文章编号：1000－7598 (2011) 10－2965－08

粘结式锚杆在爆炸动载下轴向应力分布研究

单仁亮，周纪军，夏　宇，孔祥松，常力夫，徐　成

（中国矿业大学 力学与建筑工程学院，北京 100083）

摘　要：通过物理模型试验，研究在爆炸动载作用下临近工作面支护锚杆的应力状态。根据相似条件和简化假设，采用集中装药进行工程掏槽爆破模拟，利用粘贴在锚杆上的应变片测得近区端锚和全锚锚杆的轴向应变波。测试结果表明，爆破引起锚杆振动时间约为 6 ms，经过 9 ms 的缓降期锚杆变形趋于稳定值；动载期间端锚锚杆在杆体中部锚固段测得峰值应力比杆体尾部自由段的值大，但相差不大，动载过后尾部的残余应力较大；全锚锚杆在杆体尾部测得的峰值应力和残余应力都远大于杆体中部测得值。利用无限体内一点受法向集中力作用的位移势函数，推导锚固体及周围岩体的轴向应力分布，并计算一定预应力在锚固区产生的附加轴向应力，结合动应力的作用分析锚杆的受力状态。

关　键　词：粘结式锚杆；模型试验；爆炸动载；轴向应力波；预应力

中图分类号：TD 353；O 347　　**文献标识码：**A

Axial stress distribution of grouted rockbolts subjected to blast loading

SHAN Ren-liang,　ZHOU Ji-jun,　XIA Yu,　KONG Xiang-song,　CHANG Li-fu,　XU Cheng

(School of Mechanics and Civil Engineering, China University of Mining and Technology, Beijing 100083, China)

Abstract: By model test, the stress distribution of anchored rockbolts close to working face is studied when subjected to blast loading. Based on similar condition, simplification and hypothesis, engineering cutting blasting was simulated in mass charge. Axial strain waves measured from strain gauges mounted on rockbolts were recorded considering both of end-anchored and full grouted rockbolts. Test results show that rockbolt vibration approximately ceases after duration of 6 ms and then bolt deformation keeps stable in 9 ms. For end-anchored bolts, peak stress on middle locations of bolts in anchor section is slightly greater than the value of tail location in smooth section when bolts are subjected to blast loading; but the latter presents a greater residual stress. For full grouted bolts, peak stress and residual stress measured on tail section exceed the values on central section. Utilizing displacement potential function of the infinite body under single force, distribution of axial stress on anchoring body and surrounding rock is theoretically deduced; and additive axial stress on anchored section is calculated under some prestress. Based on the state of additive axial stress and dynamic stress, stress condition of rockbolt is analyzed.

Key words: grouted rockbolt; model test; blast loading; axial stress wave; prestress

1　引　言

粘结式锚杆支护是一种结构简单的支护形式，包括树脂锚杆、快硬水泥锚杆等形式，它能有效地控制围岩变形、位移和裂缝的发展，充分发挥围岩自身的支撑作用，与喷浆、挂金属网等形式相结合广泛应用于煤矿、金属矿山、隧道、坝基工程和国防工程等领域。虽然锚杆的锚固技术得到广泛的应用和研究，但对于锚杆支护的研究多集中在静态条件下的现场测试试验、相似模拟和数值分析，而对动载作用下巷道支护锚杆的动态响应和力学性能的研究比较少见。

电力部西北勘测设计院在“八五”攻关项目《预应力群索加固边坡机理》研究中，开展了爆破对锚固设施影响的专项研究[1]。挪威的 Jorstad 和 Broch 等[2]研究认为，因爆破震动浆体会产生破坏，不推荐在爆破近区使用全锚锚杆。顾金才、王光勇等[3-4]采用抗爆模型试验以及数值模拟的方法，探讨和研究了爆炸对锚索预应力变化的影响。薛亚东采用 FLAC 软件模拟指出回采巷道锚杆的全锚锚杆比端锚锚杆伸缩性小，不利于动载下锚杆的适应性变形[5]。徐颖[6]通过 ANSYS 软件研究井巷周边眼爆破对近

收稿日期：2011-04-22
基金项目：中央高校基本科研业务费专项基金项目资助（No. 2010YL09）。
第一作者简介：单仁亮，男，1964 年生，博士，教授、博士生导师，主要从事岩土工程方面的教学与研究。E-mail:srl@cumtb.edu.cn

区巷道围岩和锚杆的影响，指出爆破对锚杆的影响小但能引起支护范围内岩体的破裂。通过水电站工程中爆破对近区锚固设施影响的测试研究得出，3.0 m 以内岩体爆破动力响应急剧衰减，爆破对 3.0 m 以外对锚固设施不会产生大的影响[7－8]。Otuonye，Tannant 等[9－10]通过研究得出，距离爆破面 3.0～4.6 m 的全锚树脂顶板锚杆在尾部比锚杆中部振动强烈，振动频率沿锚杆全长发生变化；距离掘进巷道 6.4 m 的临巷帮部的端锚锚杆，径向振动与轴向振动大小在同一量级，但径向振动持续时间更长。

