

DOI: 10.11779/CJGE201510019

动载作用下圆形巷道锚杆支护结构破坏机理研究

王正义^{1, 2}, 窦林名^{*1, 2}, 王桂峰¹

(1. 中国矿业大学煤炭资源与安全开采国家重点实验室, 江苏 徐州 221116; 2. 中国矿业大学矿业工程学院, 江苏 徐州 221116)

摘 要: 将冲击应力波进行合理简化, 建立平面 P 波与圆形锚固巷道相互作用简化模型。结合算例, 通过分析深部围岩径向应力、巷道表面切向应力、巷道表面径向位移以及深部围岩与巷道表面径向位移差等代表性指标, 确定了重点支护位置, 推导了重点支护位置的锚杆受力机制并提出了相应破坏类型及判据。结果表明: 迎波侧与侧向位置是重点支护位置。迎波侧锚杆总应力是静载轴应力、锚杆振动的动应力和动载下围岩变形引起的附加应力的叠加, 强冲击下迎波侧支护结构的破坏类型为单次瞬间摧垮破坏, 围岩受压破裂, 锚杆松动失去加固作用; 循环弱冲击下的破坏类型为循环累积损伤破坏, 受压围岩逐渐损伤致裂, 锚杆反复受压、受拉直至松动, 这进一步加剧围岩的损伤破裂, 当承载拱强度降低到一定值后, 一次小冲击就能诱发巷道冲击破坏。侧向位置锚杆总应力是静载轴应力、动载下围岩变形引起的附加应力的叠加, 锚杆始终受拉, 在强冲击下可能发生拉断破坏。通过相似模拟试验, 较好地验证了理论分析结果, 表明理论分析结果对工程实践具有一定的指导意义。

关键词: 冲击矿压; 应力波; 锚杆; 巷道围岩; 支护

中图分类号: TU43; TD324 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2015)10-1901-09

作者简介: 王正义(1990-), 男, 硕士研究生, 主要从事矿山压力、冲击矿压、采矿地球物理等方面的研究工作。E-mail: 15062193699@163.com。

Failure mechanism of anchored bolt supporting structure of circular roadway under dynamic load

WANG Zheng-yi^{1, 2}, DOU Lin-ming^{*1, 2}, WANG Gui-feng¹

(1. State Key Laboratory of Coal Resource and Mine Safety, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China;

2. School of Mines, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China)

Abstract: By reasonably simplifying the stress wave, a simplified model for the reciprocity between the plane p-wave and the circular anchoring roadway is built. Based on a typical case, through analyzing such remarkable parameters as radial stress of deep surrounding rock, tangential stress of roadway surface, radial displacement of roadway surface and radial displacement difference between deep surrounding rock and roadway surface, the strategic locations of support are confirmed, the force mechanism of bolt is deduced, and the corresponding failure patterns and failure criteria are put forward. The results show that the side facing the stress wave and the lateral position are the strategic locations of support. It is found that: (1) The total stress of bolt on the side facing the stress wave is the superposition of static axial stress, dynamic stress of bolt vibration and subsidiary stress caused by the surrounding rock deformation under dynamic load. Under the strong impact, a single instantly destroyed destruction will occur, the surrounding rock is pressed to fracture and the loose bolts lose the reinforcement. Under the cyclic weak impact, the pressed surrounding rock is gradually damaged to fracture, and that the bolt is loose owing to being pressed and straightened repeatedly intensifies the fracture of the surrounding rock further. When the strength of the load-bearing arch is decreased to a certain value, a weak impact can induce the burst failure of roadway; and (2) The total stress of the bolt at the lateral position is the composition of the static axial stress and the subsidiary stress caused by the surrounding rock deformation under the dynamic load. The bolt here is being subjected to tension, so tensile failure will occur under the strong impact. The results of similar simulation experiments are consistent with the theoretical ones, indicating that the theoretical analysis can be a significant guidance for engineering practice.

Key words: rockburst; stress wave; bolt; roadway surrounding rock; support

基金项目: 国家自然科学基金委和神华集团有限公司联合资助项目 (51174285); 江苏省自然科学基金项目 (BK20140194)

收稿日期: 2015-01-11

***通讯作者**

0 引言

冲击矿压(岩爆)对矿山安全开采造成了极大的危害,通常会瞬间造成巷道冒落垮塌甚至闭合堵塞^[1]。随着中国煤矿快速向深部延伸,冲击矿压发生的频度和烈度也逐年增加,成为深部绿色开采亟待解决的难题^[2]。针对巷道冲击矿压的破坏机理,文献[3]建立了冲击矿压巷道围岩稳定性控制的强弱强结构力学模型,推导了巷道冲击震动破坏的强度判据和能量准则,却未考虑承载拱内部锚杆与围岩的耦合作用机理以及锚杆的受力机制,对应力波的简化处理也与实际情况有一定距离;文献[4, 5]采用数值模拟和相似模拟的方法研究了爆炸载荷作用下锚杆的动载响应,发现巷道周边不同位置锚杆的受力特征存在很大差异,却未能从理论上进行深入的解释。

本文建立了动载作用下圆形巷道锚杆支护结构动力响应模型,旨在从理论上解释承载拱内部锚杆的受力特征及破坏机制,以期工程实践提供理论依据。

1 圆形锚固巷道在平面 P 波作用下的动力反应

1.1 建立模型

在距离震源一定距离处,岩石中传播的应力波可视为平面波^[6]。锚杆支护具有强化作用,将锚固范围内的围岩组合成一个整体,形成了一个相当于钢筋混凝土的承载结构^[7]。据此,本文将圆形锚固巷道的支护结构简化为巷道周围一个类似“衬砌”的环形结构,由于静水压力($\lambda=1$)下的圆形巷道具有对称性,即来自任意方向的应力波对巷道的作用都是等效的,不妨令平面 P 波的入射方向与 x 轴正方向一致,如图 1 所示。图中, a 为巷道内表面半径, b 为承载拱结构半径, r 为任意一点到巷道中心的距离; θ 为巷道周边任意一点与 x 轴正方向的夹角, θ 的取值范围为 $0^\circ \sim 360^\circ$ 。为便于研究,假设围岩为均质各向同性的弹性介质、无蠕变或黏性行为、平面应变模型。

