

DOI: 10.11779/CJGE201707016

# 防冲吸能锚杆（索）的静动态力学特性与现场试验研究

王爱文<sup>1, 2</sup>, 潘一山<sup>\*3, 4</sup>, 赵宝友<sup>1</sup>, 盛继权<sup>5</sup>

(1. 辽宁工程技术大学力学与工程学院, 辽宁 阜新 123000; 2. 辽宁工程技术大学冲击地压研究院, 辽宁 阜新 123000; 3. 辽宁大学, 辽宁 沈阳 110036; 4. 辽宁工程技术大学, 辽宁 阜新 123000; 5. 抚顺矿业集团有限责任公司老虎台煤矿, 辽宁 抚顺 113003)

**摘要:** 针对冲击危险巷道锚杆支护结构破坏特征及冲击载荷对锚杆-围岩支护系统的特殊要求, 设计研发了新型防冲吸能锚杆(索)。基于塑性弯曲理论分析了吸能锚杆(索)的吸能原理, 利用自主设计的静-动加载试验系统, 进行吸能锚杆(索)的静力拉伸试验与冲击拉伸试验。结果表明: 吸能锚杆(索)在拉伸过程中六角管衬里被挤压变形, 同时给摩擦圆柱提供滑移阻力, 六角管的管壁厚度、套筒内径及摩擦圆柱直径三者的装配参数对吸能阻力具有重要影响; 无论是静力拉伸还是冲击拉伸, 吸能锚杆(索)的轴力-位移曲线均存在轴力初始增长、轴力平稳和轴力突增-平稳3个阶段; 在轴力平稳阶段内锚杆杆体基本处于弹性状态, 摩擦滑移结束后, 锚杆杆体开始受力屈服; 吸能结构在吸收能量的同时很好的延迟或减缓了锚杆杆体受力屈服。与普通锚杆相比, 吸能锚杆(索)具有良好的“自保护性”与“冲击适应性”。现场试验表明, 吸能锚杆(索)能够有效削弱冲击能对巷道围岩的作用。

**关键词:** 冲击危险巷道; 吸能支护; 吸能锚杆(索); 静动态力学特性; 现场试验

中图分类号: TD324 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2017)07-1292-10

作者简介: 王爱文(1982-), 男, 讲师, 博士, 主要从事煤矿动力灾害发生机理及预测与防治等方面的教学和科研工作。E-mail: waw\_lnt@126.com。

## Static and dynamic mechanical properties of energy absorption bolts (cable) and field tests

WANG Ai-wen<sup>1, 2</sup>, PAN Yi-shan<sup>3, 4</sup>, ZHAO Bao-you<sup>1</sup>, SHENG Ji-quan<sup>5</sup>

(1. School of Mechanics and Engineering, Liaoning Technical University, Fuxin 123000 China; 2. Research Institute of Rock Burst, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China; 3. Liaoning University, Shenyang 110031 China; 4. Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China; 5. Fushun Ming Group Lao Hutai Coal Mine, Fushun 113003, China)

**Abstract:** In view of the failure characteristics and the special requirements of bolts used in bump-prone roadways, the energy-absorption anchor (cable) is invented. The energy absorption principle of the energy-absorption anchor (cable) is analyzed based on the plastic bending theory, and the static tension and impact tension tests are carried out by use of the independently designed static and dynamic loading test system. The test results show that the hex pipe of energy absorption anchor (cable) is squeezed and deformed, and then slip resistance for friction cylinder is produced during the whole tension process. The geometric parameters and the assembly forms of hex pipe and friction roller have important influences on the working resistance. Under whether static tension or impact tension, the load-displacement curves both consist of three stages, initial axial force growth stage, axial force stationary stage and axial force spurt-stationary stage. The rod body of anchor is basically in the elastic state at the axial force stationary stage, and the bolt begins to yield when the action of friction and sliding is completed. The energy absorption action of energy-absorbing structure delays or slows down the yielding of bolt effectively. Compared with the ordinary bolt, the energy absorption anchor (cable) possesses better self-protection and self-adaptability. The field tests show that the energy-absorption anchor (cable) can effectively weaken the effect of the impact energy acting on the surrounding rock of roadways.

**Key words:** bump-prone roadway; energy-absorption support; energy-absorption bolt (cable); static and dynamic mechanical property; field test

## 0 引言

冲击地压是中国煤炭资源开采过程中遇到的严重

基金项目: 国家自然科学基金项目(51404131); 辽宁省煤炭资源安全开采与洁净利用工程研究中心开放基金项目(LNTU15KF11)

收稿日期: 2016-10-10

\*通讯作者(E-mail: panyish\_cn@sina.com)

动力灾害, 随着开采深度的逐渐增加, 冲击地压灾害日益突出<sup>[1]</sup>。据统计, 绝大多数冲击地压灾害都发生在巷道中, 冲击地压造成的破坏和人员伤亡也主要集中在巷道内。防冲支护作为冲击地压防治工作中不可或缺的重要内容, 是巷道抵抗冲击破坏的最后一道屏障。因此, 开展冲击危险巷道防冲支护研究尤为迫切, 且意义重大。锚杆、锚索作为方便快捷、成本低廉的支护材料, 被广泛应用于冲击危险巷道支护中<sup>[2-4]</sup>。然而, 现场实践表明, 冲击地压发生时, 常常造成大量锚杆、锚索破断失效, 导致巷道严重变形甚至合拢。针对此问题, 国内外学者开展了大量研究工作, 剖析了支护结构的冲击破坏原因<sup>[5-9]</sup>, 提出吸能支护理念, 同时开发出不同类型的吸能锚杆, 如 Cone 锚杆、Roofex 锚杆、Garford 锚索、Durabar 锚杆、Yielding Secura 锚杆、D-bolt 锚杆、He-bolt 锚杆、黏性防冲锚索以及 CRM600 材料锚杆等<sup>[10-17]</sup>。这些吸能锚杆在实验室或现场均得到了不同程度的验证, 并且取得较好效果, 特别是对于提高破坏深度较浅、硬岩条件下巷道岩爆防治的有效性起到了重要作用。但对于破坏深度较大、变形量较大的松软煤层巷道, 还存在控制围岩深度浅及防止巷道浅部围岩冲击破碎效果差等问题需要进一步完善。本文在分析冲击危险巷道锚杆、锚索典型破坏特征的基础上, 针对冲击危险巷道对锚杆-围岩支护系统的特殊要求, 设计研发了一种新型吸能防冲锚杆(索), 利用自主设计的静-动加载试验系统进行了静力拉伸与冲击拉伸试验, 检验其最大抗拉强度、让位吸能点和吸能量。最后, 采用现场试验方法, 检验了防冲吸能锚杆(索)的应用效果, 期望为冲击大变形巷道防冲支护提供新型可靠的支护手段。

## 1 冲击载荷作用下锚杆典型失效形式

### (1) 锚杆锚固端脱黏滑移

冲击地压发生时在巷道围岩内部形成重复的拉伸、压缩、剪切等复杂动应力。爆破、注水、钻孔等防治措施造成巷道围岩性质劣化、可锚性降低, 加之在复杂动应力作用, 导致围岩与树脂锚固剂的黏结力急剧较小。冲击发生时, 瞬间剪应力大于锚固界面的剪切强度, 则黏结剂开始变形与围岩脱黏滑移, 失去对围岩的约束。在锚杆与支架联合支护的巷道中, 巷道围岩在 U型钢、液压支架等支护结构的支护反力作用下, 涌向巷道空间的速度减缓。在解除围岩的轴向约束后, 锚杆在冲击载荷作用下与围岩产生相对速度, 进而发生相对位移。冲击后锚杆失效形式如图 1(a) 所示。