以上爆炸动载下的研究基于现场的观测和数值模拟，而现场测试多数在非正常装药量条件下进行，为研究巷道正常作业下爆破对临近工作面支护锚杆应力状态的影响，本文设计专门的物理模型试验，并结合锚杆预应力作用的理论分析进行专门研究。

2 试验研究

2.1 试验模型及模拟材料

本次试验目的是模拟巷道作业循环下爆破掘进对近区支护锚固结构的影响。为便于试验的实际操作，进行如下简化和假设：假设岩体为均质、连续、各向同性且中等强度，根据模型材料的物理力学参数和相似比推得模拟的实际岩体参数；在测试体的周边不设置顶载和侧限，侧重研究爆破在锚杆中产生的附加的变形；控制主要物理量的相似比，允许某些量的变化；以单耗控制装药量，只计算掏槽药量并集中装药。

试验中将几何尺寸 L、材料密度 ρ、加速度 a 作为基本物理量，对应的相似比分别设定为 6/1、1.3/1 和 1/1，根据基本量的相似值和相似定律进一步推导其他量的相似参数。岩体模型尺寸（长×宽×高）为 2.5 m×1.8 m×2.1 m，模型结构及尺寸如图 1 所示，巷道宽 750 mm，高 660 mm。

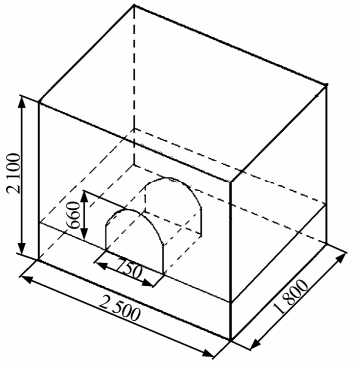


图 1 模型的结构与尺寸 (单位: mm)

Fig.1 Structure and size of model (unit: mm)

试验中模拟沉积岩的材料为一定配比的水泥砂浆，主要力学参数：密度为 2.0 g/cm^3，单轴抗压强度为 2.8 MPa，弹性模量为 3.5 GPa。锚杆相似主要控制长度和弹性模量，模拟材料选用弹性模量为 18 GPa 的玻璃钢棒体，并在锚尾部分设置拉力孔。喷射混凝土和锚固剂的模拟材料选用建筑石膏浆，添加柠檬酸控制浆液的凝固时间。炸药为 ϕ28 mm 的柱状岩石二级乳化炸药，每次爆破药量为 30 g，集中装药，药包中心深 200 mm，药包位置基本位于巷道断面中心。

锚杆总长 250 mm，外露长 20 mm，喷层厚 10 mm。锚杆的锚固方式采用端锚和全锚两种锚固方式，端锚时锚固段长 120 mm。锚杆的注浆以注射器、导管和棉毡制成的止浆塞辅助完成。每次爆破掘进后支护一排锚杆，共支护两排锚杆（G1 系列和 G2 系列），锚杆的支护形式如图 2 所示。

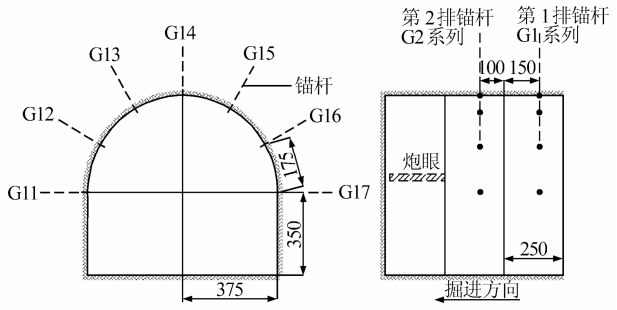


图 2 巷道的锚杆支护形式 (单位: mm)

Fig.2 Rockbolt support system in roadway (unit: mm)

2.2 测试系统及测点布置

应变波通过在玻璃钢表面粘贴的应变片获得。应变片沿杆体的轴向粘贴并对称布置，共两对。A 对（包括 A1 和 A2）和 B 对（包括 B1 和 B2）片中心所在的断面分别距离锚头端部 100 mm 和 190 mm，即分别贴在锚杆的中部和尾部。对于端锚锚杆，A 对测点处于锚固段，B 对测点处于自由段。测试锚杆放置时贴有 A1 片和 B1 片的棒面面向工作面，贴有 A2 片和 B2 片的棒面背向工作面，如图 3 所示。

