

DOI: 10.11779/CJGE201707017

正交各向异性板裂屈曲岩爆机制与控制对策研究

冯帆, 李夕兵, 李地元*, 王少锋

(中南大学资源与安全工程学院, 湖南 长沙 410083)

摘要: 高应力硬岩板裂化破坏现象普遍存在于工程地质和采矿工程现场, 而以此诱发的板裂屈曲岩爆也给深部资源的安全高效开采带来了严峻挑战。为了分析深部高应力硬岩板裂屈曲岩爆的力学机理与控制对策, 对板裂化岩体建立了正交各向异性薄板力学模型, 推导出双向受力条件下板裂屈曲岩爆临界荷载值; 在解出弯曲变形势能的基础之上, 依据能量法求得了薄板压曲状态下的挠度值。提出采用充填法的控制对策以防治板裂屈曲岩爆的发生, 并推导出充填体所需的围压值。研究表明: ①针对竖向层状岩体中发生的板裂屈曲岩爆现象, 应对板裂化岩体建立正交各向异性薄板力学模型进行相关力学机理的研究; ②轴向应力的增加不仅促进了板裂化破坏的形成, 还加剧了板裂屈曲岩爆发生的可能性; ③在一定范围内, 板裂体在压曲作用下的水平挠度值随板厚的减小而增大, 且当长高比为 $\sqrt[3]{E_2/E_1}$ 时, 有最大挠度值; ④在对采空区进行充填时, 较小的充填体围压值便可以有效抑制板裂屈曲岩爆的发生。

关键词: 正交各向异性; 板裂屈曲岩爆; 层状岩体; 充填体围压; 弹性力学

中图分类号: TU45

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2017)07-1302-10

作者简介: 冯帆(1990-), 男, 博士研究生, 主要从事深部岩石力学等方面的研究工作。E-mail: fengfan0213@126.com。

Mechanism and control strategy of buckling rockbursts of orthotropic slab

FENG Fan, LI Xi-bing, LI Di-yuan, WANG Shao-feng

(School of Resources and Safety Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: Brittle slabbing failure of deep highly-stressed hard rocks exists in engineering geology and mining engineering extensively, and the slab buckling rockburst induced by slabbing failure also brings severe challenge to safe and high-efficient excavation of deep resources. In order to analyze the mechanism and control strategy of slab buckling rockbursts of high-stressed hard rocks, a mechanical model for orthotropic thin plate is established for slabbing rockmass, and the critical load of slab buckling rockburst under two-dimensional stress condition is also deduced. The deflection value under buckling is calculated according to the energy method on the basis of acquiring the bending deformation potential energy. The filling method, deemed as the control strategy, is proposed to prevent slab buckling rockbursts, and the rational confining pressure is deduced accordingly. The research results indicate that (1) For those phenomena of slab buckling rockbursts which occur in vertical layered rock mass, it is necessary to establish a mechanical model for orthotropic thin plate for slabbing rockmass when proceeding the relevant mechanical analysis; (2) The increase of axial stress promotes the formation of slabbing and intensifies the possibility of slab buckling rockbursts; (3) The horizontal deflection value, within a certain range, may increase with the decrease of plate thickness under buckling, and has the maximum value when the length-to-height ratio of thin plate is equal to $\sqrt[3]{E_2/E_1}$; (4) A relatively low confining pressure value can prevent the occurrence of slab buckling rockbursts when adopting the filling method in deep engineering.

Key words: orthotropy; slab buckling rockburst; layered rock mass; confining pressure of backfilling; elasticity

0 引言

随着对矿产资源需求量的增加和浅部资源的不断消耗, 国内外越来越多金属矿山相继进入深部或者更深的开采状态, 因此, 深部岩石力学问题已引起了越来越多的关注^[1]。国内外很多硬岩矿山在深部开采中都遇到了岩爆、岩体冒落以及硐室失稳现象等动力灾害问题^[2-4], 在有岩爆倾向性的硬岩矿山或隧道硐室, 一些应力集中区域往往出现板裂、层裂等破坏现象, 且

随着应力的调整和能量的释放, 可在硬岩硐室周边形成V型槽, 严重时甚至会引发板裂屈曲岩爆等动力灾害现象, 从而影响采场以及巷道的稳定性。Fairhurst等^[5]最早对这种近似平行于围岩硐壁的板裂破坏进行

基金项目: 国家自然科学基金项目(51474250); 国家重点研发计划资助项目(2016YFC0600706); 中南大学中央高校基本科研业务费专项资金项目(2016zzts097)

