

采矿与井巷工程

巷道加固体围岩力学特征分析

谷拴成,周攀,黄荣宾

(西安科技大学 建筑与土木工程学院,陕西 西安 710054)

摘要:为了确定合理的锚杆支护参数,并得到快速评价围岩稳定性的方法,采用均匀化方法,将岩石和锚杆的复合体考虑成材质均匀的加固体,同时将锚杆对围岩的支护作用以附加体积力的形式作用于围岩锚固区。基于弹性力学,分析了锚固体、加固体与围岩协调变形,根据位移等效条件和围岩强度强化理论,推导出了加固体物理力学参数的表达式,在此基础上建立了围岩与加固体协调变形力学模型,将该理论与已有理论和数值模拟进行了对比,研究了不同锚杆支护强度对加固体物理力学参数的影响。结果表明:计算结果与高家美等^[1]的结果相近,与之相比,计算得到的理论解更接近于 FLAC^{3D} 数值模拟的结果,从而验证了围岩加固体理论的合理性;与锚杆其他参数相比,预紧力、锚杆长度和间排距对围岩加固体参数影响较大。

关键词:巷道支护;弹性力学;全长黏结式锚杆;均匀化方法;围岩强度

中图分类号:TD322 **文献标志码:**A **文章编号:**0253-2336(2018)05-0014-08

Analysis on mechanical characteristics of roadway reinforcement body surrounding rock

GU Shuancheng, ZHOU Pan, HUANG Rongbin

(School of Architecture and Civil Engineering, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China)

Abstract: In order to determine the reasonable parameters of bolt support and get the rapid evaluation method of stability of surrounding rock, the homogenization method is adopted to consider the complex of rock and bolt as a reinforcement body with uniform material at the same time. According to the elastic mechanics, the coordinate deformation of the anchorage body and reinforcement body with the surrounding rock is analyzed. Based on the displacement equivalent conditions and the strength enhancement theory of the surrounding rock, the expression of the physical and mechanical parameters of the reinforcement body is deduced. On this basis, a mechanics model of coordinate deformation of surrounding rock and reinforcement body is established. The theory is compared with the existing theories and numerical simulations, and the changes of the physical and mechanical parameters of the reinforcement body under different bolt supporting strengths are studied. The results showed that the calculation results in this paper are similar to Gao Jiamei^[1], and are closer to the results of FLAC^{3D} numerical simulation, which verifies the rationality of surrounding rock reinforcement body theory. Compared with other parameters of anchor bar, preload, anchor length and anchor spacing have a great influence on the physical and mechanical parameters of the reinforcement body.

Key words: roadway support; elasticity mechanics; fully grouted rock bolt; homogenization method; surrounding rocks strength

0 引 言

锚杆支护已广泛应用于矿山、水利、交通等行业,我国煤矿主要是井工开采,需要在井下开掘大量巷

道,由于巷道所处地层条件复杂多样,围岩性质千差万别,且多数巷道在服务年限内还要经受采动的强烈影响,所以,巷道掘进与维护存在难度大、成本高等问题。因此,巷道合理的支护参数以及围岩稳定性控制

收稿日期:2017-12-20;责任编辑:杨正凯 DOI:10.13199/j.cnki.est.2018.05.003

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51508462)

作者简介:谷拴成(1963—),男,陕西宝鸡人,博士,教授,博士生导师。E-mail:834325913@qq.com

引用格式:谷拴成,周攀,黄荣宾.巷道加固体围岩力学特征分析[J].煤炭科学技术,2018,46(5):14-21.

GU Shuancheng, ZHOU Pan, HUANG Rongbin. Analysis mechanical characteristics of roadway reinforcement body surrounding rock[J]. Coal Science and Technology, 2018, 46(5): 14-21.

一直是矿山工程技术人员研究的热点问题。

目前,锚杆的支护机理以及锚杆支护状态下围岩的稳定性是一个研究热点,受到国内外许多学者重视:国内方面,文献[2-3]基于锚固剂-围岩界面滑移脱黏失效模式,建立锚固界面的非线性剪切滑移模型,得到了锚杆界面剪应力和轴力解析解;文献[4-5]以全长黏结式锚杆为研究对象,建立锚杆计算模型,得到了锚杆轴力和界面剪应力沿杆长分布的表达式;文献[6-7]基于预应力锚索、锚杆锚固体从岩土体中拔出的计算模式,建立锚固体-岩土体界面力学模型,导出锚索、锚杆界面应力分布理论解;文献[8-9]通过理论分析和数值模拟得出锚杆通过轴向受力改变了围岩应力状态以及与锚固体的横向联结承受剪力和弯矩,从而改善了锚固体的强度和力学参数;孟强^[10]通过均匀化方法,推导出锚固体的等效弹性模量、等效黏聚力和等效内摩擦角的表达式,得到了锚杆支护圆形隧洞解析解。国外方面,文献[11-12]从力学耦合的角度分析了锚杆和围岩的相互作用,重点分析了锚杆本身的剪力和轴力;PELIZZA^[13]认为锚杆支护改善了围岩力学参数,提高了围岩黏聚力,但对内摩擦角影响较小;OSGOUI^[14]采用锚杆密度因子分析锚杆支护对围岩参数的强化,推导出了锚杆支护下圆形洞室的解析解;BOBET等^[15]通过建立锚杆与围岩力学耦合模型,得到了不同类型锚杆支护下隧洞的位移、应力表达式。以上研究使得锚杆支护取得了快速发展和广泛应用。但是,也存在一些不足:模型计算和解析解表达式相对复杂;预紧力锚杆与围岩协调变形和锚固体变形机理的研究不够深入;较少涉及锚杆对围岩参数的强化。

