

DOI: 10.11779/CJGE20221348

冲击载荷作用下预应力锚杆锚固阻裂效应试验研究

祖国利¹, 王 俊^{1,2}, 宁建国¹, 蒲志强², 闫立恒³, 任志伟¹, 胡 浩⁴

(1. 山东科技大学能源与矿业工程学院, 山东 青岛 266590; 2. 山东能源集团西北矿业有限公司, 陕西 西安 710018;

3. 山东能源淄博矿业集团责任有限公司, 山东 淄博 255000; 4. 安徽理工大学, 安徽 淮南 232000)

摘 要: 在采动应力、冲击动载作用下, 深部巷道围岩原生裂隙进行发育、扩展、失稳是深部围岩动力灾害的重要诱因, 通过锚杆支护增加破碎围岩完整性, 抑制原生裂隙的再度扩展是预防围岩动力灾害的重要手段。为此, 采用分离式霍普金森压杆试验系统开展端锚、全锚、让压+端锚 3 种锚固方式及端头锚固不同预紧力矩条件下预应力锚杆 CCNBD 试件的冲击动载试验, 分析了预应力锚杆对岩体动态断裂韧性、裂纹起裂时间、裂纹扩展速度的影响规律, 揭示冲击载荷作用下预应力锚杆锚固阻裂效应。研究结果表明: ①预应力锚杆阻裂效应表现为提高岩体动态断裂韧性、延缓裂纹起裂时间与降低裂纹扩展速度; ②高预紧力端头锚固与全长锚固均有助于锚杆发挥锚固阻裂效应, 其强化顺序依次为全长锚固>端头锚固>让压+端头锚固, 后者因让压结构补偿了裂纹扩展空间, 弱化了锚固阻裂效应; ③冲击载荷作用下加锚岩体变形破坏过程具有裂纹孕育阶段、裂纹扩展阶段、锚杆承载阶段 3 个阶段, 高预紧力矩与全长锚固时锚杆轴向应力在裂纹扩展阶段增速最明显, 锚杆锚固阻裂效应最明显。研究成果对深部动载巷道锚固支护工程具有一定的理论指导及借鉴意义。

关键词: 冲击载荷; 预紧力; 锚固方式; 动态断裂韧性; 阻裂效应

中图分类号: TU456

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2023)08-1743-11

作者简介: 祖国利(1999—), 男, 硕士, 主要从事矿山压力与岩层控制方面的研究工作。E-mail: 15726421761@163.com。

Experimental study on anchoring crack-resistance effects of prestressed anchor under impact loads

ZU Guoli¹, WANG Jun^{1,2}, NING Jianguo¹, PU Zhiqiang², YAN Liheng³, REN Zhiwei¹, HU Hao⁴

(1. College of Energy and Mining Engineering, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 2. Shandong

Energy Group XIBEI Mining Co., Xi'an 710018, China; 3. Shandong Energy ZIBO Mining Group Co., Zibo 255000, China; 4. Anhui

University of Science and Technology, Huainan 232000, China)

Abstract: Under the action of mining stresses and impact dynamic loads, the development, expansion and instability of the primary fissures in the surrounding rock of deep roadways are an important cause for the dynamic disasters of the deep surrounding rock, and increasing the integrity of broken surrounding rock and inhibiting the re-expansion of the primary fissures by using the anchor supports are an important method to prevent the dynamic disasters in the surrounding rock. To this end, the impact dynamic load tests are performed on CCNBD specimens of prestressing anchor under different preloading moments of end anchor, and three anchoring methods of end anchor, full anchor and yield pressure + end anchor are adopted using the split Hopkinson pressure bar test system. The effects of various factors on the dynamic fracture toughness, crack initiation time and crack expansion rate of the anchored rock mass are analyzed to reveal the crack-resistance effects of the prestressed anchors under impact loads. The results show that: (1) The crack-resistance effects of the prestressed anchors improve the macro-dynamic fracture toughness of the anchored rock mass and delay the micro-crack initiation time and reduce the expansion rate. (2) Both the high preloading end anchorage and the full-length anchorage help anchors develop the crack-resistance effects. Their strengthening order is full-length anchorage > end anchorage > yield pressure + end anchorage. The third method weakens the crack-resistance effects because the yield pressure structures compensates for the crack expansion space. (3) The deformation and damage process of anchored rock mass under impact loads has three stages: crack breeding stage, crack expansion stage and anchor bearing stage. The axial stress of the anchor rod with high preloading moment and full-length anchoring has the most apparent

基金项目: 国家自然科学基金项目 (52074170, 51904163); 深部煤矿采动响应与灾害预防国家重点实验室开放基金项目 (SKLMRDPC21KF05)

收稿日期: 2022-11-01

***通信作者** (E-mail: wangjunsdkjd@126.com)

growth rate in the crack expansion stage, and the crack-resistance effects are the most obvious. The research results have some theoretical guidance and reference significance for the anchorage support projects of deep dynamic load roadways.

Key words: impact load; preloading force; anchoring method; dynamic fracture toughness; crack-resistance effect

0 引言

深部裂隙岩体不仅力学性质展现出完全不同于浅部岩体的力学特征,而且所处应力环境也发生改变^[1],例如常受到由矿震、爆破、顶板断裂或断层滑移等形式产生的冲击载荷作用^[2]。生产实践表明,冲击载荷作用下深部裂隙岩体的失稳灾变与内部裂隙的扩展、贯通息息相关,而锚杆在裂隙岩体中表现为明显的锚固效果^[3]。但目前对冲击载荷作用下锚杆对岩体裂隙锚固作用机制尚未完全了解。因此,有必要研究冲击载荷作用下预应力锚杆对裂隙岩体的控制作用,以期揭示冲击载荷作用下裂隙岩体锚固机制奠定基础。

国内外学者在锚杆对裂隙岩体锚固机理方面开展了大量研究。张波等^[4]认为锚杆具有增强含交叉裂隙节理岩体抵抗裂隙扩展的能力;周辉等^[5]通过对预制裂隙试件进行单轴压缩试验,提出锚杆对裂隙扩展的“轴压”作用机制;王平等^[6]通过对预制锚固单排裂隙试件进行单轴破断试验,提出了主控裂纹的概念,认为在有效锚固范围内锚杆能延迟主控裂纹产生和提高裂隙试件强度;武东阳等^[7]通过试验发现锚杆有利于降低裂隙岩体中拉伸裂纹萌生和扩展时的应力强度因子,能够限制拉伸/剪切裂纹的萌生和扩展;蒋宇静^[8]通过开展系列锚固类岩石材料剪切试验,认为不同 CNS (constant normal stiffness) 边界条件下锚杆剪切破断后都呈现“Z”字型的变形特征,且锚杆的变形范围随着法向刚度的增加而逐渐减小。工程实践表明,锚杆支护在裂隙岩体中表现出明显的“销钉”加固作用,冲击动载作用下裂隙岩体与锚杆间相互作用关系有必要深入探讨。

除受静载作用外,地下岩体还常受到冲击载荷(由爆破、断层滑移或顶板断裂等产生)的作用,特别是深部地下工程岩体,在冲击动载作用下锚固系统破坏特征与静载条件有着显著差异^[9-10]。吴拥政等^[11]认为冲击载荷作用下,巷道锚固围岩受反复拉压作用,导致锚固系统锚固性能降低与失效;邱鹏奇等^[12]通过开展加锚岩体冲击动载试验,提出了锚杆“抗冲时效”概念,认为抗冲时效与岩石/锚固剂和锚固剂/锚杆之间不协同变形直接相关;Wu 等^[13]通过对红砂岩进行冲击动载试验,认为锚杆通过分担试件的动态拉伸应力提高了锚固体的动态抗拉强度;在此基础上,李壮等^[14]、宁建国等^[15]提出高预应力、全长锚固有利于抑