入射到巷道围岩的简谐平面 P 波可表示为

$$\phi^{(i)} = \phi_0 e^{i(k_{p1}x - \omega t)} \quad (1)$$

式中 ϕ_0 为入射 P 波的振幅; k_{p1} 为入射 P 波的波数; ω 为入射 P 波的圆频率。

利用波函数展开法,式(1)可表示为

$$\phi^{(i)} = \phi_0 \sum_{n=0}^{\infty} \varepsilon_n i^n J_n(k_{p1}r) \cos(n\theta) e^{-i\omega t} \quad (2)$$

式中, J_n 为 n 阶第一类 Bessel 函数,其中

$$\varepsilon_n = \begin{cases} 1 & (n=0) \\ 2 & (n \geq 1) \end{cases} \quad (n=0,1,2,3,\dots) \quad (3)$$

应力波在波阻抗不同的介质分界面传播时,波会在介质分界面发生反射和透射^[8]。当平面 P 波传播到深部围岩与承载拱分界面时, P 波在介质分界面反射产生 P 波和 SV 波,并且透射产生 P 波和 SV 波。透射产生的 P 波和 SV 波又将在承载拱的内表面发生反射。

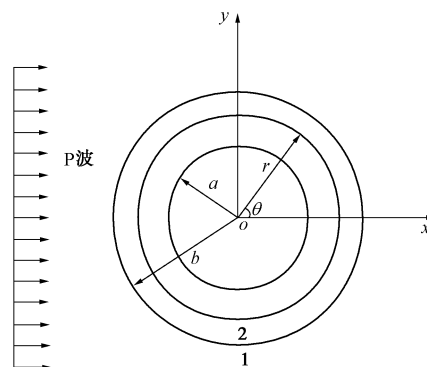


图 1 平面 P 波与圆形锚固巷道相互作用简化模型

Fig. 1 Simplified model for reciprocity between plane p-wave and circular anchoring roadway

因此,深部围岩($r \geq b$)中的总位移势^[9]为

$$\left. \begin{aligned} \phi_1 &= \sum_{n=0}^{\infty} \left[\phi_0 \varepsilon_n J_n(k_{p1}r) + A_n H_n^{(1)}(k_{p1}r) \right] \cos n\theta e^{-i\omega t}, \\ \psi_1 &= \sum_{n=0}^{\infty} B_n H_n^{(1)}(k_{sv1}r) \sin n\theta e^{-i\omega t}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

承载拱($a \leq r \leq b$)中的总位移势为

$$\left. \begin{aligned} \phi_2 &= \sum_{n=0}^{\infty} \left[C_n H_n^{(1)}(k_{p2}r) + D_n H_n^{(2)}(k_{p2}r) \right] \cos n\theta e^{-i\omega t}, \\ \psi_2 &= \sum_{n=0}^{\infty} \left[M_n H_n^{(1)}(k_{sv2}r) + N_n H_n^{(2)}(k_{sv2}r) \right] \sin n\theta e^{-i\omega t}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中 k_{pi} , k_{svi} ($i=1,2$) 为对应介质 P 波波数及 SV 波波数, $k_{pi} = \omega/c_{pi}$, $k_{svi} = \omega/c_{si}$; c_{pi} , c_{si} 为对应介质 P 波波速及 SV 波波速; $H_n^{(1)}$, $H_n^{(2)}$ 分别为第 1 类和第 2 类 Hankel 函数,代表向外和向内传播的波; A_n , B_n , C_n , D_n , M_n , N_n 为待定系数。

承载拱外边界 ($r=b$) 上的连续性条件为

$$\left. \begin{aligned} u_{r1} &= u_{r2}, \\ u_{\theta 1} &= u_{\theta 2}, \\ \sigma_{rr1} &= \sigma_{rr2}, \\ \tau_{r\theta 1} &= \tau_{r\theta 2}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

承载拱内边界 ($r=a$) 上的边界条件为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{rr2} &= 0 \\ \tau_{r\theta 2} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

1.2 模型求解

由柱坐标下应力和位移与位移势的关系可得深部围岩和承载拱的应力和位移表达式^[10]。联立连续性条件、边界条件以及深部围岩和承载拱应力和位移表达

式建立方程组。解方程组可得 $A_n, B_n, C_n, D_n, M_n, N_n$ 的值, 再将其代入深部围岩和承载拱应力和位移表达式, 即得平面 P 波作用下深部围岩和承载拱应力与位移的分布情况。

1.3 计算结果分析

由某矿实际, 取巷道半径 $a=2\text{ m}$, 承载拱半径 $b=3.2\text{ m}$, 深部围岩与承载拱物理力学指标见表 1。

表 1 深部围岩与承载拱物理力学指标
Table 1 Physico-mechanical indices of deep surrounding rock and load-bearing arch

介质	弹性模量 /GPa	泊松比	密度 /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	P 波波速 /($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	S 波波速 /($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)
深部围岩	55	0.25	2500	4300	2480
承载拱	40	0.22	2200	3583	2069

冲击震动动载参数^[11]见表 2。以小冲击为算例, 最大峰值速度取 1.0 m/s , 则 P 波产生的动载应力为 $\sigma_0=\rho C_p v_{pp}=2500\times 4300\times 1.0=10.75\text{ MPa}$ 。

表 2 冲击震动动载应变率范围
Table 2 Strain rate range of rock burst seism

震动波类型	频率 /Hz	最大峰值速度 /($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	波速 /($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	应变率 /(s^{-1})
纵波	2~15	0.52~4.38	4300	$1.5\times 10^{-3}\sim 9.6\times 10^{-2}$
横波	2~15	0.52~4.38	2480	$2.6\times 10^{-3}\sim 1.7\times 10^{-1}$

将以上参数代入深部围岩和承载拱应力和位移表达式, 得到如下结果:

(1) 深部围岩径向应力

深部围岩 ($r=b$) 径向应力 σ_{rr1} 分布如图 2 所示。由图 2 知, 靠近震源一侧的径向应力较大, 称为迎波侧, 最大值在 $\theta=180^\circ$ 处; 远离震源一侧的径向应力较小, 称为背波侧, 最小值在 $\theta=0^\circ$ 处。分析原因: ①介质的阻尼作用使得应力波随传播距离增大而衰减。迎波侧距震源较近, 能量衰减较少, 受动载影响较大。②应力波在巷道周围会发生绕射, 产生绕射波, 各个方向的绕射波相互叠加、干涉引起巷道后方应力波削弱^[12]。

