

DOI: 10.11779/CJGE201906013

# 深部直墙拱形隧洞围岩板裂破坏的模拟试验研究

官凤强<sup>1,2</sup>, 罗 勇<sup>1</sup>, 刘冬桥<sup>2</sup>

(1. 中南大学资源与安全工程学院, 湖南 长沙 410083; 2. 中国矿业大学(北京)深部岩土力学与地下工程国家重点实验室, 北京 100083)

**摘 要:** 为了解深部直墙拱形隧洞板裂破坏的发生过程和机制, 采用 TRW-3000 真三轴试验系统对含直墙拱形孔洞的红砂岩立方体试样(100 mm×100 mm×100 mm)进行了真三轴试验, 模拟了深度 500 m 初始地应力环境下直墙拱形隧洞板裂破坏过程, 并利用岩样内部破坏视频监控系统对试验过程进行实时记录和监测。试验完成后, 对试验过程中孔洞侧壁破坏过程、破坏特征进行了分析, 并与同等深度的圆形孔洞洞壁破坏进行了对比。结果表明: 在竖直应力为最大主应力和水平径向应力为最小主应力的条件下, 直墙拱形孔洞破坏主要发生在两侧拱脚和拱腰之间, 靠近自由面的围岩破裂为近似平行于最大主应力的板状薄岩片, 呈典型的张拉板裂破裂特征; 随最大主应力的增加, 板裂破坏逐渐向孔洞水平径向发展, 板裂岩片呈现中间厚、两翼薄的弧形特征, 最终形成对称的 V 型槽破坏区, 并具有明显的时间效应。与圆形孔洞的动力破坏特征相比, 直墙拱形孔洞主要偏于静力破坏, 且初始破坏所需应力水平高, 孔洞侧壁在高应力环境中破坏更严重。

**关键词:** 深部硬岩; 直墙拱形隧洞; 板裂; 岩爆; 真三轴试验; 张拉破坏

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2019)06-1091-10

**作者简介:** 官凤强(1979—), 男, 副教授, 博士, 主要从事深部岩石力学与工程可靠度方面的教学与研究工作。E-mail: fengqiagg@126.com。

## Simulation tests on spalling failure in deep straight-wall-top-arch tunnels

GONG Feng-qiang<sup>1,2</sup>, LUO Yong<sup>1</sup>, LIU Dong-qiao<sup>2</sup>

(1. School of Resources and Safety Engineering, Central South University, Changsha 410083, China; 2. State Key Laboratory for Geomechanics and Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Beijing 100083, China)

**Abstract:** To deeply understand the failure process and mechanism of spalling in deep straight-wall-top-arch tunnels, a true triaxial test is performed on the red sandstone cube sample (100 mm×100 mm×100 mm) with a straight-wall-top-arch hole using the TRW-3000 true triaxial test system to simulate the spalling process of the straight-wall-top-arch tunnel under the initial in-situ stress environment at depth of 500 m. The test process is monitored and recorded by using a video surveillance system. The failure process and failure characteristics of the sidewalls during the tests are analyzed, and compared with the failure of the circular hole sidewall at the same depth. The results show that under the condition that the vertical stress is the maximum principal stress and the horizontal radial stress is the minimum principal stress, the failure of straight-wall-top-arch tunnel mainly occurs in the area between the hance and the spandrel. The rock near the free surface is fractured into plate-like thin rock slabs that are approximately parallel to the maximum principal stress, which is characterized by typical tensile spalling fracture. With the increase of the maximum principal stress, spalling gradually develops toward the horizontal radial direction of the hole, and eventually forms a symmetrical V-shaped damage zone. The spalling slabs exhibit the arc-shaped feature with thick middle and thin wings, and spalling has obvious time effect. Compared with those of the circular hole sidewall, the dynamic failure characteristics of the straight-wall-top-arch hole sidewall are more prone to static failure, and the initial failure requires higher stress, but the sidewalls are more severely damaged under a high stress environment.

**Key words:** deep hard rock; straight-wall-top-arch tunnel; spalling; rockburst; true triaxial test; tensile failure

## 0 引 言

水电、矿山、铁路等领域很多深部隧洞工程在设计时, 直墙拱形是常用的断面形状之一<sup>[1]</sup>。深部直墙拱形隧洞建设过程中, 两侧边墙受高应力作用常常发

**基金项目:** 国家自然科学基金项目(41472269); 中国矿业大学(北京)深部岩土力学与地下工程国家重点实验室开放基金课题(SKLGDUK1827); 中南大学中央高校基本科研业务费专项资金项目(2017zzts167)

收稿日期: 2018-05-30

生板裂破坏,形成近似平行于自由面的多层板状薄片,发生层层剥落,造成支护结构的破坏和失效,同时给隧洞的施工、支护及长期稳定带来诸多不利影响<sup>[2]</sup>。此外,板裂破坏可形成不稳定的屈曲岩板,为应变型岩爆突然释放能量创造条件<sup>[3-6]</sup>。因此,板裂成为了深部硬岩隧洞研究的热点问题,引起了广泛的关注<sup>[2-7]</sup>。图1为锦屏地下实验室和加拿大原子能地下实验室直墙拱形隧洞边墙板裂破坏现象<sup>[8-9]</sup>。



图1 隧洞边墙板裂破坏现象<sup>[8-9]</sup>

Fig. 1 Phenomenon of spalling failure in sidewalls of tunnels<sup>[8-9]</sup>

为了深入认识隧洞边墙板裂破坏,国内外学者对其开展了大量试验研究。许多学者采用长方体岩石或相似材料试样进行单轴和真三轴加卸载试验,模拟地下隧洞边墙在高应力作用下的板裂破坏。例如,周辉等<sup>[10]</sup>采用相似材料柱体板裂破坏模型进行单轴压缩试验,对边墙板裂围岩结构失稳破坏过程及特征进行了分析。He等<sup>[11]</sup>采用对岩石试样进行真三轴单面卸载试验,指出邻近卸载面的破坏与洞室开挖后边墙板裂破坏非常相似。Du等<sup>[12]</sup>通过对花岗岩、红砂岩和水泥砂浆三种立方体试样进行真三轴加卸载试验,研究了卸载路径下不同岩石类型的破坏力学行为,指出花岗岩和红砂岩在卸载后发生明显板裂破坏。Zhao等<sup>[13]</sup>对花岗岩试样进行不同卸载率的真三轴卸载试验,发现低卸载率下试样主要发生板裂破坏。

以上研究主要从材料破坏角度对隧洞边墙板裂破坏进行试验模拟,而没有考虑隧洞结构对板裂破坏的影响。为此,一些学者采用含预制孔洞的试样进行试验模拟。例如,文献[5, 6, 14, 15]对含圆形孔洞的立方体砂岩及花岗岩试样进行不同深度三维应力下的加载试验,观测到了洞壁围岩板裂破坏过程和试验后的对称型V型槽现象。周辉等<sup>[16]</sup>采用含不同直径的圆形和不同尺寸的直墙拱形孔洞的隧洞物理相似材料模型,研究了隧洞断面曲率半径对板裂破坏的影响。张晓君等<sup>[17]</sup>对含直墙拱形孔洞的岩石试样进行单轴压缩试验,模拟了直墙拱形隧洞劈裂破坏过程。然而,相似材料与岩石的力学性质存在一定差异,且地下为三维应力环境。因此,考虑隧洞结构影响的同时,采