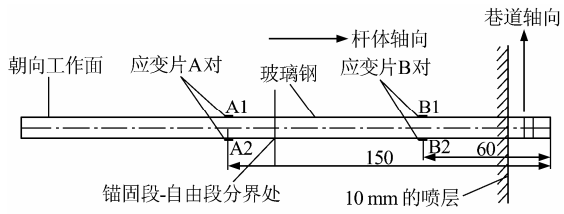


图 3 测试锚杆简图 (单位: mm)

Fig.3 Sketch of measured rockbolt (unit: mm)

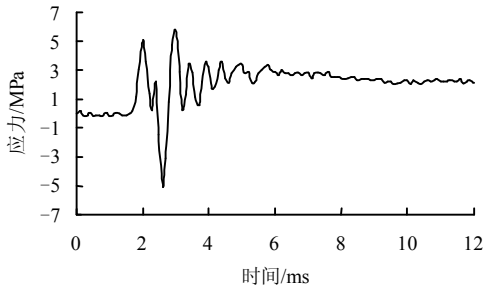
测试系统选用 TST3406 型高速高动态测试分析仪，KD6009 型放大器和灵敏系数为 2.19 的 BE120−1AA 型应变片。为了确保试验的效果和防止电磁干扰，采取设备滤波、桥路补偿、屏蔽和接地等措施。

物理试验时，按照修整断面、支护一排锚杆、喷浆和爆破的顺序进行循环作业，在爆破的同时进行数据的采集。试验采样率设定为 1 MHz，低通滤波设置为 10 kHz 或 100 kHz。

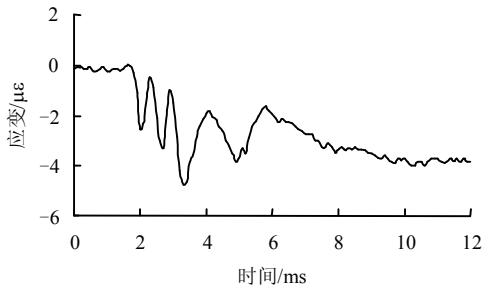
3　轴向应力的试验分析

3.1　试验结果与分析

考虑到应变波的频段范围和显示的清晰性，显示波形时降低采样率，以 10 kHz 的频率显示应变波。将测到的应变波形根据物理方程换算为锚杆上的应力波形，图中正表示拉应力，负表示压应力。下面所述的应变波是在离工作面 150 mm 的一排锚杆（G2 系列）上测得的，包括端锚和全锚两种形式的锚杆。端锚锚杆 G24 在面向工作面一侧测点 A1 和 B1 采集到的应力波形如图 4 所示。



(a) A1 测点的波形



(b) B1 测点的波形

图 4　在端锚锚杆测得的应力波

Fig.4　Stress waves measured on end-anchored rockbolts

A1 测点的应力波持续时间约为 5 ms，经 9 ms 的回落趋于固定值为 1.62 MPa。B1 测点的应力波持续时间约 6 ms，经过 10 ms 的缓降期趋于固定值为 − 2.34 MPa。A1 测点测得的最大拉应力为 5.22 MPa，B1 测点在动载过程中及动载过后都处于压缩状态，最大的压应力为 4.7 MPa。

测点所测应变是锚杆的轴向正应变，由动态弯曲力和轴向力共同作用产生的。锚杆在爆破震动下的振动可分解为 3 个方向的振动，也产生 3 个方向的变形，轴向变形和两个相互垂直方向的弯曲变形。试验时，由于应变片是面向或背向工作面，测得锚杆的变形是在图 3 所示平面内的变形。在细长圆柱体结构中，杆体的轴向力和巷道轴向的弯曲力都能引起锚杆的轴向正应变，测点的轴向正应变是主要两种力产生应变叠加的结果。

爆破过后，锚杆 G24 明显存在残余变形，A1 位置处于拉伸状态，B1 位置处于压缩状态。根据自由段和自由段-锚固段变形的连续性以及采集到的 A2 位置的波形推测，锚尾自由段的一侧压缩状态应主要由弯曲引起的，动载过后的锚杆处于弯曲状态，以弯曲应变为主，锚杆的弯曲方向是在图 3 所示平面的巷道轴向。杆体中部凹向工作面，尾部凹向工作面。