制动载作用下岩体裂纹激活,延缓主裂纹形成时间,提高了锚固体的动态抗拉强度与弹性模量,初步从裂隙扩展角度分析了动载作用下锚杆对围岩的加固作用。

本文利用分离式霍普金森压杆装置对锚固 CCNBD 试件进行冲击试验,试验测试不同预紧力、锚固方式等因素对锚固试件动态断裂韧性、裂纹扩展速度以及锚杆轴力的影响规律,获得不同预应力、锚固方式等条件下锚杆对 CCNBD 试件裂纹起裂、扩展阻碍作用特征,探讨预应力锚杆对裂隙岩体的抑损阻裂效应。

1 加锚圆盘动态巴西劈裂试验

1.1 试件制备及试验方案

室内试验所用试样取自山东新河煤矿-980 水平运输大巷同一层位的粉砂岩,试样密封后运送至山东科技大学实验室。

依据 ISRM 标准测试委员会 1995 年颁布的岩石类材料 CCNBD (cracked Chevron notched Brazilians disc) 断裂韧性测试标准制备试件^[16];在试件中部预制厚度为 1 mm 的人字形直切槽(代表原生裂隙),钻取直径 r 为 4.2 mm 的锚杆孔,如图 1 所示,试件尺寸见表 1。

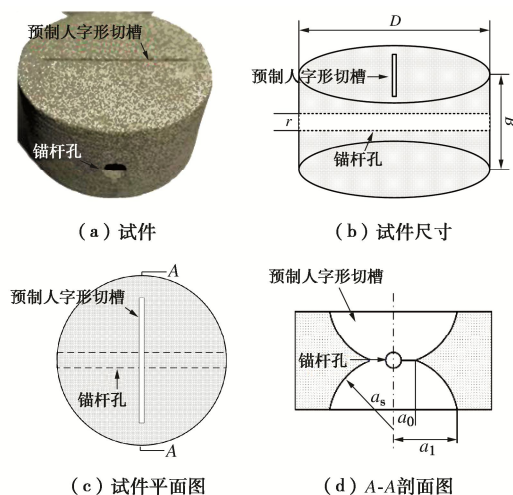


图 1 含裂隙试件制备与尺寸

Fig. 1 Preparation and sizes of specimens containing cracks

锚杆材料为直径 3 mm 的高强度螺纹钢,螺母、垫片均采用相同材质的钢材,具体力学参数见表 2。选用弹簧模拟让压结构,锚固剂材料选用环氧树脂胶。

1.2 试验方案与设备

(1) 试验方案

表 1 试件制备尺寸
Table 1 Sizes of specimen

| 直径 D/mm | 厚度 B/mm | 直切槽初始尺寸 a_0/mm | 直切槽最终尺寸 a_1/mm | 刀具半径 a_s/mm |
|------------------|------------------|-------------------------|-------------------------|----------------------|
| 50 | 25 | 7 | 19 | 20 |

表 2 锚固系统力学参数
Table 2 Mechanical parameters of anchoring system

| 锚杆类型 | 直径/mm | 延伸率/% | 弹性模量/GPa | 抗拉强度/MPa | 屈服强度/MPa |
|------|-------|-----------|----------|------------|------------|
| 现场锚杆 | 18 | ≥ 20 | 200 | ≥ 490 | ≥ 335 |
| 模拟锚杆 | 3 | ≥ 40 | 193 | ≥ 515 | ≥ 205 |

依据试验目的设计试验方案, 共设计两类试验, 具体如下:

a) 不同预紧力矩加锚岩体。利用机械式扭矩扳手为端头锚固试件分别施加 0, 2, 4, 6, 8, 10 N·m 预紧力矩, 与现场实际预紧力矩对照见表 3, 每组制备 3 个试件。

表 3 预紧力矩对照

Table 3 Comparison of preloading torques (单位: N·m)

| 实验室预紧力矩 | 0 | 2 | 4 | 6 | 8 | 10 |
|---------|---|----|----|-----|-----|-----|
| 现场预紧力矩 | 0 | 40 | 80 | 120 | 160 | 200 |

b) 不同锚固方式加锚岩体。共设置无锚、端头锚固、全长锚固、让压+端头锚固 4 种锚固方式。其中, 无锚试件作为空白对照组; 其余试件均施加 6 N·m 预紧力矩, 全长锚固与端头锚固的锚固长度分别为 50, 20 mm, 选用弹簧模拟让压结构。每种锚固方式均制备 3 个试件, 具体试验方案见表 4。

表 4 试验方案

Table 4 Test programs

| 试件编号 | 厚度 D/mm | 直径 B/mm | 预紧力矩/ $(\text{N}\cdot\text{m})$ | 锚固方式 |
|--------|------------------|------------------|---------------------------------|---------|
| W-0-1 | 25.0 | 50.0 | 0 | 无锚 |
| W-0-2 | 25.0 | 50.0 | | |
| W-0-3 | 25.1 | 50.0 | | |
| D-0-1 | 24.9 | 50.0 | 0 | 端头锚固 |
| D-0-2 | 25.0 | 50.1 | | |
| D-0-3 | 25.0 | 50.0 | | |
| D-2-1 | 25.0 | 50.0 | 2 | 端头锚固 |
| D-2-2 | 25.0 | 50.0 | | |
| D-2-3 | 25.0 | 49.9 | | |
| D-4-1 | 25.1 | 50.0 | 4 | 端头锚固 |
| D-4-2 | 25.0 | 50.0 | | |
| D-4-3 | 25.0 | 50.0 | | |
| D-6-1 | 24.8 | 50.1 | 6 | 端头锚固 |
| D-6-2 | 25.0 | 50.0 | | |
| D-6-3 | 25.0 | 50.0 | | |
| D-8-1 | 25.1 | 50.0 | 8 | 端头锚固 |
| D-8-2 | 25.0 | 50.0 | | |
| D-8-3 | 25.0 | 50.0 | | |
| D-10-1 | 25.0 | 49.8 | 10 | 端头锚固 |
| D-10-2 | 25.1 | 50.0 | | |
| D-10-3 | 25.0 | 50.1 | | |
| Q-6-1 | 25.0 | 50.0 | 6 | 全长锚固 |
| Q-6-2 | 24.9 | 49.9 | | |
| Q-6-3 | 25.0 | 50.0 | | |
| R-6-1 | 25.0 | 50.0 | 6 | 让压+端头锚固 |
| R-6-2 | 25.0 | 50.0 | | |
| R-6-3 | 24.9 | 50.0 | | |

在预制裂缝尖端处粘贴 10 栅裂纹扩展应变片 (CPG1) 监测裂纹扩展速度; 锚杆中部粘贴应变片 (SG3) 监测锚杆轴力变化, 试验所需加锚岩体及应变片布置如图 2 所示。