笔者在总结前人研究的基础上,基于弹性理论,考虑锚杆预紧力,得出了围岩中锚杆的应力分布,将锚杆对围岩的支护力转化为锚固区围岩附加体积力,在此基础上分析围岩与锚固体协同作用,同时采用均匀化方法,建立了围岩与加固体共同作用模型,依据位移等效条件和围岩强度强化理论,推导出了加固体的物理力学参数的表达式,提出了评价巷道围岩稳定性的方法。

1 围岩与锚固体协同变形

1.1 巷道中全长黏结式锚杆界面剪力分布

1.1.1 基本假设与力学模型

假设洞室为圆形,锚杆与围岩紧密接触、互不解

耦,原岩应力为各向等压(静水压力)状态;将围岩视为连续、均质、各向同性、无蠕变性或黏性行为,锚杆处于弹性状态,并且仅产生轴向变形,单根锚杆作用的范围为相邻两根锚杆距离的1/2,锚固段长度为锚杆杆长,则此问题属于轴对称平面应变问题。

当巷道岩体开挖后,由于开挖而引起的围岩应力重分布将导致围岩向洞室内部挤压变形,围岩变形时必然会受到锚杆的约束,同时锚杆也会受到围岩的作用而产生内力,取一锚固微元体 dr 来研究锚杆与围岩相互作用的机理。

1.1.2 围岩变形引起锚杆界面剪应力

在弹性状态,洞内无衬砌时,洞内径向位移为

$$u_r = -\frac{PR_0^2(1+\mu_s)}{E_s r} \quad (1)$$

式中: P 为初始地应力,MPa; R_0 为洞室半径,m; μ_s 为围岩泊松比; E_s 为围岩弹性模量,MPa; r 为距洞室中心距离,m。

锚固微元体如图1所示,由图1可知,锚固之前锚固微元体 dr 的变形量为 du ;锚固之后锚杆伸长量为 du_b ,岩块缩小量为 du_s ;围岩变形量缩小是因为锚杆的作用,使得围岩中应力增加了 $\Delta\sigma_s$ 的结果。即

$$du = du_b + du_s = \frac{\sigma_b}{E_b} dr + \frac{\Delta\sigma_s}{E_s} dr \quad (2)$$

式中: E_b 为锚杆弹性模量,MPa; d_b 为锚杆直径,m; σ_b 为锚杆横截面正应力,MPa。

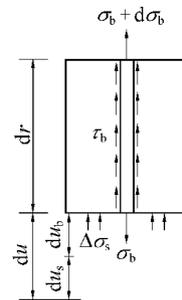


图1 锚固微元体

Fig.1 Anchor micro body

对于锚固微元体下侧面,由静力等效可得

$$A\sigma_b = S\Delta\sigma_s \quad (3)$$

其中: A 为锚杆横截面积, m^2 ,其值为 $\pi d_b^2/4$; S 为锚杆影响范围的面积, m^2 ,其值为 $rS_r S_L$, S_r 为锚杆布置的轴向间距,m, S_L 为锚杆布置的周向间距,rad。由式(2)和式(3)可得

$$\sigma_b(r) = \xi S \frac{du_r}{dr} \quad (4)$$

$$\Delta\sigma_s(r) = \xi A \frac{du_r}{dr} \quad (5)$$

式中, $\xi = \frac{E_b E_s}{SE_s + AE_b}$

对锚杆微元分析,其界面剪应力与横截面正应力应满足下列方程

$$\tau_b(r) = -\frac{d_b d\sigma_b}{4 dr} = -\frac{\xi S d_b P R_0^2}{4 G_s r^3} \quad (6)$$

式中, G_s 为岩体剪切模量, MPa。

开挖卸载后,洞壁附近变形较大,引起了较大锚杆截面剪应力,由式(6)可得洞壁处锚杆截面剪应力 $\tau_b(R_0)$ 。随着离洞壁的距离增大,围岩变形程度降低,锚杆界面剪应力也随着减小。剪应力以指数形式减小至0,也就是到中心点位置^[16]。洞壁到中性点段锚杆界面的剪应力可表示为

$$\tau_A(r) = \tau_b(R_0) \left(1 - \frac{r-R_0}{L} e^{-\alpha} \right) \quad (7)$$

