

DOI: 10.11779/CJGE201809004

单轴压缩条件下锚杆影响脆性岩体破裂的细观机制

王斌^{1, 2, 3}, 宁勇¹, 冯涛¹, 曾泽民¹, 郭泽洋¹

(1. 湖南科技大学资源环境与安全工程学院, 湖南 湘潭 411201; 2. 湖南科技大学矿业工程博士后科研流动站, 湖南 湘潭 411201;

3. 亚利桑那大学材料科学与工程系, 美国 图森 AZ85721)

摘要: 锚杆支护系统是控制深部脆性围岩动力灾害的重要措施, 但锚固理论研究仍滞后, 锚杆支护下的脆性岩体破坏问题困扰着深部岩体工程实践。根据实际工程中锚杆支护下脆性围岩的浅表局部破坏特点, 通过室内相似模型试验研究单轴压缩条件下锚杆杆径影响完整脆性岩体的破坏特性, 试验表明, 锚杆杆径对脆性岩体弹性模量和强度的提升存在最优匹配的特点, 一味强调增大锚杆直径并不能达到理想的围岩控制效果; 锚杆改变了脆性岩体单轴压缩破坏模式, 宏观上由劈裂破坏转为剪切破坏, 杆径对试样剪切破坏的程度有所影响。从细观角度, 建立了含两条固有主裂纹的裂纹扩展分析模型, 加锚试样单轴压缩破裂模式的改变, 可以归结为锚杆锚固止裂效应对试样内部裂纹扩展的抑制作用, 使翼裂纹与主裂纹长度比 η 变小。根据最易开裂角度 ζ 的计算结果, 翼裂纹较长时, 翼裂纹朝外载作用方向扩展, 产生劈裂破坏, 翼裂纹较短时, 翼裂纹偏离外载作用方向扩展, 产生剪切破坏。从细观上很好地解释了锚杆改变脆性岩体破裂模式的作用机制。

关键词: 锚杆锚固; 脆性岩体; 破裂模式; 细观机制

中图分类号: TU457

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2018)09-1593-08

作者简介: 王斌(1975-), 男, 博士后, 副教授, 主要从事岩层控制等方面的教学和科研工作。E-mail: wangbinhnust@sina.com。

Meso-mechanism of rock failure influenced by bolt anchorage under uniaxial compression loading

WANG Bin^{1, 2, 3}, NING Yong¹, FENG Tao¹, ZENG Ze-min¹, GUO Ze-yang¹

(1. School of Resource Environment and Safety Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China;

2. Mining Engineering Postdoctoral Scientific Research Station, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China;

3. Department of Materials Science and Engineering, University of Arizona, Tucson, AZ 85721, USA)

Abstract: As an important support method, the bolt anchoring system is widely used to control the dynamic disasters of deep brittle surrounding rock, but deep rock engineering practices have been beset by the failure of brittle rock with bolt support because the researches on anchorage theories still lag behind. Based on the failure characteristics of brittle surrounding rock with bolt support in practical engineering, such as shallow surface damage and local damage, uniaxial compression fractures of intact brittle specimens influenced by bolts with different diameters are studied by means of laboratory similarity model tests. The test results show that the relationship between bolt diameters and the promotion of the elastic modulus and strength of brittle rock should be matched optimally, and only increasing the bolt diameter can not control ideally the brittle surrounding rock. Also, bolt anchorage can change the uniaxial compression failure mode of brittle specimens, macroscopically, the splitting failure can be transformed into shear one, and the extent of shear failure is determined by the bolt diameters as well. From the angle of meso-scale mechanism, the crack propagation model with two main internal cracks is established to analyze the fracture change of anchored specimens, and its main factor can be attributed to the inhibition effect on the propagation of internal cracks influenced by the bolt anchorage which decreases the length ratio η of the wing crack to the main crack. According to the calculated results of most-easily-cracking angle ζ , the long wing crack wing extends towards the loading direction which mainly induces its splitting failure, conversely, the short wing crack deviates from the loading direction which mainly causes its shear failure. The fracture mechanism of anchored brittle specimens can be revealed preferably in the view of meso-scale.

Key words: bolt anchorage; brittle rock mass; failure mode; meso-mechanism

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51674116, 51474103); 中国国家留学基金项目 (留金法[2016]5113 号); 湖南省科技厅资助项目 (2013TP4057-2)

收稿日期: 2017-06-22

0 引言

随着全球矿产资源需求量的增加,浅部资源逐渐枯竭,深部开采已是国内外金属矿山和非金属矿山必然发展趋势,水利水电、铁路(公路)交通隧道等工程亦向深部发展,诸如锦屏二级水电站引水隧洞等地下洞室的“长、大、深、群”特点日益明显,进入深部作业环境的地下岩体工程,将面临高地应力、高地温、高岩溶水压、岩爆等施工地质灾害问题,进而突显深埋地下洞室的稳定与安全问题^[1-2]。深埋地下洞室围岩破坏特征和稳定性的控制效应研究已成为近年来岩石力学与工程领域的研究热点。高应力条件下脆性围岩失稳破坏是不连续的过程,在宏观上主要表现为完整围岩表层的劈裂或板裂破坏,在某些因素诱发下围岩会猛烈地向开挖空间弹射、抛掷、喷出,形成岩爆灾害,严重威胁地下结构、人员和设备的安全^[3]。由于深部硬脆性围岩动力灾害的复杂性,对其控制须形成一套包括机理研究、预测预报和防范治理为主的综合防治体系^[3]。国内外的工程实践表明^[4-6],以锚杆为主并辅以钢纤维喷射、金属网和钢支撑等的锚杆支护系统是当前控制深部硬脆性围岩动力灾害的主要措施,同时也被认为是相对适应脆性围岩破坏特性要求的支护形式。南非埋深 1000 m 的矿山巷道、瑞士埋深 1520 m 的 Furka 隧道、中国埋深 2500 m 的锦屏 II 级水电站引水隧洞等大型地下工程都大量采用布置系统锚杆来保证施工安全和围岩的长期稳定性^[6]。