收稿日期: 2016-04-12

了详细描述,将板裂破坏现象称之为 spalling 或者 slabbing。Cai^[6]研究认为,板裂破坏通常表现为硐室围岩密集分布的洋葱皮状裂纹,裂纹密度取决于岩体所受中间主应力、岩体强度以及岩石的非均质性。图1是在贵州开磷集团马路坪矿640中段下磷5盘区试验采场拍摄到的板裂化破坏与板裂屈曲岩爆现象。由此可见,板裂化破坏可以定义为一系列平行于深部硬岩硐室开挖边界的宏观裂纹,板裂破坏的主破裂面一般平行于硐室最大切向应力方向,板裂破坏也是硬岩发生应变型岩爆的一种前兆特征^[7]。近年来,深部高应力硬岩开挖卸荷诱发的高强度岩爆频发,造成人员伤亡、机械损坏、工期延误和重大经济损失^[8-9],岩爆灾害已经成为制约深埋隧洞工程安全建设的瓶颈问题。为此,一些学者相继开展了岩石三轴卸荷试验研究^[10-11,13],逐渐认识到硬岩板裂破坏和应变型岩爆之间的密切相关性,为解释深部硬岩的脆性板裂破坏机理和分析岩爆的发生机制提供了一种重要研究思路。吴世勇等^[11]采用真三轴岩爆试验机对锦屏Ⅱ级水电站引水隧洞的深埋大理岩进行了卸载条件下的试验研究,发现其主要破坏方式是板裂化片帮和岩爆。侯哲生等^[12]认为锦屏Ⅱ级水电站引水隧洞深埋完整大理岩的破坏类型可分为四类,即张拉型板裂化岩爆、张拉型板裂化片帮、剪切型岩爆和剪切型片帮。Li等^[13]利用自行设计的岩石真三轴电液伺服诱变试验系统对不同应力状态下花岗岩立方试件进行了真三轴卸载压缩破坏试验,发现随着中间主应力的增大,岩石的破坏模式逐渐由剪切破坏转变为板裂破坏。



图1 马路坪矿640中段板裂化破坏与岩爆现象

Fig. 1 Slabbing failure and slab buckling rockburst in level 640 of Maluping Mine

当前,对于深部高应力硬岩屈曲岩爆(属于应变型岩爆)破坏机制的研究大多是对板裂化围岩建立薄板力学模型,并在此基础上进行相关的力学机制分析。刘宁等^[14]针对高地应力下的劈裂围岩,根据柯克霍夫平板理论,在薄板模型的基础上建立劈裂范围内围岩的临界应力、位移的解析计算公式。翁磊等^[15]基于三参量黏弹性本构关系,以屈曲型岩爆的层裂薄板结构为力学模型,推导出了二向受力下屈曲型岩爆的压屈时效方程,探讨了不同应力状态下屈曲型岩爆的时效

特征。李晓静^[16]借鉴薄板压曲的相关理论,结合能量耗散分析方法,研究了出现宏观劈裂裂缝之后,岩柱失稳破坏的机理,得到了岩板发生压曲破坏的临界荷载,并且推导出了劈裂裂缝条数的计算公式。周辉等^[17]结合锦屏二级水电站深埋隧洞典型岩爆案例,分析板裂屈曲岩爆的发生机制及结构面作用机制,认为渐进的板裂化破坏过程起到了活跃结构面的作用,而结构面的存在及其扩展降低了板裂化围岩结构的稳定性,促进了岩爆的发生。在板裂化破坏控制方面,周辉等^[18]采用室内试验的方法研究了板裂化破坏的预应力锚固效应,并提出了“及时支护、区域控制及重点加固”的锚喷支护控制策略。

众多学者对于板裂化破坏与板裂(层裂)屈曲岩爆的发生机制与力学行为进行了深入而广泛的研究,但都是将岩体视为各向同性体,所建立的薄板模型也均为各向同性板。而现场实际岩体中由于层理、节理的存在,往往表现出明显的各向异性。另外,当前对于板裂化破坏与板裂化岩爆控制对策的研究也鲜有报道(或处于定性分析与试验阶段^[18-19])。综上所述,针对深部高应力层状岩体,本文首先对板裂体建立了正交各向异性薄板力学模型,推导出双向受力条件下板裂屈曲岩爆临界荷载值,探讨了轴向应力对于板裂屈曲岩爆的影响;随后,结合弹性理论分别解出正交各向异性薄板在压曲与弯曲状态下的挠度值;然后,提出采用充填法对板裂屈曲岩爆进行防治的控制对策,推导出充填体所需的围压值;最后,通过算例对理论解进行了必要的解释与验证。研究结果对于认识深部高应力硬岩板裂屈曲岩爆发生机制及控制对策具有一定的理论指导意义。