### (2) 锚杆尾部螺纹脱扣或断裂

巷道围岩及锚杆支护体所受到的冲击载荷与外部

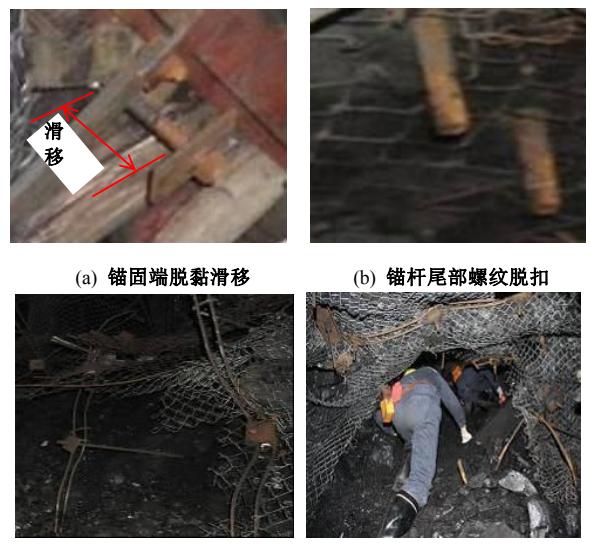
能量大小成正比, 而与围岩允许的变形量成反比。冲击发生的过程一般非常短暂, 仅有几秒钟, 在如此短的时间内, 依靠围岩变形释放冲击能量是有限的, 锚杆支护系统不具有主动让压的变形功能, 导致锚杆受到冲击载荷超过其强度极限, 而锚杆尾部由于螺纹的强度较低, 使螺纹段成为最危险段, 最终导致锚杆尾部螺纹脱扣或断裂, 如图 1(b)。

### (3) 巷道浅部围岩破坏导致锚杆悬空

当冲击应力波到达巷道表面时, 由于煤体与表面空气的波阻抗差异巨大, 使得绝大部分应力波在巷道表面发生反射形成反射拉伸应力波。冲击应力波波头与反射波波尾叠加, 当叠加的应力波强度高于巷道围岩强度时, 巷道周边煤岩体就将被破坏, 导致锚杆失去托锚基础, 如图 1(c) 所示, 此种情况多发生于巷帮表面煤体。

### (4) 锚杆与围岩整体失效

锚杆可使其锚固范围内煤岩体的力学特性有一定程度的改善, 但由于锚杆的长度有限, 一般的锚固作用范围在巷道周边 2 m 深左右, 而具有冲击危险的极限平衡区一般位于 2 m 以外的范围, 即锚杆对极限平衡区煤岩体力学性质的影响较小。极限平衡区内的煤岩体冲击扩容, 形成强大的冲击载荷作用到锚固作用范围的岩体上, 当冲击载荷足够大时, 在瞬间一次性就摧毁了巷道。锚杆与围岩整体失效如图 1(d) 所示。



(a) 锚固端脱黏滑移 (b) 锚杆尾部螺纹脱扣

(c) 浅部围岩破坏 (d) 锚杆与围岩整体失效

图 1 冲击载荷作用下锚杆典型失效形式

Fig. 1 Typical failures of rockbolts under action of impact loads

## 2 防冲吸能锚杆(索)及防冲原理

### 2.1 防冲吸能支护原则

如前所述, 冲击地压发生时锚杆与围岩同为受灾对象, 造成锚杆失效的主要原因是冲击载荷、锚杆自身冲击适应性差以及围岩力学性质劣化。因此, 进行

防冲吸能支护时应将锚杆与围岩视为统一系统,最大限度的降低冲击能对“锚杆-围岩”系统的破坏能力。一方面,设计具有吸能构件的支护结构,冲击发生时能够快速吸收冲击能,通过引导控制能量的释放和转化,将高能量消耗在吸能构件的主动让压过程中,削弱冲击能对围岩的破坏能力。另一方面,加强围岩自身强度,提高围岩的抗冲击性能,避免围岩冲击破碎导致锚杆失效。具体应遵循如下原则:

(1) 锚杆、锚索首先要保证支护系统有足够的预紧力和支护强度,控制静载荷作用下锚固范围内围岩的离层、滑动裂隙张开,新生裂纹产生等扩容变形与破坏。同时,还应避免频繁低能量矿震事件造成的“锚杆-围岩”系统性能劣化。

(2) 锚杆、锚索支护系统变形协调并具备一定的让位缓冲空间,有效降低冲击能和减缓冲击载荷,在冲地压发生时,不是硬性抵抗,而是与围岩一起协调变形且不被破坏,变形过程中始终保持对围岩变形的限制,降低其破坏程度。

(3) 锚杆、锚索与托盘、钢带、金属网及围岩紧密相联,各个支护构件除了满足强度耦合、刚度耦合、变形协调,还要应满足锚杆、锚索与围岩的吸能能力耦合。

(4) 选择合适的锚固方式,增强锚杆与围岩的耦合效果使之成为统一结构,削弱冲击应力波引起的锚杆与围岩的动态相互作用,防止锚杆破断或锚固脱黏。

(5) 提高围岩的整体性,降低煤体的碎胀松散性,保证锚杆锚索的锚固基础,避免锚杆失效,使巷道周边破坏变形得到有效控制。

## 2.2 防冲吸能锚杆(索)结构

遵循上述原则,从防冲角度出发设计研发了新型防冲吸能锚杆(索)。防冲吸能锚杆(索)主要包括:吸能连接套筒、端部设有挤压圆台和摩擦圆柱的螺纹钢锚杆、钢绞线锚索、尾部吸能装置。其主要思想是利用吸能连接套筒将锚杆与锚索连接,将薄壁筒状结构作为锚杆尾部让位缓冲吸能装置,如图2所示。

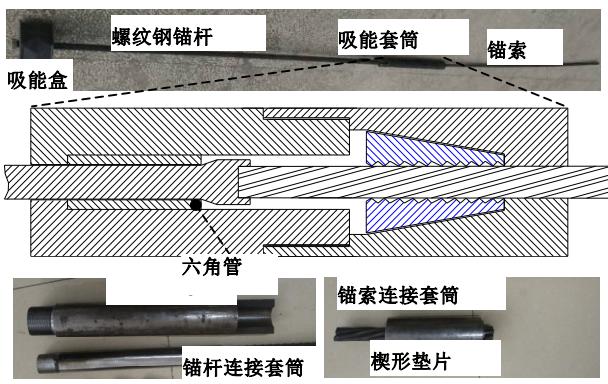


图2 吸能防冲锚杆(索)

Fig. 2 Energy-absorption bolt (cable)

吸能连接套筒由锚索连接套筒、内置六角管衬里的锚杆连接套筒组成。锚索连接套筒与锚杆连接套筒通过螺纹连接,与锚索通过锥形无键锁紧方式连接。尾部让位缓冲吸能装置呈筒状结构,位于垫板与托盘之间,套装于螺纹钢杆体上。螺母和托盘依次套装在螺纹钢锚杆体尾部,垫板紧贴巷道表面。吸能锚杆(索)使用时,锚索采用树脂锚固剂端头锚固,锚杆段采用先预紧后注浆全长锚固。