锚杆对巷道围岩的作用,本质上属于三维应力问题,锚杆的力学特点及其锚固作用机理比较复杂,至今还不能很好解释锚杆这种良好锚固效果^[7]。就脆性围岩洞室而言,从改善围岩的角度,深埋隧洞开挖后,迅速施作的锚杆可改善脆性围岩的应力状态,并与围岩组成复合结构体,改善脆性围岩的力学特性,冯厦庭等^[8]提出吸能锚杆支护措施以增加岩体的延性并降低岩体的脆性;从断裂力学角度,锚杆能有效抑制表层围岩裂隙的扩展、贯通及宏观破裂面的形成,周辉等^[9]通过岩体板裂化试验认为锚杆降低了裂隙尖端应力集中范围和大小,体现出增韧止裂的作用;从岩体稳定性理论角度来说^[10],锚杆提高岩体变形刚度和临界失稳荷载值,从而能抑制岩体向开挖空间屈曲变形。尽管目前锚固的理论及试验研究成果众多,但锚固理论研究滞后于深部硬脆围岩工程实践,锚杆加固后的脆性围岩随着掌子面向前推进仍不断出现围岩表层层裂、板裂破坏现象,围岩破坏强烈的情况下甚至使得锚杆外端头及混凝土喷层附近的岩石剥离并弹射,直接影响到深埋地下洞室的稳定和安全^[11-12]。因此,探究锚杆对脆性围岩破坏的控制机制,对于丰富锚固理

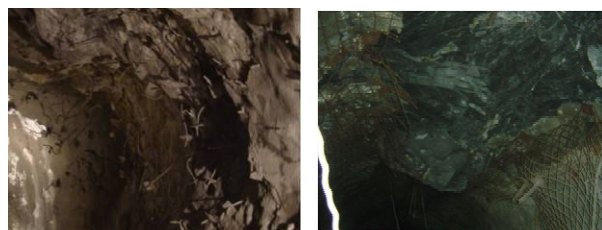
论及硬脆围岩灾害防治具有重要意义。

本文根据实际工程中锚杆支护下脆性围岩破坏特点,通过室内相似模型试验研究锚杆影响下脆性围岩的破坏模式,并从细观力学角度,基于翼形裂纹扩展理论,探讨锚杆对脆性岩体破裂的作用机制,以期提高锚杆调控脆性围岩破坏的认识并为深埋隧洞围岩灾害合理支护控制提供有益的帮助。

1 锚杆支护下脆性围岩工程破坏特点

锚杆支护措施下的脆性围岩洞室发生动力灾害对地下结构、人员和设备的危害是防不胜防,2009年11月28日,锦屏二级水电站施工排水洞时发生强岩爆,造成28 m范围的原支护系统全部毁损,TBM严重损坏,7人死亡;2011年11月3日,河南省义马煤业集团股份有限公司千秋煤矿发生一起掘进巷道的重大冲击地压事故,发生位置距离掌子面数百米,该处已有支护措施,灾害造成10人死亡。可见,支护措施下脆性围岩动力灾害具有突发性、滞后性和隐蔽性的特点。

深埋硬脆围岩破坏的主要影响因素可归结为围岩应力状态和围岩结构面,锚杆支护措施下硬脆围岩破坏情况也必然受到围岩应力状态与围岩结构面的影响。实际工程中,锚杆支护下无结构面脆性围岩巷道失稳破坏问题不断。锦屏水电站引水隧洞采用普通砂浆锚杆支护的发生0.5~1.0 m的破坏深度,锚杆与托盘裸露悬空,如图1(a)所示,吴文平等^[11]认为锚杆加固效果会随脆性围岩屈服而减弱,一味增加普通砂浆锚杆的布置密度对硬脆围岩加固效果不佳;冬瓜山铜矿埋深1000 m的砂岩巷道顶部产生层裂状屈曲失稳破坏,如图1(b)所示,原有锚网支护被完全毁坏^[12]。



(a) 锦屏水电站

(b) 冬瓜山铜矿

图1 锚杆支护隧洞岩爆破坏^[11-12]

Fig. 1 Rock burst of tunnels with bolt support^[11-12]

锦屏 II 级水电站#2 引水隧洞(2)K8+800—890 区间采用钢纤维混凝土喷层与随机水胀式锚杆支护,岩爆发生时以剪切破坏为主导,能量释放较大,爆坑为“浅V”型,爆出岩体以0.1~0.3 m的薄片为主,如图2所示^[13]。笔者曾现场调研贵州开阳磷矿深部矿山岩爆巷道并总结了国内外深埋隧洞工程岩爆情况^[6],对现有锚杆支护措施下脆性围岩破坏特征进行归纳,洞室常发生表面岩体层裂剥离,造成锚杆悬空,导致锚杆支护系统失效,从而诱发该锚杆支护区域的围岩发生

猛烈破坏。总体而言, 现有锚杆支护措施下脆性围岩破坏具有浅表局部区域破坏的特点, 同时, 破坏发生时围岩不一定存在结构面。

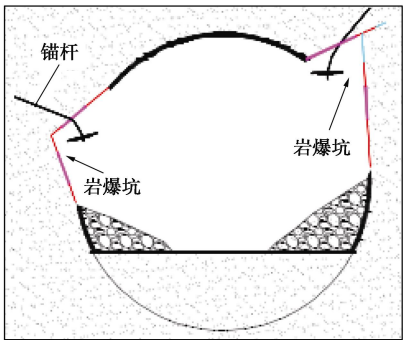


图 2 锚杆支护隧洞岩爆局部破坏^[13]

Fig. 2 Local failure of tunnel with bolt support^[13]