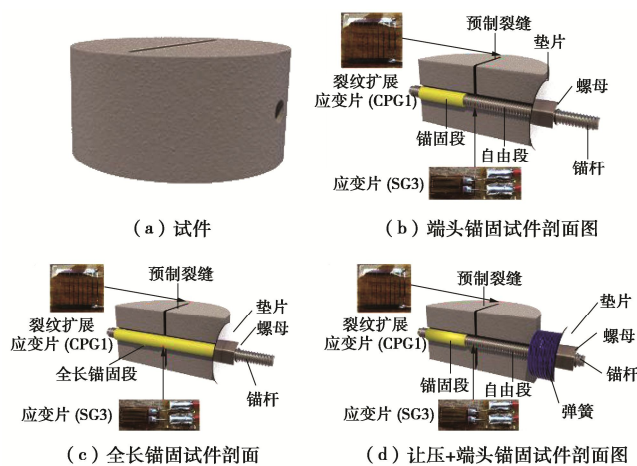


图 2 试件中应变片监测布置

Fig. 2 Arrangement of strain gauge monitoring in specimens

(2) 试验设备

采用分离式霍普金森压杆 (SHPB) 试验系统开展加锚岩体冲击动载试验, 如图 3 所示, 入射杆、透射杆、吸收杆直径均为 50 mm, 由高强度钢制备, 入射杆与透射杆长 3 m, 吸收杆长 1.5 m。为减少波形弥散, 采用梭形子弹进行半正弦应力脉冲加载, 其尺寸与 ISRM 所建议值保持一致。数据采集系统包括光电测速仪、高速动态采集仪、超高速数字摄像机。入射杆与透射杆均粘贴应变片 (SG1、SG2), 应变片与入射杆、透射杆端部相距 1500 mm。

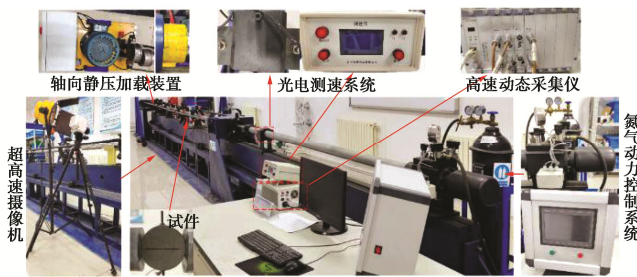


图 3 SHPB 动载冲击试验系统

Fig. 3 SHPB dynamic load impact test system

SHPB 试验系统动力源为压缩氮气, 通过控制气压调节子弹撞击速度。本次试验为保证试件的破坏程度, 经测试, 选定 0.1 MPa 气压。试验结果显示, 此气压下冲击速度为 6.358~6.6 m/s, 速度浮动在 3.8% 以内。

(3) 数据处理方法

SHPB 试验系统简图及应力波波如图 4 所示, 应用高速动态采集仪得到的入射波、反射波、透射波脉冲信号, 依据三波法计算冲击载荷下的动态应变 $\varepsilon(t)$ 、应变率 $\dot{\varepsilon}(t)$ 、应力 $\sigma(t)$:

$$\varepsilon(t) = \frac{c_0}{D} \int_0^t [\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)] dt \quad (1)$$

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{c_0}{D} [\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)] \quad (2)$$

$$\sigma(t) = \frac{AE}{2\pi DB} [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_t(t)] \quad (3)$$

式中: c_0 为压杆的弹性波速 (m/s); D 为试样的直径 (m); B 为试件厚度 (m); $\varepsilon_i(t)$, $\varepsilon_r(t)$, $\varepsilon_t(t)$ 分别为入射波、反射波及透射波在独立传播时的时程应变; E 为杆体弹性模量 (GPa); A 为杆体横截面积 (m²)。

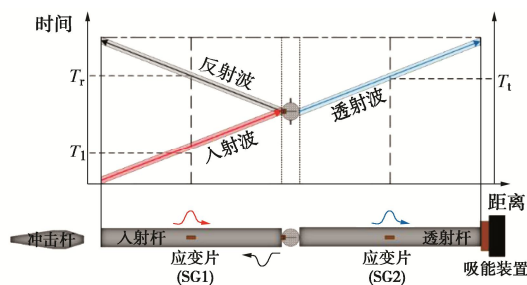


图4 分离式霍普金森试验系统示意图

Fig. 4 Schematic diagram of SHPB test system

2 加锚岩体动态断裂韧性

2.1 动态断裂韧性的确定

断裂韧性可表征材料阻止裂纹扩展的能力^[17], 确定在冲击动载条件下加锚岩体的动态断裂韧性, 可判定预应力锚杆对岩石基体的增韧效应。根据断裂力学基本原理, 加锚岩体动态断裂韧性的失稳点在最大载荷 P_{\max} 处, 即

$$\frac{d\sigma}{dt} = 0 \quad (4)$$

将试验获得的试件最大载荷代入 ISRM 推荐的测试公式^[16, 18-21], 可得到动态断裂韧性:

$$K_{id} = \frac{P_{\max}}{B\sqrt{R}} Y_{\min}^* \quad (5)$$

式中: K_{id} 为动态断裂韧性; P_{\max} 为动载冲击下试件

所受的最大外载; B 为试件厚度; R 为试件半径; Y_{\min}^* 为无量纲应力强度因子, $Y_{\min}^* = u \cdot e^{v \cdot \alpha_1}$, 其中待定系数 u 、 v 可利用试件几何参数计算获得, 具体求解过程参考 ISRM 建议^[16]。依据 ISRM 建议的方法, 计算获得 $u=0.265404$, $v=1.730564$ 。

2.2 不同加锚岩体动态断裂韧性的差异

利用 SHPB 试验设备开展加锚岩体动态冲击试验。图 5 为监测获得的应力脉冲信号, 入射波、反射波应力脉冲信号之和与透射波相等, 表明试件两端达到了应力平衡。

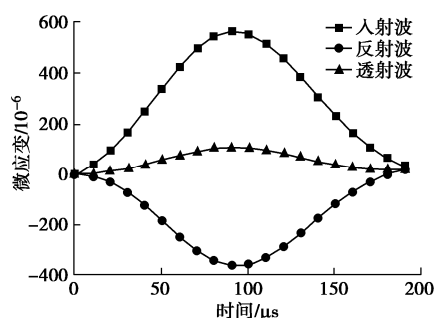
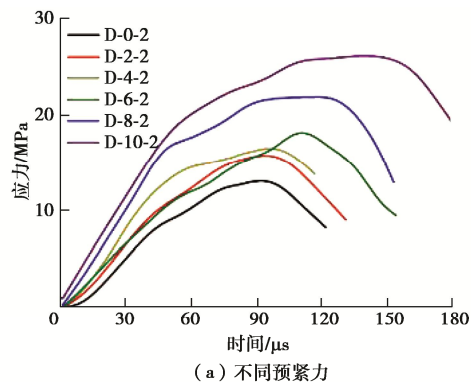


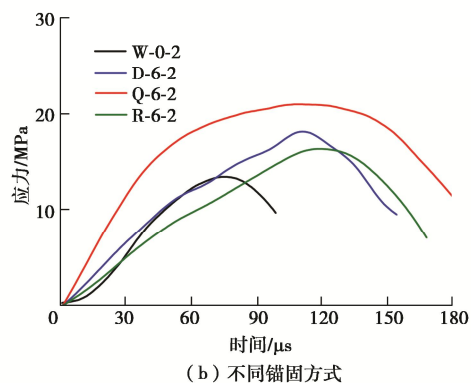
图5 试件两侧动态应力

Fig. 5 Dynamic stresses on two sides of specimen

通过三波法计算加锚岩体典型动态应力-时程曲线如图 6 所示, 图 7 为加锚岩体平均峰值应力, 结合式 (5), 计算获得加锚岩体的动态断裂韧性。相应计算结果如图 8 所示。