其中: α 为衰减系数,且 $\alpha = 3E_b d_b / E_s L$; L 为锚杆长度, m, 且

$$\tau_b(R_0) = -\frac{P d_b E_s E_b S_r S_L}{G_s (\pi d_b^2 + E_b + 4R_0 S_r S_L E_s)}$$

当 $\tau_A(r) = 0$ 时,可得 $R_1 = R_0 + L e^{-\alpha}$, R_1 为锚杆中性点到洞室中心的距离, m。

自中性点后,锚杆所受的界面剪应力由2部分组成:一部分是由于围岩变形而产生指向洞壁的剪应力;另一部分是由于洞壁至中性点锚杆外向界面剪应力对中性点以内锚杆的拉拔而产生的指向锚杆远端的剪应力为^[17]

$$\tau_B(r) = \tau_b(r) + \frac{N}{\pi d_b} \left[t(r-R_1) \right] \exp\left(-\frac{1}{2}t(r-R_1)^2\right) \quad (8)$$

式中: N 为锚杆中性点轴力, $N = \int_{R_0}^{R_1} \pi d_b |\tau_A(r)| dr$;

t 为参数, $t = 4E_s / [(1+\mu_s)(3-2\mu_s)d_b^2 E_b]$ 。

1.1.3 预紧力锚杆的应力分布

通过对锚杆施加预紧力,在锚杆安装后便能产生初始径向锚固力,从而达到主动支护的目的^[16]。

井下实验表明,大幅度提高锚杆所受预紧力可显著减小巷道围岩变形,有效控制顶板离层。许多学者基于 Mindlin 问题与 Kelvin 问题的位移解推导出了全长黏结式锚杆受预紧力后锚固段剪应力与轴力分布的弹性解^[17]。锚杆界面剪应力 τ_c 分布表达式为

$$\tau_c(r) = \frac{P_1 t}{\pi d_b} (r-R_0) \exp\left[-\frac{1}{2}t(r-R_0)^2\right] \quad (9)$$

锚杆轴力分布表达式为

$$F(r) = P_1 \exp\left[-\frac{1}{2}t(r-R_0)^2\right] \quad (10)$$

式中, P_1 为锚杆所受预紧力。

通过以上分析可知,置入围岩中并且受预紧力的锚杆的界面剪应力由2部分叠加而成:一部分是围岩变形引起的界面剪应力;另一部分是锚杆所受预紧力引起的界面剪应力。由此得锚杆界面剪应力分布为

1) 锚杆近端~中性点 ($R_0 \sim R_1$) 为

$$\tau_1(r) = \tau_A(r) + \tau_c(r) \quad (11)$$

2) 中性点~锚杆远端 ($R_1 \sim R_0+L$) 为

$$\tau_2(r) = \tau_B(r) + \tau_c(r) \quad (12)$$

1.2 锚固区围岩体积力

假设锚杆沿巷道断面对称分布,将锚杆对围岩的支护作用以附加体积力的形式作用于巷道围岩锚固区^[18]。取含有单根锚杆的围岩楔形体分析,如图2所示,将锚杆对围岩的支护力简化成轴对称的径向体积力 $f(r)$,洞壁到锚杆中性点的围岩受到指向锚杆远端的体积力 $f_1(r)$,锚杆中性点到锚杆远端的围岩受到指向洞壁的体积力 $f_2(r)$ 。通过锚杆微段 dr 界面上的合力 dQ 与此微段的体积 dV 之比,可得围岩体积力分布为

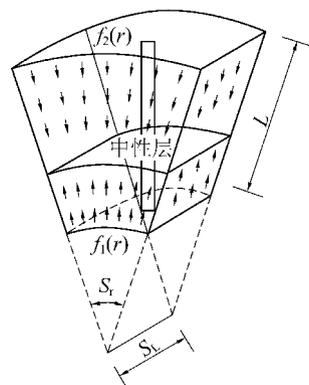


图2 锚杆与围岩楔形单元

Fig.2 Wedge unit of bolt and surrounding rock

1) 锚固区内边~中性层 ($R_0 \sim R_1$) 围岩体积力为

$$f_1(r) = -\frac{dQ}{dV} = \frac{\pi d_b \tau_1(r)}{r S_r S_L} \quad (13)$$

2) 中性层~锚固区外边 ($R_1 \sim R_0+L$) 围岩体积

力为

$$f_2(r) = -\frac{dQ}{dV} = -\frac{\pi d_b \tau_2(r)}{r S_r S_L} \quad (14)$$

1.3 围岩与锚固体位移和应力分布

将锚杆对围岩的支护力等效为围岩附加体积力,建立计算模型,如图4所示,对围岩和锚固体分别建立平衡微分方程^[20]、物理方程、几何方程,根据边界条件可解出各点的应力和位移表达式,最终求得洞壁处的径向位移与环向应力。