## 2.3 防冲吸能锚杆(索)防冲原理

冲击地压发生时产生的冲击应力波经过深部岩层的阻尼衰减传递至锚固围岩体,一方面造成锚固围岩体向巷道空间移动;另一方面,冲击应力波在锚固岩体中传播过程中造成锚杆与围岩之间的动力相互作用,导致锚杆脱黏或破断;冲击应力波传播至巷道表面后,接近全部的冲击波以反射波的形式返回围岩内部,对围岩产生明显的冲击拉伸作用。

从结构上看,整根吸能锚杆(索)分别在锚杆锚固末端与锚杆尾部设两处吸能构件,具备分布式吸能功能。即冲击地压发生时吸能锚杆(索)的吸能套筒首先实现让位吸能,消耗一部分冲击能,在冲击波的入射端减缓冲击能对锚固围岩体的破坏。此外,锚杆尾部吸能装置在冲击波作用下迅速压溃实现让位,给煤岩提供了一定的能量释放空间,这相当于吸能装置间接耗散围岩冲击能,一方面,降低了冲击波在巷道表层的反射,有效减轻反射应力波对围岩的拉伸作用,削弱或避免浅部围岩破坏。另一方面,削弱了冲击载荷对锚杆尾部危险截面的作用,防止锚杆尾部冲击破断或螺纹脱扣。

从作用方式上看,吸能锚杆(索)具有分段锚固,分段控制围岩特征。对于锚索作用范围的深部围岩来讲,锚索端部与尾部之间的岩体在高预紧力下各岩层相互锁紧,增强岩层间的摩擦力,防止层间错动滑移,避免各岩层出现离层,提高深部岩体的抗冲击耗能能力。锚杆控制段的浅部围岩后注浆全长锚固可较好地耦合围岩与锚杆,提高围岩强度、增强围岩的抗冲击性能。另一方面,注浆液渗透到钻孔周边的裂隙中,改善围岩的阻尼耗能特性,使锚杆杆体内传播纵波小部分能量反射回来,而部分能量会透射到围岩体中去,更好的发挥围岩自身吸能特性。弹性应力波带给锚杆的能量因周围介质透射而明显衰减,能够有效的防止锚杆脱黏。

## 3 六角管挤压摩擦过程的力学分析

在吸能锚杆(索)的轴向拉伸过程中,随着挤压圆台的逐渐深入,挤压圆台对六角管的各边施加径向

载荷  $P$ , 在径向载荷  $P$  及套管对六角管 6 个角点处的径向约束力  $N$  的作用下, 六角管管壁发生塑性弯曲变形, 当挤压圆台全部进入后, 六角管的各个边由原来的直线演化变为与挤压圆台弧度一致的  $1/6$  圆弧, 如图 3 所示。

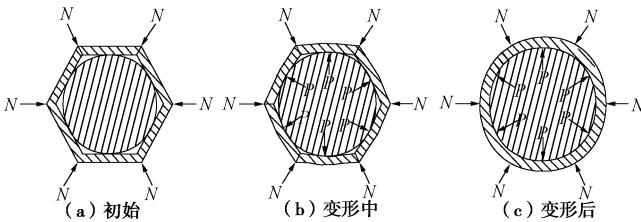


图 3 六角管壁受力挤压变形过程

Fig. 3 Extrusion process of hexagonal tube

六角管变形可归结为在弯曲和拉伸作用下的理想刚塑性矩形截面梁的大变形弯曲问题<sup>[18]</sup>。考虑该结构的对称性, 可取六角管任意一边进行受力分析, 其简化力学模型如图 4 所示。其中, 外部套筒对六角管的角点作用有径向支撑力  $N$ , 六角管两相邻边相互作用力  $N_1$  及弯矩  $M_A$ , 挤压圆台对六角管一边的作用力简化为集中载荷  $P$ 。分析可知, 径向支撑力  $N$  与六角管两相邻边相互作用力  $N_1$  的合力在水平方向的投影为  $N_A$ , 垂直方向的投影  $N_y=P/2$ 。

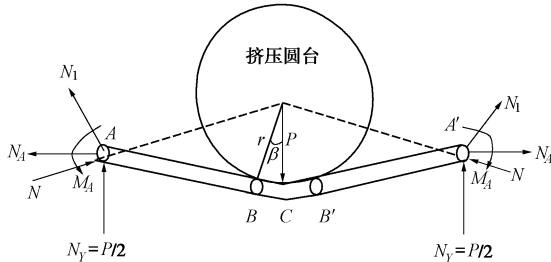


图 4 简化力学模型

Fig. 4 Simplified mechanical model

如图 4 所示, 当挤压圆台开始对六角管施加载荷时, 梁的初始破损能机构包含两个固定端的两个塑性铰  $A$  和  $A'$ , 还有一个塑性铰在梁的中央截面  $C$ 。随着挤压圆台的压入, 梁的挠度增加, 梁的中央部分  $B B'$  包住了部分挤压圆台。假定梁是为理想刚塑性, 圆弧段  $B B'$  必定处于塑性纯弯曲状态。因此, 除了在两固定端  $A$  和  $A'$  的塑性铰 (有  $M_A = -M_p$ ,  $M_p$  为梁的极限塑性弯矩) 外, 截面  $B$  和  $B'$  处也形成了塑性铰, 且有  $M_B = M_p$ 。

取梁的一半为研究对象, 其受力情况如图 5 所示。图中,  $\beta$  为圆弧段  $BC$  所对应的中心角,  $r$  为挤压圆台半径,  $L$  为  $1/2$  六角管边长。由静力学平衡方程有

$$2M_p - \frac{P}{2}(L - r\sin\beta) + N_A \tan\beta(L - r\sin\beta) = 0 \quad (1)$$

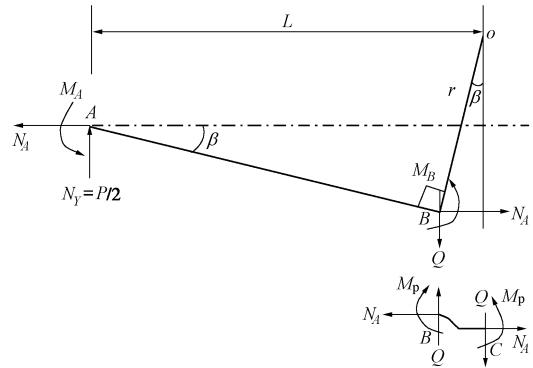


图 5 直线段  $AB$  与圆弧段  $BC$  的受力

Fig. 5 Force diagram of line  $AB$  and arc  $BC$

于是得梁在大变形下的承载能力为

$$P = \frac{4M_p}{L - r\sin\beta} + 2N_A \tan\beta \quad (2)$$

由于  $r$  与  $L$  为同一数量级, 参数  $\beta$  很小, 则有  $\sin\beta \approx \tan\beta \approx \beta \approx \omega/L$ , 取  $\omega$  为梁中点处的挠度, 将  $\beta \approx \omega/L$  代入式 (2) 可得

$$P = M_p \frac{4L}{L^2 - r\omega} + 2N_A \frac{\omega}{L} \quad (3)$$

参考文献[18]给出了大变形所引起的塑性铰  $A$  处的轴力近似值为

$$\frac{N_A}{N_p} = 4\beta \approx 4 \frac{\omega}{L} \quad (4)$$

式中,  $N_p$  为塑性极限轴力,  $N_p = \sigma_s \cdot dt \cdot D$ ,  $\sigma_s$  为材料屈服强度,  $D$  为六角管壁厚,  $dt$  为截取的微段梁宽度。