(a) 不同预紧力



(b) 不同锚固方式

图6 加锚岩体典型应力-时程曲线

Fig. 6 Typical stress-time curves of anchored rock mass

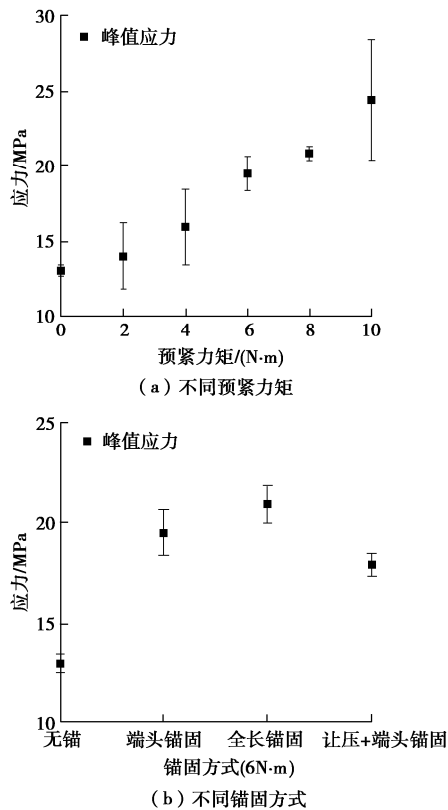


图 7 平均峰值应力

Fig.7 Average peak stresses

由图 8 (a) 可知, 对于端头锚固试件, 随着预紧力矩增加, 加锚岩体的动态断韧性呈近线性关系增加, 可知高预紧力矩可提高加锚岩体动态断裂韧性, 如预紧力为 10 N·m, 动态断裂韧性均值提高至 11.99 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, 比 0 N·m 预紧力试件提高了 86.7%, 其主要原因为提高预紧力矩使加锚岩体产生沿锚杆轴向的约束力, 加锚岩体裂纹扩展时, 需克服其自身阻抗与锚杆轴向约束力。

由图 8 (b) 可知, 全长锚固试件动态断裂韧性均值为 10.28 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, 比端头锚固试件提高了 7.34%。锚杆发挥主动约束的核心是通过锚固界面剪应力约束基岩产生相对形变, 其大小正比于锚固长度。相比于端头锚固方式, 全长锚固方式轴向约束得到强化, 试件动态断裂韧性更高, 预应力锚杆的作用更加显著。相比而言, 让压+端头锚固试件动态断裂韧性均值为 8.78 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, 比端头锚固试件下降 8.26%。冲击动载作用下, 让压结构的强变形能力为裂纹的张开提供了一定的补充空间, 加锚岩体动态断裂韧性相对降低。

3 不同加锚岩体裂纹扩展时程特征

裂纹扩展应变片作为裂纹监测的重要方法, 其原理如图 9 所示。加锚岩体裂纹扩展导致应变片电阻丝断裂, 引起电压信号升高, 相邻两次波动信号时间差 Δt_i 为裂纹扩展所需时间。裂纹扩展应变片第一栅置

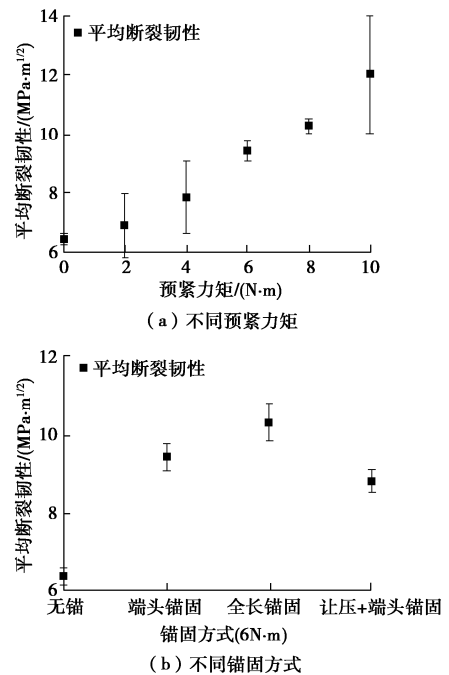


图 8 加锚岩体动态断裂韧性

Fig. 8 Dynamic fracture toughnesses of anchored rock mass

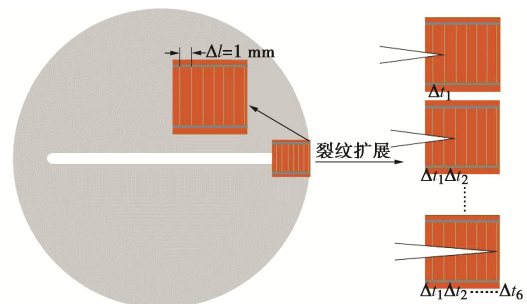


图 9 裂纹扩展应变片监测原理

Fig. 9 Monitoring principle of crack extension strain gauge

于预制裂纹尖端处, 裂纹尖端至试件边缘为 6 mm, 取前 6 组监测数据为有效数据进行分析。

以加锚岩体初次受载时间作为零点, 分析裂纹扩展应变片监测数据, 获得不同加锚岩体的裂纹扩展时程曲线, 如图 10, 11 所示。因加锚岩体为煤系粉砂岩制备而成, 是典型不均匀脆性材料, 该材料内部含有不规则的裂隙与多种粒径不一的颗粒, 裂纹扩展过程中易于向材料局部强度较低的区域偏折^[22], 导致电压信号在原有变化趋势上存在一定范围的波动, 属于正常现象。

通过超高速摄像机及数字散斑获得冲击载荷作用下加锚岩体表面主应变云图, 监测结果如图 10, 11 所示。加载初期, 动态载荷产生的动态拉伸应力作用于试件中部, 在预制裂隙上下两侧形成中部高两端低的应力区, 冲击载荷继续增加, 裂纹尖端开始出现应变积聚, 此时微裂纹开始发育, 当裂隙尖端处岩石基体与预应力锚杆形成的应力场无法抵抗冲击载荷形成的动态拉伸应力时, 加锚岩体宏观裂纹开始发育扩展。由图 10 可知, 随着加锚岩体预紧力的增大, 加锚岩体表面主应变的最大值逐渐减小, 说明在裂纹发育扩展

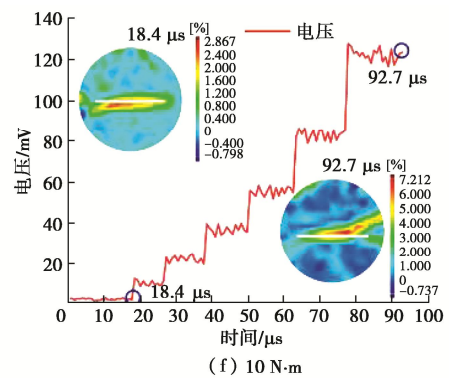
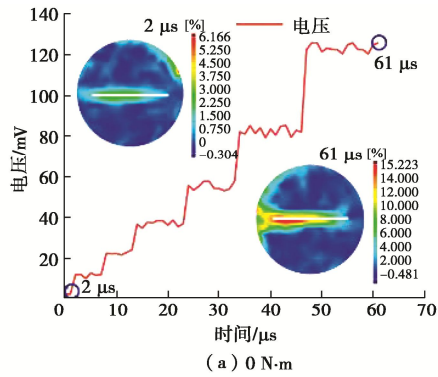


图 10 不同预紧力矩下加锚岩体典型裂纹扩展时程曲线

Fig. 10 Typical time-history curves of crack expansion of anchored rock mass under different preloading torques