将动载过后的锚杆的变形简化为纯弯曲变形，锚杆表面轴向的应变可表示为

$$\varepsilon = \frac{y}{\rho} \tag{1}$$

式中：y 为锚杆表面距对称轴线的距离，即锚杆半径；ρ 为锚杆轴线的曲率半径。根据物理方程得到曲率半径表达式：

$$\rho = \frac{Ey}{\sigma} \tag{2}$$

利用曲率半径和变形区域可大致表示出变形前后的锚杆形状如图 5 所示。

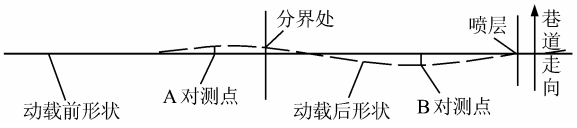


图 5　变形前和变形后的锚杆

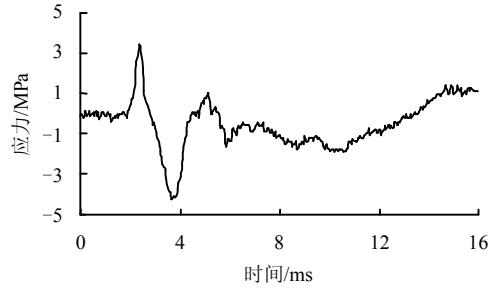
Fig.5　Undeformed and deformed rockbolts

为了清楚地显示锚杆的变形，图 5 为显示的形状是在遵循 A 和 B 测点变形比例的基础上夸大后的变形，实际上动载过后锚杆变形没有如此明显，但是由于玻璃钢弹性模量较大，较小的变形则表示锚杆处于较高的应力状态。试验由于测点少，图 5 显示了以 A、B 为变形极值点的一种大致形状。

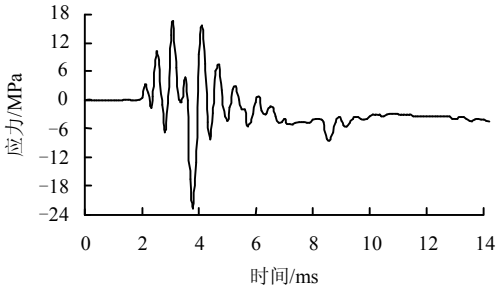
全锚锚杆 G24 面向工作面两个测点测得应力波形如图 6 所示。

锚杆 G24 在 B1 位置的应力波持续时间约 7 ms，其后经过 7 ms 后趋于稳定值 – 3.02 MPa；在 A1 测点的应力波持续时间约 6 ms，其后应力缓慢地由负值增大为正值，经过 9 ms 后趋于稳定值 1.44 MPa。在动载作用期间，A1、B1 测点经历的最大拉应力分别为 16.48 MPa 和 3.33 MPa。

动载过后，锚杆在 A1 位置为拉伸状态，在 B1 位置为压缩状态，推测锚杆应处于弯曲变形状态，锚尾凹向工作面，说明爆破在巷道轴向的振动较强烈，这也符合 3 方向振动能量的分布规律[11]。



(a) A1 测点的波形



(b) B1 测点的波形

图 6 在全锚锚杆测得的应力波

Fig.6 Stress waves measured on full grouted rockbolts

3.2 端锚和全锚锚杆的动态应力对比分析

在端锚和全锚两种锚固方式时，锚杆上两个断面测点的应力波是不同的。端锚锚杆中部的应力波的频率较高，且应力波峰值较大，但锚杆尾部和中部的应力峰值相差不大。全锚锚杆尾部的振动频率较高，尾部应力峰值远大于中部的峰值。

端锚和全锚锚杆在中部和尾部的动态响应的差异与锚杆的锚固状态和部位有关。端锚锚杆中部测点处于锚固段，应变波直接由锚固层传至锚杆，此种情况相似于全锚锚杆尾部的动态响应，只是全锚锚杆尾部由于临近表面，锚杆振动更强烈，残余变形更大。端锚锚杆尾部的测点处于自由段，它的受迫振动源自锚固段杆体，振动频率与锚杆中部的相近，由于临近巷道喷层，尾部的动态变形受到很大限制，动载期间 B1 位置一直处于压缩状态；全锚时，锚杆中部的振动是由锚固层传至波和锚尾传至波的叠加，爆破震动沿杆体轴向的变化[12]以造成两种波存在较大的差异，从而造成全锚锚杆中部波形的异化。

巷道掘进爆破产生的应变波在支护锚杆上的响应是复杂的，它受到传播介质特点[13]、传播距离、锚杆特性和边界条件等因素的影响。掏槽爆破产生的应变波从工作面传至锚固结构过程中将发生明显的绕射或衍射现象。由于岩石、锚固体和锚杆波阻抗的差异造成应力波在界面上产生不同的反射和折射现象；爆破应力波的抵达时间、初始相和幅值等差异造成锚杆在轴向上的动态响应的不同，因此爆破引起近区锚杆各部位的振动是复杂的，且有一定的随机性。

比较爆破时两种锚杆上的动态应力，全锚锚固结构相对受到的影响较大，尤其锚杆尾部。根据实测的应力波及残余应力值推测，在爆破近区全锚结构容易因震动而产生裂纹或破坏。

4 预紧力产生的轴向应力分析

粘结型锚杆的锚尾部分设有托盘和螺帽，一般安装时对锚杆施加一定的预紧力，因此锚杆都具有一定的预应力。端锚和全锚两种锚固形式的作用原理是不同的，端锚锚固设置预紧力或预应力，通过托锚力使得巷道周边岩体快速地处于有利的应力状态，全锚锚固主要因深部与浅部围岩的差异变形，通过粘结剂对围岩提供抗剪阻力和托锚力抑制巷道围岩的变形。