(2) 巷道表面环向应力

巷道表面 ($r=a$) 环向应力 $\sigma_{\theta\theta 2}$ 分布如图 3 所示。由图 3 知, 环向应力最大值在侧向位置 ($\theta=90^\circ$ 和 $\theta=270^\circ$), 该处应力集中, 围岩剪胀变形严重。而静载时圆形巷道表面径向应力 $\sigma_r=0$, 环向应力 $\sigma_\theta=\sigma_{\theta\max}=2\gamma h$ 。由动静载耦合理论知, 静载下的 $\sigma_{\theta\max}$ 与动载下的 $\sigma_{\theta\theta 2\max}$ 叠加将使得侧向位置成为应力集中区, 是重点支护位置。

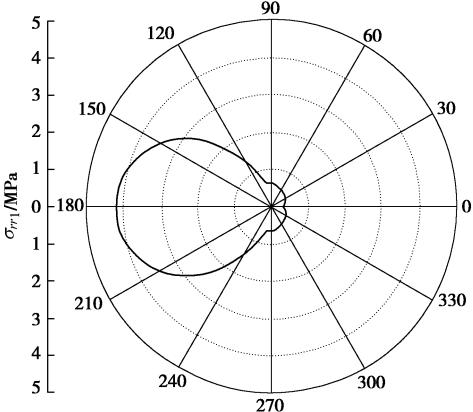


图 2 深部围岩 ($r=b$) 径向应力 σ_{rr1} 分布
Fig. 2 Distribution of radial stress σ_{rr1} of deep surrounding rock ($r=b$)

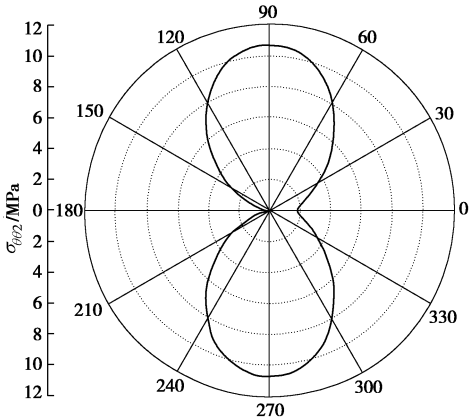


图 3 巷道表面 ($r=a$) 环向应力 $\sigma_{\theta\theta 2}$ 分布
Fig. 3 Distribution of tangential stress $\sigma_{\theta\theta 2}$ of roadway surface ($r=a$)

(3) 巷道表面径向位移

巷道表面径向位移 u_{r2} 分布如图 4 所示。由图 4 知, 动载下迎波侧的 u_{r2} 远大于背波侧, 最大值在 $\theta=180^\circ$ 处。侧向位置 ($\theta=90^\circ$ 和 $\theta=270^\circ$) 的 u_{r2} 也较大, 这与该处环向应力较大有关, 即由于环向应力集中, 导致该处围岩剪胀变形严重, 向巷道自由空间的变形量大。

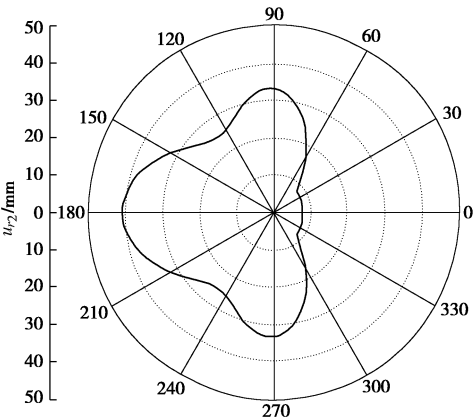


图 4 巷道表面径向位移 u_{r2} 分布
Fig. 4 Distribution of radial displacement u_{r2} of roadway surface ($r=a$)

(4) 巷道表面与深部围岩径向位移差

巷道表面与深部围岩径向位移差如图 5 所示。巷道表面 ($r=a$) 径向位移 u_{r2} 与深部围岩 ($r=b$) 径向位移 u_{r1} 之差为 Δu_r , 即

$$\Delta u_r = u_{r2} - u_{r1} \quad (8)$$

静载下巷道围岩变形都从表面向深部逐渐降低^[13], 动载下也有相同的规律, 即 $u_{r2} > u_{r1}$ 。由图 5 知, 迎波侧的 Δu_r 远大于背波侧; 侧向位置 ($\theta = 90^\circ$ 和 $\theta = 270^\circ$) 的 Δu_r 最大, 表明该处围岩不协调变形严重, 对支护结构影响大, 是重点支护位置。

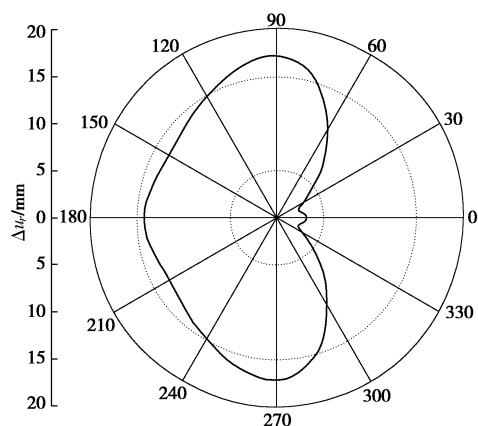


图 5 深部围岩与巷道表面径向位移差 Δu_r 分布

Fig. 5 Distribution of radial displacement difference Δu_r between deep surrounding rock and roadway surface

1.4 重点支护位置

(1) 迎波侧的深部围岩径向应力远大于背波侧, 受动载影响大, 支护围岩和锚杆锚固端可能受压破坏, 导致锚杆松动, 从而减弱甚至丧失对围岩加固作用, 应重点关注迎波侧围岩受压以及锚杆的松动破坏。

(2) 侧向位置 ($\theta = 90^\circ$ 和 $\theta = 270^\circ$) 的巷道表面环向应力与径向位移以及巷道表面与深部围岩径向位移差都较大, 表明该处应力集中, 围岩剪胀变形严重, 同样是重点支护位置。