将式 (3) 代入式 (4) 可得

$$P = M_p \frac{4L}{L^2 - r\omega} + 8N_p \frac{\omega^2}{L^2} \quad (5)$$

参考文献[18, 19]可知, 梁的极限塑性弯矩  $M_p = \sigma_s \cdot dt \cdot D^2/4$ , 则式 (5) 可进一步写为

$$P = \sigma_s dt D \left[ \frac{LD}{L^2 - r\omega} + 8 \frac{\omega^2}{L^2} \right] \quad (6)$$

挤压过程中六角管一边由直线缓慢变形至  $1/6$  圆弧弯曲状态, 该边中点对应的最大挠度  $\omega = R - \sqrt{3}R/2$ , 其中  $R$  为套筒内半径。将其代入式 (6) 得  $1/6$  圆弧上的径向挤压力  $P_f$ 。

依据作用力与反作用力可知, 力  $P_f$  即为六角管壁对摩擦圆柱的径向正压力, 且假定该径向力均匀分布, 设摩擦圆柱轴向长度为  $T$ , 摩擦圆柱与六角管管壁的摩擦系数为  $f$ , 则有挤压摩擦过程中的阻力  $P_z$  为

$$P_z = 6f\sigma_s TD \left[ \frac{LD}{L^2 - r\omega} + 8 \frac{\omega^2}{L^2} \right] \quad (7)$$

随着挤压圆台的逐渐进入, 六角管被挤压成圆形。由弹塑性力学原理可知, 变形后的六角管与外部套筒

可视为一等效厚壁圆筒。当挤压圆台全部进入后, 等效厚壁圆筒开始对摩擦圆柱提供径向压力, 在径向压力作用下, 摩擦圆柱与变形后的六角管产生摩擦阻力, 该摩擦阻力即为吸能锚杆(索)拉伸阻力。可见, 只要求出等效厚壁套筒产生的径向压力, 即可计算出吸能锚杆(索)的拉伸阻力。

由文献[19]可知, 当等效厚壁套筒中的外部套筒内壁处于极限屈服状态时, 作用在圆筒内壁的均布载荷 $p_e$ 为

$$p_e = \sigma_s \left[ \ln \frac{R}{r} + \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{r^2}{R^2} \right) \right], \quad (8)$$

式中,  $R$ 为外套筒外径。

此时摩擦圆柱与变形后的六角管产生摩擦阻力 $P'_z$ 近似表示为

$$P'_z = 2\pi r T \sigma_s \left[ \ln \frac{R}{r} + \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{r^2}{R^2} \right) \right] f. \quad (9)$$

需要指出的是式(9)的精度较差, 实际应用中应根据试验结果进行修正。

综上理论分析可知, 六角管的管壁厚度、套筒内径及摩擦圆柱直径三者的装配参数对吸能锚杆(索)吸能阻力具有重要影响。在给定套筒内径时, 通过调整六角管管壁厚度或摩擦圆柱直径可实现吸能锚杆(索)吸能阻力调整。取 $r=14.5$  mm,  $R=16$  mm,  $R_2=21$  mm,  $\sigma_s=700$  MPa,  $f=0.25$ ,  $T=20$  mm。依据式(9)可计算出外部套筒起作用时吸能锚杆(索)最大阻力 $P'_z=114.8$  kN。

## 4 防冲吸能锚杆(索)的静、动力学试验

### 4.1 试件基本参数

选择壁厚为2 mm, 外接圆直径为32 mm, 材料为45钢的六角管与端头摩擦圆柱直径29 mm, 高20 mm, 直径22 mm的螺纹钢锚杆和直径17.8 mm的钢绞线锚索配合材料为45钢, 内直径为32 mm, 壁厚为5 mm的套筒加工吸能锚杆(索), 试件其他基本参数见表1。

表1 试验试件基本参数

Table 1 Basic parameters of specimens

试件 编号	吸能套筒 长度/mm	锚杆长 度/mm	锚索长 度/mm	加载速度 $/(mm \cdot min^{-1})$
SJ1	220	300	200	5
SJ2	220	300	200	5
SJ3	220	2200	2000	20
SJ4	220	2200	2000	20
SJ5	250	2200	2000	冲击加载
SJ6	200	2200	2000	冲击加载
SJ7	250	2200	2000	冲击加载
SJ8	250	2200	2000	冲击加载

### 4.2 试验系统组成

试验系统由框架部分、液压式静-动加载系统、监测系统与防护系统组成, 如图6。其中框架部分包括两立柱、两根端部固定横梁与位置可调的中间横梁, 中间横梁中心位置设有直径略大于锚索直径的纵向孔, 用于固定测试试件。可实现双向伸缩的液压缸为静-动加载系统的动力输出终端, 呈中空环型结构以便于试件穿过, 通过法兰固定于左端横梁上, 试验时利用螺母与锁具对穿过其中的试件两端固定并预紧, 再通过液压加载对试件进行准静态拉伸、冲击拉伸。

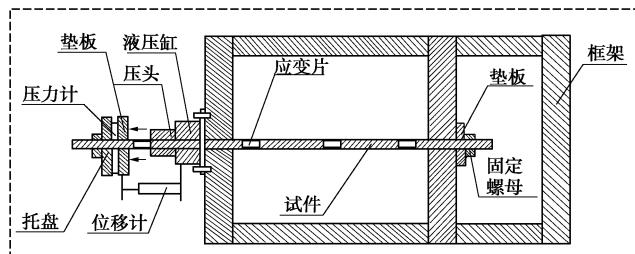


图6 试验系统

Fig. 6 Testing system

液压式静-动加载系统包括: 准静态加载系统、冲击加载系统以及电液控制系统等。系统中各类阀件采用电液控制方式, 通过计算机控制系统实现自动控制, 其整体组成与原理图如图7所示。当进行准静态加载时, 首先关闭截止阀5和单向阀7, 8, 打开截止阀6, 然后启动电动机M3使柱塞泵驱动油水分离器对环形活塞杆实现准静态加载。进行冲击加载时, 首先关闭截止阀6, 同时保持单向阀7, 8处于闭合状态, 启动电动机M2使增压器内充满液体后关闭截止阀9, 然后启动电动机M1向储能器中注入高压液体, 高压液体压缩储能器中的气囊储存大量压缩能, 当储能器