用岩石试样开展真三轴隧洞板裂破坏试验模拟研究非常有必要。

为此,本文采用含直墙拱形孔洞的立方体试样(100 mm×100 mm×100 mm),考虑三向不等压地应力环境和隧洞结构的影响,设置孔洞水平径向为最小主应力,通过竖向加载使孔洞两侧洞壁发生破坏,同时利用微型摄像机实时记录和监测洞壁破坏。结合试验中的视频和试验后洞壁破坏情况,对试验结果进行了详细分析,并与文献[5, 6]中圆形孔洞洞壁破坏情况进行了对比。

## 1 试验设备及方法

### 1.1 试验试样

试验选用质地均匀、无明显弱面的红砂岩作为试样的岩石材料。借鉴何满潮等的前期研究<sup>[18-19]</sup>,将红砂岩加工成100 mm×100 mm×100 mm的立方体块,再在立方体块中开凿贯穿试样的直墙拱形孔洞,半圆拱半径为25 mm,直墙高为25 mm,底板长为50 mm,如图2所示。该红砂岩单轴抗压强度为97.5 MPa,弹性模量为18.6 GPa,密度为2.43 g/cm<sup>3</sup>,纵波波速为3180 m/s。

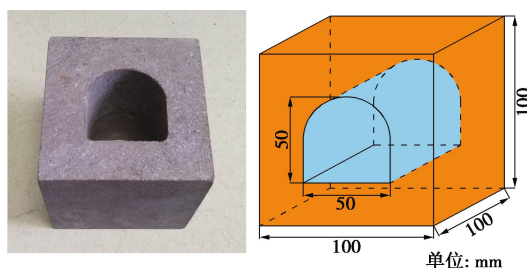


图2 试验试样

Fig. 2 Test sample

### 1.2 试验设备

试验采用TRW-3000真三轴试验系统(如图3)<sup>[5-6]</sup>,对试样进行真三轴加载,模拟深部三维地应力环境。为了观测孔洞破坏,在真三轴加载装置中安装一台微型摄像机,实时传输和记录试验过程中孔洞破坏画面,其工作原理如图4(a)。此外,在摄像机前端设置一圈LED灯珠,对摄像机进行补光,如图4(b)。

### 1.3 试验方案

本文500 m深初始地应力参照文献[5, 6]中地应力计算方法,得竖直主应力 $\sigma_v$ 、最大水平主应力 $\sigma_{h1}$ 及最小水平主应力 $\sigma_{h2}$ ,如表1所示。

表1 500 m埋深初始地应力大小

水平主应力		竖直主应力
$\sigma_{h1}$ /MPa	$\sigma_{h2}$ /MPa	$\sigma_v$ /MPa
29	17	13.5

通常, 隧洞可沿最大、最小水平主应力及与最大水平主应力斜交布置。范秋雁<sup>[20]</sup>认为在地应力环境一定时, 应尽可能使巷道开挖方向沿最大水平主应力方向布置。此外, 水工隧洞设计规范中也明确规定<sup>[21]</sup>“宜使洞线与最大水平地应力方向一致, 或尽量减小其夹角”。因此, 本文主要对试样孔洞轴向沿最大水平主应力布置进行试验研究, 如图 5 所示。

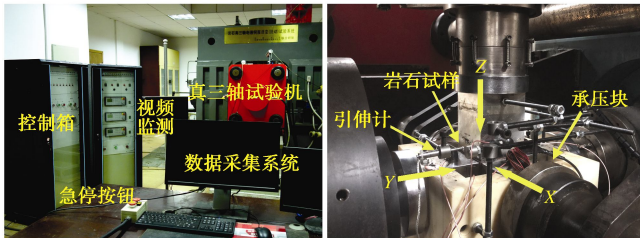
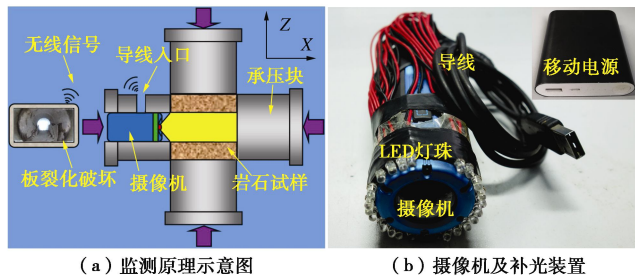


图 3 TRW-3000 真三轴试验系统<sup>[5-6]</sup>

Fig. 3 TRW-3000 true triaxial electro hydraulic system<sup>[5-6]</sup>



(a) 监测原理示意图

(b) 摄像机及补光装置

图 4 真三轴加载岩样洞壁破坏实时监控系统<sup>[5-6]</sup>

Fig. 4 Real-time monitoring system of rock sample caverns under true triaxial loading conditions<sup>[5-6]</sup>

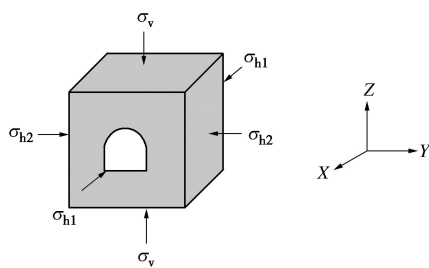


图 5 真三轴加载初始应力状态

Fig. 5 Initial stress state of true triaxial loading

试验时采用文献[5, 6]相同的加载路径, 如图 6 所示。由于板裂是隧洞一种典型的局部脆性破坏现象, 因此为了保证试验模拟的有效性, 在整个试验过程中应保持试样整体完整而只在孔洞侧壁发生破坏。

## 2 试验过程及结果

图 7 为试验应力路径曲线。首先,  $X$ ,  $Y$  和  $Z$  三个方向分别以  $1 \text{ kN/s}$  的加载率同时加载, 使  $X$ ,  $Y$  和  $Z$  三个方向分别加载至  $29$ ,  $17$ ,  $13.5 \text{ MPa}$ , 达到  $500 \text{ m}$  深初始地应力。而后  $X$  方向限定试样孔洞轴向变形恒定,  $Y$  方向维持应力恒定,  $Z$  方向继续以  $1 \text{ kN/s}$  加载。

$Z$  方向应力加载至  $60 \text{ MPa}$  时, 洞壁出现了破坏, 因而后续采用分级加载。分级加载时, 当洞壁破坏显著时, 维持应力恒定, 当破坏不明显时则再进行加载。 $Z$  方向应力增大到  $83 \text{ MPa}$  时, 试样右侧洞壁破坏区基本覆盖了整个右侧直墙, 左侧也发生了明显板裂破坏, 且拱脚宏观裂隙贯穿整个孔洞轴向长度, 因此  $Z$  方向维持应力恒定一定时间后, 在加载至  $83.6 \text{ MPa}$  时进行卸载, 完成整个试验。

