

# 加锚层状岩体的变形破坏过程与加固效果分析模型

杨廷教

(浙江大学 杭州 310027)

**提要** 本文从加锚层状岩体的变形破坏过程出发,着重研究系统锚杆的加固效果与机理,建立加固效果演化方程,最终提出加锚层状岩体的本构关系。

**关键词** 加锚层状岩体,加固效果,本构关系

## 1 引言

层状岩质高边坡的顺层滑坡问题是各类工程建设中经常遇到的重大问题之一。在防治处理中,除减载、排水措施外,工程中广泛采用锚索、锚杆、锚桩等加固措施。为了对各类加固方案进行优化设计,首先需要研究各类加固措施的加固效果分析模型。现有的分析模型大致有三类<sup>[1]</sup>:等效连续模型、离散模型和混合模型。对于为数不多、预应力吨位较高的加强锚索(杆),在搞清楚被加固的主要地质构造面的产状和力学参数后,可采用离散模型,单独设立单元,逐一模拟分析<sup>[2]</sup>。对于用于加固层理、节理发育地段和卸荷松动带而设置的系统锚杆,由于需加固的结构面规模相对较小,数量众多,相应地需要布置较多、较密、长度较短的系统锚杆。在分析其加固效果时,不可能用节理单元和锚杆单元逐一模拟如此众多的节理裂隙和锚杆;另一方面,节理裂隙间距和锚杆间距又远小于边坡高度,因此,可采取等效连续模型模拟之。

本文沿着等效连续模型的途径,从加锚层状岩体的变形破坏过程,着重研究系统锚杆的加固效果和机理,建立加固效果演化方程,最终提出加锚层状岩体的本构关系。

## 2 顺层滑移加固锚杆的加固机制

对图1所示的边坡层状岩体构元,若层面与 $\sigma_3$ 轴的交角 $\theta_0$ 位于: $\theta_b < \theta_0 < \theta_c$ (其中界限角 $\theta_b$ 、 $\theta_c$ 参见文献<sup>[3]</sup>),则在边坡开挖卸荷等外界因素作用下,岩体构元将可能沿薄弱层面发生顺层滑移破坏,其原因是该层面的抗滑阻力不足以抵抗下滑力。设置锚杆等加固措施的主要目的是增强薄弱层面的抗剪性能,制止或延缓层间错动。国内外已就此作了较多的研究<sup>[1]</sup>,可大致归纳为如下三个方面:(1)当岩层沿弱面剪切位移时,发生剪胀扩容,锚杆拉伸,对弱面施加法向应力,增加弱面的摩擦阻力;(2)当锚杆与滑动方向成锐角时,锚