2 动载作用下支护结构中端锚锚杆受力分析

动载下端锚锚杆受力包括: ①静载下锚杆由于施加预紧力而产生的轴应力 σ_s ; ②动载下锚杆振动的动应力 σ_{d1} ; ③动载下围岩变形引起的附加应力 σ_{d2} 。由动静载耦合理论知, 动载下端锚锚杆总应力为

$$\sigma_{\text{总}} = \sigma_s + \sigma_{d1} + \sigma_{d2} \quad (9)$$

2.1 静载轴应力 σ_s

静载下预紧力端锚锚杆的轴力为^[14]

$$F = \begin{cases} \int_x^L \tau_{1x} \pi D_2 dx = \frac{e^{-(x-l)/(d-D_2)} - e^{-(L-l)/(d-D_2)}}{1 - e^{-(L-l)/(d-D_2)}} T & (l \leq x \leq L), \\ T & (0 \leq x \leq l) \end{cases}$$

(10)

式中, F 为锚杆轴力, T 为托锚力。静载下端锚锚杆自由段的轴力即为托锚力, 由煤矿实际, 托锚力取 40 kN, 则锚杆轴应力为

$$\sigma_s = \frac{F}{\frac{\pi}{4} d^2} = \frac{40 \times 10^3}{\frac{\pi}{4} \times (20 \times 10^{-3})^2} = 127 \text{ MPa} \quad (11)$$

2.2 锚杆振动的动应力 σ_{d1}

为研究动应力 σ_{d1} , 建立如图 6 所示的锚杆纵向振动力学模型^[15]。

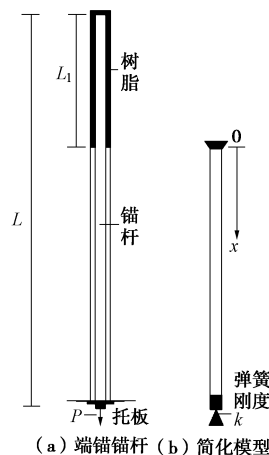


图 6 树脂锚杆的力学模型

Fig. 6 Mechanical model for resin bolt

图 6 (b) 所示锚杆振动简化模型的波动方程为

$$c_0^2 \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (12)$$

假定其解的形式为

$$u(x,t) = X(x)T(t) \quad (13)$$

式中, $X(x)$ 为主函数, 定义振动模态, $T(t)$ 为决定振动模态随时间的发展。 $X(x)$, $T(t)$ 通解为

$$\left. \begin{aligned} X(x) &= a \cos \lambda x + b \sin \lambda x \\ T(t) &= c \cos c_0 \lambda t + d \sin c_0 \lambda t \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

式中 常数 a , b 由约束条件确定; 常数 c , d 与初始条件有关; $\lambda = 2\pi f / c_0$; f 为振动频率。

锚杆振动模型边界条件为

$$\left. \begin{aligned} u(0,t) &= 0 \\ EA \frac{\partial u}{\partial x} \Big|_{x=l} &= P = -k u \Big|_{x=l} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

式中 E 为锚杆弹性模量; A 为锚杆横截面积; P 为预紧力; k 为弹簧刚度, 且 k 是预紧力 P 的函数, P 越大, k 就越大^[16]。

锚杆振动模型初始条件为^[17]

$$\left. \begin{aligned} u(x,0) &= 0 \\ \frac{\partial u(x,0)}{\partial t} &= \frac{I \delta(L-x)}{A \rho} \quad (0 \leq x \leq l) \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中 I 为冲击能量; L 为锚杆长度; $\delta(x)$ 为 Dirac 函数。

由弹性动力学知, 有限长杆任一纵向振动的位移表达式为^[18]

$$u(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} (c_n \cos c_0 \lambda_n t + d_n \sin c_0 \lambda_n t) \sin \lambda_n x. \quad (17)$$

而动力问题的弹性方程为

$$\sigma_x = \frac{E}{1+\nu} \left(\frac{\nu}{1-2\nu} e + \frac{\partial u}{\partial x} \right), \quad (18)$$

式中, ν 为泊松比, $e = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = \frac{\partial u}{\partial x}$ 。

联立式 (6) ~ (12), 得锚杆纵向振动应力表达式为

$$\sigma_x(x, t) = \frac{EI(1-\nu)}{A\rho c_0(1+\nu)(1-2\nu)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\lambda_n}{1-\cos \lambda_n l} \sin c_0 \lambda_n t \cos \lambda_n x. \quad (19)$$

式中 $\lambda_n = \arcsin(C_n e^{-kl/EA})/l$; 为将问题简化, 令 $C_n = f(n) = n(n=1, 2, 3, \dots)$, 并研究 1 阶 ($n=1$) 主振动, 得 $\lambda_1 = \arcsin(e^{-kl/EA})/l$, 代入式 (18), 得

$$\sigma_x(x, t) = \frac{EI(1-\nu)}{A\rho c_0(1+\nu)(1-2\nu)} \frac{\lambda_1}{1-\cos \lambda_1 l} \sin c_0 \lambda_1 t \cos \lambda_1 x \\ = \sigma_{x\max} \sin c_0 \lambda_1 t \cos \lambda_1 x, \quad (20)$$

式中, $\sigma_{x\max}$ 是 σ_x 的最大值, 满足

$$\sigma_{x\max} = \frac{EI(1-\nu) \arcsin\left(e^{-\frac{kl}{EA}}\right)}{A\rho c_0 l(1+\nu)(1-2\nu) \left\{ 1 - \cos \left[\arcsin\left(e^{-\frac{kl}{EA}}\right) \right] \right\}}. \quad (21)$$

锚杆振动应力表达式 (式 (20)) 是得到 σ_{d1} 表达式的基础, 却未考虑能量耗散, σ_{d1} 表达式见式 (23)。

2.3 动载下围岩变形引起的附加应力 σ_{d2}

巷道周边和岩体深部的位移规律, 及周边位移和锚杆深部锚固点的位移差, 对锚杆受力性质 (锚杆受拉、受压或不受力) 和大小影响很大^[19]。动载下巷道表面围岩与深部围岩变形不协调引起锚杆的变形量为 Δl_{d2} , 杆体应变为 ε_{d2} , 显然有 $\Delta l_{d2} = \Delta u_r$, 而 $\varepsilon_{d2} = \Delta l_{d2} / L = \Delta u_r / L$ 。

煤矿常用的 Q235 圆钢锚杆, 当杆体应力达到屈服极限时, 其变形量 $\Delta l_{d2} = 2.2 \text{ mm}$; 由图 5 知, 小冲击下 Δu_r 最小值为 2.5 mm, 表明支护结构各处的锚杆已不同程度地发生塑性变形, 其中, Δu_r 在迎波侧的平均值为 16 mm, 在侧向位置的平均值为 17.5 mm, 在背波侧的平均值为 8.75 mm。由 Q235 圆钢拉伸的应力-应变曲线可知 σ_{d2} 在迎波侧平均值为 240.96 MPa, 在侧向位置的平均值为 241.61 MPa, 在背波侧