1 板裂化破坏与板裂屈曲岩爆联系

目前关于硬岩脆性板裂破坏的形成机理有两种可能的解释:①由静力学观点可知,深部硬岩开挖后,由于围岩应力重分布,硐室周边岩石发生应力集中,切向应力增大,径向应力减小,围岩处于近似单轴加载状态,从而使得岩石内的裂纹沿最大主应力方向扩展,在一定的应力水平下产生基本平行于开挖面的板裂破坏面^[20]。②由动力学观点发现,深部高应力硬岩储存有大量初始弹性压缩应变能,动态开挖卸载后引起围岩弹性能释放,在开挖边界面反射成拉伸应力波,当拉伸应力超过岩石的抗拉强度时,便会形成基本平行于开挖面的板裂破坏面^[21]。无论是静力学观点还是动力学观点,都反映出深部岩石开挖后的两种主要应力变化路径,即最大主应力加载和最小主应力卸载。然而,对于正交各向异性层状岩体(这里假设层理面

与最大切应力平行或略有斜交), 由于其内部含有大量层理面与不连续面, 相比于致密完整(各向同性)的岩体, 裂纹的扩展速度会很快达到非稳定扩展阶段, 从而将使裂纹长度迅速增加。这里需要说明的是, 板裂裂纹既可以沿着层理面扩展, 也可能在非层理里面处扩展, 这取决于层状岩体中初始裂纹所处的位置, 这在文献[19]中也得到了佐证。裂纹的迅速扩展最终将硐壁围岩劈裂成若干岩板, 而岩板的厚度则取决于初始裂纹与层理面之间的距离。在这里把这一系列的岩板视为正交各向异性薄板。如图2所示。

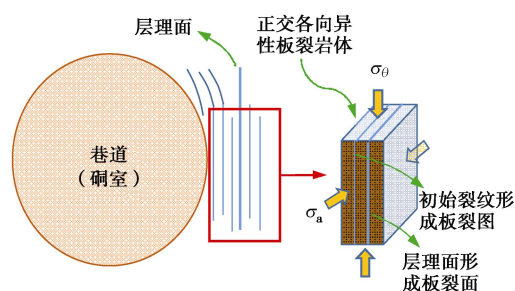


图2 基于正交各向异性薄板的板裂体结构特征

Fig. 2 Structural characteristics of slabbing rockmass based on orthotropic thin plate

当岩板形成之后, 仍然会受到最大切向应力 σ_θ 与轴向应力 σ_a 的双重作用(硐壁附近径向应力近似为0), 但此时的切向应力与瞬态开挖卸荷时相比却有所不同(此时硐壁围岩已处于弹塑性区)。由弹性力学可知, 当薄板在纵向荷载作用下处于弯曲的平衡状态时, 这种现象成为压曲, 也称为屈曲^[22], 而对于竖向层状岩体, 可近似视为正交各向异性薄板的压曲问题。可以推知, 当 σ_θ 小于某一临界荷载时, 薄板(板裂体)处于稳定状态, 其破坏形式也仅表现为板裂化片帮; 相反, 当 σ_θ 大于该临界荷载时, 平衡状态此时被打破, 薄板的弯曲必将导致一个新的自由表面的产生, 这一过程的重复使岩板的突然断裂过程加剧, 表现为岩爆^[23]。对于此类型的岩爆, 可以称之为板裂屈曲岩爆。由弹性力学与结构力学可知, 各向同性薄板与各向异性薄板在弯曲以及压曲极限平衡状态下的临界荷载、挠度值相差较大。因此, 有必要对正交各向异性板裂屈曲岩爆的力学行为与力学机理开展理论方面的研究, 为后续板裂化破坏与岩爆控制对策提供理论依据。

2 正交各向异性板裂屈曲岩爆力学模型分析

正交各向异性体是指物体存在3个正交弹性对称面, 同一对称面两边对称方向上弹性性质相同, 但两两正交的3个方向上弹性性质并不相同。成层正交

各向异性岩体是指层状岩体的每一地层均具有不同的弹性模量、泊松比、重度、抗压强度、抗拉强度及黏结力和内摩擦角等物理力学性质指标, 并且每一地层在互相垂直的方向上的弹性模量和泊松比均为互不相同的常数。在这种情况下, 层状岩体可简化为正交各向异性模型^[24-25]。

2.1 正交各向异性板临界荷载

对硐壁附近板裂化岩体建立正交各向异性薄板力学模型, 如图3所示。

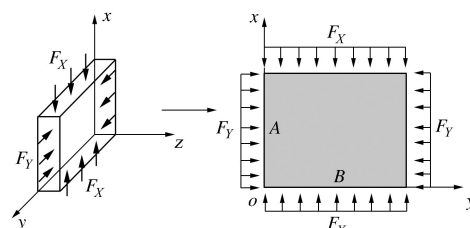


图3 正交各向异性薄板力学模型示意图

Fig. 3 Diagram of mechanical model for orthotropic thin plate

设有四边简支的矩形薄板, 其四边受有均布压力, 设板厚为 δ (为方便计算, 这里将若干岩板视为一个整体, 即只存在一个薄板), 在沿巷道轴向方向(y 轴)与纵向(x 轴)上, 板边的每单位长度上分别有 F_y 和 F_x , 其平面应力与中面内力分别为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= -\frac{F_x}{\delta} \\ \sigma_y &= -\frac{F_y}{\delta} \\ \tau_{xy} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} F_{Tx} &= -F_x \\ F_{Ty} &= -F_y \\ F_{Txy} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