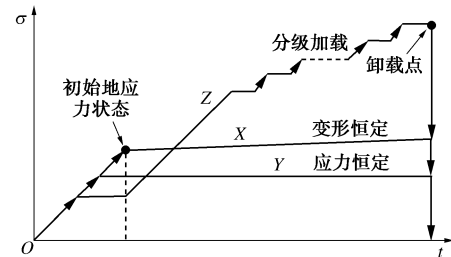


图 6 应力路径示意图<sup>[4-5]</sup>

Fig. 6 Schematic diagram of stress paths<sup>[4-5]</sup>

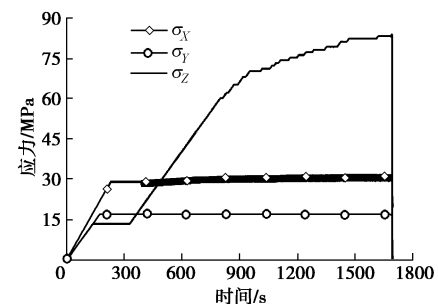


图 7 真三轴试验应力路径

Fig. 7 Stress paths of true triaxial tests

图 8 为试验结束后试样整体和两侧洞壁的破坏图。可以看出试样整体完整, 无贯穿整个试样的宏观裂纹, 仅在两侧洞壁发生了明显破坏, 且破坏主要在两侧直墙区域, 即拱脚和拱腰之间, 而底板和顶部均未破坏。在两侧直墙上均形成了近似平行于边墙的岩片, 并发生了部分岩片剥落, 呈明显的板裂破坏。两侧直墙破坏程度存在一定的差异, 表现出右侧直墙比左侧直墙破坏更严重 (从正面看)。从正面看, 右侧直墙产生了几条大的宏观裂纹, 将洞壁切割成多层板状薄岩片, 且裂纹分布由局部一圈一圈向外扩展至整个右侧直墙, 最外围的裂纹扩展贯通后使整个大块板裂岩片与洞壁发生分离剥落; 左侧直墙破坏相对较轻, 在直墙前端形成了两条明显的宏观张开裂隙, 而且后端 (反面右侧) 由于裂纹的贯通发生了岩片与洞壁的分离剥落。此外, 洞壁表面的裂纹基本为竖向直线型裂隙, 而随破坏向孔洞深部发展, 裂纹演变成弧线型裂隙, 因而在两侧洞壁上形成了“V”型槽破坏区。

图 9 为直墙拱形隧洞现场板裂破坏图。图 9 (a) 为山东玲珑金矿  $500 \text{ m}$  深度巷道右侧边墙发生了明显的板裂破坏; 图 9 (b) 为锦屏地下实验室  $2400 \text{ m}$  试



验隧洞板裂破坏<sup>[8]</sup>。对比发现本文试样边墙破坏与现场板裂破坏基本一致。此外,本文试样洞壁破坏是由局部应力超过围岩强度产生的,而非试样整体破坏导致的,这与现场隧洞整体稳定而只在局部发生板裂破坏刚好一致,这也说明本试验结果比较合理且有效的。

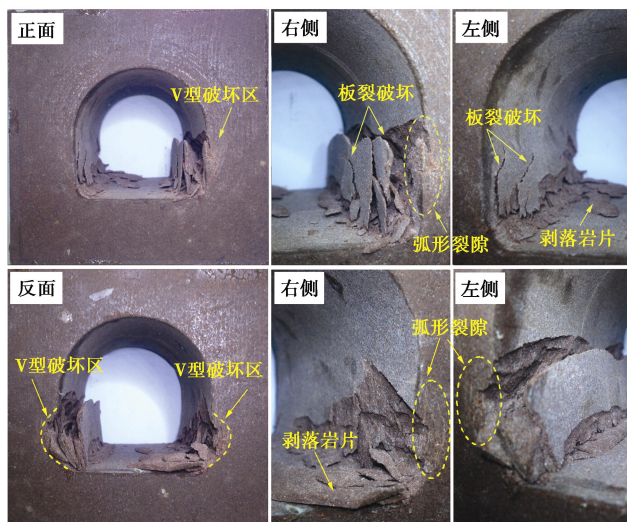


图8 试样洞壁板裂破坏照片

Fig. 8 Pictures of spalling in sample sidewalls



(a) 500 m运输巷道

(b) 2400 m锦屏地下实验室试验隧洞<sup>[8]</sup>

图9 现场直墙拱形隧洞板裂破坏照片

Fig. 9 Pictures of on-site spalling in straight-wall-top-arch tunnels

为了解孔洞边墙板裂破坏的演化过程,截取视频中部分较明显破坏的画面(图10),并结合应力路径(图7)对整个破坏过程描述如下:试验进行至3'48.24"时,试样达到了500 m深对应的初始地应力状态,此时洞壁未发生破坏(图10(a))。当 $\sigma_z$ 增大至68.4 MPa时,右侧边墙后端拱脚产生了裂隙(图10(b)),并随 $\sigma_z$ 增大沿右拱脚向前端缓慢扩展(图10(c))。当 $\sigma_z$ 增大至74 MPa时,右拱脚发生了小块岩屑弹射,但速度较小,此时右拱脚裂隙长度约为试样轴向长度的2/3(图10(d))。 $\sigma_z$ 加载至74.9 MPa时,右拱脚后端发生了裂隙快速沿边墙向上再平行拱脚向前端扩展,导致局部突然形成张裂岩片,并伴随少量岩屑快速弹射(图10(e));在 $\sigma_z$ 增大0.1 MPa后,右拱脚裂隙前端发生了少量岩屑弹射(图10(f)),但弹射速度明显较小,并在随后0.16"内张开岩片与右边墙分离剥落(图10(g))。当 $\sigma_z=76.5$  MPa时,靠

近剥落岩片前端拱脚处裂隙沿边墙向上扩展(图10(h)),并在 $\sigma_z$ 增大至77 MPa的过程中,裂隙扩展方向逐渐变为沿右边墙向后端斜上方向扩展(图10(i)),此时左边墙仍未有明显破坏。当加载至 $\sigma_z=78$  MPa时,右边墙前端岩片突然张开而发生了内部岩屑的快速弹射,此时左边墙后端拱脚已发生了裂隙扩展(图10(j));在 $\sigma_z=78$  MPa恒定期间,右边墙裂隙沿边墙向上扩展(图10(k)),在 $\sigma_z=79$  MPa时扩展至拱腰后不再向上扩展(图10(l)),而当 $\sigma_z$ 增大到82 MPa时又开始扩展,但方向变为水平向右边墙后端,此时左边墙拱脚裂隙已扩展至试样轴向中点(图10(m))。在 $\sigma_z=82$  MPa恒定前期,右边墙裂隙扩展非常明显,三条大宏观裂隙不断扩展(图10(n)),且当右拱腰裂隙向后端扩展超过试样轴向中点时,使得岩片向孔洞空间产生屈曲变形,使之前剥落的岩片向底板发生倾倒(图10(o)),并在随后5.32"内发生两次岩片剥落,在此期间左边墙无明显破坏。在 $\sigma_z=82$  MPa恒定后期,试验进行至25'26.96"时,左边墙拱脚裂隙快速扩展,导致岩片突然张开,一些岩屑从张裂岩片内部快速弹射而出(图10(r)),并在26'08.60"左边墙裂隙进一步扩展,而右边墙裂隙再次贯通发生岩片的剥落(图10(s))。47.24"后,由于 $\sigma_z$ 增大,左边墙新产生了三条宏观裂隙,右边墙又发生一次岩片剥落(图10(t)),并在 $\sigma_z$ 增大至83 MPa时左边墙前端发生了一次较弱的岩片弹射(图10(u)),裂隙也发生了明显扩展,且在 $\sigma_z=83$  MPa恒定期间左侧发生了大块岩片剥落(图10(v))。 $\sigma_z$ 达到83.6 MPa时,左边墙裂隙向上扩展,内侧岩片屈曲变形使剥落岩片与左边墙间隙增大(图10(w))。此时两侧边墙裂隙均已贯穿试样轴向长度,为防止试样突然整体破坏进行了卸载,在卸载过程中右边墙发生岩片剥落(图10(x))。