1992年8月25日收到初稿。

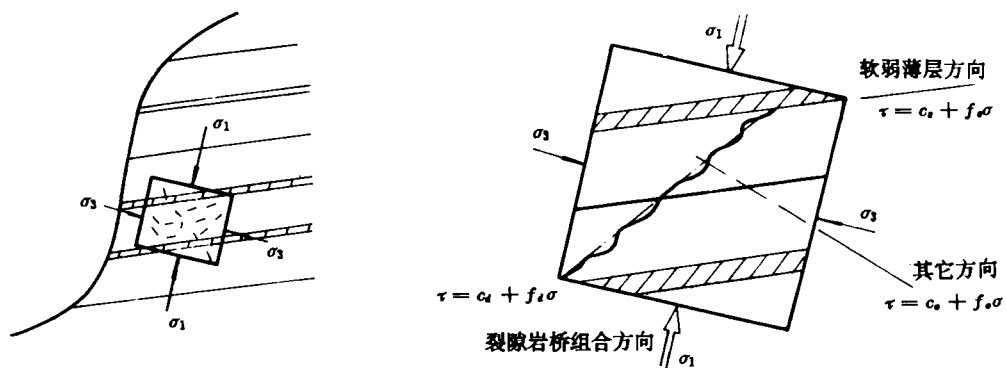


图1 边坡层状岩体构元

Fig. 1 Layered rock masses of slope

杆轴力直接分解部分抗滑力；(3)借助于杆体本身的抗剪能力限制弱面的相对错动，即“销钉”作用。对预应力锚杆的锚固力除剪胀拉伸引起外，主要为岩体变形前施加的预应力。

### 3 加锚层面抗剪强度与加固效果指标

沿等效连续模型的途径，将单根锚杆的加固作用均化到所含岩层截面中，则加锚层面的抗剪强度为：

$$\tau_{bs} = (\sigma_s + \sigma_{bn})f_s + (c_s + c_b) \tag{1}$$

式中： $\sigma_s f_s + c_s = \tau_s$  是层面本身的抗剪强度； $\sigma_{bn}$ 、 $c_b$  分别是锚杆提供的沿层面法向与切向的等效应力：

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{bn} &= p \sigma_b \sin \alpha - p \tau_b \cos \alpha \\ c_b &= p \sigma_b \cos \alpha + p \tau_b \sin \alpha \end{aligned} \right\} \tag{2}$$

式中： $p = A^b / A^r$ ， $A^b$ 、 $A^r$  分别是锚杆横截面积和含单根锚杆的岩层面积； $\sigma_b$ 、 $\tau_b$  分别是锚杆轴向应力（以拉应力为正）和截面平均剪应力； $\alpha$  是层面滑动方向与同一侧锚杆的夹角（图 2）。

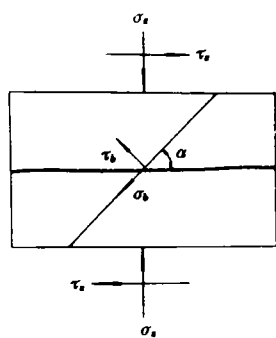


图2 加锚层面示意图

Fig. 2 Diagram of bolted layers

由于顺层滑移加固锚杆的主要作用是增强薄弱层面的抗剪性能，因此，建议用下式定义的加锚层面抗剪强度相对增大比值作为衡量这类锚固措施的加固效果指标：

$$\Omega_s = 1 - \frac{\tau_s}{\tau_{bs}} \tag{3}$$

易见  $\Omega_s$  在 0~1 之间取值， $\Omega_s$  值愈大，加固效果愈好。由于锚杆的应力随着加锚层面的工作状态而变动，因而其加固效果是随着加锚层面的变形破坏过程而变化，需用  $\Omega_s$  的

演化方程加以描述。

### 4 加锚层面变形破坏过程与加固效果指标演化方程

从国内外已有的试验资料得悉<sup>[4,5]</sup>，层面加固锚杆不仅在薄弱层面厚度范围内发生了剪切变形，而且在一个相当大的区段内(约为钢筋直径的 3~4 倍的区段内)也发生了明显的剪切变形。因此，取锚杆发生明显剪切变形的有效段长度为  $l_t$ ，因层面剪胀扩容而使锚杆发生明显轴向变形的有效段长度为  $l_n$ (图 3(a))。 $l_t$  区段内杆体各截面上的平均剪应力分布与杆体和孔壁的接触条件有关，为简化计算，采用如图 3(b)三种不同的分布形态。一般说来，其分布形态呈曲线状，但这可用图中三种基本形态衡量之。类似地， $l_n$  区段内的轴向应力分布采用图 3(c)的简图。