的平均值为 237.83 MPa。

3 重点支护位置的锚杆动力响应

3.1 迎波侧

(1) 锚杆受力机制

两种介质的波阻抗分别为 $\rho_w c_w$ 和 $\rho_k c_k$, 波在介质分界面产生的反射波强度和透射波强度分别为

$$\sigma_F = \sigma_0 F; \quad \sigma_T = \sigma_0 T, \quad (22)$$

式中, $F = \frac{1-n}{1+n}$, $T = \frac{2}{1+n}$, $n = \frac{\rho_w c_w}{\rho_k c_k}$ 。

当入射波到达深部围岩与锚杆内端头分界面时,

$n_1 = \rho_{\text{围岩}} c_{\text{围岩}} / \rho_{\text{锚杆}} c_{\text{锚杆}} < 1$, $F_1 > 0$, $T_1 > 1$, $\sigma_{T1} = T_1 \sigma_{0r}$, 此时, 透射波为压缩波。

当透射压缩波沿锚杆杆体到达巷道表面时,

$n_2 = \rho_{\text{锚杆}} c_{\text{锚杆}} / \rho_{\text{空气}} c_{\text{空气}} \approx \infty$, $F_2 \approx -1$, $T_2 \approx 0$, $\sigma_{F2} \approx -\sigma_{T1}$, 此时, 透射压缩波几乎全发射为拉伸波。

当反射拉伸波再次到达锚杆内端头与深部围岩分界面时, $n_3 = \rho_{\text{锚杆}} c_{\text{锚杆}} / \rho_{\text{围岩}} c_{\text{围岩}} > 1$, $F_3 < 0$, $T_3 > 0$, $\sigma_{F3} = \sigma_{F2} F_3$, 此时, 反射波又为压缩波。

至此为一个循环周期。在锚杆纵向振动过程中, σ_{d1} 的幅值 $\sigma_{d1\max}$ 逐渐减小, 主要原因为巷道表面反射的拉伸波 σ_{F2} 在深部围岩与锚杆内端头分界面产生透射波 σ_{T3} , 这部分振动能量耗散到深部围岩中, 随着振动持续, 能量累积耗散, 直到恢复新的平衡。据此, 定义衰减系数 γ , 并考虑到应力方向 (拉应力为正值, 压应力为负值), 当 $kT \leq t \leq (k+1)T$ 时, σ_{d1} 的表达式为

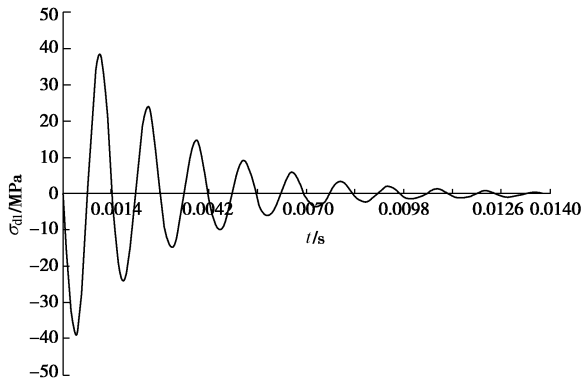
$$\sigma_{d1} = -\gamma^k \cdot \sigma_x(x, t) \\ = -\gamma^k \cdot \frac{EI(1-\mu)}{A\rho c_0(1+\mu)(1-2\mu)} \frac{\lambda_1}{1-\cos \lambda_1 l} \cos \lambda_1 x \sin c_0 \lambda_1 t, \quad (23)$$

式中, $k=0, 1, 2, 3, \dots$, $\gamma = |F_3|$, $T = 2\pi / c_0 \lambda_1$ 。

以煤矿常用直径为 20 mm 的 Q235 圆钢锚杆为例, 其中杆体长度为 2 m, 锚固段长度为 0.5 m, 弹性模量为 210 GPa, 密度取 7800 kg/m³, 泊松比取 0.3, 屈服强度 σ_q 为 235 MPa, 抗拉强度 σ_t 为 450 MPa, 极限伸长率 δ 为 25%; 振动模型的弹簧刚度取 20 kN/m, 冲击作用时间为 0.5 ms, 作用于锚杆横截面的冲击能量为 1.69 N·s。以 $\theta = 180^\circ$ 处的锚杆的自由段与锚固段分界面 ($x_0 = 0 \text{ m}$) 为例, 代入以上参数, 得

$$\sigma_{d1} = -\gamma^k \cdot \frac{EI(1-\nu)}{A\rho c_0(1+\nu)(1-2\nu)} \frac{\lambda_1}{1-\cos \lambda_1 l} \cos \lambda_1 x_0 \sin c_0 \lambda_1 t \\ = -0.62^k \cdot 39.7 \times 10^6 \cdot \sin(5.33 \times 10^3 \cdot t), \quad (24)$$

$x_0 = 0 \text{ m}$ 处动应力 σ_{d1} 的时程曲线如图 7 所示。

图7 动应力 σ_{d1} 的时程曲线Fig. 7 Time-history curve of dynamic load σ_{d1}

当入射波到达深部围岩与承载拱分界面时,除了引起锚杆振动外,还会引起深部围岩产生径向位移 u_{r1} ,在小冲击算例中其平均值为 30 mm。此时振动波尚未传播至巷道表面,故巷道表面径向位移 $u_{r2}=0$,锚杆变形量 $\Delta l_{d2} = \Delta u_r = 0 - u_{r1} = -30$ mm。由 Q235 圆钢压缩时的应力-应变曲线知,压缩时的 E 和 σ_q 与拉伸时的大致相同,而进入屈服阶段后,其抗压能力却继续增高。变形量 30 mm 的锚杆已屈服,此时 σ_{d2} 为压应力,且其值大于屈服强度 235 MPa,故有

$$\sigma_{\text{总}} = \sigma_s + \sigma_{d1} + \sigma_{d2} < 127 + (-39.7) + (-235) = -147.7 \text{ MPa}, \quad (25)$$