由以上分析可知,两侧裂隙最先产生于拱脚后端,并随应力增大不断向拱脚前端扩展,当裂隙长度超过一定值后就会在边墙局部发生岩片张裂,伴随少量岩屑弹射;随应力继续增大,在局部会发生岩片剥落,裂隙沿边墙向上扩展,扩展范围增大;当应力超过一定值以后,即使在应力不增大,裂隙也会不断发生扩展,裂隙数量增多和出现少量岩屑弹射,两侧边墙被裂隙切割成大小不同、近似平行于边墙的岩片,并发生剥落;而裂隙扩展导致张裂岩片产生屈曲变形,使外层剥落岩片与边墙间隙增大。在整个过程中板裂破坏是由边墙局部逐渐向整个边墙逐渐演化发展。

### 3 试验结果分析

#### 3.1 板裂破坏特征

正确认识板裂破坏特征对揭示板裂破坏的形成机



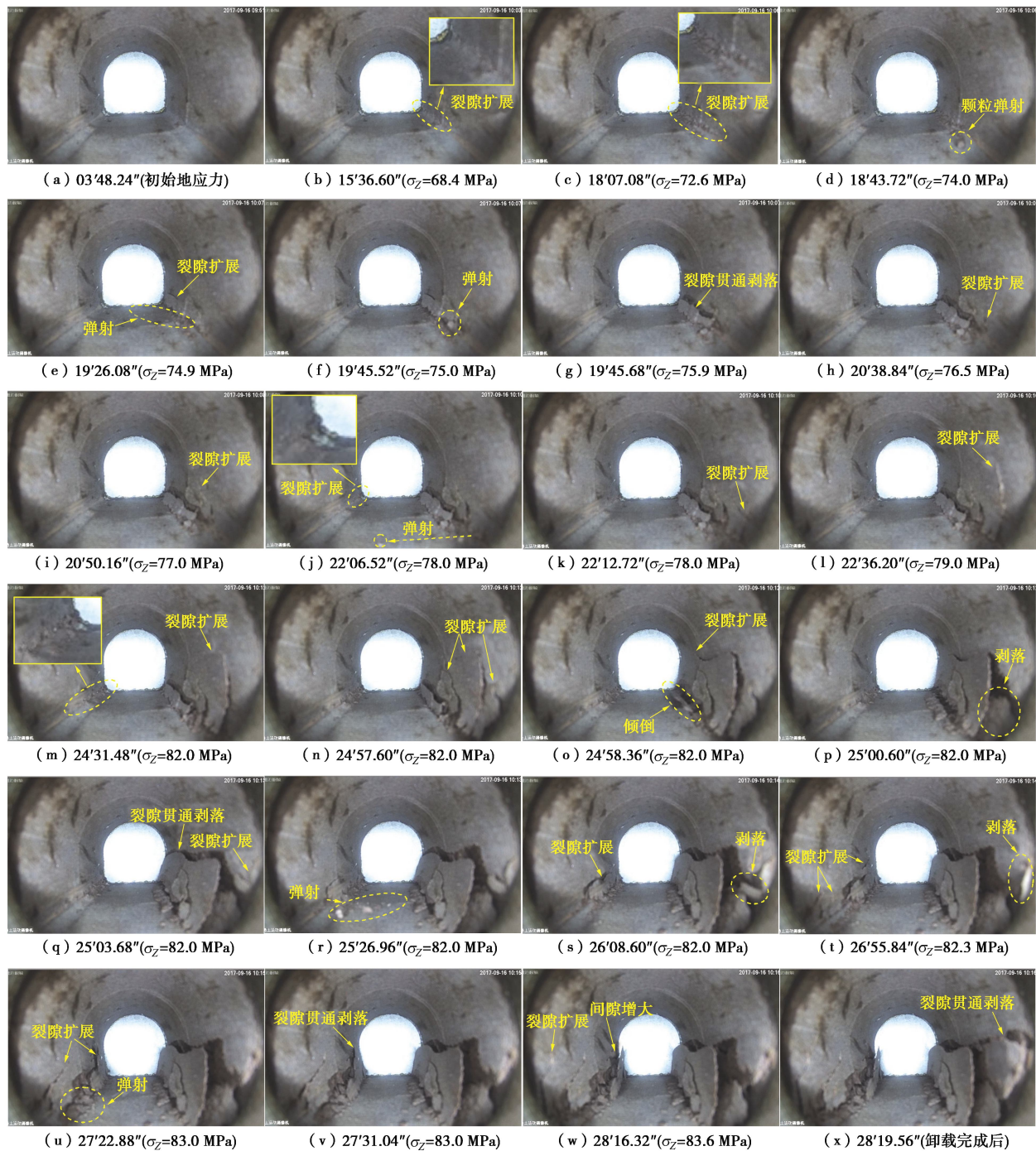


图 10 试样洞壁板裂破坏演化过程 (分'秒")

Fig. 10 Evolution process of spalling failure in sample sidewalls (min's")

制具有重要意义。为此,对试样边墙板裂破坏形成的岩片、破坏区及裂隙形态特征等进行详细分析和总结。

图 11 为试样边墙板裂破坏图。可以看出两侧边墙形成了多层板状薄岩片,在发生剥落前岩片与岩片、岩片与边墙并未发生分离,而是形成多层板裂岩板组合体(如图 11 正面左侧,边墙被切割成 3 层)。随裂隙不断向边墙深部发展,内部裂隙发育使外层岩片向自由面产生屈曲变形,而屈曲变形的增大又使外层裂隙进一步扩展,最终导致裂隙贯通而使岩片与边墙分离,发生剥落(如图 11 正面右侧、反面左侧及反面右