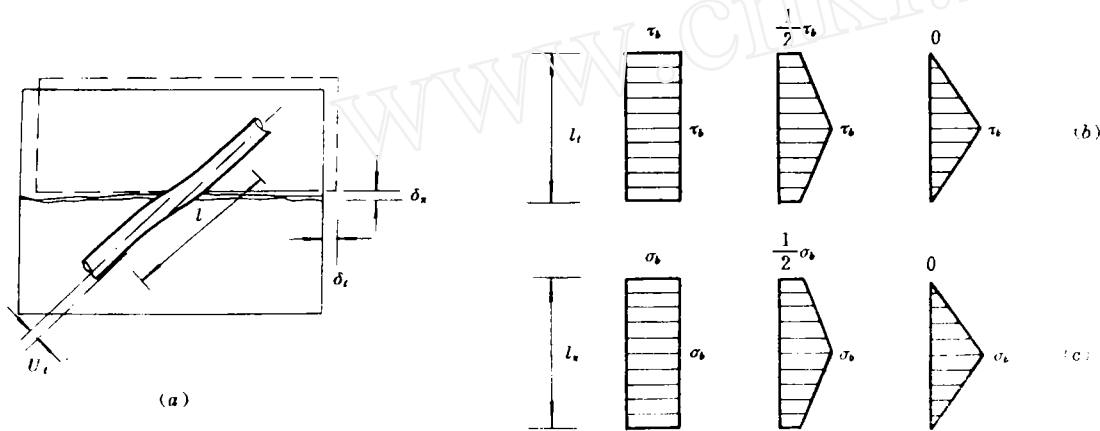


图 3 锚杆应力分布简化形态

Fig. 3 Simplified state of stress distribution in bolt

由于完整岩块变形模量远大于薄弱层面的刚度系数，因此，若略去锚杆变形有效段范围内的岩石变形，有下列几何关系：

$$\begin{aligned} \delta_n &= u_n \sin \alpha - u_t \cos \alpha \\ \delta_t &= u_n \cos \alpha + u_t \sin \alpha \end{aligned} \tag{4}$$

式中： $\delta_t$ 、 $\delta_n$  分别是薄弱层面的切向和法向位移； $u_t$ 、 $u_n$  分别是锚杆的横向和轴向变形

$$\begin{aligned} u_n &= \int_0^{l_n} \frac{\sigma_b}{E_b} dl = \frac{\beta_n}{E_b} \sigma_b l_n \\ u_t &= \int_0^{l_t} \frac{A \tau_b}{G_b} dl = \frac{A \beta_t}{G_b} \tau_b l_t \end{aligned} \tag{5}$$

式中： $E_b$ 、 $G_b$  是锚杆材料的杨氏模量和剪切模量； $A$  是与杆体截面形状有关的剪切系数，对于圆截面实心杆体， $A = \frac{4}{3}$ ； $\beta_t$ 、 $\beta_n$  分别是杆体内截面平均剪应力、轴向应力分布形状

系数。

由加锚层面的平衡条件，注意到式(1)、(2)和(4)、(5)后，得加锚岩体构元应力张量沿层面法向、切向分量分别是：

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_s + \sigma_{b_n} = K_n(u_n \sin \alpha - u_t \cos \alpha) + \frac{p E_b u_n}{\beta_n l_n} \sin \alpha - \frac{p G_b u_t}{A \beta_t l_t} \cos \alpha \\ \tau &= \tau_{b_s} = K_s(u_n \cos \alpha + u_t \sin \alpha) + \frac{p E_b u_n}{\beta_n l_n} (\cos \alpha + f_s \sin \alpha) + \\ &+ \frac{p G_b u_t}{A \beta_t l_t} (\sin \alpha - f_s \cos \alpha) \end{aligned} \quad (6)$$

式中： $K_n$ 、 $K_s$ 分别是薄弱层面的法向、切向刚度系数。从式(6)可解出

$$u_n = \frac{1}{a} (a_{22} \sigma - a_{12} \tau), \quad u_t = \frac{1}{a} (a_{11} \tau - a_{21} \sigma) \quad (7)$$

式中： $a_{11} = (k_n + \frac{p E_b}{\beta_n l_n}) \sin \alpha$

$$a_{12} = - (k_n + \frac{p G_b}{A \beta_t l_t}) \cos \alpha$$

$$a_{21} = k_s \cos \alpha + \frac{p E_b}{\beta_n l_n} (\cos \alpha + f_s \sin \alpha)$$

$$a_{22} = k_s \sin \alpha + \frac{p G_b}{A \beta_t l_t} (\sin \alpha - f_s \cos \alpha)$$

$$\begin{aligned} a &= k_n k_s + \frac{p E_b}{\beta_n l_n} \frac{p G_b}{A \beta_t l_t} + \frac{p G_b}{A \beta_t l_t} (k_n \sin^2 \alpha + k_s \cos^2 \alpha) + \\ &+ \frac{p E_b}{\beta_n l_n} (k_s \sin^2 \alpha + k_s \cos^2 \alpha) + (\frac{p E_b}{\beta_n l_n} - k_n) \frac{p G_b f_s}{A \beta_t l_t} \cos \alpha \sin \alpha \end{aligned} \quad (8)$$