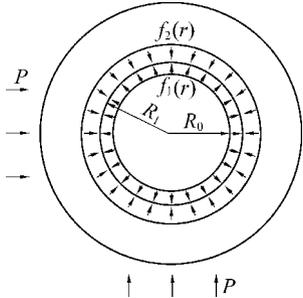


图3 锚固体力学模型

Fig.3 Mechanical model of anchorage body

围岩的应力和位移表达式为

$$\begin{cases} \sigma'_r = \frac{A'}{r^2} + 2C' & \sigma'_\theta = -\frac{A'}{r^2} + 2C' \\ u'_r = \frac{1+\mu_s}{E_s} \left[-\frac{A'}{r} + 2(1-2\mu_s)C'r \right] \end{cases} \quad (15)$$

锚固体的应力和位移表达式为

$$\begin{cases} \sigma_{ri} = -X_i - Y_i + \frac{C_i}{2} + \frac{D_i}{r^2} \\ \sigma_{\theta i} = X_i + Y_i - \frac{Z_i}{1-\mu_s} + \frac{C_i}{2} - \frac{D_i}{r^2} \\ u_i(r) = \frac{r(1+\mu_s)}{E_s} \left[X_i + Y_i - Z_i + \frac{(1-2\mu_s)C_i}{2} - \frac{D_i}{r^2} \right] \end{cases} \quad (16)$$

$$X_i = \frac{\int r \left(\int f_i(r) dr \right) dr}{(1-\mu_s)r^2}, \quad Y_i = \frac{\int r^2 f_i(r) dr}{r^2}, \quad Z_i = \int f_i(r) dr$$

边界条件为

$$\begin{cases} (\sigma'_r)_{r \rightarrow \infty} = -P & (\sigma_{r1})_{r=R_0} = 0 \\ (\sigma'_r)_{r=R_0+L} = (\sigma_{r2})_{r=R_0+L} & (\sigma'_{r'})_{r=R_0+L} \\ (\sigma'_{r2})_{r=R_1} = (\sigma_{r1})_{r=R_1} & (u_{r2})_{r=R_1} = (u_{r1})_{r=R_1} \end{cases} \quad (17)$$

式中: $i=1$ 表示洞壁到中性点的状态; $i=2$ 表示中性点到锚杆远端的状态。

由式(15)一式(17)解得洞壁的径向位移和环向应力为

$$u_1(R_0) = \frac{R_0(1+\mu_s)}{E_s} \left[2P(\mu_s - 1) + \int_{R_0}^{R_1} f_1(r) dr + \int_{R_1}^{R_0+L} f_2(r) dr \right] \quad (18)$$

$$\sigma_{\theta 1}(R_0) = -2P + \frac{1}{1-\mu_s} \left(\int_{R_0}^{R_1} f_1(r) dr + \int_{R_1}^{R_0+L} f_2(r) dr \right) \quad (19)$$

2 围岩与加固体协同变形

2.1 建立围岩与加固体协调变形模型

从宏观尺度将在锚杆高密度支护模式下岩石和锚杆的复合体考虑成连续、均质、各向同性以及强度参数增强的等效材料,视为加固体,将锚固体转化为加固体,依靠分析加固体来判断围岩稳定性,当洞壁处的环向应力小于等于加固体抗压强度 σ_c 时,巷道围岩稳定,如图4所示。

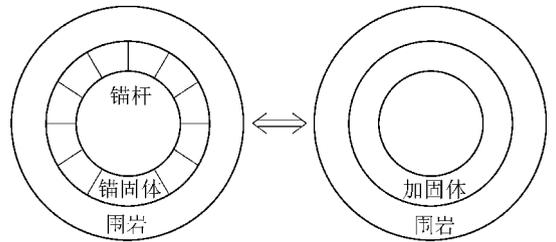


图4 锚固体转化为加固体

Fig.4 Anchorage body convert to reinforcement body

建立围岩与加固体共同变形模型,计算围岩与加固体位移、应力表达式,如图5所示。

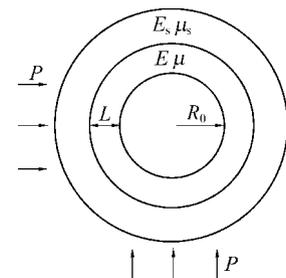


图5 加固体力学模型

Fig.5 Mechanical model of reinforcement body

加固体的应力和位移表达式为

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{A}{r^2} + 2C \\ \sigma_\theta = -\frac{A}{r^2} + 2C \\ u_r = \frac{1+\mu}{E_s} \left[-\frac{A}{r} + 2(1-2\mu)Cr \right] \end{cases} \quad (20)$$

边界条件为

$$\begin{cases} (\sigma'_r)_{r \rightarrow \infty} = -P & (\sigma_r)_{r=R_0} = 0 \\ (\sigma_r)_{r=R_0+L} = (\sigma'_r)_{r=R_0+L} & (u_r)_{r=R_0+L} = (u'_r)_{r=R_0+L} \end{cases} \quad (21)$$