侧)。从板裂岩片形态上看,靠近边墙表面的岩片多为直板状,近似平行竖直边墙,而随板裂向边墙内部发展,形成的岩片具有一定的弧度( $Y-Z$  平面),呈中间厚、两翼稍薄的弧形(如图 11 反面左侧的剥落岩片)。反面左侧边墙由于板裂破坏一层层向深部发展,由边墙表面向内部依次共有 5 层岩片相继发生了剥落,而在内侧边墙上还产生了两条裂隙,外层裂隙已发生了部分张开,且两条裂隙均呈弧形。由此可得,板裂发育至围岩深部时,裂隙不是沿近直线扩展,而是沿弧线扩展,从而产生弧线型裂隙(如图 11 反面右



侧), 这与内部剥落岩片具有一定弧度刚好一致。

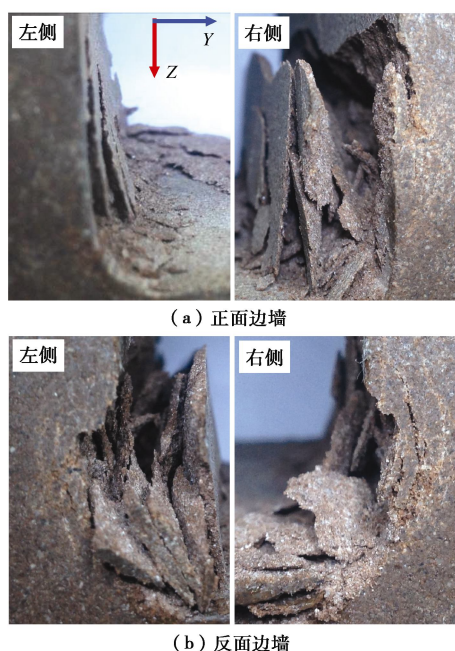


图 11 边墙板裂破坏

Fig. 11 Spalling failure of sidewalls

板裂岩片除了在  $Y-Z$  平面内表现出中间厚、两翼稍薄的弧形特征外, 在  $X-Z$  平面内也表现出一定的形态特征。如图 12 (a) 所示, 将大块板裂岩片按一定方向排列, 发现大部分岩片  $X$  方向的尺寸要明显大于  $Z$  方向, 呈细长条状, 且从右上方小块岩片也可以看出岩片以长条状为主, 即裂隙易沿孔洞轴向扩展 (如图 10 (g)、(s), 裂隙一般先沿孔洞轴向扩展, 达到一定长度后才沿边墙向上扩展)。这表明隧洞一定范围内板裂岩片具有一定方向性。此外, 板裂岩片在  $X-Y$  平面上分布一些密集裂隙。如图 12 (b), 在一块大约厚为 4 mm 的岩片上, 经放大后发现 4 条平行  $X-Z$  平面的裂隙, 岩片在厚度方向被切割成 5 层, 即每一薄片平均厚度约为 0.8 mm。而 Martin 等<sup>[22]</sup>在观测加拿大原子能地下实验室试验隧洞板裂破坏时也发现板裂岩片被密集裂隙分割成许多薄片, 且各薄片没有完全分离, 并指出薄片的厚度与岩石晶粒尺寸相当。

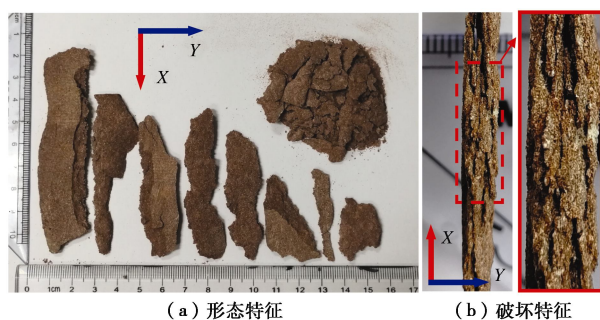


图 12 岩片特征

Fig. 12 Characteristics of slabs

此外, 为了让边墙破坏区完全展现出来, 将两侧边墙上剥落和未剥落的岩片清理, 得到破坏区如图 13 所示。可以看出板裂在两边墙上均形成了一个贯穿孔洞轴向长度的中间深、两侧浅的“V”型槽破坏区, 且位于拱腰和拱脚之间, 两侧破坏区的深度和宽度大致相当, 且关于孔洞竖直中心轴线基本对称。

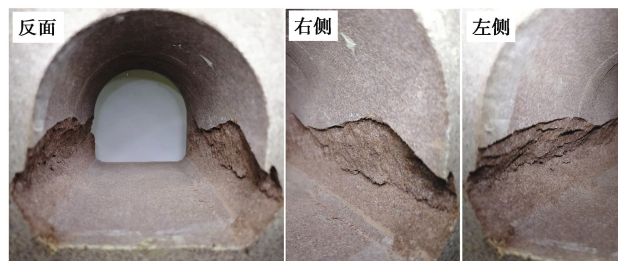


图 13 边墙破坏区形态特征

Fig. 13 Morphological characteristics of failure zone of sidewalls

从以上分析可得, 对于最大主应力在竖直方向的直墙拱形隧洞, 板裂破坏具有以下特征: ①岩片特征: 在垂直隧洞轴线平面内呈中间厚、两翼薄的形态特征; 在水平面内, 岩片断面分布着密集裂隙, 将岩片切割成多层薄片, 且各薄片未发生完全分离; 隧洞一定范围内板裂岩片具有一定方向性。②破坏区特征: 主要位于拱腰与拱脚之间, 呈中间深、两侧浅的“V”字型, 且基本关于隧洞竖直中心线对称。③裂隙特征: 裂隙逐渐向围岩内部发展, 在边墙表面附近为近直线型, 而深部裂隙则演变成弧线型。

### 3.2 板裂破坏的时间效应

深部硬岩在高应力作用下会表现出与时间有关的力学行为<sup>[23-24]</sup>。Malan<sup>[23]</sup>对南非深部金矿进行监测时, 发现开挖后的硬岩表现出时间有关的蠕变行为。刘宁等<sup>[24]</sup>对滞后掌子面数公里的锦屏 II 级#4 引水隧洞围岩揭露时发现, 经历 1.5 a 后, 围岩肉眼可见的破裂深度达到了 60 cm 甚至更深, 而掌子面推进过程中应力型破坏深度一般为 20 cm 左右。Diederichs<sup>[3]</sup>也指出板裂在某些情况下可以是与时间有关的一个缓慢破坏过程。本文在对图 10 进行描述时发现, 当应力超过一定值以后, 在应力恒定期间边墙也会发生裂隙的产生、扩展和贯通, 即外部应力环境不变时, 板裂破坏仍然会继续发生。因此本文从室内试验的角度验证了硬岩隧洞在高应力环境中会表现出时效破坏特征。

由图 7 可知, 当  $\sigma_z$  加载至 82 MPa 后, 将  $\sigma_z=82$  MPa 恒定了 2'21.12"。在此期间右边墙裂隙不断扩展, 发生板裂破坏, 伴随有岩片的剥落。因此, 为了研究板裂破坏的时效特征, 结合图 10 对该期间右边墙板裂破坏过程进行分析。首先以图 10 (m) 作为起始时刻, 将右边墙上已产生的宏观裂隙用相同颜色线画出, 然