将式(5)代入式(7)，求得锚杆应力与构元应力分量间的关系：

$$\sigma_b = \frac{E_b}{\beta_n l_n a} (a_{22} \sigma - a_{12} \tau) \quad (9)$$

$$\tau_b = \frac{G_b}{A \beta_t l_t a} (a_{11} \tau - a_{21} \sigma)$$

将式(5)代入式(4)，求得锚杆应力与层面变形状态的关系：

$$\sigma_b = \frac{E_b}{\beta_n l_n} (\delta_t \cos \alpha + \delta_n \sin \alpha) \quad (10)$$

$$\tau_b = \frac{G_b}{A \beta_t l_t} (\delta_t \sin \alpha - \delta_n \cos \alpha)$$

于是，由式(10)代入式(3)，并注意到式(1)、(2)，可推得加固效果指标  $\Omega_s$  随加锚层面变形状态改变的演化方程：

$$\begin{aligned} \frac{1}{1 - \Omega_s} &= 1 + \frac{p E_b}{\beta_n l_n k_s} (\cos \alpha + f_s \sin \alpha) (\cos \alpha + \frac{\delta_n}{\delta_t} \sin \alpha) + \\ &+ \frac{p G_b}{A \beta_t l_t k_s} (\sin \alpha - f_s \cos \alpha) (\sin \alpha - \frac{\delta_n}{\delta_t} \cos \alpha) \end{aligned} \quad (11)$$

同理, 若将式(9)代入式(3), 还可推得  $\Omega_s$  随构元应力状态改变的演化方程。

随着层间错动位移的增大, 锚杆对层面提供的抗剪能力将达到极限值, 这时锚杆杆体本身发生屈服, 或杆体与周围浆体、浆体与孔壁岩石粘结面发生粘滑。

设沿层面方向锚杆截面上的最大剪应力为  $\tau_m (= \tau_b A)$ , 则由 Mises 屈服准则, 当

$$\sqrt{\sigma_b^2 + 3\tau_m^2} = \sigma_y \quad (12)$$

时, 锚杆材料屈服, 其中  $\sigma_y$  是其屈服强度值。将式(10)代入上式, 并引入剪胀比  $\delta_n = \delta_i \tan \alpha_e + e$ , 其中  $\alpha_e$  是层面起伏角,  $e$  是层面初始不闭合度, 则推得锚杆屈服时的层间错动位移  $\delta_i^y$ :

$$\delta_i^y = \frac{1}{2h_1} (-h_2 + \sqrt{h_2^2 - 4h_1h_3}) \quad (13)$$

式中:

$$\begin{aligned} h_1 &= \left(\frac{E_b}{\beta_n l_n}\right)^2 (\cos \alpha + \sin \alpha \tan \alpha_e)^2 + 3\left(\frac{G_b}{\beta_t l_t}\right)^2 (\sin \alpha - \cos \alpha \tan \alpha_e)^2 \\ h_2 &= 2e\left(\frac{E_b}{\beta_n l_n}\right)^2 (\cos \alpha + \sin \alpha \tan \alpha_e) \sin \alpha - 6e\left(\frac{G_b}{\beta_t l_t}\right)^2 (\sin \alpha - \cos \alpha \tan \alpha_e) \cos \alpha \\ h_3 &= e^2\left(\frac{E_b}{\beta_n l_n}\right)^2 \sin^2 \alpha + 3e^2\left(\frac{G_b}{\beta_t l_t}\right)^2 \cos^2 \alpha - \sigma_y^2 \end{aligned} \quad (14)$$