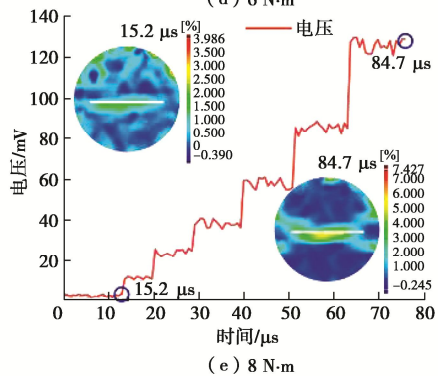
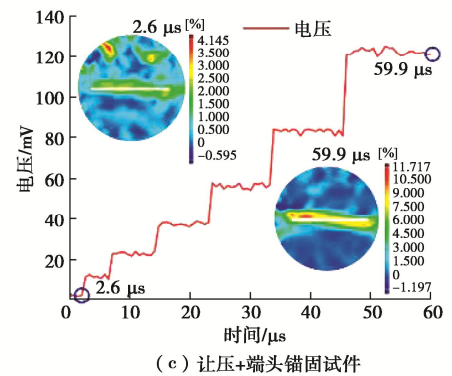
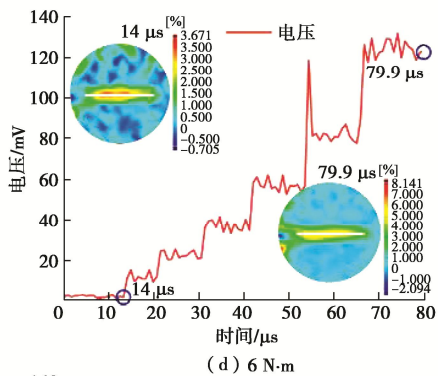
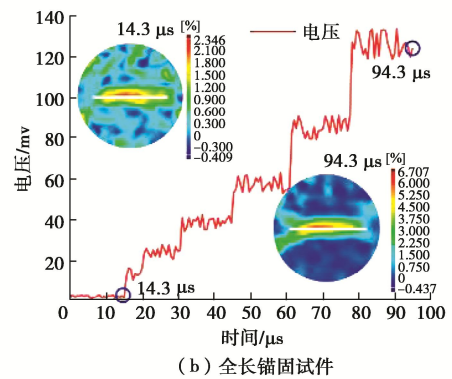
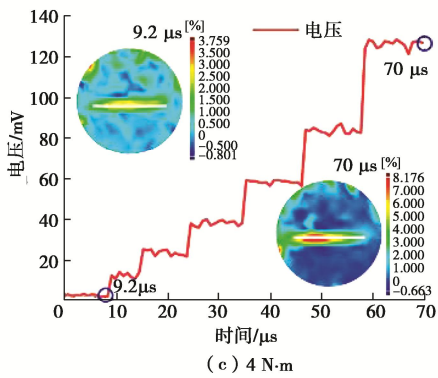
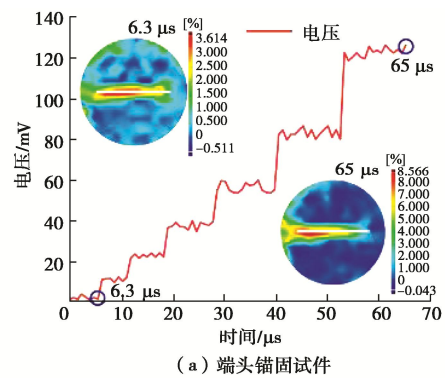
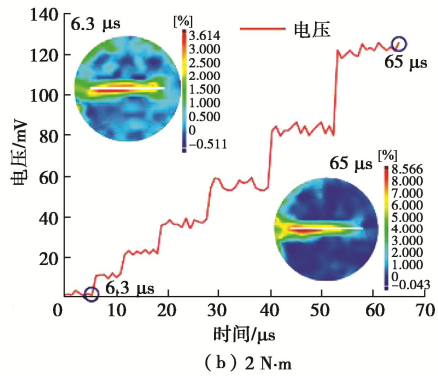


图 11 不同锚固方式加锚岩体典型裂纹扩展时程曲线

Fig. 11 Typical time-history curves of crack expansion of anchored rock mass by different anchoring methods

过程中, 预紧力锚杆通过自身的作用约束岩石基体, 使其在受到同等冲击载荷时, 产生较小的应变, 维持

自身稳定性, 这种作用程度与预应力锚杆所施加的预紧力矩呈正相关。由图 11 可知: 在相同预紧力矩下, 加锚岩体采用全长锚固时的主应变最大值小于端头锚固, 分析认为预应力锚杆与岩石基体充分锚固时, 岩石基体的应变可以由锚杆大幅度承担, 相比端头锚固存在相应长度的自由端, 可以更大程度地约束岩石基体变形; 让压结构的强变形能力大幅度弱化了锚杆的约束作用, 使得加锚岩体采用让压+端头锚固时的最大主应变高于端头锚固。

由图 12 (a) 可知, 当预紧力矩由 0 N·m 增加至 10 N·m, 端锚试件裂纹平均起裂时间由 2 μs 变为 18.4 μs, 延缓了 89.1%, 说明高预紧力矩有利于锚杆抑制裂纹起裂。由图 12 (b) 可知, 全长锚固试件的裂纹起裂时间比端头锚固试件延缓 60.54%, 让压+端头锚固比端头锚固试件提前 2.74%, 可知全长锚固有利于抑制裂纹起裂, 强变形能力的让压结构会削弱预应力锚杆对裂纹起裂的抑制作用。分析认为, 在初期加载时, 预应力锚杆通过施加的预紧力及锚固界面提供的剪应力对预制裂隙尖端形成锚杆轴向压应力, 形成“轴压紧固”效应, 抑制裂纹起裂, 高预紧力矩及全长锚固方式会强化此效应。

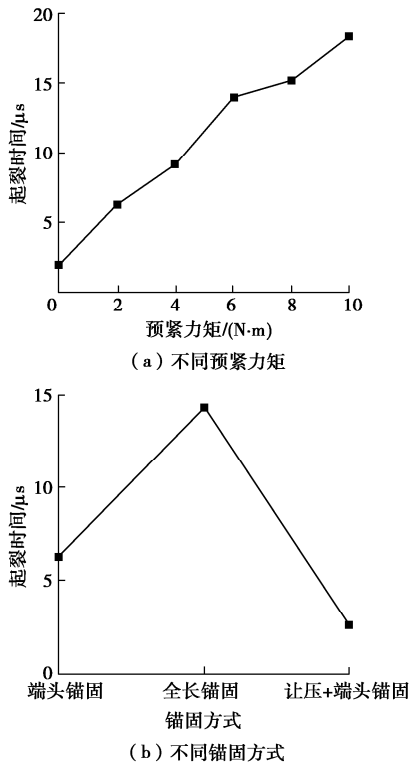


图 12 典型加锚岩体起裂时间

Fig. 12 Typical fracture initiation time of anchored rock mass

4 不同加锚岩体裂纹动态扩展速度

裂纹扩展速度是衡量裂纹扩展、延伸快慢的重要指标。将第 3 节得到的裂纹扩展单位时间 Δt_i 代入下式

获得裂纹扩展速度:

$$v_i = \frac{\Delta l}{\Delta t_i} \quad (6)$$

式中: v_i 为单位长度内裂纹扩展速度 (m/s); Δl 为裂纹扩展应变片相邻电阻丝间距取 1 mm; Δt_i 为单位长度裂纹扩展所需时间 (s)。

图 13 为距裂纹尖端不同位置处裂纹扩展速度, 图 14 为不同预紧力矩及锚固方式下加锚岩体的裂纹平均扩展速度。

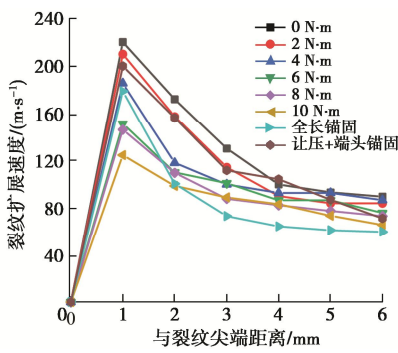


图 13 加锚岩体典型裂纹扩展速度与裂纹尖端位置关系曲线
Fig. 13 Typical crack expansion rate of anchored rock mass versus position of crack tip