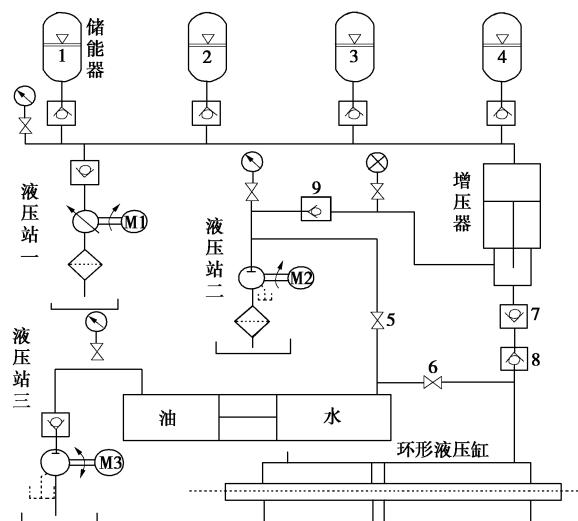


图7 静-动加载系统原理

Fig. 7 Schematic diagram of static-dynamic loading system

中液体压力达到预设值停止注液, 然后迅速打开将单向阀7、8及储能器的单向阀, 高压蓄能器快速释放高压冲击能, 高压冲击能通过环形液压缸驱动环形活塞杆进行冲击加载。

#### 4.3 静力拉伸试验结果分析

试验初期, 试件SJ1与SJ2呈现低阻力伸长, 这是由于锚索连接套筒锥形无键连接的锁紧过程所致。正常加载阶段, 随着加载的进行锚杆开始在吸能套筒内滑移, 并伴随有微小响声, 套筒直径没有发生变化, 说明整个拉伸过程中套筒外壁变形状态处于弹性阶段, 这能保证套筒外壁与围岩的黏结作用, 避免了套筒变形过大导致锚索失去底部锚固基础。

图8为试件SJ1~SJ4静力拉伸时吸能锚杆(索)轴力-位移曲线图, 其中SJ1与SJ2为短尺寸试件, 采用WAW-600C系列微机控制电液伺服万能试验机以5 mm/min的位移加载速度进行加载。由图8(a)、8(b)可以看出整个拉伸过程可分为轴力上升段和轴力平稳段两阶段。在轴力上升阶段内(试件SJ1试验机行程为0~35 mm时, 试件SJ2试验机行程为0~40 mm时)轴力逐渐增大, 此时螺纹钢锚杆端头摩擦圆柱刚好完全进入六角管。此后, 两试件分别进入轴力平稳段, 该阶段内轴力值逐渐趋于稳定, 但有小幅度波动, 试验后期轴力值稍有下降, 试件SJ1与试件SJ2产生挤压摩擦滑移量分别为180, 150 mm, 平均滑移轴力分别为140, 147 kN, 由此计算出轴力上升段与轴力平稳段的总吸能量分别为28.4, 26.9 kJ, 具体数据见表2。

表2 静力拉伸试验结果

Table 2 Results of static tensile tests

试件 编号	轴力增加 阶段/mm	轴力稳定 阶段/mm	轴力均 值/kN	滑移距离 /mm	吸能 量/kJ
SJ1	35	180	140	215	28.4
SJ2	40	150	147	190	26.9
SJ3	40	179	138	219	24.7
SJ4	40	188	136	220	26.7

试件SJ3、SJ4为长尺寸试件, 利用自行设计的静-动加载试验系统以20 mm/min的位移加载速度加载, 试验结果如图8(c)、(d)所示。与试件SJ1、SJ2相比, 试验过程中两试件的轴力-位移曲线变化规律相似, 同样存在轴力上升段和轴力平稳段。轴力平稳段的摩擦滑移长度在180 mm左右, 轴力值维持在130~145 kN区间, 但波动现象明显。试件SJ3在试验后期, 轴力出现明显下降, 其主要原因是, 锚杆摩擦圆柱在摩擦过程中圆柱面受到破坏所致。锚杆总位移接近220 mm后, 轴力明显快速上升, 其原因是摩擦滑移行程结束后, 继续加载导致锚杆杆体开始表现出受力屈服。导致试件SJ3与试件SJ4后期的轴力位移曲线

存在差异的原因是, 摩擦滑移结束后, 试剂的继续加载时间不同。根据锚索的极限载荷可以确定, 整个拉伸过程中锚索始终处于弹性状态。总体上看, 拉伸过程中轴力为130~145 kN, 据此可以判断在锚杆摩擦滑移阶段中杆体基本处于弹性状态, 而摩擦滑移结束后, 锚杆杆体开始受力屈服。这说明吸能结构很好的延迟或减缓了锚杆杆体受力屈服, 对锚杆杆体到了良好的保护作用。

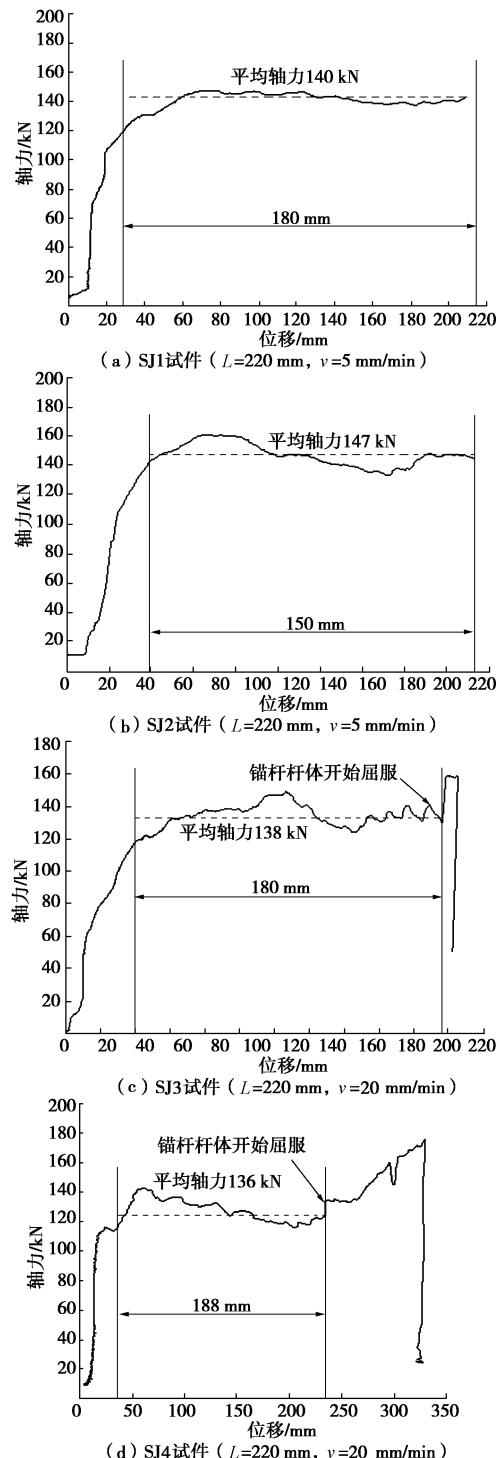


图8 静力拉伸吸能锚杆(索)轴力-位移曲线

Fig. 8 Axial force-displacement curves of energy-absorption bolt under static tension

#### 4.4 冲击拉伸试验及结果分析

图 9 为试件 SJ5~SJ8 冲击拉伸时吸能锚杆(索)轴力-位移曲线。总体上, 在冲击拉伸过程中轴力-位移曲线可分为 3 个阶段: ①初始轴力增长阶段, 该阶段为摩擦圆柱逐渐进入六角管内的过程, 在此阶段内轴力由零基本呈线性增加至 140 kN 左右, 位移变化量较小; ②轴力平稳阶段, 即摩擦圆柱在六角管内摩擦滑移阶段, 在该阶段内轴力基本维持在 140 kN 左右, 位移逐渐增大; ③轴力突增-平稳阶段, 该阶段为摩擦滑移行程结束后仍然存在剩余能量, 锚杆杆体开始屈服, 轴力逐渐增大至锚杆的极限载荷, 此阶段内锚杆杆体塑性屈服伸长吸收剩余能量。