设浆体与孔壁岩石粘结面上的平均粘结强度为  $\tau_i$ , 则由沿杆体轴向的平衡, 略去浆体的抗拉能力后推得, 当  $\sigma_b = D \bar{d}' \tau_i / 2r^2$  时粘结面达到滑动极限状态。其中,  $\bar{d}'$  是沿锚杆方向薄弱层面的平均间距,  $D$  是锚孔直径,  $r$  是锚杆半径。将式(10)和剪胀比代入后, 求得相应状态时的层间错动位移  $\delta_i^i$ :

$$\delta_i^i = \frac{1}{\cos \alpha + \sin \alpha \tan \alpha_e} \left( \frac{\beta_n l_n D \bar{d}' \tau_i}{E_b} - e \sin \alpha \right) \quad (15)$$

同理还可推得杆体与浆体粘结面达到滑动极限状态时的层间错动位移。

最后, 若将式(13)、(15)的  $\delta_i^y$  或  $\delta_i^i$  及剪胀比代入式(11), 得锚杆作用达到极限状态时的加固效果指标极限值。

### 5 加锚层状岩体的本构关系

设有某一确定体积的加锚岩体构元, 其中受若干组锚杆加固, 假设各组锚杆是平行、均布的, 并与岩体完全粘结(图 4)。采用等效连续模型方法, 设想将锚杆均化到整个岩体构元中去, 于是, 均化锚杆的应变  $\varepsilon_{ij}^B$  等于岩体的应变  $\varepsilon_{ij}^{0-s}$ , 即:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^{0-s} = \varepsilon_{ij}^B \quad (16)$$

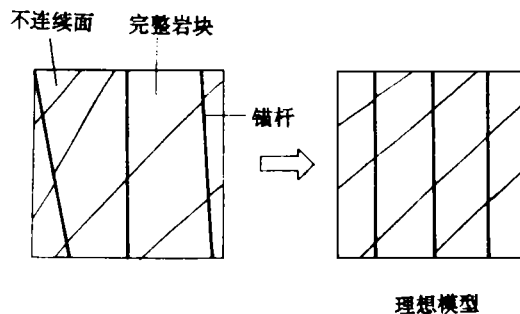


图 4 加锚岩体构元

Fig. 4 Bolted rock element

加锚岩体构元的总应力  $\sigma_{ij}$  为岩体分载应力  $\sigma_{ij}^s$  与锚杆分载应力  $\sigma_{ij}^b$  之和, 即:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^s + \sigma_{ij}^b \tag{17}$$

设层状岩体的劲度张量为  $D_{ijkl}^s$ , 均化锚杆的劲度张量为  $D_{ijkl}^b$ , 则由式(16)、(17)推得加锚层状岩体的本构关系具有下列形式:

$$\sigma_{ij} = D_{ijkl} e_{kl} \tag{18}$$

式中:  $D_{ijkl} = D_{ijkl}^s + D_{ijkl}^b$  即为加锚层状岩体的等效劲度张量。

均化锚杆的劲度贡献由两部分组成, 即杆体轴向劲度效应和杆体沿弱面抗剪劲度效应(即“销钉”效应), 但它们对岩体构元的劲度贡献方式不同。由于均化锚杆的轴向变形等于岩体变形, 因此杆体轴向劲度应叠加到岩体构元劲度中。而介于两弱面中间的岩体截面上的剪应力必须与弱面本身承受的剪应力和锚杆承受的剪应力之和相平衡, 因此, 锚杆的“销钉”效应只叠加在弱面劲度中, 上述劲度叠加关系可用图5表示。为简明起见, 下面分别推求平面应力条件下的上述两部分劲度贡献。

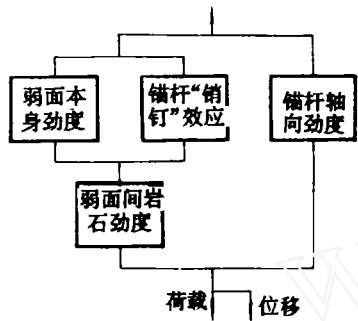


图5 加锚岩体构元劲度叠加关系示意  
Fig. 5 Diagram of stiffness superposition for bolted rock element