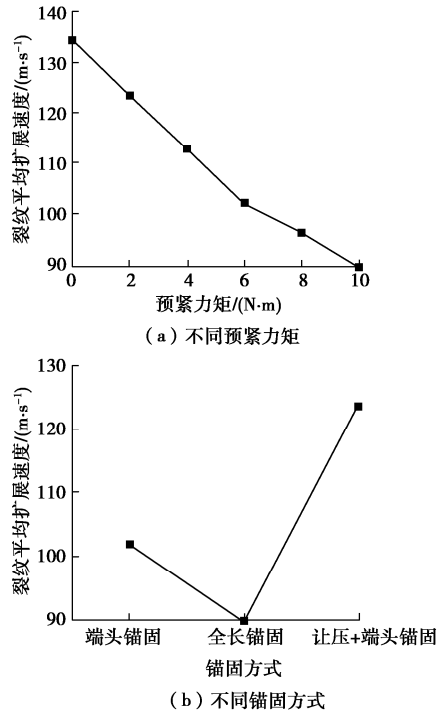


图 14 不同预紧力矩与锚固方式下裂纹平均扩展速度
Fig. 14 Average crack expansion speeds under different preloading torque and anchoring method

由图 13 可知, 不同加锚岩体均具有相似的裂纹扩展速度变化趋势。在冲击载荷初步加载时, 岩体裂隙尖端会发生应变能积聚, 随着冲击载荷加载, 裂隙尖端裂纹开始扩展, 此时积聚应变能释放, 裂纹扩展速度急剧增长, 随着应变能释放, 裂纹扩展速度逐渐下

降并趋于平缓。

由图 14 (a) 可知, 预紧力矩与裂纹平均扩展速度之间呈现近线性负相关。端头锚固试件 ($10 \text{ N}\cdot\text{m}$) 裂纹扩展的平均速度为 89.1 m/s , 比端头锚固试件 ($0 \text{ N}\cdot\text{m}$) 减缓 33.7% 。由此可见高预紧力可显著降低裂纹扩展速度, 强化锚杆阻裂的能力。

由图 13 (b) 可知, 在同等预紧力矩下, 全长锚固试件裂纹平均扩展速度为 89.7 m/s , 比端头锚固试件减缓 13.7% ; 让压+端头锚固裂纹扩展平均速度为 123.6 m/s , 比端头锚固试件 ($6 \text{ N}\cdot\text{m}$) 增幅 37.8% 。表明在施加同等预应力的条件下, 全长锚固试件的阻裂效应优于端头锚固试件, 而让压结构的存在会削弱预应力锚杆的阻裂效应。

5 加锚岩体裂纹扩展过程中锚杆轴力变化规律

冲击载荷作用时, 加锚岩体因动载应力波在轴向产生动态拉应力 (垂直于加载方向), 锚杆因拉伸变形而微应变增加。故通过粘贴于锚杆中部的应变片监测锚杆的轴向拉伸应变, 考察动载冲击时锚杆受力状态。图 15, 16 为不同加锚岩体锚杆微应变 (SG3) 的时程曲线。图 15, 16 中锚杆微应变时程曲线斜率越大, 锚杆轴力增长越明显。因锚杆-围岩协同变形受载, 故利用锚杆微应变时程曲线的斜率表征预应力锚杆阻裂效应的发挥程度。

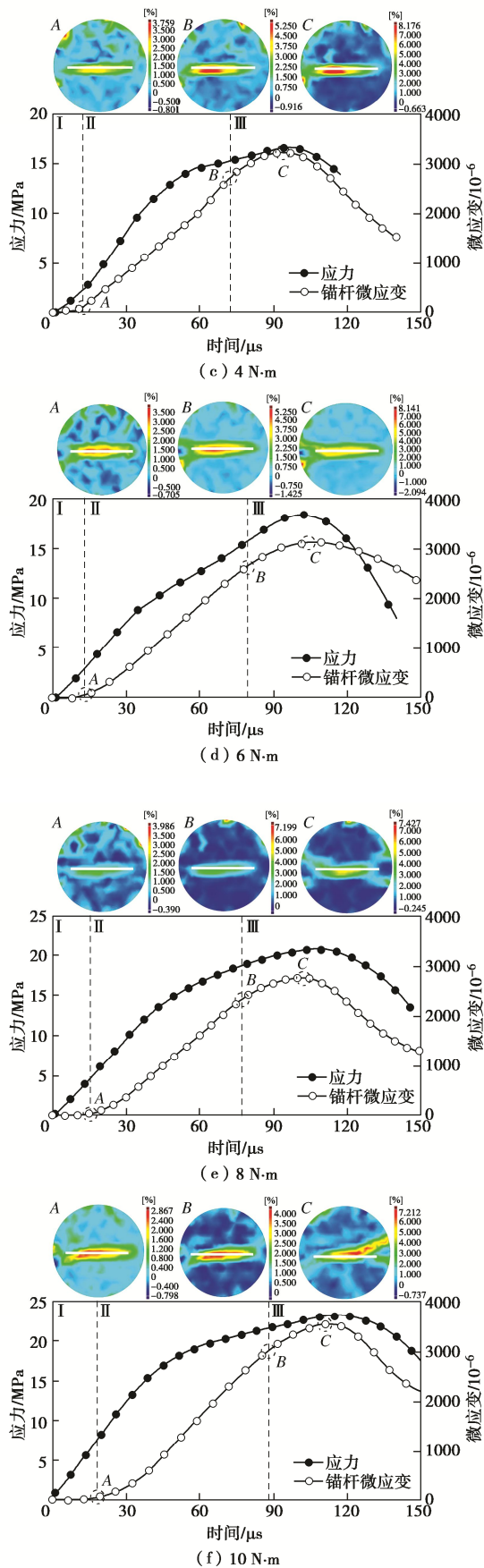
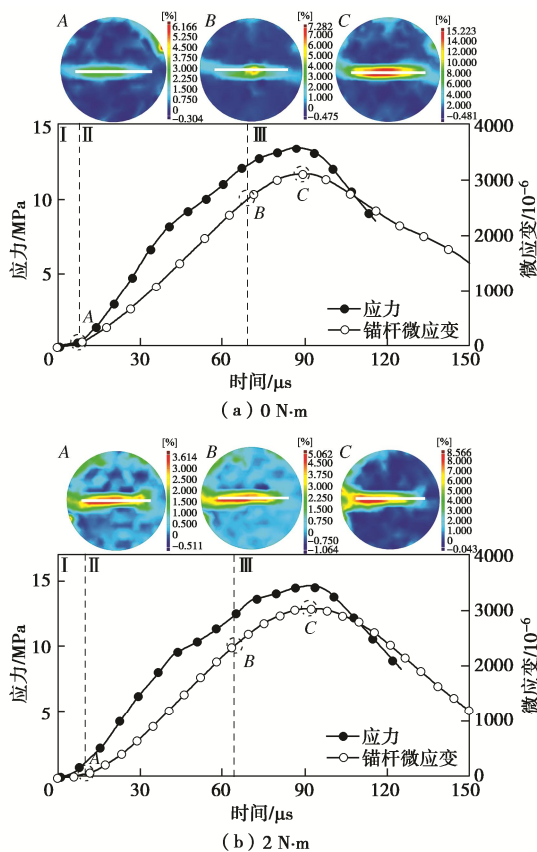


图 15 不同预紧力矩典型加锚岩体轴力时程曲线

Fig. 15 Time-history curves of axial force of anchored rock mass under different preloading moments