冲击拉伸过程中各个试件轴力存在明显的上下波动, 波动幅值一般在 10~15 kN 左右, 导致这种波动的原因可能是六角管管壁与摩擦圆柱接触面存在不光滑点, 致使局部摩擦阻力增大。滑移行程结束后轴力瞬间跳跃至接近锚杆杆体破断载荷, 这是因为锚杆杆体的早期屈服导致杆体应变硬化; 试件 SJ7 在加载初期与加载过程中轴力始终低于锚杆屈服载荷, 并未出现加载后期轴力突跳现象。试件 SJ8 试验后期, 锚索尾部锁具出现滑动导致该试件的轴力-位移出现两次跌落。

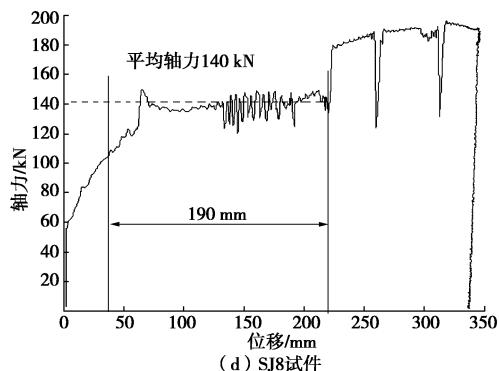
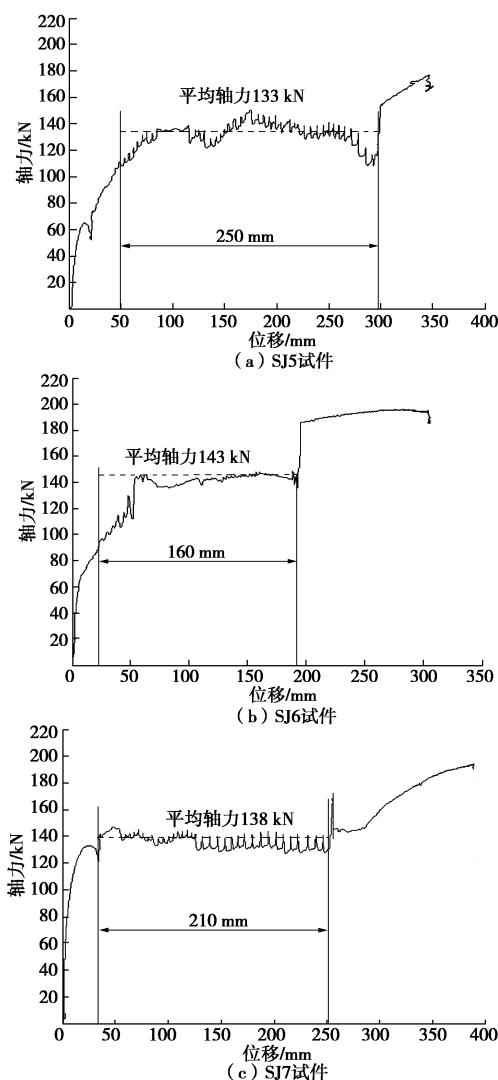


图 9 冲击拉伸下吸能锚杆(索)轴力-位移曲线

Fig. 9 Axial force-displacement curves of energy-absorption bolt under impact tension

表 3 为冲击拉伸试验结果, 对比静力拉伸试验结果进一步分析可知, 冲击拉伸条件下吸能锚杆(索)的吸能阻力和静载拉伸阻力相差不大。

表 3 冲击拉伸试验结果

Table 3 Results of impact tensile tests

试件 编号	轴力增加 阶段/mm	轴力稳定 阶段/mm	轴力均 值/kN	滑移距 离/mm	吸能 量/kJ
SJ5	50	250	133	250	41.5
SJ6	35	165	143	200	32.8
SJ7	30	220	138	250	42.5
SJ8	40	190	140	230	36.9

表 4 为试验件不同阶段的平均阻力值与理论计算结果对比表, 其中挤压过程的总平均阻力取各个试验件轴力位-移曲线在横坐标为 20 mm 处的平均阻力值, 即圆台刚好全部进入六角管内时 4 个试件的平均阻力; 摩擦过程总平均阻力取试件轴力平稳段的平均值; 摩擦过程总平均阻力的理论计算结果考虑套筒内壁刚发生塑性变形条件下的计算结果。可以看出, 静力拉伸时挤压过程中的总平均阻力与摩擦过程的总平均阻力与理论计算结果的相对误差分别为 12.6% 和 18.1%; 冲击拉伸时挤压过程中的总平均阻力与摩擦过程的总平均阻力与理论计算的相对误差分别为 34.5% 和 17.1%。冲击拉伸时挤压阶段的阻力与理论计算的相对误差较大, 其原因可能是六角管壁在高速加载时动强度较高导致挤压拉力增大所致, 而挤压完成后, 摩擦圆柱滑移过程中主要由六角管与摩擦圆柱的摩擦力起作用, 所以该过程中的阻力值与理论计算的相对误差不大。

图 10 为吸能锚杆、普通锚杆(HRB400, 直径 22 mm, 试验段长度 1900 mm) 在静力拉伸与冲击拉伸条件下的轴力-位移曲线对比图。可以看出, 在无论是静力拉伸还是冲击拉伸, 普通锚杆受载后很快进入塑性屈服, 随着加载的持续, 锚杆不断伸长, 轴力也逐渐增加至极限载荷。拉伸过程中锚杆轴力变化平稳,

且轴力值较高, 呈单一的塑性屈服—破断工作模式。仅从轴力-位移曲线图上看, 普通锚杆显著优越于吸能锚杆(索), 具体表现为拉伸过程中轴力变化平稳, 且力值较高, 但在实际巷道支护中锚杆塑性伸长带来的负效应为丧失对周围岩体的控制作用, 致使围岩变形过大, 承载性能极大降低。吸能锚杆(索)拉伸时存在初始轴力增长阶段、轴力平稳阶段、轴力突增—平稳阶段三阶段, 轴力平稳阶段吸能阻力维持在 140 kN 左右, 始终小于等于螺纹钢锚杆杆体的屈服载荷。使用时, 由于锚杆段通过全长注浆锚固使杆体全部与围岩接触, 如果冲击载荷到达设计吸能阻力 140 kN 时, 则围岩带动锚杆杆体在吸能套筒内滑移, 吸收冲击能, 且在滑移吸能过程中锚杆杆体始终呈弹性状态或小变形状态, 保持着对围岩的控制作用, 防止锚杆锚固围岩体破坏。

表 4 理论与试验结果对比

Table 4 Comparison between theoretical and test results

阶段阻力	挤压过程的总平均阻力/kN	摩擦过程的总平均阻力/kN
理论计算	52.4	114.8
静力拉伸试验	60.0	140.3
冲击拉伸试验	82.5	138.5
理论计算与静力拉伸试验相对误差/%	12.6	18.1
理论计算与冲击拉伸试验相对误差/%	34.5	17.1

