆材料采用环氧树脂, $E_g=2.25 \times 10^3\text{MPa}$, 浆体半径 $R_g=14\text{mm}$ 。

锚杆长度分别为 $l_b=0.5\text{m}$ 及 0.7m 。按(2—4)式计算,浆体切向刚度系数 $k_{sg}=16.798 \times 10^6\text{kN/m/m}$ 。(取 $m=0.25$, $R_g/R_b=1.4$)

表4 计算中采用的切向刚度系数

	计算值 (10^5kN/m/m)	相应 E_r (10^5MPa)
k_{sg}	167.98	22.5
$0.2k_{sg}$	33.596	4.5
$0.15k_{sg}$	25.234	3.38
$0.1k_{sg}$	16.798	2.25
$0.01k_{sg}$	1.679	0.225

拉拔试验中,沿杆体在不同位置设置应变计,通过应变可得到杆体轴力,用以同计算值相比较。为了衡量计算结果同试验结果的接近程度,定义“贴近距离” δ ,令

$$\delta = \frac{1}{n} \sqrt{\sum_{i=1}^n (P_i^* - P_i)^2}$$

式中 P_i^* —轴力量测值

P_i —轴力计算值

n —测点总数

i —测点序号

量测值与计算值比较见表5。

表5. 量测值与计算值的比较

当“岩体”为混凝土, 锚杆长0.5m

坐标 (m)	量测值			P/P ₀ 计算值						
	ε (μ)	P (kN)	P/P ₀	k _{sg}	0.2k _{sg}	0.15k _{sg}	0.1k _{sg}	0.01k _{sg}	0.001k _{sg}	
0		120		1	1	1	1	1		
0.01	2030	114.74	0.956	0.843	0.926	0.936	0.947	0.976		
0.09	1100	62.27	0.518	0.213	0.5	0.547	0.608	0.789		
0.17	740	41.82	0.348	0.0546	0.269	0.318	0.387	0.617		
0.25	420	23.74	0.198	0.0147	0.143	0.182	0.241	0.457		
0.33	220	12.43	0.104	0.00468	0.0735	0.0995	0.141	0.306		
0.41	110	6.22	0.052	0.00204	0.0324	0.0458	0.068	0.16		
0.49	40	2.26	0.019	0.00129	0.00388	0.00528	0.007	0.0179		
贴近距离δ(×10 ⁻³)				62.4	1568	7.34	16.48	73.65		

当“岩体”为石灰岩, 锚杆长0.5m

坐标 (m)	量测值			P/P ₀ 计算值						
	ε (μ)	P (kN)	P/P ₀	k _{sg}	0.2k _{sg}	0.15k _{sg}	0.1k _{sg}	0.01k _{sg}	0.001k _{sg}	
0		40		1		1				
0.01	670	37.868	0.947	0.8458		0.9382				
0.09	400	22.608	0.565	0.2187		0.5495				
0.17	225	12.717	0.318	0.0602		0.3206				
0.25	125	7.065	0.177	0.0202		0.1847				
0.33	80	4.522	0.113	0.0102		0.102				
0.41	40	2.26	0.057	0.0076		0.04825				
0.49	25	1.413	0.035	0.0069		0.00774				
贴近距离δ(×10 ⁻³)				69.16		5.23				

当“岩体”为白垩, 锚杆长0.75m

坐标 (m)	量测值			P/P ₀ 计算值						
	ε (μ)	P (kN)	P/P ₀	k _{sg}	0.2k _{sg}	0.15k _{sg}	0.1k _{sg}	0.01k _{sg}	0.001k _{sg}	
0		20		1			1	1		
0.02	350	19.782	0.989	0.9114				0.9712	0.9747	
0.16	275	15.543	0.777	0.4753				0.7242	0.7812	
0.31	220	12.434	0.622	0.2344				0.5055	0.5789	
0.45	150	8.478	0.424	0.117				0.3316	0.3936	
0.59	80	4.522	0.226	0.05042				0.1766	0.2105	
0.73	20	1.1304	0.057	0.00577				0.0312	0.0287	
贴近距离δ(×10 ⁻³)				102.03				28.02	10.53	

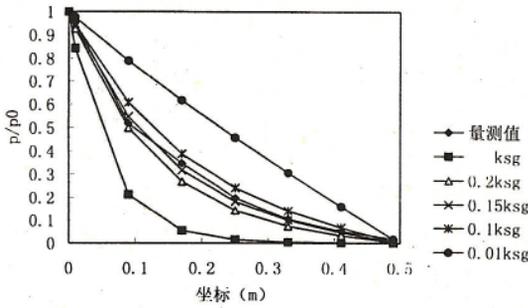


图3—1 混凝土“岩体”情况

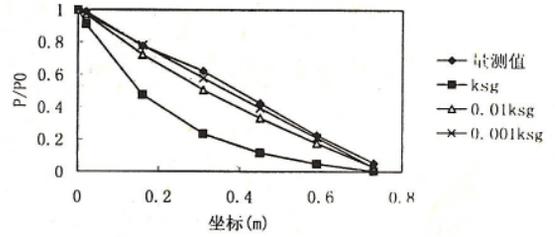


图3—2 白垩岩体情况

图3 计算值和量测值的“贴近”