正交各向异性薄板的压曲微分方程可以表示为

$$D\nabla^4 w - (F_{Tx} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + 2F_{Txy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} + F_{Ty} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}) = 0 \quad (3)$$

各向同性薄板弹性曲面微分方程中微分算子为

$$D\nabla^4 w = D_1 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + D_2 \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} + D_3 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} \quad (4)$$

式中, D_1 , D_2 , D_3 分别为薄板在弹性主向上的弯曲刚度,

$$\left. \begin{aligned} D_1 &= \frac{E_1 \delta^3}{12(1 - \mu_1 \mu_2)} \\ D_2 &= \frac{E_2 \delta^3}{12(1 - \mu_1 \mu_2)} \\ D_3 &= \mu_2 D_1 + 2D_k \\ D_k &= \frac{G \delta^3}{12} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中, D_k 为弹性薄板在弹性主向的扭转刚度, G 为剪切刚度, E_1 , E_2 分别为 x , y 轴方向上的弹性模量, μ_1 , μ_2 分别为 x , y 轴方向上的泊松比。

设正交各向异性薄板的挠度表达式为 (设薄板高为 A , 长为 B)

$$\omega = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_{mn} \sin \frac{m\pi x}{A} \sin \frac{n\pi y}{B} \quad (6)$$

将式 (2)、(4) ~ (6) 代入式 (3) 整理得

$$\sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_{mn} \sin \frac{m\pi x}{A} \sin \frac{n\pi y}{B} \left(D_1 \frac{m^4 \pi^4}{A^4} + D_2 \frac{n^4 \pi^4}{B^4} + 2D_3 \frac{m^2 n^2}{A^2 B^2} - \frac{F_x m^2}{\pi^2 A^2} - \frac{F_y n^2}{\pi^2 B^2} \right) = 0 \quad (7)$$

根据巷道屈曲变形时的特点, 由于内层岩体对岩板的横向约束作用, x , y 方向半波数只能为 1, 即令 $m=1$, $n=1$ 。另外, 设 $F_y = \alpha F_x$, 则式 (6) 改为

$$a_{mn} \sin \frac{\pi x}{A} \sin \frac{\pi y}{B} \left[D_1 \frac{1}{A^4} + D_2 \frac{1}{B^4} + 2D_3 \frac{1}{A^2 B^2} - \frac{F_x}{\pi^2} \left(\frac{1}{A^2} + \alpha \frac{1}{B^2} \right) \right] = 0 \quad (8)$$

由式 (7) 可知, 若要使薄板发生压屈突变, 则括号内多项式必须等于 0, 则有

$$D_1 \frac{1}{A^4} + D_2 \frac{1}{B^4} + 2D_3 \frac{1}{A^2 B^2} - \frac{F_x}{\pi^2} \left(\frac{1}{A^2} + \alpha \frac{1}{B^2} \right) = 0 \quad (9)$$

整理后得

$$F_x = \left(\frac{D_1}{A^4} + \frac{D_2}{B^4} + \frac{2D_3}{A^2 B^2} \right) \frac{\pi^2 A^2 B^2}{B^2 + \alpha A^2} \quad (10)$$

式 (10) 即为正交各向异性薄板在四边简支条件下双向受有均布压力时的临界荷载表达式。分析式 (10) 可知, 临界荷载 F_x 的大小与弹性主向的弯曲刚度、板的高度和长度以及轴切比有关。在这里, 我们将轴向应力与切向应力的比值定义为轴切比 (一般只考虑 α 介于 0~1 时的情况)。图 4 为当弯曲刚度、薄板尺寸一定时, 临界荷载与轴切比 α 之间的变化关系曲线。