由式(15)、式(20)、式(21)解得洞壁的径向位移和切向应力为

$$\sigma_\theta(R_0) = \frac{4PE(L+R_0)^2(\mu_s^2-1)}{[(-2\mu^2-\mu+1)E_s+(1+\mu_s)E](L^2+2LR_0)+(2-2\mu^2)E_sR_0^2} \quad (22)$$

$$u_r(R_0) = \frac{-4PR_0(L+R_0)^2(\mu_s^2-1)(\mu^2-1)}{[(-2\mu^2-\mu+1)E_s+(1+\mu_s)E](L^2+2LR_0)+(2-2\mu^2)E_sR_0^2} \quad (23)$$

2.2 确定加固体的变形参数

在相同初始应力下,以围岩与锚固体协调变形和围岩与加固体协调变形引起洞壁的变形相同为基础,建立下式等效条件即可求得围岩加固体的弹性模量 E 和泊松比 μ 。

$$\begin{cases} \sigma_\theta(R_0) = \sigma_{\theta 1}(R_0) \\ u_r(R_0) = u_1(R_0) \end{cases} \quad (24)$$

2.3 确定加固体强度参数

加固体的内摩擦角由锚杆的内摩擦角、岩土体内摩擦角和摩擦面上的应力状态决定。若锚杆和被锚岩土体的应力状态相同,则加固体的内摩擦角按面积等效求得,但由于锚固区内锚杆所占面积很小(通常不足千分之一),因此,加固体的内摩擦角近似等于锚固前土体的内摩擦角^[21],即

$$\varphi = \varphi_s \quad (25)$$

式中, φ_s 为围岩内摩擦角。

加固体的黏聚力的增加由2方面引起:一部分是锚杆的横向作用提高了破裂面的抗剪强度;另一部分是锚杆所受的预紧力对围岩施加一定的压力,改善了岩体的受力状态,增加了岩体抗变形的能力。锚固岩体的最大主应力方向与锚杆垂直,则锚固体主破裂面方向与最大主应力方向的夹角 $\beta = \pi/4 - \varphi/2$ ^[22]。

在锚杆与围岩楔形单元中,锚杆横向作用提供的黏聚力为

$$c_m = \frac{\sigma_s \pi d_b^2}{4\sqrt{3} S_L S_r \cos \beta} \quad (26)$$

式中, σ_s 为锚杆屈服强度, MPa。

由式(10)可得锚杆受到预紧力后的轴力分布 $F(r)$, 则锚杆所受预紧力提供的黏聚力为

$$c_n = \frac{F(r)}{S_L S_r} \cos \beta \tan \varphi \quad (27)$$

锚固岩体内距离洞室中心 r 处的黏聚力为

$$c(r) = c_s + c_m + c_n \quad (28)$$

式中, c_s 为围岩黏聚力; C_m 为锚杆横向作用提供的黏聚力。

由以上分析可得出,加固体的等效黏聚力为

$$c = \frac{1}{L} \int_{R_0}^{R_0+L} c(r) dr \quad (29)$$

3 模型验证与参数分析

3.1 模型验证

使用笔者推导出的加固体强度参数和变形参数,可以计算得到圆形洞室支护后的应力、位移解以及分析洞室围岩稳定。接下来给出一个算例,分析参数见表1。通过与高家美^[1]和FLAC^{3D}数值模拟进行比较,证明该模型正确。

表1 围岩与锚杆支护参数

Table 1 Parameters surrounding rock and bolt support

参数	数值	参数	数值
P_0 /MPa	8.76	E_b /MPa	206 000
R_0 /m	3	d_b /m	0.020
E_s /MPa	1 380	S_L /m	0.6
μ_s	0.42	S_r /rad	$\pi/10$
c_s /MPa	1.568	L /m	2
φ_s /°	35	P_1 /kN	0

将以上参数代入式(1)~式(29),可得到加固体的等效强度和变形参数,见表2。

表2 加固体参数

Table 2 Parameters of the reinforcement body

参数	数值	参数	数值
E_s /MPa	1 380	E /MPa	1 456.9
μ_s	0.42	μ	0.361
c_s /MPa	1.568	c	1.633
φ_s /°	35	φ	35

地下洞室开挖后的位移变化仅在洞室周围距离洞室中心点3~5倍洞室半径内有影响,且在5倍洞室半径处的位移变化一般控制在5%以内,为了减小误差,模型尺寸选为60 m×40 m×60 m。为了提高模拟分析的准确性,在划分网格时巷道支护及周边围岩处细密划分。锚杆采用cable单元模拟,围岩和锚杆参数见表1,模型边界作用围压 P_0 。模型有14 400个单元(zones)组成,其中包含15 960个节点(grid-points)。

锚杆支护后围岩的位移、应力曲线分别如图6和图7所示,将笔者计算的理论与高家美^[1]的结果(曲线1)和FLAC数值模拟的结果(曲线2)进行了比较。锚杆支护后,通过本文模型计算得出巷道洞壁径向位移和环向应力分别为26.12 mm和16.67 MPa,高家美计算出的结果分别为27.03 mm和17.15 MPa,而FLAC^{3D}数值模拟得出的结果分别为21.53 mm和15.97 MPa,可以看出,本文理论解曲线3与高家美的结果接近,但是与之相比,通过本文计算得到的理论解更加接近于FLAC^{3D}数值模拟的结果,说明了笔者建立模型的合理性。