后图 10 每向后递推一张图时, 将新扩展或产生的裂隙用另一种颜色线画出, 最终得到该期间右边墙裂隙扩展演化图 (为了便于分析对裂隙进行了编号), 如图 14。可以看出  $\sigma_z = 82 \text{ MPa}$  恒定期间, 右边墙既发生了已有裂隙扩展 (4 号和 6 号), 也产生了新裂隙 (7 号、8 号和 9 号)。期间先后发生了 3 次岩片剥落和 1 次剥落岩片倾倒。如达到 82 MPa 后, 4 号和 6 号裂隙继续扩展, 并产生 7 号新裂隙, 而当 6 号裂隙向反面扩展超过 4 号裂隙后, 4 号裂隙与内部边墙分离, 使其周边应力得以解除, 自此之后不再发生扩展; 后续随 6 号和 7 号裂隙不断扩展, 内侧岩片屈曲变形增大而使外侧剥落岩片发生倾倒, 且 7 号裂隙率先贯通而发生岩片剥落; 随后 6 号裂隙发生贯通使一大块岩片剥落, 同时在靠近正面前端边墙上产生了 8 号和 9 号两条新裂隙, 并在再次加载前 8 号裂隙贯通发生岩片剥落。

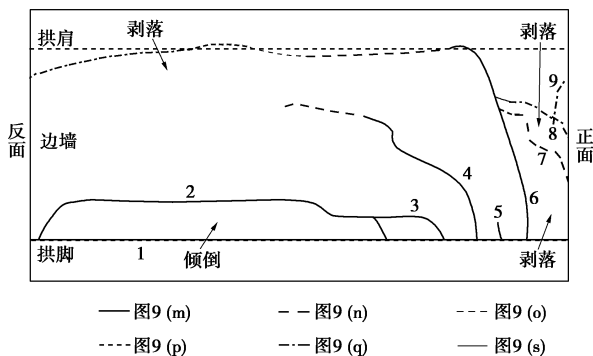


图 14  $\sigma_z = 82 \text{ MPa}$  时右边墙裂隙扩展示意图 (数字为裂隙编号)

Fig. 14 Schematic diagram of crack propagation of right sidewall at  $\sigma_z = 82 \text{ MPa}$

此外, 由图 10 分析可知在  $\sigma_z = 83 \text{ MPa}$  期间左边墙也表现出了这种时效破坏特征, 而在 82 MPa 以下, 板裂破坏的时间效应不明显 (在  $\sigma_z = 78 \text{ MPa}$  期间裂隙有少量扩展, 但在 78 MPa 以下基本无这种时间效应)。这说明在较低应力时, 即使洞壁发生轻微板裂破坏, 但只要应力不再增大, 破坏不会随时间的发展而发展; 而应力超过一定值以后, 即使不增大应力, 板裂破坏也会随时间增长而持续发生, 直至形成的新断面对围岩提供足够的约束而达到新的稳定。

以上分析表明, 硬岩隧洞在恒定高应力环境中 (小于极限强度), 围岩会随时间的增加发生裂隙的萌生、扩展和贯通, 围岩强度不断劣化, 进而不断发生破坏, 在工程中表为时滞性破坏行为。

### 3.3 隧洞断面形态对围岩破坏模式的影响

断面形状是隧洞设计的一个重要因素, 选择合理的断面有利于提高隧洞稳定和降低围岩损伤程度<sup>[16]</sup>。为研究断面形状对硬岩隧洞破坏模式的影响, Gong 等对相同埋深、相同岩性和相同布置方式的圆形和直墙拱形隧洞开展了真三轴加载试验研究<sup>[5-6]</sup>, 研究发

现, 孔洞两侧边墙发生了板裂破坏, 板裂岩片与边墙分离时大都具有一定初速度, 表现出动力破坏特征 (岩爆), 岩片均落在孔洞底板中央, 且岩片块度相对较小。由图 10 知, 直墙拱形孔洞两边墙在也发生了板裂破坏, 且相对圆形孔洞破坏更明显, 但绝大多数岩片与边墙分离时基本无初速度, 表现出静力破坏特征 (有少量岩屑弹射现象, 如图 10 (e)、10 (f) 和 10 (r)), 在重力作用下发生剥落, 剥落后的大块岩片大都未发生倾倒, 而是依靠在边墙上, 且产生的岩片块度要大于圆形断面。

图 15 (a) 为圆形孔洞加载至  $\sigma_z = 70 \text{ MPa}$  (试验最高应力) 时边墙破坏图<sup>[5-6]</sup>。可以看出两侧边墙均发生了较严重的破坏, 破坏区集中在圆孔两侧中点, 呈两翼浅、中间深的“V”型槽, 且“V”型槽张开角较小, 两侧破坏区范围较窄。图 15 (b) 为直墙拱形孔洞在  $\sigma_z = 70 \text{ MPa}$  时边墙破坏图, 除了在右侧拱脚形成一条裂隙外, 两侧边墙均未产生其他明显破坏。当直墙拱形孔洞加载至试验最高应力 (83.6 MPa, 如图 15 (c)) 时, 两侧边墙均发生了非常严重的板裂破坏, 形成了大块板状薄岩片, 破坏区形态与圆形孔洞相同, 但“V”型槽张开角比圆形孔洞大, 边墙破坏范围较广, 破坏区基本覆盖了整个直墙边墙 (如图 13)。



(a) 圆形 ( $\sigma_z = 70.00 \text{ MPa}$ )<sup>[5-6]</sup>



(b) 直墙拱形 ( $\sigma_z = 70.00 \text{ MPa}$ )



(c) 直墙拱形 ( $\sigma_z = 83.6 \text{ MPa}$ )

图 15 断面形状对边墙破坏的影响

Fig. 15 Influences of cross-section shape on failure of sidewalls



由以上分析可知,在相同应力环境中圆形隧洞易表现出动力破坏特征,岩片与边墙分离时以弹射为主,岩片块度较小,“V”型槽张开角较小、范围较窄;而直墙拱形隧洞则以静力板裂破坏为主,岩片在自重作用下发生剥落,岩片块度较大,“V”型槽张开角大、范围广。此外,圆形隧洞发生初始破坏所需应力要低于直墙拱形隧洞。由两者对比可得,直墙拱形隧洞更有利于降低边墙岩爆等级或使岩爆转变成静力板裂破坏,且发生破坏需更高应力,但一旦应力超过一定值后,直墙拱形隧洞边墙破坏程度和范围都要比圆形隧洞更严重、更广。因此,在相对低的地应力环境中宜采用直墙拱形断面提高隧洞稳定性,但对于高地应力环境采用直墙拱形断面虽可降低岩爆剧烈程度,但围岩破坏要比圆形断面严重。