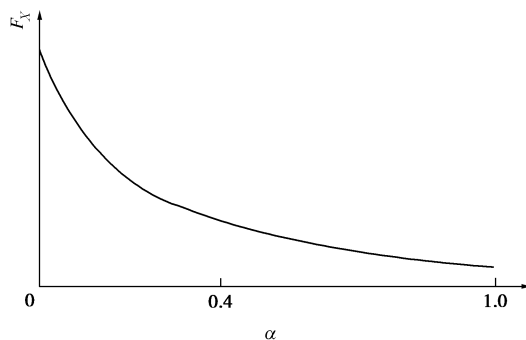


图4 临界荷载值随 α 的变化关系

Fig. 4 Relation between critical load value and α

由图 4 可以看出, 随着轴切比 α 的增大, 临界荷载 F_x 大致呈双曲线型降低趋势, 当 $\alpha > 0.4$ 时, 临界荷载值已基本保持不变, 维持在较低的水平。因此, 在较低的切向应力作用之下, 便会引起板裂屈曲岩爆。这表明: 在深部高应力硬岩开挖卸荷之后, 如果沿巷道轴线方向的应力值较大, 则发生板裂屈曲岩爆的可能性会增大。虽然文献[6]提出较高的中间主应力 (而非轴向应力) 会促进板裂化破坏的形成, 但是经分析可知, 相对于地下工程岩体而言, 二者作用于岩体的方向基本是一致的, 因此其力学机理也是相同的。从这个角度来说, 较高的轴向应力不仅会促进板裂化破坏的形成, 也会加剧板裂屈曲岩爆的发生。

事实上, 板裂化破坏是板裂屈曲岩爆的一个先决条件。而由文献[13]可以看出, 只有当中间主应力 (本文视为轴向应力) 达到一定值时, 才会发生板裂化破坏, 因此, 对于图 4 而言, 当 α 处于较低水平时, 即轴向应力较小时, 理论上不可能发生板裂化破坏, 也就不会有板裂屈曲岩爆的发生。下面通过图 (5) 来加以说明。(图中 σ_{ci} 为板裂裂纹起裂阈值, 可通过室内试验或经验公式确定^[20, 26])

由图 5 可知, 当 $\alpha < \alpha_a$ (α_a 取决于其所对应的应力 σ_a 值, 这里将其视为某一参数, α_b 亦如此) 时, 由于轴向应力较小, 因此并无板裂化破坏现象发生 (或为其他破坏方式), 即式 (10) 在 $0 \sim \alpha_a$ 范畴内并不适用; 当 $\alpha_a < \alpha < \alpha_b$ 时, 轴向应力逐渐增大, 此时, 若 $\sigma_r^\theta > \sigma_{ci}$, 洞壁围岩会形成平行于主应力方向的板裂化破坏, 虽然屈曲岩爆的临界应力值 σ_x 会有所降低, 但仍大于切向应力值 σ_r^θ , 因此不会发生岩爆; 当 $\alpha > \alpha_b$ 时, 切向应力值 σ_r^θ 大于岩爆临界荷载值 σ_x , 洞壁附近不仅会形成板裂化破坏, 还会引发板裂屈曲岩爆。针对此种情况, 板裂化破坏与板裂屈曲岩爆的发生其实并不存在明显的前后时间顺序, 即当洞壁附近产生板裂化破坏的瞬间, 板裂屈曲岩爆便会立即引发, 二者可以视为一个连续的破坏过程, 文献[13]中的岩爆试验也对这一观点进行了有效地验证。因此, 轴向应力对于板裂化破坏与板裂屈曲岩爆具有重要的影响。值得注意的是, 文中只讨论了 $\sigma_r^\theta > \sigma_{ci}$ 时的情形, 这是因为: 当开挖卸荷后的最大切向应力值小于板裂起裂阈值时, 巷道围岩仍处于弹性分布状态, 即洞壁附近岩体并未发生破坏, 因此不在本文考虑范围之内。

2.2 正交各向异性板裂屈曲岩爆破坏判据

自然界中具有层状构造的沉积岩约占陆地面积的 2/3, 许多变质岩也具有显著的层状构造特征, 因此, 在工程建设中会遇到大量的层状岩体稳定问题。层状岩体是典型的复杂岩体之一, 通常具有显著的横

观各向同性或正交各向异性特征^[27]。对于层状岩体,其开挖卸荷后围岩应力计算简图如图6所示,并做以下3点假设:

(1) 岩体中仅具有单组节理,并不计节理间距所给予的影响。

(2) 为了简化计算,洞壁周边的径向应力 σ_r^p 与 $\lambda=1$ (按平面应变问题考虑,即为水平应力与垂直应力比值,区别于 α)条件下纯弹性分布的 σ_r 相等。