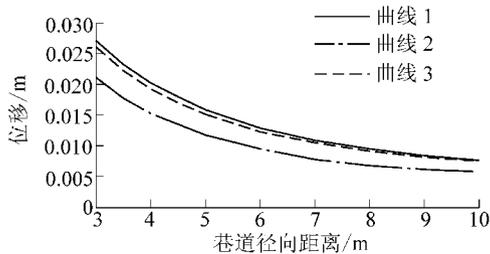


图6 围岩中径向位移比较

Fig.6 Comparison of surrounding rock radial displacement

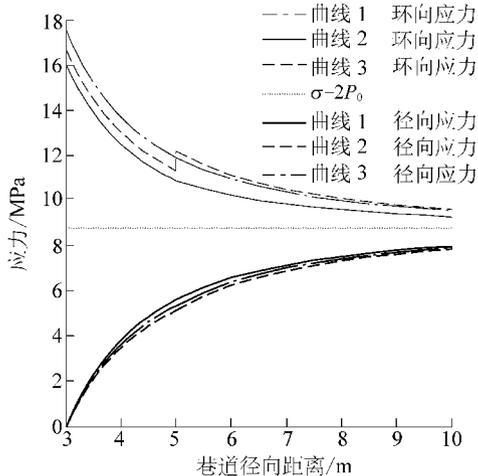


图7 围岩中应力曲线比较

Fig.7 Comparison of surrounding rock stress curve

由图7和图8可以看出,在洞壁附近围岩位移和应力值较大,距离洞壁越远,其变化速率越小,最后趋于稳定。在图8中,计算的切应力曲线在距离洞壁2 m处出现了跳跃,这是因为笔者将锚固区视为均质的加固体,围岩与加固体协调变形时,两者材料性质不同,不符合均匀性假定,属于接触问题。经过合理的锚杆与围岩力学传递模型计算可知,锚杆支护改善了围岩应力状态,减小了围岩环向应力 σ_θ 与径向位移 u_r ,降低了巷道围岩中的最大剪应力 τ_{\max} ,提高了围岩的自稳能力,有利于巷道工程稳定。

3.2 加固体强度参数和变形参数分析

假设圆形巷道的半径 $R_0=4.0$ m或 5.0 m,岩体的弹性模量 $E_s=5.0\times 10^3$ MPa,围岩泊松比 $\mu=0.25$,围岩黏聚力 $c_s=0.8$ MPa,围岩内摩擦角 $\varphi_s=30^\circ$ 。锚杆杆长 $L=2\sim 4$ m,锚杆直径 $d_b=20$ mm或 22 mm,锚杆弹性模量 $E_b=210\times 10^3$ MPa或 200×10^3 MPa,锚杆屈服强度 $\sigma_b=235$ MPa或 335 MPa,锚杆间距 $S_r=\pi/15$ 或 $\pi/12$,锚杆排距 $S_L=1.2$ m或 1.0 m,锚杆预紧力 $P_1=0\sim 250$ kN。初始地应力 $P=10$ MPa或 5 MPa。

不同支护强度下加固体弹性模量和泊松比的变化分别如如图9和图10所示,通过图9、10可以看出,加固体弹性模量和泊松比随着锚杆长度由2 m增加到4 m分别减小了约0.3%和4.5%,因为随着锚杆长度增加,加固体区域越大,经过等效转化后,其弹性模量和泊松比越接近围岩弹性模量和泊松比的值。

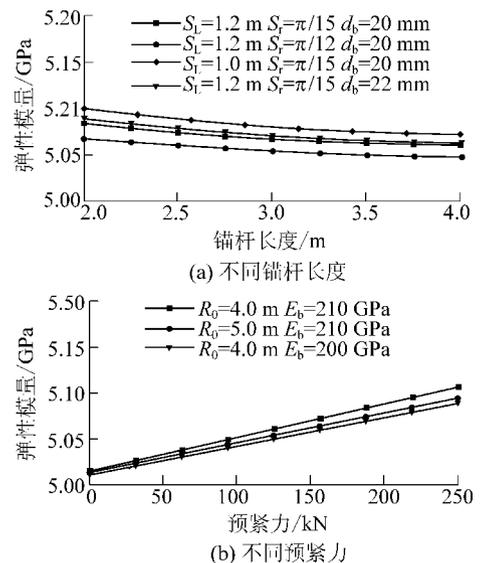


图8 不同支护强度下加固体弹性模量的变化

Fig.8 Variation of elastic modulus of reinforcement body under different support strengths

当预紧力从0增加到250 kN时,加固体的弹性模量和泊松比分别增加了5%和减小了16.7%,可以看出,预紧力对加固体参数值影响较大。当洞室半径由4 m变为5 m时,加固体弹性模量和泊松比分别减小了约0.2%和增大了约2.4%。锚杆间距从 $\pi/15$ 增大到 $\pi/12$,加固体弹性模量和泊松比分别减小了约0.3%和增加了约3.2%,锚杆排距从1.2 m减小到1.0 m,加固体弹性模量和泊松比分别增加了约0.4%和减小了约3.2%。当锚杆直径由20 mm变