先考虑锚杆的“销钉”效应。由于锚杆提供的“销钉”力  $F_d = A^b \tau_b$ , 其中  $\tau_b$  可由式(10)确定, 也可由试验结果直接拟合  $F_d$  [6]。将“销钉”力沿弱面法向和切向的等效应力分量记为  $\sigma_{nn}^d, \sigma_{nt}^d$ 。当弱面本身承受的法向与切向应力分别为  $\sigma_{nn}^s, \sigma_{nt}^s$  时, 则由平衡条件得弱面间岩石中的应力分量为:

$$\begin{aligned} \sigma_{nn}^o &= \sigma_{nn}^s + \sigma_{nn}^d \\ \sigma_{nt}^o &= \sigma_{nt}^s + \sigma_{nt}^d \end{aligned} \tag{19}$$

设弱面间岩石和弱面本身的应变分别为  $\{\varepsilon^o\} = [\varepsilon_{nn}^o, \varepsilon_{tt}^o, \gamma_{nt}^o]^{-1}$  和  $\{\varepsilon^s\} = [\varepsilon_{nn}^s, \varepsilon_{tt}^s, \gamma_{nt}^s]^{-1}$ , 则由变形协调条件得岩体应变为:

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^o\} + \{\varepsilon^s\} \tag{20}$$

式中:  $\varepsilon_{nn}^s = \delta_n / \bar{d}, \varepsilon_{tt}^s = 0, \gamma_{nt}^s = \delta_t / \bar{d}$ , 其中  $\bar{d}$  是弱面的平均间距。

从上述式(19)——(21)出发, 并注意到弱面应力关系  $|\sigma_{nt}^s| = -f_s \sigma_{nn}^s + c_s$  (当  $\sigma_{nn}^s \leq 0$ ) 和剪胀关系  $\delta_n = |\delta_t| \operatorname{tg} \alpha_t + e$  (当  $\delta_n \geq 0$ ), 经一系列推导, 最后得到考虑锚杆“销钉”效应的本构关系:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{nn}^o \\ \sigma_{tt}^o \\ \sigma_{nt}^o \end{Bmatrix} = E^* \begin{bmatrix} 1 & \nu_o & \mp \operatorname{tg} \alpha_t \\ \nu_o & \frac{E_o}{E^*} + \nu_o^2 & \mp \nu_o \operatorname{tg} \alpha_t \\ \mp f_s & \mp f_s \nu_o & (\mp f_s)(\mp \operatorname{tg} \alpha_t) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{nn} \\ \varepsilon_{tt} \\ \gamma_{nt} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} E^* g_1 + \sigma_{nn}^d \\ \nu_o E^* g_1 + \nu_o \sigma_{nn}^d \\ \mp f_s E^* g_1 \pm c_s + \sigma_{nt}^d \end{Bmatrix} \tag{21}$$

式(21)简记为:

$$\{\sigma^o\} = [D_1] \{\varepsilon\} + \{f\} \tag{22}$$

式中： 
$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_o^2}{E_o} + \frac{1}{G_o} (\pm \operatorname{tg} \alpha_t) (\pm f_s) \quad (23)$$

$$g_1 = \frac{1}{G_o} (\pm \operatorname{tg} \alpha_t) (\pm c_s) - \frac{e}{d} - \frac{1 - \nu_o^2}{E_o} \sigma_{na}^d + \frac{1}{G_o} (\pm \operatorname{tg} \alpha_t) \sigma_{nt}^d \quad (24)$$

这里，±与∓符号是区分向右滑动(上边符号)，还是向左滑动(下边符号)； $E_o, \nu_o, G_o$  是岩块的弹性常数。

由于均化锚杆的轴向变形等于岩体变形，因此，锚杆的轴向劲度可直接叠加到岩体构元劲度中，于是考虑锚杆“销钉”效应和轴向劲度效应的本构关系为：

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} + \{f\} \quad (25)$$

式中：

$$[D] = [D_1] + \sum_{i=1}^n [R_i]^T [D_i] [R_i] \quad (26)$$

$$[D_i] = \begin{bmatrix} p_i E_b & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad [R_i] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & cs \\ s^2 & c^2 & -cs \\ -2cs & 2cs & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \quad (27)$$