4.1 弹性理论分析

预紧力或预应力的施加使得锚固段和周围岩体产生附加应力，由于锚杆孔直径远小于长度，且锚固段处于岩体内，可以视为无限体内一点受法向集中力作用，这是 Kelvin 问题，受力如图 7 所示。以自由段和锚固段的交界面中心作为坐标系 o 点，锚杆轴线为 z 轴，交界面为 xoy 平面，预应力 P 方向在 z 轴。

采用 Love 位移势函数，应力分量是 P 和 z、R、r 的函数，根据应力分量因次分析和边界要求，采用双调位移势函数，设为

$$\psi = A_1\sqrt{R^2} = A_1\sqrt{z^2 + r^2} \tag{3}$$

将位移函数代入弹性方程[14]，得到轴向应力：

$$\sigma_z = A_1\frac{E}{(1+\mu)}\left[\frac{(1-2\mu)z}{R^3} + \frac{3z^3}{R^5}\right]\Bigg\} \tag{4}$$

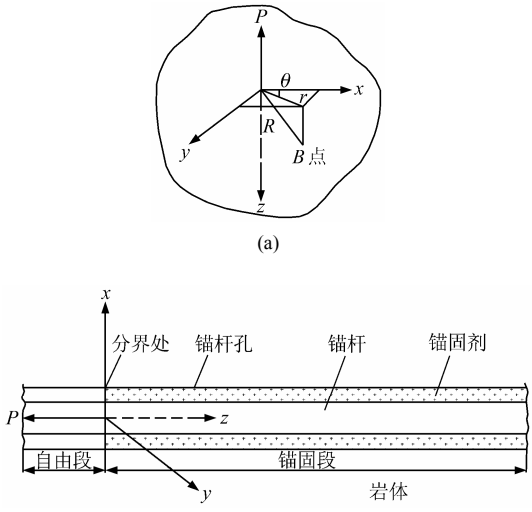


图 7　锚固锚杆的力学模型

Fig.7　Mechanical model of prestressed bolts

边界条件，在 $z=\pm a$ 平面上的 z 向正应力与 P 构成平衡力系，联立求得系数：

$$A_1=\frac{P(1+\mu)}{8\pi(1-\mu)E} \tag{5}$$

将系数 A_1 代入位移势函数，采用圆柱坐标表示某点 B 的应力分量：

$$\left.\begin{aligned}
\sigma_r&=\frac{-P}{8\pi(1-\mu)}\left[\frac{(1-2\mu)z}{R^3}-\frac{3r^2z}{R^5}\right]\\
\sigma_\theta&=\frac{-P(1-2\mu)}{8\pi(1-\mu)}\frac{z}{R^3}\\
\sigma_z&=\frac{P}{8\pi(1-\mu)}\left[\frac{(1-2\mu)z}{R^3}+\frac{3z^3}{R^5}\right]\\
\tau_{rz}&=\frac{P}{8\pi(1-\mu)}\left[\frac{(1-2\mu)r}{R^3}+\frac{3rz^2}{R^5}\right]\\
\tau_{r\theta}&=\tau_{z\theta}=0
\end{aligned}\right\} \tag{6}$$

式中：μ 为泊松比；P 为预紧力或预应力。

在锚固段与自由段交界处，锚杆传来的拉力并不是集中力而是面力，将集中力转换为锚杆圆断面上的均匀分布力 $q=p/\pi R_{\mathrm{b}}^2$（R_{b} 为锚杆半径）。仅计算锚杆受力时可视锚杆断面的受力均匀，表示为

$$\sigma_z=\int_0^{R_b}\frac{q}{8\pi(1-\mu)}\left[\frac{(1-2\mu)z}{R^3}+\frac{3z^3}{R^5}\right]2\pi r\mathrm{d}r \tag{7}$$

式（7）中，将 R 用 $(r^2+z^2)^{1/2}$ 代替，并将 q 代入，得到轴向力的近似解：

$$\sigma_z=\frac{P}{4\pi R_{\mathrm{b}}^2(1-\mu)}\cdot\left[2(1-\mu)-\frac{(1-2\mu)z}{(R_b^2+z^2)^{1/2}}-\frac{z^3}{(R_b^2+z^2)^{3/2}}\right] \tag{8}$$

对于锚固结构及周围岩体的 z 向正应力的分布，可以采用式（6）中的集中力的表达式，式中的泊松比采用综合泊松比。一般锚杆的孔径与锚杆径相差不大，且锚杆的弹性模量远大于锚固体及岩体的弹模，综合泊松比应考虑锚杆、锚固体和岩体三者的物理力学参数，借鉴文献[15]确定方法，综合泊松比为

$$\mu=\frac{E_{\mathrm{b}}+E_{\mathrm{g}}+E_{\mathrm{r}}}{\dfrac{E_b}{1+\mu_{\mathrm{b}}}+\dfrac{E_g}{1+\mu_{\mathrm{g}}}+\dfrac{E_{\mathrm{r}}}{1+\mu_{\mathrm{r}}}}-1 \tag{9}$$