此时锚杆受压,而锚杆抗压强度较大,不会发生破坏。

当应力波到达巷道表面反射拉伸波时(由于承载拱厚度较小,可近似认为沿锚杆传播的应力波和沿围岩传播的应力波同时到达巷道表面),引起巷道表面径向位移 u_{r2} ,其平均值为 46 mm。锚杆最终变形量 $\Delta l'_{d2} = u_{r2} - u_{r1} = 16 \text{ mm} > 0$ 。此时 σ'_{d2} 为拉应力,由 2.3 节知,其值为 240.96 MPa,故有

$$\sigma'_{\text{总}} = \sigma'_s + \sigma'_{d1} + \sigma'_{d2} = 127 + 39.7 + 240.96 = 407.66 \text{ MPa}, \quad (26)$$

此时锚杆受拉,由 $\sigma'_{\text{总}} < \sigma_t = 450 \text{ MPa}$,故小冲击算例下的锚杆未发生拉断破坏。

此后,由于动载下围岩变形已达塑性变形,静载 σ'_s 与围岩变形引起的附加应力 σ'_{d2} 叠加成为新的“静载” σ_{s1} ,即

$$\sigma_{s1} = \sigma'_s + \sigma'_{d2} = 127 + 240.96 = 367.96 \text{ MPa} \quad (27)$$

由于 σ_{d1} 幅值逐渐减小,此后总应力 $\sigma_{\text{总}}$ 的范围为

$$\begin{cases} \sigma_{\text{总min}} = \sigma_{s1} - \sigma'_{d1\text{max}} = 367.96 - 0.62 \times 39.7 = 343.346 \text{ MPa} \\ \sigma_{\text{总max}} = \sigma_{s1} + \sigma'_{d1\text{max}} = 367.96 + 0.62 \times 39.7 = 392.574 \text{ MPa} \end{cases} \quad (28)$$

显然,此后锚杆始终受拉,直到 $\sigma_{\text{总}} = \sigma_{s1} = 367.96 \text{ MPa}$ 时,才恢复到新的平衡。

综上,小冲击下迎波侧锚杆先受压后受拉,直到恢复新的平衡。

(2) 支护结构的破坏类型

应力波对煤岩体的破坏表现为两种形式:循环累积损伤破坏和单次瞬间摧垮破坏^[20]。

当应力波强度较低时,单次冲击不会引起迎波侧承载拱内锚杆和围岩破坏。然而,当多次小冲击作用于承载拱时,受压围岩会逐渐损伤致裂,同时锚杆会反复受压和受拉,直至锚杆失去锚固基础,引起锚杆松动,逐步减弱直至丧失对围岩的加固作用,这将进一步加剧支护围岩的损伤破裂。当损伤变量达到一定程度,极限强度降低的煤岩体就可能被破坏从而失去连接和完整性^[20]。

据此,定义每次小冲击导致围岩损伤为 D_i ,定义由于锚杆松动导致围岩力学性质降低为 D_2 ,则循环累积冲击后支护体强度为

$$\sigma'_z = (1 - \sum a_i \cdot D_{1i} - \sum b_i \cdot D_{2i}) \cdot \sigma_z \quad (29)$$

式中 σ_z 为原支护体强度; a_i , b_i 为待定系数。

此后,一次小冲击就可能诱发巷道冲击破坏,此时巷道冲击破坏判据为^[3]

$$\sigma_0(d-r-t)^{-\eta} + \gamma h \left[1 - \frac{a^2}{(r+t)^2} \right] > \sigma'_z \quad (30)$$

式中 d 为震源距巷道中心的距离; t 为承载拱厚度; a 为巷道半径; η 为应力波在深部围岩中传播的能量衰减指数。

当应力波强度足够大时,一次强冲击就能满足巷道冲击破坏判据

$$\sigma_0(d-r-t)^{-\eta} + \gamma h \left[1 - \frac{a^2}{(r+t)^2} \right] > \sigma_z \quad (31)$$

此时,支护体围岩和锚杆锚固端将受压破坏,锚杆将失去锚固基础,锚杆松动并丧失对围岩的加固作用,围岩的力学性质大大降低,在冲击应力波的作用下,引起支护围岩更大范围及更进一步的破裂,直至整个支护结构被冲击破坏。

3.2 侧向位置

应力波作用方向与侧向位置的锚杆成接近 90° ,作用于锚杆横截面上的有效径向分量几乎为零,因此可以忽略锚杆振动产生的动应力;此外,动载下支护结构有一个“压扁”的趋势,导致侧向位置($\theta = 90^\circ$ 和 $\theta = 270^\circ$)的巷道表面环向应力 $\sigma_{\theta\theta 2}$ 、巷道表面径向位移 u_{r2} 以及径向位移差 Δu_r 明显偏大,这表明侧向位置的锚杆受力不是动载下锚杆振动的动应力引起的,而是动载下深部围岩与表面围岩的不协调变形导致锚杆受力,故侧向位置的锚杆总应力为

$$\sigma_{\text{总}} = \sigma_s + \sigma_{d2} = 127 + 241.61 = 368.61 \text{ MPa} < \sigma_t \quad (32)$$

显然,侧向位置的锚杆受拉,在小冲击算例中,锚杆未发生拉断破坏。若 σ_0 足够大,当满足 $\sigma_{\text{总}} > \sigma_t$ 时,

锚杆将被拉断。

4 相似模拟试验分析

4.1 试验概况

试验模拟的是半圆拱型巷道，埋深约400 m，跨度3.5 m，围岩加固使用直径20 mm的Q235圆钢锚杆。根据Froude比例法需满足 $K_\sigma = K_\rho K_l$ ，确定应力、密度、几何相似比尺为 $K_\sigma = 0.07$ ， $K_\rho = 0.69$ ， $K_l = 0.097$ 。模型尺寸大小为1.5 m×0.4 m×1.2 m（长×宽×高）。由于试验所模拟岩体材料要求在脆性上相似，故模型介质材料选用水泥砂浆，其配比如下 $m_{砂} : m_{水泥} : m_{水} : m_{速凝剂} = 14 : 1 : 1.5 : 0.017$ ，材料力学参数见表3。加固围岩的锚杆用直径为3 mm的铝棒来模拟，长度为10 cm。

表 3 材料力学参数

Table 3 Mechanical parameters of materials							
材料种类	γ /(kg·m ⁻³)	c /MPa	φ /(°)	E /GPa	ν	R_c /MPa	R_t /MPa
原型	2550	1.20	48	25.0	0.26	30.0	1.70
模型	1750	0.08	45	1.6	0.28	2.0	0.15