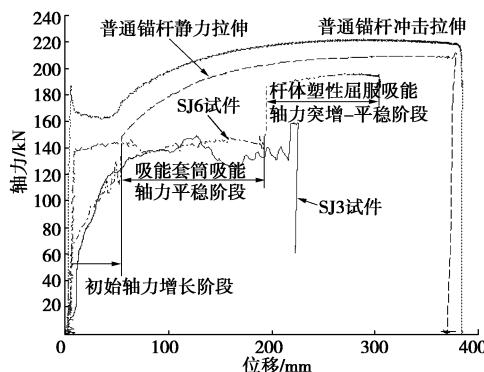


图 10 普通锚杆与吸能锚杆(索)轴力-位移对比

Fig. 10 Axial force-displacement curves of energy absorption bolt (cable) and common bolt

综上分析, 通过拉伸试验可知, 本文提出的吸能锚杆(索)具有良好的“自保护性”与“冲击适应性”。

“自保护性”表现为: 在载荷作用下吸能锚杆(索)的吸能套筒首先吸收一部分能量, 有效避免了螺纹钢锚杆直接承受载荷作用, 防止锚杆破断, 保护了锚杆的主动支护功能。“冲击适应性”表现为吸能锚杆(索)的变形模式与工作状态可根据一次冲击能量的大小进行适应性调整。当冲击能量较小时, 吸能锚杆(索)的轴力-位移曲线只有初始轴力增长阶段和轴力平稳

阶段两个阶段, 此时吸能锚杆(索)中吸能套筒表现为恒阻吸能, 而锚杆杆体本身可以保持弹性状态或小变形状态; 当冲击能量较大时锚杆的轴力-位移曲线有初始轴力增长阶段、轴力平稳阶段和轴力突增—平稳阶段 3 个阶段, 此时吸能套筒先吸收一部分能量, 然后锚杆杆体的塑性屈服伸长吸能剩余能量。

## 5 现场试验

### 5.1 试验巷道工程概况

试验巷道平均采深 800 m, 煤层平均厚度为 12 m, 倾角平均为 12°, 平均单轴抗压强度 17.5 MPa, 具有冲击倾向。煤层顶板沉积厚层泥质岩层。巷道掘进断面为 17.02 m<sup>2</sup>, 净断面为 12.6 m<sup>2</sup>。

原支护采用“锚杆+金属网”与 36 “U”型钢棚复合支护。锚杆长度 2.0 m、直径 20 mm; 间排距为 800 mm×1000 mm; 锚固方式为端头锚固; 36 “U”型钢棚距为 800 mm。

吸能支护选用“锚杆+吸能锚杆(索)+金属网”, 支护布置如图 11 所示。锚杆长度 2.2 m、直径 22 mm; 间排距为 800 mm×1000 mm; 锚杆尾部设吸能装置; 采用加长锚固。吸能锚杆(索)选用长度 2.2 m、直径 22 mm 的锚杆与长度 4.2 m、直径 17.8 mm 的锚索和长度为 220 mm 的吸能连接套筒和尾部吸能装置组成, 间排距为 1600 mm×2000 mm。锚索采用三根树脂锚固剂端头锚固, 锚杆采用后注浆全长锚固, 注浆材料为水泥砂浆。考虑到安全因素, 保留“U36”型钢棚, 但棚距为 1600 mm。

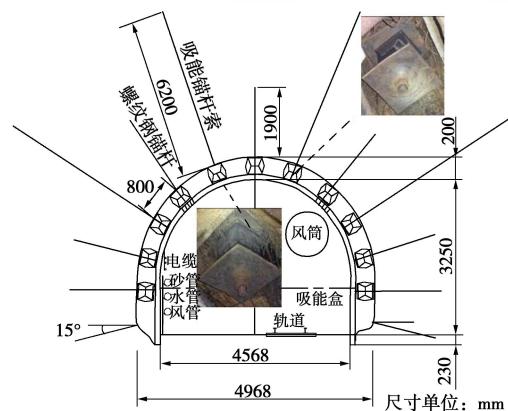


图 11 吸能支护断面布置

Fig. 11 Arrangement of energy-absorption support

### 5.2 试验效果分析

图 12 为原支护段与吸能支护段巷道顶板离层量随时间变化规律的对比情况。可以看出, 原支护条件下, 巷道围岩变形以浅部锚杆锚固范围内围岩的碎胀扩容以及锚杆锚固区外的离层为主。吸能支护时, 巷道锚杆锚固范围内围岩的碎胀扩容明显减小, 锚固范

围外的离层也明显降低。

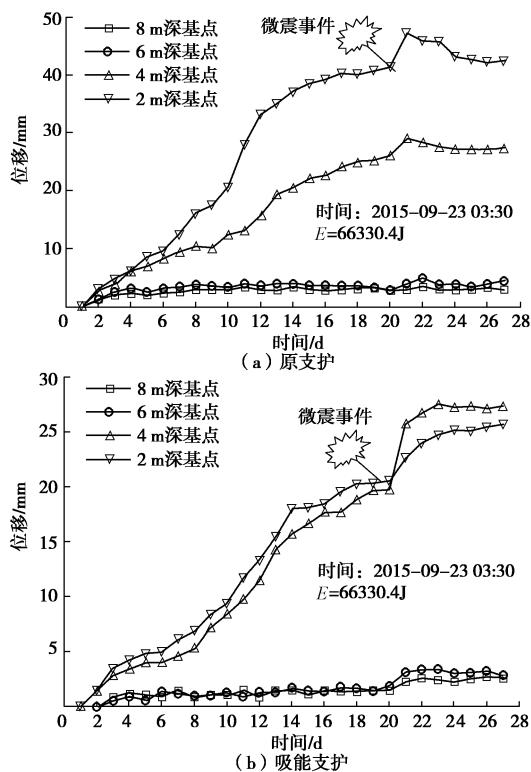


图 12 顶板离层量随时间变化规律

Fig. 12 Change rules of roof bedding separation with time

监测期间发生一次微震事件，事件能量为 66330.4 J，位于顶板 50 m，距离试验段水平距离 55 m。微震事件后，两测站内各个离层监测点的位移量均有突跳，从图 12 (b) 可知，微震事件发生后 4 m 深基点位移突跳 6 mm，2 m 深基点位移突跳 2 mm。可以看出，冲击能引起的围岩变形以锚杆锚固区外的离层为主，而锚杆锚固范围内围岩的碎胀扩容很小。其原因为在全长锚固以及吸能套筒的共同作用下，冲击发生时锚杆作用范围内的锚固岩体变形很小，近似做刚体运动，同时带动吸能套筒内的锚杆滑移，吸收冲击能。取吸能阻力为 140 kN，则单根吸能锚杆(索)吸收的能量为  $140 \text{ kN} \times 6 \text{ mm} = 840 \text{ J}$ ，吸能构件的摩擦滑移过程中消耗了部分冲击能，能够减小冲击能对巷道围岩的作用。需要指出的是所发生的微震事件能量较小，距离试验点较远，因此微震事件造成的围岩破坏程度较弱，吸能锚杆(索)的位移量较小，还需要进一步研究吸能锚(索)对高能量微震事件的响应规律，以进一步分析其防冲能力。