式中：E_{b}、E_{g}、E_{r} 为锚杆、锚固体和岩体的弹性模量；μ_{b}、μ_{g}、μ_{r} 为锚杆、锚固体和岩体的泊松比。

4.2　算例分析

岩石、锚固体、锚杆的弹性模量和泊松比值分别设为 27.3、16.0、200.0 GPa 和 0.25、0.30、0.25，预紧力为 40 kN，锚杆直径为 24 mm，锚杆孔直径为 36 mm。

在锚固体-杆体和锚固体-岩体的内外两个交界面上，预应力产生的附加轴向正应力沿锚固深度变化如图 8 所示。从图可以看出，40 kN 的预紧力产生的轴向拉应力范围是有限的。以 1 MPa 的拉应力值作为影响范围界限，在两交界面上距离自由段-锚固段交界面 80 mm 以内是拉应力的影响范围。在此范围内，拉应力大且在两个界面上的拉应值相差也较大，在锚固段的其他部分因预紧力引起的附加力可以忽略不计。

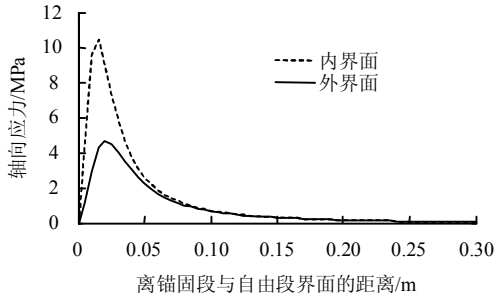


图 8　锚固段轴向应力沿深度的变化

Fig.8　Axial stress distribution along depth of anchor section

图 9 为距离锚固段-自由段交界面 10 mm 和 40 mm 的平面上的轴向正应力分布。由图可见，随着锚固深度的增大，轴向应力迅速减小；随着离锚杆轴线距离的增加，轴向应力也迅速减小，但锚固深度的增加削弱了这种差异。在锚杆径向，40 kN 预紧力产生的影响主要集中在半径为 38 mm 的圆柱体内。

设岩石、锚固体、锚杆、锚杆孔等参数同上面算例，端锚锚杆的预应力为 120 kN。预应力产生的附加轴向正应力分布如图 10 所示。

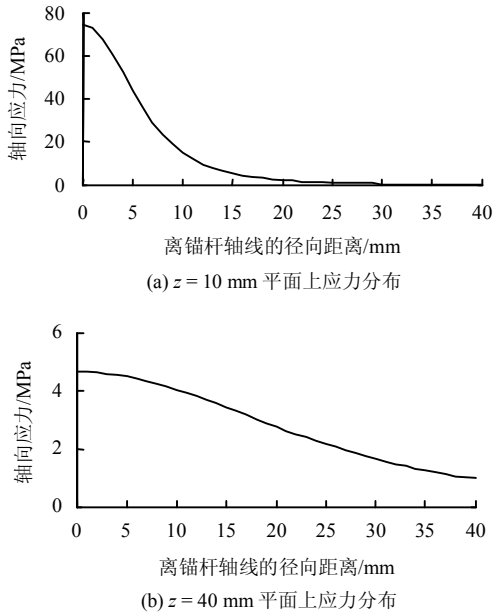


图 9 预应力 40 kN 时锚固体及岩体轴向应力分布

Fig.9 Axial stress distribution of anchoring body and surrounding rock under 40 kN prestress

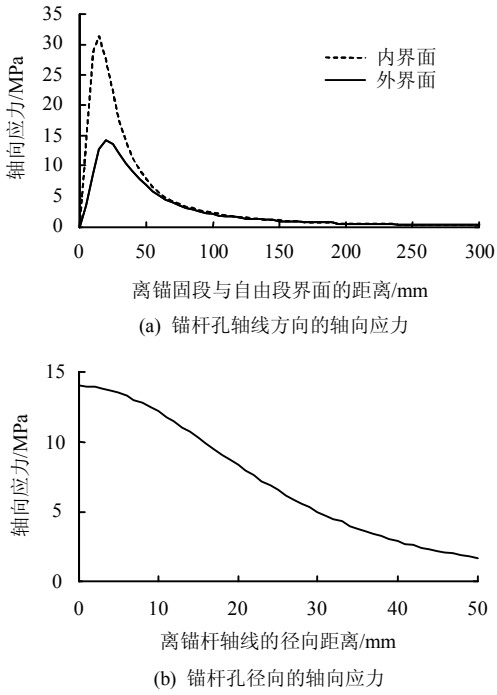


图 10 预应力 120 kN 时锚固体及周围岩体的轴向应力分布

Fig.10 Axial stress distribution of anchoring body and surrounding rock under 120 kN prestress