如图8所示为自主研发的动静组合巷道支护相似模拟试验台，采用液压装置给模型施加竖直方向载荷；通过摆锤击打滑杆头部产生的冲击载荷模拟动载，为了与理论模型尽可能一致，将冲击载荷布置在巷道左侧。

通过在巷道不同位置（即左帮侧墙、左帮拱腰、拱顶、右帮拱腰以及右帮侧墙）的围岩表面布置位移传感器，以及在上述位置布置锚杆轴向应变测点，研究动载下锚杆支护巷道的破坏规律。

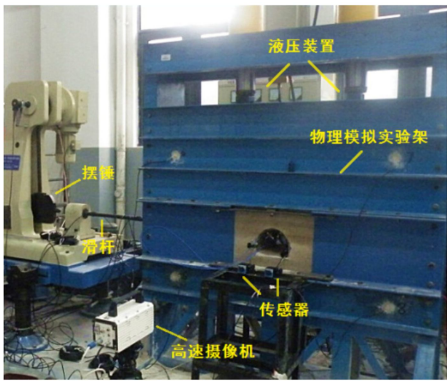


图 8 动静组合巷道支护相似模拟试验台

Fig. 8 Similar simulation test table of roadway supporting by static and dynamic combination

4.2 试验结果及分析

如图 9 所示为巷道围岩表面不同位置的位移 - 时程曲线。由图 9 知，巷道表面位移表现为在某时刻突

然增大，然后反复波动，最后趋于定值。各时程曲线在形态上相似，趋势上相同。巷道表面位移终值从大到小依次为左帮侧墙、拱顶、左帮拱腰、右帮拱腰和右帮侧墙，这与图 4 中理论分析得到的巷道表面径向位移 u_{r2} 分布是一致的，即巷道在左侧的动载作用下，左帮侧墙为迎波侧，拱顶为侧向位置，且均产生较大的巷道表面径向位移，因此是重点支护位置。

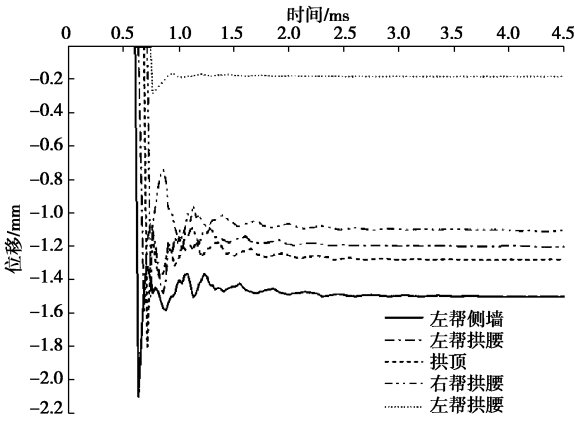


图 9 巷道围岩表面不同位置位移 - 时程曲线

Fig. 9 Displacement-time curves at different locations of roadway surface

如图 10 所示为巷道不同位置的锚杆轴向应变 - 时程曲线，正值表示锚杆受拉应力作用，产生了瞬时拉应变，负值表示锚杆受压应力作用，产生瞬时压应变。由图 10 知，左帮侧墙和左帮拱腰处的锚杆先受压后受拉，而拱顶、右帮拱腰和右帮侧墙处的锚杆只受拉，且各处应力幅值随距动载源距离的增大而减小，这较好地验证了前文中重点支护位置锚杆的受力情况，即迎波侧（左帮侧墙）的锚杆先受压后受拉，而侧向位置（拱顶）的锚杆只受拉。

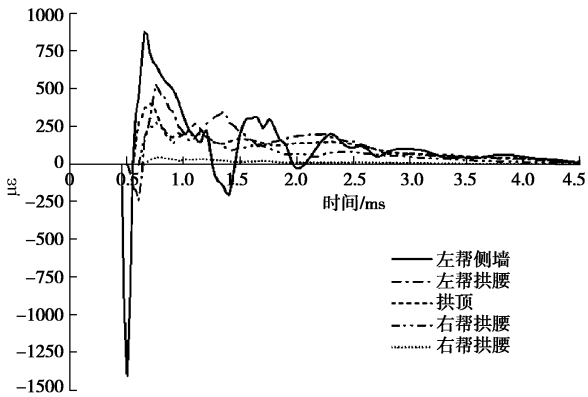


图 10 巷道不同位置的锚杆轴向应变-时程曲线

Fig. 10 Temporal curves of axial strain of bolts at different locations of roadway surface

5 结 论

(1) 平面 P 波作用下，支护体不同位置受动载

影响不同,迎波侧受动载影响较大,其深部围岩径向应力远大于背波侧,围岩和锚固端可能受压破坏,导致锚杆松动,从而减弱甚至丧失对围岩加固作用;侧向位置的巷道表面环向应力与径向位移、巷道表面与深部围岩径向位移差均较大,表明该处应力集中,围岩剪胀变形严重。因此,迎波侧和侧向位置是重点支护位置。

(2)迎波侧的锚杆总应力是静载下的轴应力、动载下锚杆振动的动应力以及动载下围岩变形引起的附加应力这三者的叠加。强冲击下迎波侧支护结构的破坏类型为单次瞬间摧垮破坏,围岩受压破坏,锚杆松动失去加固作用;循环弱冲击下的破坏类型为循环累积损伤破坏,受压围岩逐渐损伤致裂,同时锚杆反复受压、受拉,直至锚杆松动,这进一步加剧围岩的损伤破裂,当承载拱强度降低到一定值后,一次小冲击就能诱发巷道冲击破坏。

(3)侧向位置的锚杆总应力是静载下的轴应力、动载下围岩变形引起的附加应力这两者的叠加,锚杆始终受拉,在强冲击下可能发生拉断破坏。

(4)相似模拟试验结果较好地验证了理论分析结果,表明理论分析结果对工程实践具有一定的指导意义。

参考文献:

- [1] 窦林名,何学秋.冲击矿压防治理论与技术[M].徐州:中国矿业大学出版社,2001. (DOU Lin-ming, HE Xue-qiu. Rockburst prevention theory and technology[M]. Xuzhou: China University of Mining and Technology Press, 2001. (in Chinese))
- [2] 贺虎,窦林名,巩思园,等.巷道防冲机理及支护控制研究[J].采矿与安全工程学报,2010,27(1):40-44. (HE Hu, DOU Lin-ming, GONG Si-yuan, et al. Mechanism of rockburst prevention and supporting control technology in roadways[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2010, 27(1): 40 - 44. (in Chinese))
- [3] 高明仕,窦林名,张农,等.冲击矿压巷道围岩控制的强弱力学模型及其应用分析[J].岩土力学,2008,29(2):359-364. (GAO Ming-shi, DOU Lin-ming, ZHANG Nong, et al. Strong-soft-strong mechanical model for controlling roadway surrounding rock subjected to rock burst and its application[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, 29(2): 359 - 364. (in Chinese))
- [4] 王光勇,张素华,谢文强,等.锚杆动载响应和轴向应力分布规律数值分析[J].采矿与安全工程学报,2009,26(1):114-117. (WANG Guang-yong, ZHANG Su-hua, XIE Wen-qiang, et al. Numerical analysis of dynamic response and axial stress distribution of rock bolts under explosive loads[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2009, 26(1): 114 - 117. (in Chinese))
- [5] 杨自友,顾金才,杨本水,等.锚杆对围岩的加固效果和动载响应的数值分析[J].岩土力学,2009,30(9):2805-2809. (YANG Zi-you, GU Jin-cai, YANG Ben-shui, et al. Numerical analysis of reinforcement effects and response to dynamic loads characteristics of rock bolts[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(9): 2805 - 2809. (in Chinese))
- [6] 朱传云,许桂生.爆炸应力波近似处理的分析与研究[J].岩土力学,2002,23(4):455-458. (ZHU Chuan-yun, XU Gui-sheng. Analysis and study on dealing with blasting wave as planar-wave[J]. Rock and Soil Mechanics, 2002, 23(4): 455 - 458. (in Chinese))
- [7] 鞠文君.冲击矿压巷道锚杆支护原理分析[J].煤矿开采,2009,14(3):59-61. (JU Wen-jun. Analysis of supporting principles of anchored-bolt in roadway with burst danger[J]. Coalmining Technology, 2009, 14(3): 59 - 61. (in Chinese))
- [8] 李兴华,龙源,纪冲,等.爆破地震波作用下既有圆形隧道衬砌动应力集中系数分析[J].岩土力学,2013,34(8):2218-2224. (LI Xing-hua, LONG Yuan, JI Chong, et al. Analysis of dynamic stress concentration factor for existing circular tunnel lining under blasting seismic wave[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(8): 2218 - 2224. (in Chinese))
- [9] 钟启凯.地下圆形组合衬砌洞室在地震波下的动力反应分析[D].长沙:湖南大学,2009. (ZHONG Qi-kai. Dynamic response analysis of underground cylindrical composite-lining cavern subjected to seismic waves[D]. Changsha: Hunan University, 2009. (in Chinese))
- [10] PAO Y H, MOW C C. The diffraction of elastic waves and dynamic stress concentrations[M]. New York: Crane & Russak, 1973.
- [11] 何江.煤矿采动动载对煤岩体的作用及诱冲机理研究[D].徐州:中国矿业大学,2013. (HE Jiang. Research of mining dynamic loading effect and its induced rock burst in coal mine[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2013. (in Chinese))
- [12] 王光勇.提高锚固洞室抗爆能力技术措施研究[D].合肥:中国科学技术大学,2009. (WANG Guang-yong. Technic study on enhancing the explosion resisting capacity of underground opening reinforced by rockbolts[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2009. (in Chinese))

- [13] 陆士良, 付国彬, 汤 雷. 采动巷道岩体变形与锚杆锚固力变化规律[J]. 中国矿业大学学报, 1999, **28**(3): 201 - 203. (LU Shi-liang, FU Guo-bin, TANG Lei. Regularity of deformation of rocks around roadway under mining influence and change of rockbolt resistance[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 1999, **28**(3): 201 - 203. (in Chinese))
- [14] 李志兵, 张 农, 韩昌良, 等. 锚固预紧力与预紧力矩相互关系的研究[J]. 中国矿业大学学报, 2012, **41**(2): 189 - 193. (LI Zhi-bing, ZHANG Nong, HAN Chang-liang, et al. Relationship between pre-tightening force and tightening torque[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2012, **41**(2): 189 - 193. (in Chinese))
- [15] 李青锋, 茅献彪, 徐金海, 等. 预应力锚杆弹性波检测原理与应用[J]. 采矿与安全工程学报, 2007, **24**(1): 32 - 36. (LI Qing-feng, MAO Xian-biao, XU Jin-hai, et al. Principles and application of elastic wave method for prestressed bolt testing[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2007, **24**(1): 32 - 36. (in Chinese))
- [16] IVANOVIC A, STARKEY A, NEILSON R D, et al. The influence of load on the frequency response of rock bolt anchorage[J]. Advances in Engineering Software, 2003, **12**(6): 697 - 705.
- [17] 刘海峰, 王 珍, 倪 晓, 等. 锚杆在锚固状态下纵向振动规律研究[J]. 矿山压力与顶板管理, 2004, **3**(4): 78 - 80. (LIU Hai-feng, WANG Zhen, NI Xiao, et al. The study on longitudinal vibration regulation of bolt in anchorage quality[J]. Ground Pressure and Strata Control, 2004, **3**(4): 78 - 80. (in Chinese))
- [18] 杨桂通, 张善元. 弹性动力学[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1988. (YANG Gui-tong, ZHANG Shan-yuan. Elastic dynamics[M]. Beijing: China Railway Publishing House, 1988. (in Chinese))
- [19] 陆士良, 汤 雷, 杨新安. 锚杆锚固力与锚固技术[M]. 北京: 煤炭工业出版社, 1998. (LU Shi-liang, TANG Lei, YANG Xin-an. Anchor bolt anchoring force and technology[M]. Beijing: Coal Industry Publishing House, 1998. (in Chinese))
- [20] 高明仕, 窦林名, 严如令, 等. 冲击煤层巷道锚网支护防冲机理及抗冲震级初算[J]. 采矿与安全工程学报, 2009, **26**(4): 402 - 406. (GAO Ming-shi, DOU Lin-ming, YAN Ru-ling, et al. Prevention mechanism of roadway supported by bolt-mesh subjected to rock burst and degree calculation[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2009, **26**(4): 402 - 406. (in Chinese))

本期广告索引

- 封 2 北京理正软件股份有限公司
封 3 济南普业机电技术有限公司
封 4 上海分元土木工程科技有限公司
后插 1 庆祝南京水利科学研究院成立 80 周年
后插 2 台州建元勘察仪器有限公司