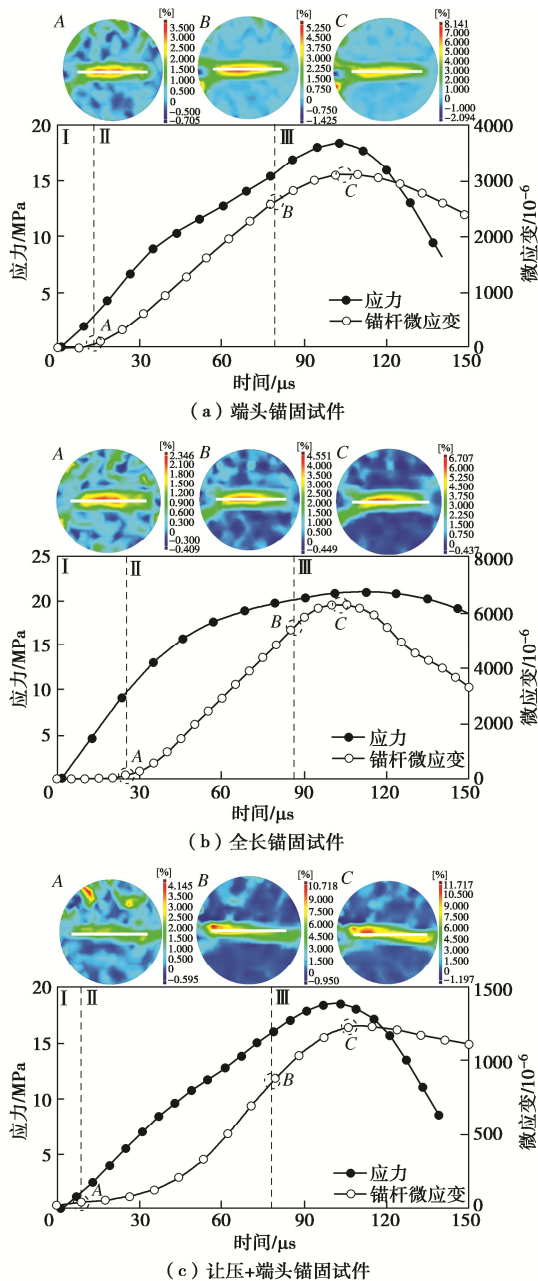


图 16 不同锚固方式典型加锚岩体轴力时程曲线

Fig. 16 Time-history curves of axial force of a typical anchored rock mass by different anchoring methods

由上述分析可知, 锚杆的阻裂效应主要为“轴压紧固”效应, “轴压紧固”效应主要由施加的预紧力及加锚岩体受载时锚杆与岩石基体之间的剪应力提供。由图 15, 16 可知, 不同加锚岩体锚杆微应变时程曲线趋势近似相同, 可依次划分为裂纹孕育阶段、裂纹扩展阶段、锚杆承载阶段。每个阶段对应的预应力锚杆阻裂效应存在差异性, 现分析如下:

(1) 第 I 阶段为裂纹孕育阶段。冲击载荷作用初期, 锚杆轴力 (以轴向应变表征) 缓慢增加, 说明岩石基体黏聚力足以抵御裂纹扩展, “轴压紧固”效应主体为预紧力, 锚固界面无明显变形, 剪应力随冲击载荷加载逐渐发挥作用但是在此阶段作用并不显著, 如图 17 (a) 所示。

(2) 冲击载荷继续加载, 裂纹起裂, 进入裂纹扩展阶段。此阶段加锚岩体基体承载能力降低, 裂纹尖端区域凝聚力逐渐减弱, 锚杆因受拉变形而载荷持续增加。在此阶段, 锚杆与岩石基体间的变形量增大, 锚固界面剪应力逐渐成为“轴压紧固”效应的主体, 如图 17 (b) 所示。

(3) 随着裂纹持续扩展, 加锚岩体裂纹扩展贯通, 进入锚杆承载阶段。此阶段, 破裂面贯穿整个锚固试件, 岩石基体凝聚力消失, 锚杆将劈裂岩石锚固在一起继续抵抗外部冲击荷载, 加锚岩体仍具有承载能力, 锚杆成为外部载荷承载主体, 随着外载的持续增加, 锚杆继续被拉伸, 其轴力也继续增加。在此阶段, 岩石基体已经贯穿失效, 初始施加的预紧力失去效果, 此时的“轴压紧固”效应仅为锚固界面提供的剪应力, 且随着冲击载荷的继续增加, 逐渐达到锚固界面抗剪强度, 锚固界面逐渐滑移失效, 所提供的“轴压紧固”效应减弱, 如图 17 (c) 所示。

以上分析可知, 锚杆峰值应变可表征锚杆阻碍裂纹扩展的程度。由图 15, 16 可知, 端头锚固试件的锚杆峰值应变集中在 $(2800 \sim 3000) \times 10^{-6}$, 全长锚固试件的锚杆峰值应变为 6251.7×10^{-6} , 让压+端头锚固试件的锚杆峰值应变为 1235.8×10^{-6} 。分析认为, 增加锚固段长度, 可以强化锚固界面的承载能力, 延长

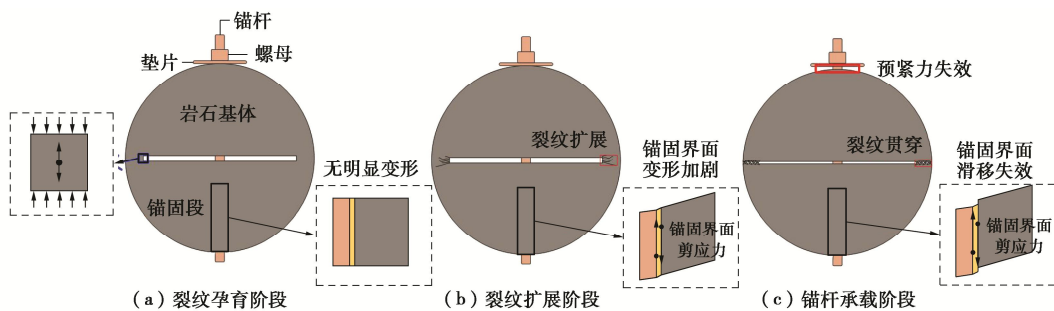


图 17 加锚岩体冲击动载加载过程示意图

Fig. 17 Time-history curves of axial force of a typical anchored rock mass by different anchoring methods

锚杆与岩石基体协同变形的时间, 增强预应力锚杆的阻裂效应; 端头锚固增加让压结构, 增加了锚杆的变形能力, 使其适应瞬时变形而并不脱锚, 但锚杆自身轴向延伸量的减少也就意味着锚杆阻碍裂纹扩展能力的弱化。因此, 全长锚固阻裂效应优于端头锚固优于让压+端头锚固。

6 结 论

本文利用 SHPB 动载冲击试验系统, 开展不同预紧力矩、锚固方式的加锚 CCBND 试件冲击动载试验, 从动态断裂韧性、裂纹起裂时间及裂纹扩展速度等方面, 分析预应力锚杆对裂纹扩展的阻裂效应, 得到以下 3 点结论。

(1) 全长锚固、端头锚固、让压+端头锚固等锚固方式均强化锚固岩体的韧性, 其中全长锚固强化作用最明显。此外, 提高锚杆预紧力矩也助于提升锚固岩体的韧性, 试验发现端头锚固 (预紧力矩 $10 \text{ N}\cdot\text{m}$) 动态断裂韧性比端头锚固 ($0 \text{ N}\cdot\text{m}$) 提高 86.7%。

(2) 预应力锚杆的阻裂作用不仅体现在延缓锚固岩体裂纹起裂, 同时表现为阻碍裂纹的扩展。试验发现全长锚固的阻裂效应优于端头锚固, 而让压结构的存在削弱了预应力锚杆的阻裂效应。