2 加锚脆性围岩相似模拟试验

2.1 试验方案设计

由于现场观察到的是围岩最终变形破坏状态, 确定最先破坏的初始关键部位是研究围岩支护控制的重点^[14], 尽管岩爆等脆性围岩灾害以大变形动力破坏为最终表现, 但是以围岩由初期相对完整逐渐产生微小破裂扩展孕育为前提的, 周辉等^[15]对深埋大理岩单轴压缩试验表明, 因其破坏前的变形量很小, 大理岩这类脆性完整岩石开挖以后的主要问题不是变形, 而是破裂。但目前研究成果较多关注系统锚杆或单一锚杆对含结构面岩体的作用机制^[16], 这对硬脆围岩的锚固岩体破坏特性的研究是不够全面。因此, 探索合理的脆性岩体锚固机制, 还应加强锚杆支护初期完整脆性岩体的研究。根据前述锚杆支护措施下脆性围岩破坏具有浅表局部区域破坏的特点, 对比图 2, 拟采用图 3 所示直墙拱形巷道局部工况, 对单筋锚杆锚固岩体进行单轴压缩试验研究。

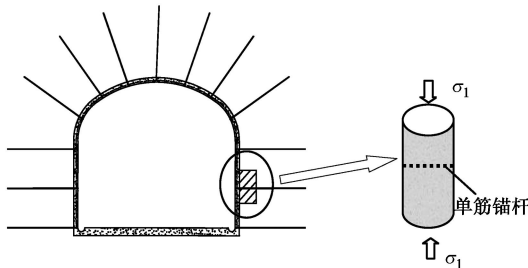


图 3 加锚脆性岩体试验方案

Fig. 3 Test scheme of anchored brittle specimen

本相似试验以开阳磷矿直墙三心拱砂岩巷道为原型, 相似比为 1 : 20。脆性岩石的相似材料参阅文献 [17], 并经过配比试验得到各原料按重量配比为水泥 : 石膏 : 河砂 : 松香 : 水 : 减水剂=1 : 0.25 :

5.12 : 0.05 : 1 : 0.017; 锚杆的相似材料采用抗拉强度 294 MPa, 延伸率 25%的铜丝, 铜丝经过压花处理, 铜丝直径分为 0.6, 0.8, 0.98, 1.2 mm 四个工况。加锚类岩体试样采用铸铁三开模具制作, 经 TC-100KA 型电子称称量, JJ-5 型搅拌机搅拌原料, 振动台振实模具, 拆模后并在恒温水箱中养护 28 d, 制得高径比 2 : 1 直径 50 mm 的符合岩石力学压缩试验标准的圆柱形试样 20 个。采用 RSM-SY5 型数字式超声波检测仪进行试样筛选, 得到如图 4 所示的加锚脆性类岩体试样。表 1 为制得的加锚脆性类岩体试样基本物理参数。采用 RMT-150C 试验系统对试样进行单轴压缩试验, 试样两端涂抹黄油以消除端部效应的影响。

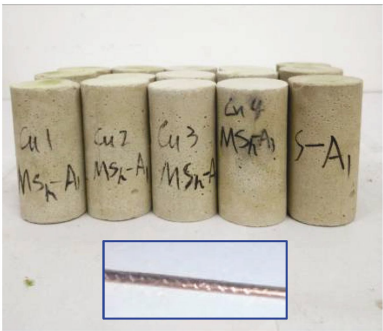


图 4 各工况加锚脆性类岩体试样

Fig. 4 Anchored brittle specimens with different bolt diameters

表 1 加锚脆性试样基本物理参数

Table 1 Physical parameters of anchored brittle specimens

组别	编号	高度 /mm	直径 /mm	密度 /(kg·m ⁻³)	V _p /(m·s ⁻¹)
无锚 试样	S-A ₁	100.10	50.08	1477.27	1729.82
	S-A ₂	100.08	50.06	1577.90	1755.79
	S-A ₃	99.44	50.14	1606.34	1714.48
	S-A ₄	100.12	50.00	1604.99	1730.00
0.60 mm 杆径	Cu ₁ M _h S-A ₂	99.88	49.82	1754.47	2419.52
	Cu ₁ M _h S-A ₃	99.94	49.72	1765.21	2380.95
	Cu ₁ M _h S-A ₄	99.96	49.62	1760.33	2395.12
	Cu ₁ M _h S-A ₅	99.14	49.70	1716.71	2347.62
0.8 mm 杆径	Cu ₂ M _h S-A ₂	100.08	49.94	1732.04	2310.66
	Cu ₂ M _h S-A ₃	99.80	49.82	1726.20	2311.63
	Cu ₂ M _h S-A ₄	99.66	50.00	1710.05	2321.56
	Cu ₂ M _h S-A ₅	100.04	50.12	1721.15	2315.68
1.0 mm 杆径	Cu ₃ M _h S-A ₁	98.92	49.68	1777.33	2272.73
	Cu ₃ M _h S-A ₂	98.88	49.60	1726.65	2261.82
	Cu ₃ M _h S-A ₄	98.50	49.64	1799.59	2272.72
	Cu ₃ M _h S-A ₅	100.06	49.66	1796.82	2268.51
1.20 mm 杆径	Cu ₄ M _h S-A ₁	99.00	49.88	1859.15	2177.78
	Cu ₄ M _h S-A ₂	99.38	49.76	1754.16	2166.09
	Cu ₄ M _h S-A ₃	98.08	49.92	1802.94	2239.02
	Cu ₄ M _h S-A ₅	100.08	49.68	1799.42	2202.30

2.2 加锚脆性类岩体的变形及强度特征

在 RMT-150C 试验系统以 0.005 mm/s 的速率进行

斜坡波形位移加载, 得到图 5 所示 4 种杆径工况加锚脆性类岩体的典型全应力 - 应变曲线, 表 2 为各工况试样的主要力学参数。由图 5 和表 2 可以看出:

(1) 各杆径锚杆不同程度改变了脆性岩体的变形特征。锚杆增加了脆性岩体的峰后变形能力, 表现出较好的塑性变形特征; 无锚类岩体的弹性模量约为 0.59 GPa 左右, 锚杆提升了脆性岩体的弹性模量, 随加锚杆径的不同, 提高 22%~120%, 1 mm 杆径加锚试样弹性模量提升超过一倍, 达到 1.34 GPa 左右, 效果最好。

(2) 锚杆改变了脆性岩体的能量储耗特征。根据全应力 - 应变曲线, 将峰前曲线面积和峰后曲线面积比值称为冲击能指数, 体现了峰前岩体储存能量与峰后稳定破坏所需的能量之比。无锚试样的冲击能指数约为 1.93, 加锚后试样的指数降低 40% 左右, 冲击倾向性降低, 加锚各工况的冲击能指数较接近, 说明加锚杆径对冲击能指数的调整作用不大

(3) 锚杆改变了脆性岩体的强度特征。无锚试样单轴抗压强度均值为 4.41 MPa, 加锚试样的强度均得到提高, 采用二阶多项式对加锚后单轴抗压强度 σ_c 与加锚直径 R 的关系进行拟合, 拟合曲线如图 6 所示, 相关系数为 0.91, 其拟合公式为

$$\sigma_c = -17.132R^2 + 33.539R - 8.2908 \quad (1)$$

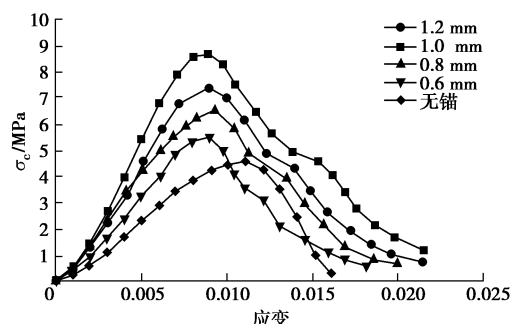


图 5 加锚脆性试样典型应力 - 应变曲线

Fig. 5 Typical stress-strain curves of anchored brittle specimens

表 2 加锚脆性试样试验数据

Table 2 Test results of anchored brittle specimens

工况	单轴抗压强度/MPa	弹性模量/GPa	冲击能指数
无锚固	4.41	0.59	1.93
0.60 mm 杆径	5.59	0.72	1.12
0.80 mm 杆径	7.46	1.03	1.05
1.0 mm 杆径	8.37	1.34	1.15
1.2 mm 杆径	7.18	1.04	0.95

由图 6 可以看出, 加锚试样单轴抗压强度与加锚杆径呈非线性关系, 1 mm 杆径加锚试样的强度最优, 达到 8.37 MPa, 表明试样锚固强度并不是随锚杆直径

的增大而提高, 锚杆直径对岩体锚固支护强度存在最优匹配的规律。因此, 实际工程围岩锚杆支护控制中, 一味强调增大锚杆直径并不能达到理想围岩控制效果。

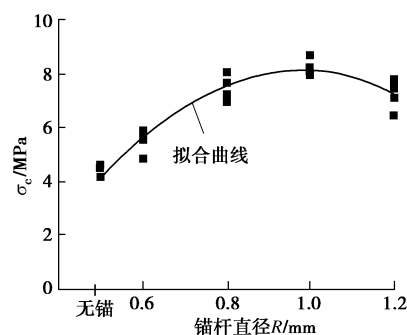


图 6 试样强度与锚杆直径的关系

Fig. 6 Relationship between specimen strengths and bolt diameters

2.3 加锚脆性类岩体的破坏特征

单轴压缩条件下脆性岩石的最终宏观破坏裂隙通常平行于试样轴线方向, 表现为张拉破坏或劈裂破坏。本试验中无锚试样单轴压缩的破坏形式亦主要表现为劈裂破坏, 如图 7 所示, 符合脆性岩石单轴压缩破坏规律。

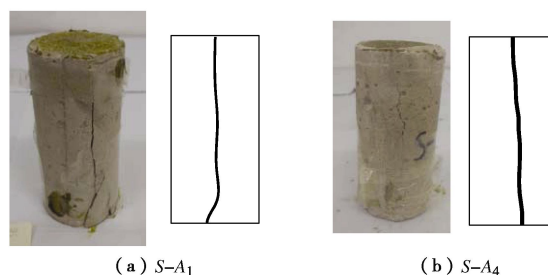


图 7 无锚试样单轴压缩破坏模式

Fig. 7 Uniaxial compression failure modes of specimens without bolt

加锚后脆性岩体的单轴压缩破坏特征有所改变, 并随着加锚杆径增加有不同程度的差别。如图 8 所示, 杆径为 0.6 mm 时, 加锚岩体的主破坏裂隙与试样轴线方向发生小角度的偏斜, 偏斜角度在 10° 左右, 同时, 主破坏裂隙部分区域仍与轴线方向平行, 表现为劈裂破坏与剪切破坏共存; 杆径 0.8 mm 试样与杆径 0.6 mm 试样的破坏情况接近, 其破坏裂隙也发生小倾角度的偏斜; 杆径增大到 1.0 mm 和 1.2 mm 时, 其主破坏裂隙偏离轴线方向的角度更大, 偏斜角度均在 20° 左右, 表现为以剪切破坏为主。锚杆使脆性岩体单轴压缩破坏状态发生改变, 宏观上由张拉劈裂破坏转为剪切破坏, 杆径对试样剪切破坏的程度有所影响, 当杆径小时, 会出现劈裂与剪切共存的临界破坏状态。