(3) 洞壁围岩的切向应力受层理面的强度控制,即岩体的二次应力都满足节理面的强度公式。剪裂区外的应力可由 $\lambda=1$ 时纯弹性分布的计算公式确定。

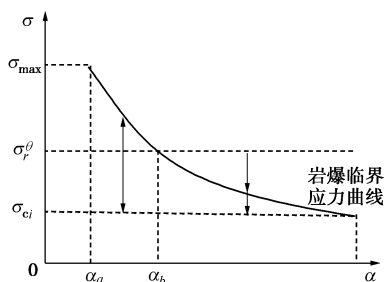


图5 轴向应力对于板裂化破坏与板裂屈曲岩爆的影响

Fig. 5 Influence of axial stress on slabbing failure and slab buckling rockburst

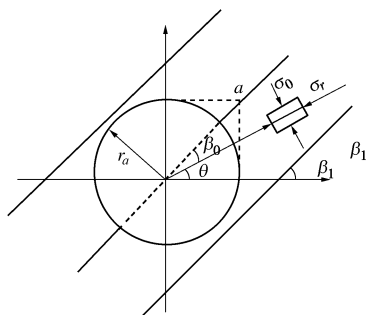


图6 层状岩体圆形巷道二次应力计算简图

Fig. 6 Calculation diagram of secondary stress for circular tunnel in layered rockmass

解析解可表示为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r^\theta &= \frac{p \left(1 - \frac{r_a^2}{R^2} \right) \cos(\beta_0 - \psi_j) \sin \beta_0 + c_j \cos \psi_j}{\sin(\beta_0 - \psi_j) \cos \beta_0}, \\ \sigma_r^p &= p \left(1 - \frac{r_a^2}{R^2} \right), \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

式中, σ_r^θ , σ_r^p 分别为切向应力和径向应力, p 为原岩应力, r_a 为圆形巷道半径, R 为围岩内任意一点距离巷道中心的距离, c_j , ψ_j 为层理面的强度参数, β_0 为单元体的破坏角, 并有 $\beta_0 = \beta_1 - \theta$, β_1 为层理面夹角, θ 为围岩内任意一点的单元体径向线与水平轴的夹角。

对于竖向层状岩体, 近似将 β_1 取为 90° , 对于洞壁周边附近岩体, θ 可取为 45° , 且有 $R = \sqrt{2}r_a$ (由几何关系求得), 将上述各值代入式(11)中整理得

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r^\theta &= \frac{p \cos(45 - \psi_j) + 2\sqrt{2}c_j \cos \psi_j}{2 \sin(45 - \psi_j)}, \\ \sigma_r^p &= \frac{p}{2}. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式(12)即为竖向层状岩体开挖卸荷洞周(图中 a 点处)二次应力解析解。由公式发现最大切向应力与层理面的强度参数有关以及原岩应力值有关。通过比较式(10)以及式(12)可以得到在 $\lambda=1$ 时圆形巷道周边正交各向异性板裂屈曲岩爆破坏判据, 即当满足以下关系时, 板裂屈曲岩爆发生:

$$\frac{p \cos(45 - \psi_j) + 2\sqrt{2}c_j \cos \psi_j}{2 \sin(45 - \psi_j)} > \left(\frac{D_1}{A^4} + \frac{D_2}{B^4} + \frac{2D_3}{A^2 B^2} \right) \cdot \frac{\pi^2 A^2 B^2}{B^2 + \alpha A^2}.$$

2.3 正交各向异性薄板压曲挠度值

当求薄板在压曲状态下处于临界荷载所对应的挠度值时, 一般采用能量法来计算^[22]。能量法的稳定准则是: 当薄板由平面稳定平衡状态转变为微弯曲的曲面稳定平衡状态时, 和受横向荷载作用而弯曲时一样, 其挠度值是从0开始增加的, 所以形变势能的增加就是薄板的全部弯曲形变势能。于是存在以下功能方程^[28]:

$$W + V_\epsilon = 0, \quad (13)$$

式中, W 为纵向荷载(即 F_x , F_y)所做的功, V_ϵ 为形变势能。

采用里茨法计算正交各向异性板的形变势能, 即

$$V_\epsilon = \frac{1}{2} \iiint (\sigma_x \epsilon_x + \sigma_y \epsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy}) dx dy dz. \quad (14)$$

式(14)中的应力分量和形变分量, 可表示为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= -\frac{z}{1 - \mu_1 \mu_2} \left(E_1 \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} + \mu_1 E_2 \frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2} \right), \epsilon_x = -z \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2}, \\ \sigma_y &= -\frac{z}{1 - \mu_1 \mu_2} \left(\frac{E_2 \partial^2 \omega}{\partial y^2} + \mu_2 E_1 \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} \right), \epsilon_y = -z \frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2}. \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

本文只考虑弯曲和扭转变形能及作用于中性面内的力的势能改变, 因此忽略剪应力的作用。将式(15)代入(14)中, 对 z 从 $0 \sim \delta$ 积分, 整理得:

$$V_\epsilon = \frac{1}{2} \iint \left[D_1 \frac{\partial^4 \omega}{\partial x^4} + D_2 \frac{\partial^4 \omega}{\partial y^4} \right] dx dy. \quad (16)$$