(3) 冲击载荷作用下加锚岩体变形破坏过程具有裂纹孕育阶段、裂纹扩展阶段、锚杆承载阶段等 3 个阶段, 高预紧力与全长锚固有利于锚杆发挥“轴压紧固”作用, 使其阻碍裂纹扩展, 强化了锚固阻裂效应。

参考文献:

- [1] 刘泉声, 雷广峰, 彭星新. 深部裂隙岩体锚固机制研究进展与思考[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, **35**(2): 312-332. (LIU Quansheng, LEI Guangfeng, PENG Xingxin. Advance and review on the anchoring mechanism in deep fractured rock mass[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, **35**(2): 312-332. (in Chinese))
- [2] 齐庆新, 李一哲, 赵善坤, 等. 我国煤矿冲击地压发展 70 年: 理论与技术体系的建立与思考[J]. 煤炭科学技术, 2019, **47**(9): 1-40. (QI Qingxin, LI Yizhe, ZHAO Shankun, et al. Seventy years development of coal mine rockburst in China: establishment and consideration of theory and technology system[J]. Coal Science and Technology, 2019, **47**(9): 1-40. (in Chinese))
- [3] 康红普. 我国煤矿巷道锚杆支护技术发展 60 年及展望[J]. 中国矿业大学学报, 2016, **45**(6): 1071-1081. (KANG Hongpu. Sixty years development and prospects of rock bolting technology for underground coal mine roadways in China[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2016, **45**(6): 1071-1081. (in Chinese))
- [4] 张波, 李术才, 杨学英, 等. 含交叉裂隙节理岩体锚固效应及破坏模式[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, **33**(5): 996-1003. (ZHANG Bo, LI Shucai, YANG Xueying, et al. Bolting effect and failure modes of jointed rock masses with cross-cracks[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, **33**(5): 996-1003. (in Chinese))
- [5] 周辉, 徐荣超, 张传庆, 等. 预应力锚杆锚固止裂效应的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, **34**(10): 2027-2037. (ZHOU Hui, XU Rongchao, ZHANG Chuanqing, et al. Experimental study of crack prevention effect of pre-stressed bolt anchoring[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, **34**(10): 2027-2037. (in Chinese))
- [6] 王平, 冯涛, 朱永建, 等. 加锚预制裂隙类岩体锚固机制试验研究及其数值模拟[J]. 岩土力学, 2016, **37**(3): 793-801. (WANG Ping, FENG Tao, ZHU Yongjian, et al. Experimental study and numerical simulation of anchoring mechanism of anchored rocklike material with prefabricated fracture[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, **37**(3): 793-801. (in Chinese))
- [7] 武东阳, 蔚立元, 苏海健, 等. 单轴压缩下加锚裂隙类岩石试块裂纹扩展试验及 PFC^{3D} 模拟[J]. 岩土力学, 2021, **42**(6): 1681-1692. (WU Dongyang, YU Liyuan, SU Haijian, et al. Experimental study and PFC^{3D} simulation on crack propagation of fractured rock-like specimens with bolts under uniaxial compression[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, **42**(6): 1681-1692. (in Chinese))
- [8] 蒋宇静, 张孙豪, 栾恒杰, 等. 恒定法向刚度边界条件下锚固节理岩体剪切特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, **40**(4): 663-675. (JIANG Yujing, ZHANG Sunhao, LUAN Hengjie, et al. Experimental study on shear characteristics of bolted rock joints under constant normal stiffness boundary conditions[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, **40**(4): 663-675. (in Chinese))
- [9] 刘学生, 宋世琳, 范德源, 等. 深部超大断面硐室群围岩变形破裂演化规律试验研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2020, **37**(1): 40-49. (LIU Xuesheng, SONG Shilin, FAN Deyuan, et al. Experimental study on deformation and failure evolution of surrounding rock for deep super-large section chamber group[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2020, **37**(1): 40-49. (in Chinese))

- [10] 谭云亮, 郭伟耀, 赵同彬, 等. 深部煤巷帮部失稳诱冲机理及“卸-固”协同控制研究[J]. 煤炭学报, 2020, **45**(1): 66-81. (TAN Yunliang, GUO Weiyao, ZHAO Tongbin, et al. Coal rib burst mechanism in deep roadway and “stress relief-support reinforcement” synergetic control and prevention[J]. Journal of China Coal Society, 2020, **45**(1): 66-81. (in Chinese))
- [11] 吴拥政, 陈金宇, 焦建康, 等. 冲击载荷作用下锚固围岩损伤破坏机制[J]. 煤炭学报, 2018, **43**(9): 2389-2397. (WU Yongzheng, CHEN Jinyu, JIAO Jiankang, et al. Damage and failure mechanism of anchored surrounding rock with impact loading[J]. Journal of China Coal Society, 2018, **43**(9): 2389-2397. (in Chinese))
- [12] 邱鹏奇, 宁建国, 王 俊, 等. 冲击动载作用下加锚岩体抗冲时效试验研究[J]. 煤炭学报, 2021, **46**(11): 3433-3444. (QIU Pengqi, NING Jianguo, WANG Jun, et al. Experimental study on EPRD(effectiveness for a given period to resistance dynamic load) of bolted rock under dynamic load[J]. Journal of China Coal Society, 2021, **46**(11): 3433-3444. (in Chinese))
- [13] WU Y, YIN T B, LIU X L, et al. Determination of dynamic mode I fracture toughness of rock at ambient high temperatures using notched semi-circular bend method[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2022, **32**(9): 3036-3050.
- [14] 李 壮, 王 俊, 宁建国, 等. 预紧力对锚固体抗动载冲击能力影响的试验研究[J]. 中国矿业大学学报, 2021, **50**(3): 459-468. (LI Zhuang, WANG Jun, NING Jianguo, et al. Experimental research on influence of pre-tension on dynamic load impact resistance of anchorage body[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2021, **50**(3): 459-468. (in Chinese))
- [15] 宁建国, 李 壮, 王 俊, 等. 动态拉应力波作用下锚固体力学响应试验研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2022, **39**(4): 731-740. (NING Jianguo, LI Zhuang, WANG Jun, et al. Experimental study on mechanical response of anchored body under dynamic tensile stress wave[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2022, **39**(4): 731-740. (in Chinese))
- [16] FOWELL R J. Suggested method for determining mode I fracture toughness using Cracked Chevron Notched Brazilian Disc (CCNBD) specimens[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1995, **32**(1): 57-64.
- [17] 范天佑. 断裂动力学原理与应用[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2006. (FAN Tianyou. Principle and Application of Fracture Dynamics[M]. Beijing: Beijing Insitute of Technology Press, 2006. (in Chinese))
- [18] ISM Testing Commission. Suggested methods for determining the fracture toughness of rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1988, **25**(2): 71-96.
- [19] DAI F, XIA K W, TANG L Z. Rate dependence of the flexural tensile strength of Laurentian granite[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2010, **47**(3): 469-475.
- [20] FOWELL R J, XU C. The use of the cracked Brazilian disc geometry for rock fracture investigations[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1994, **31**(6): 571-579.
- [21] GUO H, AZIZ N I, SCHMIDT L C. Rock fracture-toughness determination by the Brazilian test[J]. Engineering Geology, 1993, **33**(3): 177-188.
- [22] 王 飞, 王 蒙, 朱哲明, 等. 冲击荷载下岩石裂纹动态扩展全过程演化规律研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, **38**(6): 1139-1148. (WANG Fei, WANG Meng, ZHU Zheming, et al. Study on evolution law of rock crack dynamic propagation in complete process under impact loading[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, **38**(6): 1139-1148. (in Chinese))