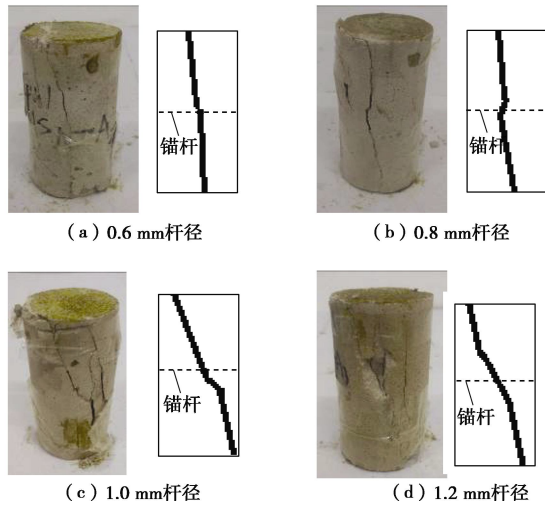


图8 加锚试样单轴压缩破裂模式

Fig. 8 Uniaxial compression failure modes of anchored specimens

3 基于细观裂纹的加锚岩体破裂模式分析

3.1 加锚试样细观裂纹模型

前述试验表明, 锚杆直径对脆性岩体的单轴压缩破裂特征有影响, 会导致脆性岩体由劈裂破坏向剪切破坏转变, 这从宏观力学理论分析是难以解释的。岩体类材料宏观损伤断裂的实质是其细观固有主裂纹的萌生、扩展、相互影响和聚合过程, 细观力学方法适合研究含固有裂纹的岩体材料, 相关研究成果很多^[18-19], 但较少涉及锚杆杆径作用下破裂模式改变的细观机制, 因此, 从细观角度研究锚杆杆径影响岩石类材料破裂规律是很有意义的。对于本试验中的加锚试样, 其内部细观固有主裂纹及锚杆共同对宏观破裂形成起作用, 为分析问题方便, 考虑到在代表性体积单元中两条主裂纹与多条主裂纹的差别仅仅只在 5% 左右^[20], 因此, 从细观角度, 在分析锚杆直径影响脆性岩体单轴压缩破裂特征时, 引入并建立了含两条主裂纹的裂纹扩展模型, 主裂纹长度为 $2c$, 如图 9 所示。

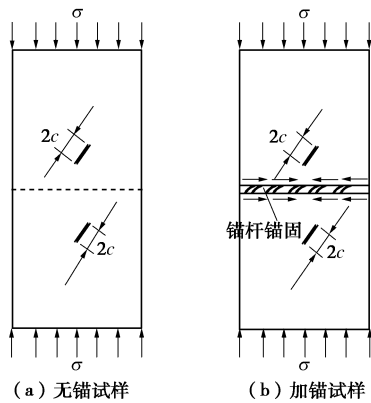


图9 主裂纹计算模型

Fig. 9 Computational model with two main cracks

压缩荷载下滑动裂纹模型被广泛用来描述岩石类

材料的破坏机制, 如图 10 所示, 该模型假设裂纹面的摩擦力和正压力满足莫尔-库仑定理, 当沿主裂纹的剪应力超过裂纹面间摩擦阻力, 主裂纹面发生滑动, 从而导致翼形裂纹的萌生和生长。根据文献[18]的研究成果, 单轴压应力 σ 作用下, 假设翼裂纹长度 l , 根据图 10, 引入 Horri 等^[21]提出的 HN 型翼裂纹应力强度因子计算公式:

$$K_I = \frac{2c\tau_{\text{eff}} \sin \theta}{\sqrt{\pi(l+l^*)}} - \sigma'_n \sqrt{\pi l} \quad (2)$$

式中, l^* 为当量裂纹长度, $l^* = 0.27c$, τ_{eff} 和 σ'_n 分别为主裂纹面上的剪应力和翼裂纹面上的法向应力 (假定压应力为正),

$$\tau_{\text{eff}} = \sigma \sin \beta \cos \beta - f_s \cdot \sigma \cdot \cos^2 \beta \quad (3)$$

$$\sigma'_n = \sigma \cos^2 (\beta + \theta) \quad (4)$$

其中, f_s 为裂纹面摩擦系数。

另外, Steif^[22]将翼裂纹简化为直裂纹, 得到了 S 型翼裂纹应力强度因子计算表达式:

$$K_I = \frac{3}{4} \sqrt{\frac{\pi}{2}} \tau_{\text{eff}} \left(\sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right) \cdot (\sqrt{2c+l} - \sqrt{l}) - \sigma'_n \sqrt{\frac{\pi \cdot l}{2}} \quad (5)$$

式 (5) 中各参数的含义与式 (2) 的参数含义相同。

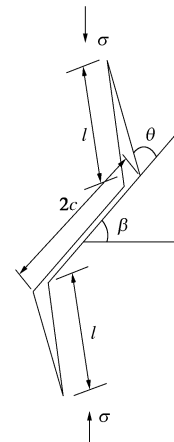


图10 滑动裂纹模型

Fig. 10 Sliding crack model

3.2 锚杆锚固止裂效应

加锚裂隙岩体的试验研究表明, 无论锚杆是否贯穿裂隙面, 锚杆都能够抑制翼裂纹的扩展, 起到锚固止裂的作用。周辉等^[15]对裂隙面施加贯穿的预应力锚杆, 单轴压缩试验中锚杆抑制了翼裂纹的张开变形, 并改变了次生裂纹的扩展模式。张宁等^[16]对含三维表面裂隙岩体试样锚杆加固, 在单轴压缩过程中, 当裂纹扩展发展到锚杆附近时会受到抑制, 锚杆发挥止裂作用, 破裂面扩展方向会朝着试件侧面方向发生偏转。与无锚试样比较, 由于锚杆的存在, 锚杆会抑制试样内部翼裂纹的扩展, 相当于使翼裂纹的长度变短, 同时, 锚杆直径增大对裂纹止裂作用也会增强, 因此, 就图 9 模型中给定的主裂纹而言, 较大的锚杆直径对

应的形成的翼裂纹相对较短，为分析问题方便，将翼裂纹长度 l 与主裂纹长度 c 的比值设为 η ，即 $\eta=l/c$ ，锚杆锚固止裂效应使翼裂纹与主裂纹长度比 η 变小。