将式(6)代入式(16), 其中, 仍令 $m=1, n=1$, 并对 x 从 $0 \rightarrow A$, y 从 $0 \rightarrow B$ 积分, 即得

$$V_\epsilon = 2a_{mn}^2 \pi^2 \left(\frac{D_1 B}{A^3} + \frac{D_2 A}{B^3} \right). \quad (17)$$

下面求纵向荷载 W 所做的功。由弹性力学可知,

纵向荷载所做的功,可以按照荷载引起的中面内力所做的功来计算,则有

$$W = -\frac{1}{2} \iint \left[F_{TX} \left(\frac{\partial \omega}{\partial x} \right)^2 + F_{TY} \left(\frac{\partial \omega}{\partial y} \right)^2 + 2F_{XY} \frac{\partial \omega}{\partial x} \frac{\partial \omega}{\partial y} \right] dx dy. \quad (18)$$

同样地,忽略剪应力的作用。由薄板挠度理论可知板中面的应变为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \omega}{\partial x} \right)^2 = \frac{1-\mu_1^2}{E_1} \sigma_x, \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \omega}{\partial y} \right)^2 = \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \sigma_y. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

将式(1)、(2)、(19)代入式(18),对 x 从 $0 \rightarrow A$, y 从 $0 \rightarrow B$ 积分整理得

$$\left. \begin{aligned} W_x &= -\delta AB \sigma_x \varepsilon_x, \\ W_y &= -\delta AB \sigma_y \varepsilon_y. \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

由叠加原理可知, $W = W_x + W_y$, 则有

$$W = -\delta AB \left[\sigma_x^2 \left(\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \alpha^2 \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right) \right]. \quad (21)$$

将式(17)、(21)代入式(13)中,可求得

$$\begin{aligned} a_{mn} &= \sqrt{\frac{\delta AB \left[\sigma_x^2 \left(\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \alpha^2 \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right) \right]}{2\pi^2 \left(\frac{D_1 B}{A^3} + \frac{D_2 A}{B^3} \right)}} \\ &= \sqrt{\frac{\left[\sigma_x^2 \left(\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \alpha^2 \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right) \right] 6(1-\mu_1\mu_2)}{\pi^2 \delta^2 \left(\frac{E_1 B^2}{A^2} + \frac{E_2 A^2}{B^2} \right)}}. \quad (22) \end{aligned}$$

a_{mn} 即为 $x=A/2, y=B/2$ 时中性轴所对应的最大水平挠度值。分析以上公式,压曲水平挠度值与板厚、临界荷载、轴切比、板的长高比以及弹性参数有关。设薄板的长高比为 B/A ,可以得出不同板厚 δ (分别为5, 10, 15 cm)条件下,水平挠度值 ω 随薄板长高比的变化趋势,如图7所示。

由图7可知,当临界荷载、轴向荷载以及弹性参数一定时,在相同的横坐标处,随着板厚的减少,水平挠度值越大,以 $\sqrt[4]{E_2/E_1}$ 为例,不同板厚下所对应的挠度值有 $\omega_1 > \omega_2 > \omega_3$ 。值得注意的是,深部高应力硬岩大多为弹脆性材料,水平变形不可能无限增大,可以根据岩石的室内试验,得到岩石的最大侧向应变,从而求得岩石的水平极限变形值。当根据式(22)求得的最大水平变形超出岩石的最大侧向允许变形时,即岩板在没有达到最大水平变形值时就已经发生断裂,因此不一定会出现岩块弹射的现象;如果最大变形值没有超出岩石的最大侧向允许变形时,当达到最

大变形值时,岩板便会发生板裂屈曲岩爆现象。

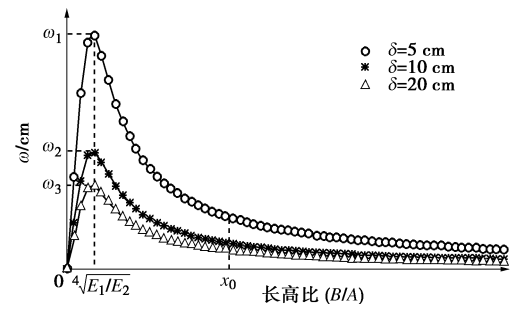


图7 不同板厚下挠度值随长高比变化关系

Fig. 7 Relation between deflection value and length-to-height ratios for different plate thicknesses

从图7还可以看出,当板厚一定时,水平挠度值随长高比的变化先呈现增高的趋势,当长高比为 $\sqrt[4]{E_2/E_1}$ 时,水平挠度值达到最大值。随后,挠度值呈现单调递减的变化趋势。当长高比大于 x_0 时,水平挠度值已基本维持在一个较低的水平,变化趋势已不是很明显。