预应力为 120 kN 时，预应力产生的附加轴向拉应力主要分布在半径为 59 mm、长度为 150 mm 的圆柱体内，随着预应力的增大，附加应力的影响范围增大，但范围与预应力不成正比。

通过综合泊松比计算的轴向应力是在将 3 种介质视为均匀介质基础上得到的，理论计算得到的锚杆上的轴向应力比实际要小，锚固层和岩体上的应力比实际大。

5 动载下锚固结构的轴向应力状态

动载期间，锚固段锚杆的轴向应力可分为静应力和动应力。静应力比较复杂，包括巷道和锚杆孔的钻挖后引起重新分布的原岩应力和预应力引起的附加应力，在高地应力条件下巷道的瞬间开挖也可在周围介质中激起动应力[16]。重新分布的原岩应力在松动圈外以压应力为主，在巷道表层的锚杆轴向应力可以忽略；预应力在锚固段引起的附加应力为拉应力；动应力表现之一为物理试验测得的应力波。当爆破引起的振动在锚固体内产生的轴向拉应力超过动态抗拉强度，则产生裂纹，临界状态可表示为

$$\sigma_{zm} + \sigma_s = f_d \tag{10}$$

式中：σ_{zm} 为应力波引起的轴向拉应力幅值；σ_s 为静态轴向应力；f_d 为动态抗拉强度。

应力波与锚固结构相互作用因介质参数、入射波频率等因素影响造成在两个界面上应力分布的不同，在锚固体-岩石边界上受到的正应力一般小于锚固体-杆体边界上的应力值；预紧力产生的附加拉应力在内边界上较大。由于树脂锚固体和锚杆的强度及其之间的粘结强度都高于岩石的强度及与树脂锚固体的粘结强度，因此两种界面都是锚固结构的相对弱面，容易在动载下发生损伤破坏。

巷道开挖造成原岩平衡系统的破坏，应力集中和应力状态的改变使得巷道周边岩体发生破裂或产生大的塑性变形，称为松动圈。全锚锚固时，锚固段经过松动圈，爆破震动必然影响锚固力。松动圈因爆破掘进等影响将会增大，试验证明距离掘进面 14 m 的围岩松动圈因爆破震动的改变量占最后岩松动圈尺寸的 4.2%左右[17]。在爆破近区，这种震动影响必然更加强烈，将造成巷道围岩和锚固体的损伤破坏，尤其全锚锚杆尾部结构，全锚锚杆将因爆破而产生锚固力的削弱。全锚锚杆依靠锚固力和剪锚力发挥作用，爆破动载的影响相对较小。

端锚锚固时，预应力在自由段-锚固段交界局部造成较高的拉应力，掘进爆破造成近区支护锚杆的微弯曲、托盘的松动和锚固体的损伤破坏，甚至引起预应力的回零[18]，由于端锚锚杆只依靠托锚力发挥拉紧的效果，一旦托盘附近岩体和锚杆结构出现问题，托锚力损失或失去，预应力锚杆则失去其作

用，近区端锚锚杆受爆破影响较大。在爆破近区使用端锚支护，为了发挥其作用，必须保证锚杆附近表层岩体具有一定的完整性，及时喷射混凝土并使之在短期内具有一定强度，及时检查和保证锚杆的预应力大小。

6 结　论

（1）模型试验中锚杆的振动时间约 5～8 ms；动载期间，端锚锚杆在杆体中部锚固段测得的峰值拉应力比尾部自由段的值大，可达到 5.22 MPa，全锚锚杆在杆体尾部锚固段测得的峰值应力远大于杆体中部值，杆体尾部的峰值拉应力可达到 16.8 MPa。

（2）动载过后，临近工作面的支护锚杆明显存在残余变形，杆体处于不同程度的弯曲状态；端锚和全锚锚杆在杆体尾部测得的残余应力都大于杆体中部的值，尤其是全锚锚杆。

（3）锚杆预应力产生的附加轴向应力在锚固段的影响范围有限，以 1 MPa 的拉应力为影响范围的界限值，40 kN 的预应力影响范围主要在半径 38 mm、长 80 mm 的圆柱支护体内，120 kN 预应力的影响范围为半径为 59 mm、长 150 mm 的圆柱体内。

（4）在爆炸动载影响下，近区的全锚锚固结构在尾部因震动而损伤破坏，从而容易产生锚固力的削弱；近区端锚锚杆因震后的弯曲状态和托盘的松动而容易损失或失去预应力作用，端锚锚杆受到爆破的影响较大。

参 考 文 献

[1] 张明瑶, 张云. 岩质高边坡开挖及加固措施研究[J]. 西北水电, 1995, 54(4): 2－8.
ZHANG Ming-yao, ZHANG Yun. Research on excavation and reinforcement measurements of high rock slope[J]. **Northwest Hydropower**, 1995, 54(4): 2－8.