## 6 结 论

(1) 吸能锚杆(索)在拉伸过程中，六角衬里管受挤压变形同时能够提供滑移阻力。六角管的管壁厚度、套筒内径及摩擦圆柱直径三者的装配参数对吸能

锚杆(索)吸能阻力具有重要影响。在给定套筒内径时，通过调整六角管管壁厚度或摩擦圆柱直径可实现吸能锚杆(索)吸能阻力调整。

(2) 静力拉伸条件下吸能锚杆(索)的吸能阻力在 130~145 kN 之间，冲击拉伸条件下吸能锚杆(索)的吸能阻力在 133~143 kN 之间。无论是静力拉伸还是冲击拉伸，吸能锚杆(索)的轴力-位移变化规律均存在初始轴力增长阶段、轴力平稳阶段和轴力突增—平稳阶段 3 个阶段，在轴力平稳阶段内锚杆杆体基本上处于弹性状态，摩擦滑移结束后，锚杆杆体开始受力屈服。

(3) 吸能锚杆(索)的吸能结构在吸收能量的同时很好的延迟或减缓了锚杆杆体受力屈服。与普通锚杆相比，吸能锚杆(索)具有良好的“自保护性”与“冲击适应性”。

(4) 现场试验表明：吸能支护条件下，冲击应力波引起的围岩变形以锚杆锚固区外的离层为主，而锚杆锚固范围内围岩的碎胀扩容很小。吸能锚杆(索)能够消耗部分冲击能，削弱冲击能对巷道围岩的破坏。

## 参考文献：

- [1] 齐庆新, 窦林名. 冲击地压理论与技术[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2008. (QI Qing-xin, DOU Lin-ming. Theory and technology of rockburst[M]. Xuzhou: China University of Mining & Technology Press, 2008. (in Chinese))
- [2] 王平, 姜福兴, 王存文, 等. 大变形锚杆索协调防冲支护的理论研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2012, 29(2): 191~196. (WANG Ping, JIANG Fu-xing, WANG Cun-wen, et al. The study on coordination for avoiding impact using bolt and anchor cable with large deformation[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2012, 29(2): 191~196. (in Chinese))
- [3] 康红普, 林健, 吴拥政. 全断面高预应力强力锚索支护技术及其在动压巷道中的应用[J]. 煤炭学报, 2009, 34(9): 1154~1159. (KANG Hong-pu, LIN Jian, WU Yong-zheng. High pretensioned stress and intensive cable bolting technology set in full section and application in entry affected by dynamic pressure[J]. Journal of China Coal Society, 2009, 34(9): 1154~1159. (in Chinese))
- [4] 高明仕, 张农, 窦林名, 等. 基于能量平衡理论的冲击矿压巷道支护参数研究[J]. 中国矿业大学学报, 2007, 36(4): 426~430. (GAO Ming-shi, ZHANG Nong, DOU Lin-ming, et al. Study of roadway support parameters subjected to rockburst based on energy balance theory[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2007, 36(4): 426~430. (in Chinese))

- [5] 潘一山, 王凯兴, 肖永惠. 基于摆型波理论的防冲支护设计[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(8): 1537 – 1543. (PAN Yi-shan, WANG Kai-xing, XIAO Yong-hui. Design of anti-scour support based on theory of pendulum-type wave[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(8): 1537 – 1543. (in Chinese))
- [6] 潘一山, 肖永惠, 李忠华, 等. 冲击地压矿井巷道支护理论研究及应用[J]. 煤炭学报, 2014, 39(2): 222 – 228. (PAN Yi-shan, XIAO Yong-hui, LI Zhong-hua, et al. Study of tunnel support theory of rockburst in coal mine and its application[J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39(2): 222 – 228. (in Chinese))
- [7] 王正义, 窦林名, 王桂峰. 动载作用下圆形巷道锚杆支护结构破坏机理研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(10): 1901 – 1909. (WANG Zheng-yi, DOU Lin-ming, WANG Gui-feng. Failure mechanism of anchored bolts supporting structure of circular roadway under dynamic load[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(10): 1901 – 1909. (in Chinese))
- [8] POTVIN Y. Strategies and tactics to control seismic risks in mines[J]. The Journal of The Southern African Institute of Mining and Metallurgy, 2009, 109(1): 177 – 186.
- [9] 康红普, 吴拥政, 何杰, 等. 深部冲击地压巷道锚杆支护作用研究与实践[J]. 煤炭学报, 2015, 40(10): 2225 – 2233. (KANG Hong-pu, WU Yong-zheng, HE Jie, et al. Rock bolting performance and field practice in deep roadway with rock burst[J]. Journal of China Coal Society, 2015, 40(10): 2225 – 2233. (in Chinese))
- [10] ANDERS A. Laboratory testing of a new type of energy absorbing rock bolt[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2005, 20(4): 291 – 300.
- [11] LI C C. Performance of D-bolts under dynamic loading[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2012, 45(2): 193 – 204.
- [12] NEUGEBAUER E. Ready for Roofex-a new way to tackle safety in underground operations[J]. Mining and Construction, 2008, 3(8): 24 – 25.
- [13] VARDEN R, LACHENICHT R, PLAYER J, et al. Development and implementation of the Garford dynamic bolt at the Kanowna Belle Mine[C]// 10th Underground Operators' Conference. Launceston, 2007: 395 – 404.
- [14] HE M C, GONG W L, WANG J. Development of a novel energy-absorbing bolt with extraordinarily large elongation and constant resistance[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2014(67): 29 – 42.
- [15] 何满潮, 王炯, 孙晓明, 等. 负泊松比效应锚索的力学特性及其在冲击地压防治中的应用研究[J]. 煤炭学报, 2014, 39(2): 214 – 221. (HE Man-chao, WANG Jiong, SUN Xiao-ming, et al. Mechanics characteristics and applications of prevention and control rock bursts of the negative Poisson's ratio effect anchor[J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39(2): 214 – 221. (in Chinese))
- [16] 黄自伟, 韩雪峰, 连小勇, 等. 黏性防冲锚索支护技术及在冲击地压矿井中的应用[J]. 煤炭学报, 2016, 41(增刊1): 21 – 28. (HUANG Zi-wei, HAN Xue-feng, LIAN Xiao-yong, et al. Application of impact-constant resistance anchor support theory in rock burst mine[J]. Journal of China Coal Society, 2016, 41(S1): 21 – 28. (in Chinese))
- [17] 李晨, 何满潮, 宫伟力. 恒阻大变形锚杆负泊松比效应的冲击动力学分析[J]. 煤炭学报, 2016, 41(6): 1393 – 1399. (LI Chen, HE Man-chao, GONG Wei-li. Analysis on impact dynamics of negative Poisson's ratio effect of anchor bolt with constant resistance and large deformation[J]. Journal of China Coal Society, 2016, 41(6): 1393 – 1399. (in Chinese))
- [18] 余同希, 章亮炽. 塑性弯曲理论及其应用[M]. 北京: 科学出版社, 1992. (YU Tong-xi, ZHANG Liang-chi. Theory and application of plastic bending[M]. Beijing: Science Press, 1992. (in Chinese))
- [19] 徐秉业, 刘信声. 应用弹性力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 1995. (XU Bing-ye, LIU Xin-sheng. Applied elastic and plastic mechanics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1995. (in Chinese))