## 4 相关问题讨论

### 4.1 尺度效应

实际工程中,隧洞尺寸一般较大(以米为单位),因此采用含较小孔洞(一般为几十毫米)的岩块试样来模拟实际隧洞时,会存在尺度效应问题。周辉等<sup>[16]</sup>研究认为,尺度效应会影响板裂破坏的尺寸。孔洞尺寸较小时,板裂破坏尺寸较小,而孔洞尺寸增大时,板裂破坏尺寸会相应增大,即尺度效应决定着板裂破坏范围。然而,受到试验条件限制,室内开展有关隧洞试验模拟时,很难利用岩石材料构建与实际隧洞尺寸相同的隧洞模型,即使采用相似材料也非常少见。因此,在进行隧洞室内试验模拟时,目前研究者主要采用含小孔洞的岩块<sup>[17-18]</sup>或相似材料<sup>[16, 25-26]</sup>隧洞模型,本文试验时也借鉴了这种思路。

### 4.2 “先开孔,后加载”应力路径

模拟深部隧洞破坏时,最理想加载路径是考虑开挖卸荷的“先加载,后开洞”加载方式。但考虑卸荷过程时,也需区分具体开挖方式。对于直墙拱形隧洞,往往采用钻爆法开挖。如要较真实再现“先加载,后开洞”应力路径下的卸荷过程,应以爆破卸荷为主,但这种模拟实施很有难度。目前尚未见到对试样进行三维载后,再在试样内部进行爆破形成孔洞的相关试验技术。另一方面,研究表明<sup>[27]</sup>掌子面爆破开挖属瞬态动力卸荷,卸荷过程以ms计。但现场研究表明洞壁板裂破坏与掌子面爆破卸荷过程存在明显时空滞后效应。Jiang等<sup>[28]</sup>对大型地下水电洞室50多例玄武岩板裂破坏进行了研究,发现大部分板裂破坏一般距掌子面有一定距离,并指出92%以上的板裂破坏发生在距掌子面32m以内。以上研究表明一般在掌子面推进一定距离后才发生板裂破坏,板裂破坏主要是由掌

子面推进引起静应力调整所致。

不考虑卸荷影响时,研究人员普遍采用“先开孔,后加载”的加载方式模拟洞室破坏。如文献<sup>[17, 18]</sup>利用含孔洞岩石试样进行岩爆模拟;文献<sup>[25, 29, 30]</sup>采用含孔洞相似材料进行围岩分层断裂破坏研究。上述研究成果对深入认识隧洞板裂破坏、岩爆、分区破裂等形成机制提供了重要参考。

## 5 结论及建议

本文采用真三轴试验系统对500m埋深、沿最大水平主应力布置的直墙拱形隧洞板裂破坏开展了试验模拟。通过增大竖直应力模拟隧洞开挖导致围岩应力调整,并实时监测和记录了孔洞边墙破坏过程,实现了边墙板裂破坏与加载应力实时对应,并对试验结果进行了详细分析和讨论,主要得到以下5点结论。

(1)试验在试样整体保持完整条件下得到的边墙板裂破坏与现场直墙拱形隧洞板裂破坏现象基本一致,说明本文模拟方法和结果比较合理。

(2)再现了直墙拱形隧洞边墙板裂破坏演化过程。裂隙首先沿拱脚水平扩展,扩展一定长度后就沿边墙向上扩展,向上扩展一定高度后又演变为水平扩展,在局部形成板裂岩片;然后裂隙一圈一圈向外围逐渐发展,向上扩展最高至拱腰。此过程中边墙被裂隙切割成近似平行于边墙的多层板状薄岩片,张裂岩片不断积累屈曲变形,并相继发生剥落。

(3)分析和总结了直墙拱形隧洞边墙板裂破坏特征。板裂岩片呈中间厚、两翼薄的弧形特征,且分布着许多密集裂隙;同一区域内岩片具有一定方向性;两侧破坏区主要位于拱腰与拱脚之间,呈中间深、两侧浅的“V”字型,且关于隧洞竖直中心线对称;裂隙由表及内逐渐由近直线型演变成弧线型。

(4)板裂破坏具有明显时间效应。在较低应力水平,板裂破坏无时效破坏特征,当应力增大到一定水平后,即使应力恒定,板裂破坏也会随时间增长而发生明显破坏,实际工程中表现为时滞性破坏行为。

(5)与圆形隧洞相比,直墙拱形隧洞边墙偏向于静力破坏。直墙拱形隧洞有利于降低边墙岩爆等级或使岩爆转变为静力板裂破坏,且发生初始破坏所需应力水平高,但在高应力环境中破坏比圆形隧洞更严重。

因此,对岩爆剧烈地段,可在垂直于最大主应力两侧采用直边墙降低岩爆剧烈程度,并采用“锚杆(索)+钢筋网”柔性支护方式,让围岩发生渐进板裂破坏但不发生剥落,使储存的应变能缓慢释放,再对板裂围岩进行注浆加固和表层喷射混凝土,提高围岩强度,达到既防治岩爆又提高隧洞稳定的目的。