[2] GISLE S, ARNE M. The influence of blasting on grouted rockbolts[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 1998, 13(1): 65－70.

[3] 顾金才, 陈安敏, 徐景茂, 等. 在爆炸荷载条件下锚固洞室破坏形态对比试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(7): 1315－1320.
GU Jin-cai, CHEN An-min, XU Jing-mao, et al. Model test study of failure patterns of anchored tunnel subjected to explosion load[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2008, 27(7): 1315－1320.

[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 dynamc response and axial stress distribution of rock bolts under explore loads[J]. **Journal of Mining & Safety Engineering**, 2009, 26(1): 114－117.

[5] 薛亚东, 张世平, 康天合. 回采巷道锚杆动载响应的数值分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(11): 1903－1906.
XUE Ya-dong, ZHANG Shi-ping, KANG Tian-he. Numerical analysis of dynamic response of rock bolts in mining roadways[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2003, 22(11): 1903－1906.

[6] 徐颖, 庄新炉, 贾虎. 井巷掘进爆破对邻近围岩的损伤及锚杆锚固力影响的数值模拟研究[J]. 爆破, 2007, 24(3): 1－5.
XU Ying, ZHUANG Xin-lu, JIA Hu. Numerical simulation of influence of shaft and drift excavation blasting on the damage of adjacent surrounding rock and bolt anchorage force[J]. **Blasting**, 2007, 24(3): 1－5.

[7] 张云, 刘开运. 近区爆破对锚固设施的影响研究[J]. 水力发电, 1996, (8): 23－26.
ZHANG Yun, LIU Kai-yun. Research on influence of close-proximity blasting on anchored installations[J]. **Water Power**, 1996, (8): 23－26.

[8] 陆遐龄. 岩石高边坡爆破开挖对锚固设施的影响[J]. 爆破, 2000, 17(增刊 1): 147－151.
LU Xia-ling. Influence of rock high slope explosive excavation on anchored installations[J]. **Blasting**, 2000, 17(Supp.1): 147－151.

[9] OTUONYE F O. Response of grouted roof bolts to blast loading[J]. **Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr**, 1988, 25(5): 345－349.

[10] TANNANT D D, BRUMMER R K, YI X. Rock behaviour under dynamic loading: field tests and modelling[J]. **Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr**, 1995, 32(6): 537－550.

[11] 张耀平, 曹平, 高赛红. 爆破振动信号的的小波包分解及各频段的能量分布特征[J]. 金属矿山, 2007, (11): 42－47.
ZHANG Yao-ping, GAO Ping, GAO Sai-hong. Wavelet packet decomposition of blasting vibration signals and energy distribution characteristics of frequency bands[J]. **Metal Mine**, 2007, (11): 42－47.

下转第 2976 页

[12] ROGDER A A, HOLLAND D C, LITTLEJOHN G S. The behaviour of resin bonded rock bolts and other anchorage subjected to close proximity blasting[C]// Proceedings of the 8th International Congress on Rock Mechanics. Tokyo: [s. n.], 1995: 665－670.

[13] 王观石, 李长洪, 胡世丽, 等. 岩体中应力波幅值随时空衰减的关系[J]. 岩土力学, 2010, 31(11): 3487－3492.
WANG Guan-shi, LI Chang-hong, HU Shi-li, et al. A study of time-and spatial-attenuation of stress wave amplitude in rock mass[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(11): 3487－3492.

[14] 杜庆华, 余寿文, 姚振汉. 弹性理论[M]. 北京: 科学出版社, 1986: 103－106.

[15] 王艳芬, 王元汉, 盛谦. 拉力型锚索锚固段周边岩体的应力分布[J]. 岩土力学, 2006, 27(增刊): 948－951.
WANG Yan-fen, WANG Yuan-han, SHENG Qian. Stress distribution in rock mass around pull-type cable anchorage segment[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(Supp.): 948－951.

[16] CARTER J P, BOOKER J R. Sudden excavation of a long circular tunnel in elastic ground[J]. **Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr**, 1990, 27(2): 129－132.

[17] 邵东亚. 岩巷掘进爆破震动对围岩松动圈影响的研究[J]. 煤矿爆破, 2009, 86(3): 11－13.
SHAO Dong-ya. Influence of vibration of blasting for driving rock roadway on stability of surrounding rock[J]. **Coal Mine Blasting**, 2009, 86(3): 11－13.

[18] 董方庭, 宋宏伟, 郭志宏. 巷道围岩松动圈支护理论[J]. 煤炭学报, 1994, 19(1): 21－32.
DONG Fang-ting, SONG Hong-wei, GUO Zhi-hong. Roadway support theory based on broken rock zone[J]. **Journal of China Coal Society**, 1994, 19(1): 21－32.