3.3 最易开裂角 ζ 与宏观破裂模式

根据滑动裂纹模型，翼裂纹裂尖的应力强度因子 K_I 应达到或超过临界值 K_0 时，裂纹会继续生长，直至宏观破裂的产生^[18]。为分析锚杆直径影响脆性岩体单轴压缩破裂特征，关键是确定锚杆作用下翼裂纹扩展角度的情况。单轴压缩条件下，可简化为 I 型断裂问题，则 $K_0=\sigma\sqrt{\pi c}$ ，通过 K_I/K_0 ，可得到关于 θ 无量纲表达式，并代入翼裂纹与主裂纹长度比值 η ，对应的 HN 型翼裂纹应力强度因子计算公式 (2) 可整理为

$$\frac{K_I}{K_0} = \frac{[\sin 2\beta - f_s(1 + \cos 2\beta)] \sin \theta}{\pi \cdot \sqrt{\eta + 0.27}} - \frac{1}{2} \sqrt{\eta} [1 + \cos 2(\theta + \beta)] \quad (6)$$

同理，S 型翼裂纹应力强度因子计算公式 (5) 可整理为

$$\frac{K_I}{K_0} = \frac{3\sqrt{2}}{16} [\sin 2\beta - f_s(1 + \cos 2\beta)] \left(\sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3}{2}\theta \right) \cdot \left(\sqrt{2+\eta} - \sqrt{\eta} \right) - \frac{\sqrt{2}}{4} \sqrt{\eta} [1 + \cos 2(\theta + \beta)] \quad (7)$$

由前分析，受到锚杆锚固止裂的影响，加锚试样初始翼裂纹长度会相对较短，假定无锚试样 $\eta=1$ ，则当锚杆直径较细时， $\eta=0.1$ ；当锚杆直径较粗时， $\eta=0.0001$ 。同时，选定主裂纹方向角分别为 $0.2\pi, 0.3\pi$ 和 0.4π ，根据式 (6)、(7) 可得翼裂纹应力强度因子和翼裂纹方位角 θ 关系曲线图，如图 11 所示。

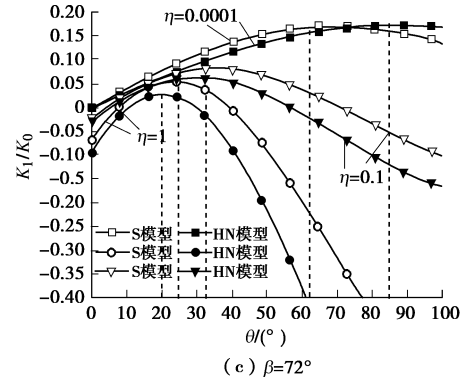


图 11 翼裂纹应力强度因子和方位角 θ 关系

Fig. 11 Relationship between stress intensity factor and azimuthal θ to wing crack

根据断裂力学理论，裂尖应力强度因子达到最大时，翼裂纹容易开裂扩展和生长，与之对应的角度为最易开裂角 $\zeta = \theta_{\max} + \beta$ ，根据翼裂纹最易开裂角可以确定宏观破裂模式^[18]。 θ_{\max} 为图 11 中虚线所对应，表 3 给出翼裂纹长度比 η 和主裂纹方位角 β 对翼裂纹最易开裂角 ζ 的影响，可以看出，最易开裂角度 ζ 随主裂纹方位角有增大趋势，随翼裂纹长度有减小趋势。翼裂纹长度较长时，其最易开裂角接近 90° ，使裂纹朝外载作用方向扩展，容易产生劈裂破坏；翼裂纹长度较短时，其最易开裂角可达 130° 左右，使裂纹偏离外载作用方向扩展，从而导致剪切破坏。由图 11，在 S 模型与 HN 模型下，翼裂纹最易开裂角度相差不大，两模型符合程度较好，应力强度因子负值表明翼裂已经闭合，不会扩展，量值大小只有数学上的意义。

表 3 最易开裂角度 ζ 与宏观破裂

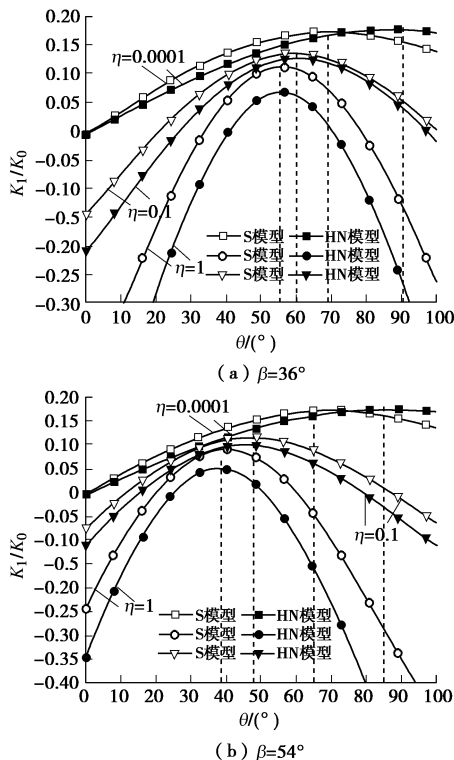
Table 3 Relationship between most-easily-cracking angle ζ and

macroscopic fracture

翼裂纹长度比	$\beta/(^\circ)$	翼裂纹 $\zeta/(^\circ)$		宏观破裂
		HN 模型	S 模型	
$\eta=1$	36	92	92	劈裂破坏
	54	93	93	
	72	92	92	
$\eta=0.1$	36	96	96	小角度剪切破坏
	54	100	100	
	72	104	105	
$\eta=0.0001$	36	127	105	大角度剪切破坏
	54	139	119	
	72	157	135	