计算结果表明,对于混凝土和石灰岩模拟的“岩体”(硬岩)取剪切刚度系数 $0.15k_{sg}$ 时,计算值和试验值最贴近;对于白垩模拟的岩体(软岩)则须取剪切刚度系数为 $0.001k_{sg}$ 。

按本文共同变形假定计算锚头内力分布时,采用(2—4)式计算的切向刚度系数也同试验值不符。其原因可能同推导 k_{sg} 时,采用的外壁固定的厚壁圆筒计算图式有关。

本文所提出的按共同变形假定分析锚头内力分布方法正确地考虑了围岩和锚杆的共同变形。但在推导切向刚度计算公式时假定厚壁圆筒在内表面受到均匀剪应力的作用。而实际上,剪应力和剪力集度沿杆体分布显然是不均匀的。

为此,关于剪切刚度系数问题,尚需作深入的工作。

5. 岩土体的变形模量 E_r 对锚固段内力分布的影响

当采用相同的灌浆材料时,变形模量不同的岩土体锚固段内力分布的规律是有差异的。一般说,岩体变形模量越大,杆体内力向锚杆根部方向的衰减越剧烈。可以用杆体轴力沿杆体的分布曲线来度量锚杆内力的衰减程度。定义“衰减指数” η ,令

$$\eta = 1 - 2\Omega$$

式中 Ω —由内力分布曲线与坐标轴所组成的曲边三角形面积,

$$\Omega = \frac{1}{P_0} \int_0^1 P\left(\frac{z}{l}\right) d\left(\frac{z}{l}\right)$$

其中 $P\left(\frac{z}{l}\right)$ —轴力沿杆体衰减规律。

$\eta = 0 \sim 1$ 。当 $\eta = 0$ 时,杆体所受的剪力沿杆体长度均匀分布,随着 η 的增大,杆体所受剪力集度从锚杆口部向根部的衰减程度加剧。

仍以3—4算例,改变岩体变形模量,进行计算。计算结果列于表6。

表6. 锚杆内力的衰减程度与岩体模量之间的关系

E_r (MPa)	1	5	10	20	30	40
μ	0.35	0.35	0.3	0.3	0.3	0.3
Ω	0.482	0.422	0.365	0.2952	0.25225	0.2229
衰减系数 η	0.0036	0.128	0.27	0.41	0.496	0.554

E_r (MPa)	5000	10000	10^5	10^{27}	K模型	简化计算
μ	0.15	0.15	0.15	0.15		
Ω	0.213	0.209	0.207	0.207	0.207	0.209
衰减系数 η	0.574	0.580	0.582	0.586	0.586	0.582

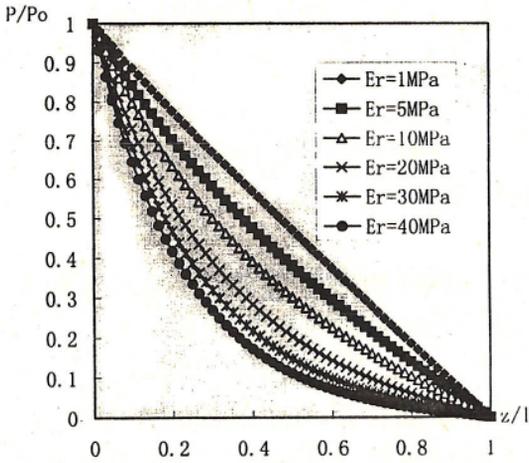


图4 土体变形模量的影响

计算表明,当 E_r 值大于5000MPa时,衰减系数对岩体模量的增大并不敏感。从 $E_r = 5000$ 到 $E_r = \infty$, $\eta = 0.574 \sim 0.586$ 。

这就是说,对于岩石地锚可以近似地假定岩体变形模量为无穷大,用本文(2—3)式(表中称“K模型”),甚至于(2—3a)式对锚头内力分布进行计算。而对于土体,其变形模量可为1~100MPa之间的低值,衰减系数对岩体模量较为敏感。在这种情况下,按本文提出的共同变形假定分析锚头内力分布,在计算中考虑岩体的变形是十分必要。只有对 $E_r \leq 1$ MPa的土体,轴力沿杆长接近于直线分布,则剪力分布接近均匀(图4)。在这种情况下,按现行规范和技术标准采用剪力均匀分布假定来计算抗拔力才是可行的。

参考文献

1. 预应力锚索设计与施工技术规范. 中华人民共和国国家军用使用标准, 1996
2. Stuart Little John, Rock Anchorage. ISRM News Journal, 1995 Spring.
3. Josef Mecsi, Analysis of Grouted Soil Anchors, proceedings of International Symposium on Anchors in Theory and Practice. 1995
4. C. Fairgust, 岩土工程中锚固的数值研究. 国际岩土锚固与灌浆新进展, 中国建筑工业出版社, 1996.
5. 尾高英雄等, 关于荷载分散型锚杆及周边岩土层剪切应力的研究. 国际岩土锚固工程技术研讨会论文集. 1996, 柳州.
6. 伍晓军, 全长锚固式锚杆与围岩的相互作用. 铁道部科学研究院硕士学位论文, 1992.
7. 王建宇 牟瑞芳, 按共同变形原理计算地锚粘结型锚头内力分布铁道部科学研究院西南分院, 1997
8. I. W. Farmer Stress Distribution along a Resin Grouted Rock Anchor. In - t. J. Rock. Min. Sci. and Geomech Abstr. vol 12 pp347—357.