其中： $c = \cos \alpha, s = \sin \alpha$ ； $n$  是锚杆组数； $p_i$  是第  $i$  组锚杆的钢筋截面积比。

### 6 数值算例

为了说明上述加锚层状岩体本构关系的有效性，用计算机模拟计算了如图 6 所示的岩体试件在加锚前后的常规三轴压缩过程。岩体中层理发育倾角为  $25^\circ$ ，另发育有一组倾角

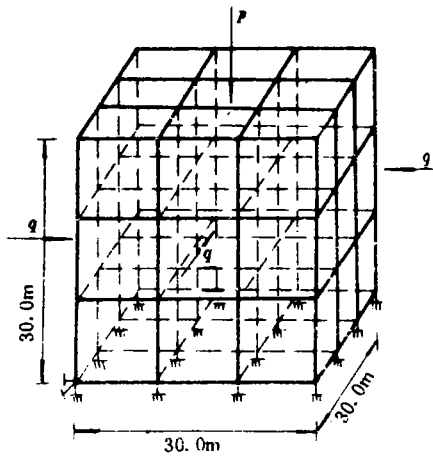


图 6 计算模拟试件

Fig. 6 Numerical modelling specimen

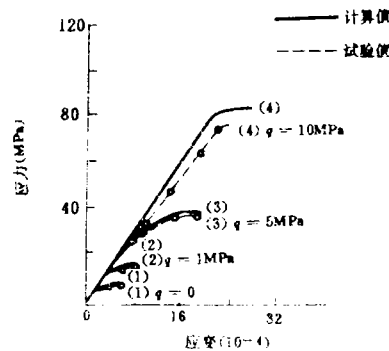


图 7 不同侧压下应力~应变曲线

Fig. 7 Stress-strain curves under different confined pressures

为 46°的节理组。为简化起见，假设锚杆与两组结构面垂直布置，钢筋截面积比分别为  $p_1 = 0.60 \times 10^{-3}$ ,  $p_2 = 0.21 \times 10^{-3}$ 。对于岩块  $E_o = 0.53 \times 10^5 \text{MPa}$ ,  $\nu_o = 0.21$ ；对于弱面  $k_n = 200 \text{MPa}$ ,  $k_s = 20 \text{MPa}$ ,  $f_s = 0.4$ ,  $c_s = 0.0$ ；对于锚杆  $E_b = 0.21 \times 10^6 \text{MPa}$ ,  $\sigma_y = 350 \text{MPa}$ 。

对上述模拟试件，用所编制的加锚层状岩体稳定分析有限元程序 STARER，分别计算了不同侧压条件 ( $q = 0, 1.0, 5.0, 10.0 \text{MPa}$ )，不同轴压与层面作用角 ( $\theta = 0^\circ, 10^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ )，逐级位移加载，直到试件破坏为止，得各种情况下的应力~应变全过程曲线。图 7 表示  $\theta = 45^\circ$  时不同侧压水平下，加锚试件轴向应力~应变计算曲线，图中还与实际试验曲线作了比较。由图可见，随着侧压水平的提高，理论计算的变形模量与峰值强度提高，计算与试验结果基本一致。图 8、9 表示当  $q = 10.0 \text{MPa}$  时，试件加锚前后的变形模量、峰值强度的各向异性变化图。由图可见，加锚以后，层状岩体的变形模量和峰值强度的各向异性程度较加锚前明显降低，这表明弱面经加锚以后，其结构效应明显减弱，从而也说明其加固效果相当显著。

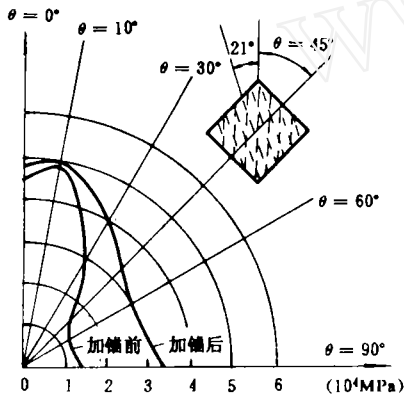


图 8 变形模量各向异性图 ( $q = 10 \text{MPa}$ )  
Fig. 8 Diagram of anisotropic deformation modulus