致谢: 感谢湖南省浏阳市蕉溪乡精诚岩土服务部高积福总经理在岩样加工过程中给予的精心服务和诚挚帮助。

### 参考文献:

- [1] 程小虎. 黏性地层中深埋直墙拱形隧道的支护压力及稳定性[J]. 岩土工程学报, 2017, **39**(11): 2034 - 2042. (CHENG Xiao-hu. Earth pressure and stability of deep arch tunnel with straight wall in cohesive strata[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, **39**(11): 2034 - 2042. (in Chinese))
- [2] 周 辉, 卢景景, 徐荣超, 等. 深埋硬岩隧洞围岩板裂破坏研究的关键问题及研究进展[J]. 岩石力学, 2015, **36**(10): 2737 - 2749. (ZHOU Hui, LU Jing-jing, XU Rong-chao, et al. Critical problems of study of slabbing failure of surrounding rock in deep hard rock tunnel and research progress[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(10): 2737 - 2749. (in Chinese))
- [3] DIEDERICHS M S. The 2003 canadian geotechnical colloquium: mechanistic interpretation and practical application of damage and spalling prediction criteria for deep tunnelling[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2007, **44**(9): 1082 - 1116.
- [4] GONG Q M, YIN L J, WU S Y, et al. Rock burst and slabbing failure and its influence on TBM excavation at headrace tunnels in Jinping II hydropower station[J]. Engineering Geology, 2012, **124**: 98 - 108.
- [5] 宫凤强, 罗 勇, 司雪峰, 等. 深部圆形隧洞板裂屈曲岩爆的模拟试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, **36**(7): 1634 - 1648. (GONG Feng-qiang, LUO Yong, SI Xue-feng, et al. Experimental modelling on rockburst in deep hard rock circular tunnels[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, **36**(7): 1634 - 1648. (in Chinese))
- [6] GONG F Q, LUO Y, LI X B, et al. Experimental simulation investigation on rockburst induced by spalling failure in deep circular tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, **81**: 413-427.
- [7] 张传庆, 冯夏庭, 周 辉, 等. 深部试验隧洞围岩脆性破坏及数值模拟[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, **29**(10): 2063 - 2068. (ZHANG Chuan-qing, FENG Xia-ting, ZHOU Hui, et al. Brittle failure of surrounding rock mass in deep test tunnels and its numerical simulation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, **29**(10): 2063 - 2068. (in Chinese))
- [8] FENG X T, XU H, QIU S L, et al. In situ observation of rock spalling in the deep tunnels of the China Jinping Underground Laboratory (2400 m depth)[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2018, **51**(4): 1193 - 1213.
- [9] CAI M, KAISER P K, MARTIN C D. A tensile model for the interpretation of microseismic events near underground openings[J]. Pure and Applied Geophysics, 1998, **153**(1): 67 - 92.
- [10] 周 辉, 徐荣超, 卢景景, 等. 深埋隧洞板裂屈曲岩爆机制及物理模拟试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, **34**(增刊 2): 3658 - 3666. (ZHOU Hui, XU Rong-chao, LU Jing-jing, et al. Study on mechanisms and physical simulation experiment of slab buckling rockburst in deep tunnel[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, **34**(S2): 3658 - 3666. (in Chinese))
- [11] HE M C, MIAO J L, FENG J L. Rock burst process of limestone and its acoustic emission characteristics under true-triaxial unloading conditions[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2010, **47**(2): 286 - 298.
- [12] DU K, TAO M, LI X B, et al. Experimental study of slabbing and rockburst induced by true-triaxial unloading and local dynamic disturbance[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2016, **49**(9): 3437 - 3453.
- [13] ZHAO X G, WANG J, CAI M, et al. Influence of unloading rate on the strainburst characteristics of beishan granite under true-Triaxial unloading conditions[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2014, **47**(2): 467 - 483.
- [14] 司雪峰, 宫凤强, 罗 勇, 等. 深部三维圆形洞室岩爆过程的模拟试验[J]. 岩土力学, 2018, **39**(2): 621 - 634. (SI Xue-feng, GONG Feng-qiang, LUO Yong, et al. Experimental simulation on rockburst process of deep three-dimensional circular cavern[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, **39**(2): 621 - 634. (in Chinese))
- [15] GONG F Q, SI X F, LI X B, et al. Experimental investigation of strain rockburst in circular caverns under deep three-dimensional high-stress conditions [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2018, DOI:10.1007/s00603-018-1660-5.
- [16] 周 辉, 卢景景, 胡善超, 等. 开挖断面曲率半径对高应力下硬脆性围岩板裂的影响[J]. 岩土力学, 2016, **37**(1): 140 - 146. (ZHOU Hui, LU Jing-jing, HU Shan-chao, et al. Influence of curvature radius of tunnels excavation section on slabbing of hard brittle rockmass under high stress[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, **37**(1): 140 - 146. (in Chinese))
- [17] 张晓君, 王 栋, 肖 超, 等. 直墙拱形巷(隧)道岩爆试

- 验及劈裂与剪切分析[J]. 岩土力学, 2013, **34**(增刊 1): 35 - 40. (ZHANG Xiao-jun, WANG Dong, XIAO Chao, et al. Test of rockburst in straight-wall-top-arch roadways(tunnels) and its splitting and shearing failure analysis[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(S1): 35 - 40. (in Chinese))
- [18] 何满潮, 刘冬桥, 宫伟力, 等. 冲击岩爆试验系统研发及试验[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, **33**(9): 1729 - 1739. (HE Man-chao, LIU Dong-qiao, GONG Wei-li, et al. Development of a testing system for impact rockburst[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, **33**(9): 1729 - 1739. (in Chinese))
- [19] 刘冬桥, 何满潮, 汪承超, 等. 动载诱发冲击地压的实验研究[J]. 煤炭学报, 2016, **41**(5): 1099 - 1105. (LIU Dong-qiao, HE Man-chao, WANG Cheng-chao, et al. Experimental study on rock burst induced by dynamic load[J]. Journal of China Coal Society, 2016, **41**(5): 1099 - 1105. (in Chinese))
- [20] 范秋雁. 选择巷道合理开挖方向的力学分析[J]. 煤炭学报, 1990, **15**(3): 62 - 70. (FAN Qiu-yan. Mechanical analysis for choosing optimal orientation of underground opening[J]. Journal of China Coal Society, 1990, **15**(3): 62 - 71. (in Chinese))
- [21] DL/T 5195—2004 水工隧洞设计规范[S]. 2004. (DL/T 5195—2004 Specification for design of hydraulic tunnels[S]. 2004. (in Chinese))
- [22] MARTIN C D, READ R S, MARTINO J B. Observations of brittle failure around a circular test tunnel[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1997, **34**(7): 1065 - 1073.
- [23] MALAN D F. Time-dependent behaviour of deep level tabular excavations in hard rock[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 1999, **32**(2): 123 - 155.
- [24] 刘 宁, 张春生, 褚卫江. 锦屏深埋大理岩破裂扩展的时间效应试验及特征研究[J]. 岩土力学, 2012, **33**(8): 2434 - 2444. (LIU Ning, ZHANG Chun-sheng, CHU Wei-jiang. Experimental research on time-dependent behavior of crack propagation in Jinping deep marble[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, **33**(8): 2434 - 2444. (in Chinese))
- [25] 顾金才, 顾雷雨, 陈安敏, 等. 深部开挖洞室围岩分层断裂破坏机制模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, **27**(3): 433 - 438. (GU Jin-cai, GU Lei-yu, CHEN An-min, et al. Model test study on mechanism of layered fracture within surrounding rock of tunnels in deep stratum[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, **27**(3): 433 - 438. (in Chinese))
- [26] 陈陆望, 白世伟, 殷晓曦, 等. 坚硬岩体中马蹄形洞室岩爆破坏平面应变模型试验[J]. 岩土工程学报, 2008, **30**(10): 1520 - 1526. (CHEN Lu-wang, BAI Shi-wei, YIN Xiao-xi, et al. Plane-strain model tests on rock-burst of horseshoe section caverns in hard and brittle rockmass[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(10): 1520 - 1526. (in Chinese))
- [27] 卢文波, 周创兵, 陈 明, 等. 开挖卸荷的瞬态特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, **27**(11): 2184 - 2192. (LU Wen-bo, ZHOU Chuang-bing, CHEN Ming, et al. Research on transient characteristics of excavation unloading[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, **27**(11): 2184 - 2192. (in Chinese))
- [28] JIANG Q, FENG X T, FAN Y L, et al. In situ experimental investigation of basalt spalling in a large underground powerhouse cavern[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2017, **68**: 82 - 94.
- [29] 袁 亮, 顾金才, 薛俊华, 等. 深部围岩分区破裂化模型试验研究[J]. 煤炭学报, 2014, **39**(6): 987 - 993. (YUAN Liang, GU Jin-cai, XUE Jun-hua, et al. Model test research on the zonal disintegration in deep rock[J]. Journal of China Coal Society, 2014, **39**(6): 987 - 993. (in Chinese))
- [30] 左宇军, 马春德, 朱万成, 等. 动力扰动下深部开挖洞室围岩分层断裂破坏机制模型试验研究[J]. 岩土力学, 2011, **32**(10): 2929 - 2936. (ZUO Yu-jun, MA Chun-de, ZHU Wan-cheng, et al. Model test study of mechanism of layered fracture within surrounding rock of tunnels in deep stratum tunneling under dynamic disturbance[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(10): 2929 - 2936. (in Chinese))