为 22 mm 时,加固体弹性模量和泊松比变化很小。

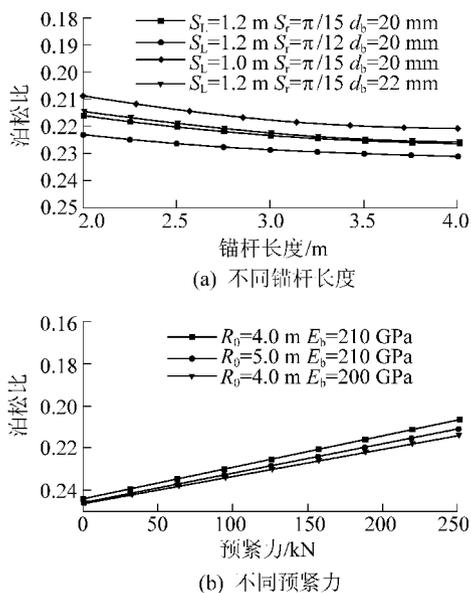


图9 不同支护强度下加固体泊松比的变化

Fig.9 Variation of Poisson ratio of reinforcement body under different support strengths

不同支护强度下加固体黏聚力的变化如图 10 所示,加固体黏聚力随着锚杆长度由 2 m 增加到 4 m 而减小了约 1.1%,随着预紧力由 0 增加到 250 kN 而增加了约 0.8%,当锚杆的锚杆屈服强度由 235 MPa 变为 335 MPa 时,加固体黏聚力增加了约 2.0%。

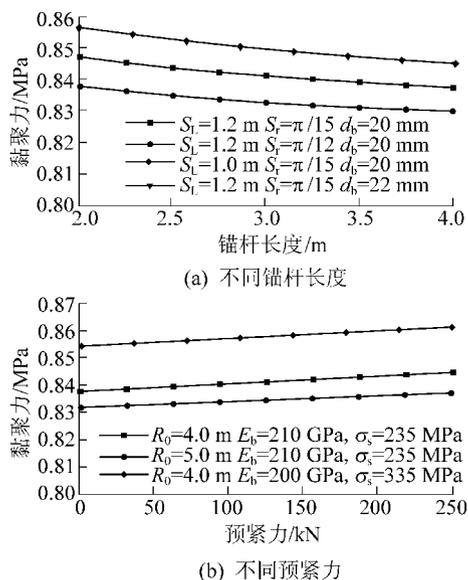


图10 不同支护强度下加固体黏聚力的变化

Fig.10 Variation of cohesion of reinforcement body under different support strengths

锚杆间距从 $\pi/15$ 增大到 $\pi/12$,加固体黏聚力

减小了约 1.2%,锚杆排距从 1.2 m 减小到 1.0 m,加固体黏聚力增加了约 1.1%。

4 结 论

1)通过均匀化方法,将岩石和锚杆的复合体考虑成均质的加固体。在静水压力条件下,建立了围岩与锚固体、加固体协调作用力学模型,对该模型进行了弹性分析,基于位移等效条件和围岩强度强化理论,求得了围岩加固体的物理力学参数表达式。

2)将笔者理论解与高家美^[1]的解和 FLAC^{3D}数值模拟的结果进行了比较,笔者理论解与高家美的结果接近,与之相比,通过本文计算得到的理论解更加接近于 FLAC^{3D}数值模拟的结果,验证了笔者模型的合理性。

3)通过算例,分析了锚杆和围岩的各个参数对加固体的物理力学参数的影响,结果表明:锚杆所受预紧力、锚杆长度和锚杆的间排距对加固体参数影响较大,因此,在工程中应该重视合理的锚杆长度和锚杆间排距。

4)加固体物理力学参数的计算公式简洁且意义明确,为确定合理的锚杆支护参数提供了新方法,也可为研究巷道围岩稳定性评价方法提供参考。

参考文献 (References) :

- [1] 高家美,顿志林.全长粘结型锚杆支护后围岩应力和位移的线弹性分析[J].长沙矿山研究院季刊,1989,9(3):55-64.
GAO Jiamei, DUN Zhilin. A linear elastic analysis of stress and displacement in wall rocks under full-column cemented rock bolting conditions[J]. Quarterly of CimR, 1989, 9(3): 55-64.
- [2] 黄明华,周智,欧进萍.全长黏结式锚杆锚固段荷载传递机制非线性分析[J].岩石力学与工程学报,2014,33(S2):3993-3996.
HUANG Minghua, ZHOU Zhi, OU Jinping. Nonlinear analysis on load transfer mechanism of wholly grouted anchor rod along anchoring section[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(S2): 3993-3996.
- [3] 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.
LI Huaizhen, LI Xuehua. Determination of rational anchorage length of bolt based on slip-debonding failure mode of interface[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(11): 3106-3112.
- [4] 方勇,何川.全长黏结式锚杆与隧道围岩相互作用研究[J].工程力学,2007,24(6):112-114.
FANG Yong, HE Chuan. Study on the interaction of whole bonded rock bolt and tunnel surrounding rock[J]. Engineering Mechanics, 2007, 24(6): 112-114.