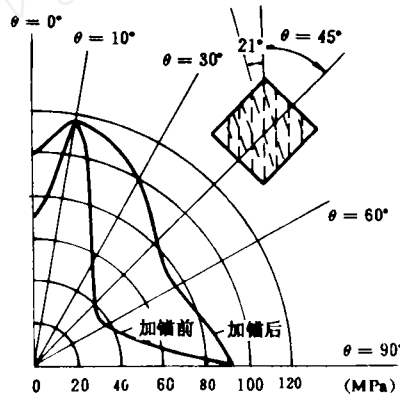


图 9 轴向强度各向异性图 ( $q = 10 \text{MPa}$ )  
Fig. 9 Diagram of anisotropic axial strength

## 7 结论

本文分析了加锚层状岩体的变形破坏过程，提出加固效果指标和演化方程；并沿等效连续模型途径，建立了本构关系，通过数值算例表明其分析模型是有效的。

## 8 参考文献

- Gerrard, C. ; Rock bolting in theory-a keynote lecture. Proc. of the Int. Symp. on Rock Bolting, Stockholm; 1983
- 郑颖人主编：地下工程锚喷支护设计指南. 北京：中国铁道出版社，1988
- 杨延毅：层状裂隙岩体弹塑性损伤断裂模型与岩质高边坡稳定分析. 工程力学，1992
- Ludvig, B. ; Shear test on rock bolts. Proc. of the Int. Symp. on Rock Bolting, Stockholm; 1983
- 葛修润，刘建武：加锚节理面抗剪性能研究. 岩土工程学报，1988，10(1)



6 Bazant, Z. P., Oh, H.: Deformation of cracked net-reinforced concrete walls. J. of structural Engineering, ASCE, 1983, 9(1)

## ANALYTICAL MODEL FOR EVALUATING REINFORCEMENT EFFICIENCY OF BOLTS IN LAYERED ROCK MASSES

Yang Yanyi

(Zhejiang University, Hangzhou 310027)

### Abstract

According to the deformation and failure process of layered rock masses supported with bolts, the reinforcement mechanism and efficiency of rock bolts are studied in this paper. An evolution equation for evaluating the reinforcement efficiency of rock bolts is developed. Finally, a constitutive relation for the layered rock masses supported with bolts is proposed.

**Key words** layered rock masses supported with bolts, reinforcement efficiency, constitutive relation

## 国际岩石力学与工程新进展学术会议在沈阳召开

由中国岩石力学与工程学会东北分会和东北大学联合发起,由东北大学和沈阳市科协联合主办的国际岩石力学与工程新进展学术会议(简称NDRM'94)于1994年10月10—12日在东北大学举行。

参加会议的国内代表112人,国外代表14人,共计126人,分别来自美国、英国、法国、日本、波兰、挪威、瑞士、南非、香港、中国等国家和地区。会议内容涉及岩石工程稳定性分析、支护与施工;人工智能、系统科学在岩石力学中的应用;数值分析与计算机仿真;实验与现场测试技术;岩石力学基础理论研究等五个方面。

本次会议表明,世界各国的岩石力学与工程研究有了很大的发展,会议的新进展主要表现为:提供了新颖的以近代数学为依据的岩石分类方法;数值模型由确定性向非确定性转化;神经网络、专家系统、自适应分析、系统识别等现代化研究方法溶入学科;损伤、分形、突变等理论应用于失稳研究初见成效;岩石具有记忆性,开挖结构具有自组织、自稳定能力等新概念更加明确;地震层析方法、集成矿震系统等先进的测试手段揭开了岩体内部的缺陷与差异,一种新的位移理论解丰富了岩石力学理论,岩体稳定性分析与大量的施工经验展示了岩石力学学科广阔的应用前景。

(摘自国际岩石力学与工程新进展学术会议纪要)