3.4 加锚试样破裂的宏、微观对比

通过上述微观角度分析可以得出，加锚试样单轴压缩破裂模式的改变，可以归结为锚杆锚固止裂效应对试样内部裂纹扩展的抑制作用，锚杆锚固使翼裂纹与主裂纹长度比 η 变小。由图 11 (b)，以主裂纹方位角 $\beta=54^\circ$ 为例，根据 S 模型，当 $\eta=1$ 时， $\theta_{\max}=39^\circ$ ，则 $\zeta_{\eta=1}=93^\circ$ ，宏观上会表现出劈裂破坏模式，如图 12 (a) 所示；当 $\eta=0.1$ 时， $\theta_{\max}=46^\circ$ ，则 $\zeta_{\eta=0.1}=100^\circ$ ，宏观上会表现为小角度剪切破坏模式，如图 12 (b) 所示；当 $\eta=0.0001$ 时， $\theta_{\max}=95^\circ$ ，则 $\zeta_{\eta=0.0001}=119^\circ$ ，



宏观上会表现为大角度剪切破坏模式, 如图 12 (c) 所示。将图 12 与图 7, 8 无锚试样与加锚试样试验破坏情况对比, 锚杆杆径增大, 宏观上使主破坏裂隙与试样轴线方向偏斜的角度也增大, 表现为劈裂破坏向剪切破坏转变。这从细观上很好地解释了锚杆改变脆性岩体破裂模式作用机制。相应地, 主裂纹方位角为 36° 和 72° 时, 也有类似结论。文献[13]中锦屏水电站锚杆支护围岩发生岩爆时以剪切破坏为主导; 笔者调研开阳磷矿岩爆情况时, 亦观察到采用涨壳式锚杆支护的深部巷道边帮围岩发生剪切破坏, 如图 13 所示, 究其原因, 可以从锚杆影响脆性岩体破裂的细观角度做出较好解释。

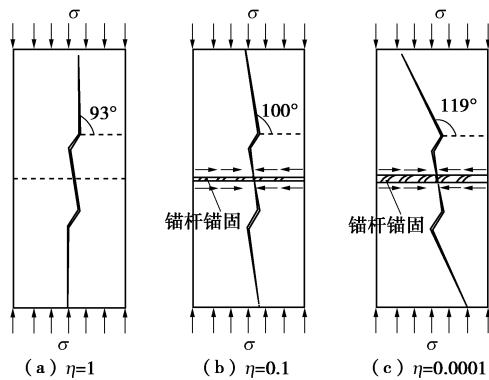


图 12 加锚试样宏观破裂的细观解释

Fig. 12 Mesoscopic interpretation of macroscopic fracture modes of anchored specimens

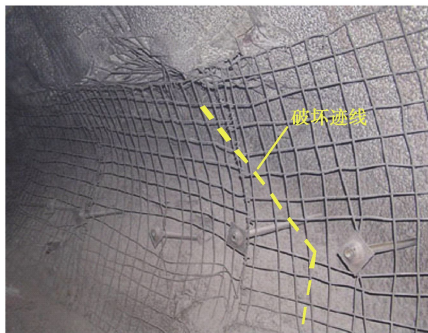


图 13 开阳磷矿锚杆支护巷道破坏情况

Fig. 13 Failure of anchored roadways in Kaiyang Phosphorite Mine

4 结论与建议

锚杆支护系统是控制深部硬脆性围岩动力灾害的重要措施, 探究锚杆对脆性围岩破坏的控制机制, 对于丰富锚固理论及硬脆围岩灾害防治具有重要意义。本文根据实际工程中锚杆支护下脆性围岩破坏特点, 通过室内相似模型试验研究了单轴压缩条件下锚杆影响完整脆性岩体的破坏模式, 从细观力学角度探讨了锚杆对脆性岩体破裂的作用机制。

(1) 锚杆不同程度改善了脆性岩体的变形、能量损耗和强度等特征, 锚杆杆径对脆性岩体弹性模量和

强度的提升存在最优匹配的特点, 一味强调增大锚杆直径并不能达到理想的围岩控制效果。

(2) 锚杆使脆性岩体单轴压缩破坏状态发生改变, 宏观上由张拉劈裂破坏转为剪切破坏, 杆径对试样剪切破坏的程度有所影响, 当杆径小时, 会出现劈裂与剪切共存的临界破坏状态; 当杆径大时, 以剪切破坏为主。

(3) 从细观角度, 建立了含两条固有主裂纹的裂纹扩展分析模型, 加锚试样单轴压缩破裂模式的改变, 可以归结为锚杆锚固止裂效应对试样内部裂纹扩展的抑制作用, 使翼裂纹与主裂纹长度比 η 变小。根据最易开裂角度 ζ 的计算结果, 翼裂纹长度较长时, 翼裂纹朝外载作用方向扩展, 产生劈裂破坏, 翼裂纹长度较短时, 翼裂纹偏离外载作用方向扩展, 产生剪切破坏。从细观上很好地解释了锚杆改变脆性岩体破裂模式作用机制。由于锚杆与围岩相互作用机理很复杂, 本文将锚杆抑制裂纹情况做了简化, 还需要对加锚岩体破坏问题进一步深入分析。

参考文献:

- [1] 李夕兵, 姚金蕊, 宫凤强. 硬岩金属矿山深部开采中的动力学问题[J]. 中国有色金属学报, 2011, 21(10): 2551 - 2563. (LI Xi-bing, YAO Jin-rui, GONG Feng-qiang. Dynamic problems in deep exploitation of hard rock metal mines[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2011, 21(10): 2551 - 2563. (in Chinese))
- [2] 王梦恕, 谭忠盛. 中国隧道及地下工程修建技术[J]. 中国工程科学, 2010, 12(12): 4 - 10. (WANG Meng-shu, TAN Zhong-sheng. The construct technology of tunnel and underground engineering in China[J]. Engineering Sciences, 2010, 12(12): 4 - 10. (in Chinese))
- [3] 张镜剑, 傅冰骏. 岩爆及其判据和防治[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(10): 2034 - 2042. (ZHANG Jing-jian, FU Bing-jun. Rockburst and its criteria and control[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(10): 2034 - 2042. (in Chinese))
- [4] ORTLEPP W D. The behaviour of tunnels at great depth under large static and dynamic pressures[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2001, 16(1): 41 - 48.
- [5] KAISER P K, MCCREATH D R, TANNANT D D. Canadian rockburst support handbook[R]. Sudbury: Geomechanics Research Centre, Laurentian University, 1996.
- [6] 王 斌, 李夕兵, 马春德, 等. 岩爆灾害控制的动静组合支护原理及初步应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(6): 1169 - 1179. (WANG Bin, LI Xi-bing, MA Chun-de, et al. Static-dynamical combination support mechanism and preliminary application of rockburst disaster controlling [J].

- Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, **33**(6): 1169 – 1179. (in Chinese))
- [7] 钱鸣高, 石平五. 矿山压力与岩层控制[M]. 徐州: 中国矿业大学出版社, 2010. (QIAN Ming-gao, SHI Ping-wu. Mining pressure and strata control[M]. Xuzhou: China University of Mining and Technology Press, 2010. (in Chinese))
- [8] 冯夏庭, 张传庆, 陈炳瑞, 等. 岩爆孕育过程的动态调控[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, **31**(10): 1983 – 1998. (FENG Xia-ting, ZHANG Chuan-qing, CHEN Bing-rui, et al. Dynamical control of rockburst evolution process[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, **31**(10): 1983 – 1998. (in Chinese))
- [9] 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 Rong-chao, ZHANG Chuan-qing, 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))
- [10] 潘岳, 王志强. 岩体动力失稳的功、能增量——突变理论研究方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, **23**(9): 1433 – 1438. (PAN Yue, WANG Zhi-qiang. Research approach on increment of work and energy: catastrophe theory of rock dynamic destabilization[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, **23**(9): 1433 – 1438. (in Chinese))
- [11] 吴文平, 冯夏庭, 张传庆, 等. 深埋硬岩隧洞系统砂浆锚杆的加固机制与加固效果模拟方法[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, **31**(增刊 1): 2711 – 2721. (WU Wen-ping, FENG Xia-ting, ZHANG Chuan-qing, et al. Reinforcing mechanism and simulating method for reinforcing effects of systemically grouted bolts in deep-buried hard rock tunnels[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, **31**(S1): 2711 – 2721. (in Chinese))
- [12] 唐礼忠, 汪令辉, 张君, 等. 大规模开采矿山地震视应力和变形与区域性危险地震预测[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, **30**(6): 1168 – 1178. (TANG Li-zhong, WANG Ling-hui, ZHANG Jun, et al. Seismic apparent stress and deformation in a deep mine under large-scale mining and areal hazardous seismic prediction[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, **30**(6): 1168 – 1178. (in Chinese))
- [13] 陈炳瑞, 冯夏庭, 明华军, 等. 深埋隧洞岩爆孕育规律与机制: 时滞型岩爆[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, **31**(3): 561 – 569. (CHEN Bing-rui, FENG Xia-ting, MING Hua-jun, et al. Evolution law and mechanism of rockburst in deep tunnel: time delayed rockburst[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, **31**(3): 561 – 569. (in Chinese))
- [14] 何满潮. 深部软岩工程的研究进展与挑战[J]. 煤炭学报, 2014, **39**(8): 1409 – 1411. (HE Man-chao. Progress and challenges of soft rock engineering in depth[J]. Journal of China Coal Society, 2014, **39**(8): 1409 – 1411. (in Chinese))
- [15] 周辉, 孟凡震, 刘海涛, 等. 花岗岩脆性破坏特征与机制试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, **32**(9): 1822 – 1827. (ZHOU Hui, MENG Fan-zhen, LIU Hai-tao, et al. Experimental study on characteristics and mechanism of brittle failure of granite[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, **32**(9): 1822 – 1827. (in Chinese))
- [16] 张宁, 李术才, 李明田, 等. 单轴压缩条件下锚杆对含三维表面裂隙试样的锚固效应试验研究[J]. 岩土力学, 2011, **32**(11): 3288 – 3295. (ZHANG Ning, LI Shu-cai, LI Ming-tian, et al. Experimental study of reinforced effect of bolt in 3D surface fractured specimens under uniaxial compression[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(11): 3288 – 3295. (in Chinese))
- [17] 李连贵, 徐文胜, 许迎年, 等. 岩爆模拟材料研制及模拟试验分析[J]. 华中科技大学学报, 2001, **29**(6): 80 – 82. (LI Lian-gui, XU Wen-sheng, XU Ying-nian, et al. Experimental study on simulation materials of rockburst[J]. Journal of Huazhong University of Science & Technology, 2001, **29**(6): 80 – 82. (in Chinese))
- [18] 李银平, 伍佑伦, 杨春和. 岩石类材料滑动裂纹模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, **26**(2): 278 – 284. (LI Yin-ping, WU You-lun, YU Chun-he. Comparison of sliding crack models for rock-like materials[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, **26**(2): 278 – 284. (in Chinese))
- [19] 王斌, 李夕兵. 单轴荷载下饱水岩石静态和动态抗压强度的细观力学分析[J]. 爆炸与冲击, 2012, **32**(4): 423 – 431. (WANG Bin, LI Xi-bing. Mesomechanics analysis of static compressive strength and dynamic compressive strength of water-saturated rock under uniaxial load[J]. Explosion and Shock Waves, 2012, **32**(4): 423 – 431. (in Chinese))
- [20] 王海龙, 李庆斌. 围压下裂纹中自由水影响混凝土力学性能的机理[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2007, **47**(9): 1443 – 1446. (WANG Hai-long, LI Qing-bin. Meso-mechanism of effects of free water on mechanical properties of concrete under confined compression[J]. Journal of Tsinghua University (Science & Technology), 2007, **47**(9): 1443 – 1446. (in Chinese))
- [21] HORRI H, NEMAT-NASSER S. Brittle failure in compression: splitting, faulting and brittle-ductile transition[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London, 1986, **319**(1549): 337 – 374.
- [22] STEIF P S. Crack extension under compressive loading[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1984, **20**(3): 463 – 473.