- [5] 刘国庆,肖明,陈俊涛,等.地下洞室全长黏结式锚杆受力分析方法[J].华中科技大学学报:自然科学版,2017,45(6):113-119.
LIU Guoqing, XIAO Ming, CHEN Juntao, *et al.* Stress analysis method of fully grouted rock bolt in underground caverns [J]. Journal of Huazhong University of Science & Technology: Natural Science Edition, 2017, 45(6): 113-119.
- [6] 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):801-805.
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): 801-805.
- [7] 郑西贵,张农,薛飞.预应力锚杆锚固段应力分布规律及分析[J].采矿与安全工程学报,2012,29(3):366-368.
ZHENG Xigui, ZHANG Nong, XUE Fei. Study on stress distribution law in anchoring section of prestressed bolt [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2012, 29(3): 366-368.
- [8] 侯朝炯,勾攀峰.巷道锚杆支护围岩强度强化机理研究[J].岩石力学与工程学报,2000,19(5):342-344.
HOU Chaojiong, GOU Panfeng. Mechanism study on strength enhancement for the rocks surrounding roadway supported by bolt [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2000, 19(5): 342-344.
- [9] 张文锡.锚杆对围岩力学性质参数及受力状态的影响[D].徐州:中国矿业大学,2016:18-58.
- [10] 孟强,赵洪波,茹忠亮,等.锚杆支护圆形隧洞弹塑性解[J].工程力学,2015,32(7):18-23.
MENG Qiang, ZHAO Hongbo, RU Zhongliang, *et al.* Analytical solution for circular tunnels with rock bolts [J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(7): 18-23.
- [11] CAI Y, ESAKI T, JIANG Y J. An analytical model to predict axial load in grouted rock bolt for soft rock tunneling [J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2004, 19: 607-618.
- [12] FAHIMIFAR A, SOROUSH H. A theoretical approach for analysis of the interaction between grouted rockbolts and rock masses [J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2005, 20: 333-343.
- [13] SEBASTIANO PELIZZA, SANG-HWAN KIM, JONG-SOO KIM. A study of strength parameters in the reinforced ground by rock bolts [C]. Seoul: Proceedings of the World Tunnel Congress and 32nd ITA Assembly, 2006: 6.
- [14] OSGOUI R R. Ground reaction curve of reinforced tunnel using a new elastoplastic model [D]. Turin: The Technical University of Turin, 2006.
- [15] BOBET A, EINSTEIN H H. Tunnel reinforcement with rockbolts [J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2011, 26: 100-123.
- [16] 姚显春,李宁,陈蕴生.隧洞中全长黏结式锚杆的受力分析[J].岩石力学与工程学报,2005,24(13):2273-2275.
YAO Xianchun, LI Ning, CHEN Yunsheng. Theoretical solution for shear stresses on interface of fully grouted bolt in tunnels [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(13): 2273-2275.
- [17] 康红普,姜铁明,高富强.预应力在锚杆支护中的作用[J].煤炭学报,2007,32(7):681-684.
KANG Hongpu, JIANG Tieming, GAO Fuqiang. Effect of pretensioned stress to rock bolting [J]. Journal of China Coal Society, 2007, 32(7): 681-684.
- [18] 韦四江,勾攀峰.锚杆预紧力对锚固体强度强化的模拟实验研究[J].煤炭学报,2012,37(12):1989-1991.
WEI Sijiang, GOU Panfeng. Analogy simulation test on strengthening effect for pretention of bolts on anchorage body [J]. Journal of China Coal Society, 2012, 37(12): 1989-1991.
- [19] 周浩,肖明,陈俊涛.大型地下洞室全长黏结式岩石锚杆锚固机制研究及锚固效应分析[J].岩土力学,2016,37(5):1503-1510.
ZHOU Hao, XIAO Ming, CHEN Juntao. Study of anchoring mechanism and analysis of anchoring effect of fully grouted rock anchor in large - scale underground caverns [J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(5): 1503-1510.
- [20] 徐志伦.弹性力学简明教程[M].北京:高等教育出版社,2002.
- [21] 杨双锁,张百胜.锚杆对岩土体作用的力学本质[J].岩土力学,2003,24(S1):279-282.
YANG Shuangshuo, ZHANG Baisheng. The influence of bolt action force to the mechanical property of rocks [J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(S1): 279-282.
- [22] 侯朝炯.深部巷道围岩控制的关键技术研究[J].中国矿业大学学报,2017,46(5):972-976.
HOU Chaojiong. Key technologies for surrounding rock control in deep roadway [J]. Journal of University of Mining & Technology, 2017, 46(5): 972-976.