3 深部高应力板裂屈曲岩爆控制对策

近年来,充填采矿法,特别是胶结充填采矿法、高水速凝泵送充填采矿法以及高浓度全尾砂充填采矿法,在近几十年中发展最快,因为该类采矿法可以最大程度地回采复杂开采技术条件下的矿体、尤其是针对贵重、稀有金属^[29]。同时,充填也是控制岩爆和开采有岩爆危害矿床的主要技术之一,充填用于开采有岩爆倾向或危害的矿床,可以降低岩爆发生频度,减小岩爆震级和减轻岩爆的破坏程度,这已得到绝大多数有岩爆危害矿山生产实践的证实。由图1(a)可以看出,在采用了锚网支护方案之后,硐壁附近依然发生了较为明显的板裂化破坏,表明该支护效果不是很理想。因此,本文提出采用充填法对采空区或硐室进行支护的措施。

目前,充填控制岩爆的机理可分为区域性支护机理和局部支护机理^[30]。本文假设充填体为连续、各向同性介质,即对硐壁围岩作用有均布载荷 q ,并对围岩具有约束作用。令四边简支正交各向异性矩形薄板在横向载荷作用下(弯曲变形)的最大挠度值为 ω_0 ,为了避免发生板裂屈曲岩爆,需使 $a_{mn} = \omega_0$,即薄板不发生水平向位移(挠度)。对于正交各向异性薄板,采用差分法来求解小挠度弯曲挠度值。

图8为四边简支矩形薄板(图中均布荷载均简化为一个箭头表示),其弹性主向平行于边界,受有均布横向荷载 q 。薄板长高比可以任意选取,只要使各边界与小方格的尺寸成比例即可。为了计算方便,本次

将薄板断面视为正方形,采用 4×4 的网格。对于正交各向异性薄板,存在 4 个相互独立的未知数 ω_I , ω_{II} , ω_{III} 以及 ω_{IV} 。由图 7 所示,分别列出点 I, II, III, IV 处的差分方程,即

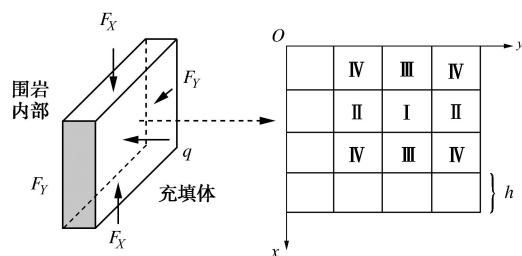


图 8 差分法求解弯曲挠度值图示

Fig. 8 Diagram form of bending deflection deduction using difference method

$$\left. \begin{aligned} & [6(D_1 + D_2) + 8D_3] \omega_I - 8(D_1 + D_3) \omega_{II} - \\ & 8(D_2 + D_3) \omega_{III} + 8D_3 \omega_{IV} = h^4 q, \\ & -4(D_1 + D_3) \omega_I + [6(D_1 + D_2) + 8D_3] \omega_{II} + \\ & 4D_3 \omega_{III} - 8(D_2 + D_3) \omega_{IV} = h^4 q - \\ & 4(D_2 + D_3) \omega_I + 4D_3 \omega_{II} + \\ & [6(D_1 + D_2) + 8D_3] \omega_{III} - 8(D_1 + D_3) \omega_{IV} = h^4 q, \\ & 2D_3 \omega_I - 4(D_2 + D_3) \omega_{II} - 4(D_1 + D_3) \omega_{III} + \\ & [6(D_1 + D_2) + 8D_3] \omega_{IV} = h^4 q, \end{aligned} \right\} (23)$$

式中, h 为正方形方格的尺寸, 长度为 $A/4$ 。

将式 (5) 代入上式, 并赋以一定的值, 即可解出 I, II, III, IV 各处的水平挠度值。一般而言, 对于正交各向异性薄板, 受横向荷载产生的最大挠度值位于板的中心处 (I 处所对应的 ω_I), 这与薄板受纵向荷载时所产生的最大挠度值的位置是重合的。这也验证了只要满足 $a_{mn} = \omega_0 = \omega_I$ 就可以有效抑制板裂屈曲岩爆的观点。令 $\omega_I = f(q)$, 则有如下关系式:

$$f(q) = \sqrt{\frac{\sigma_x^2 \left(\frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \alpha^2 \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \right) 6(1 - \mu_1 \mu_2)}{\pi^2 \delta^2 \left(\frac{E_1 B^2}{A^2} + \frac{E_2 A^2}{B^2} \right)}} \quad (24)$$

对于一项具体的地下工程, 将所需参数代入上式之中, 便可以求得充填体所应提供的围压值, 最终以指导现场实际工程应用。

4 现场算例分析

开阳磷矿矿区位于贵州省中部乌江流域开发区, 行政区划属开阳县金中镇所辖。目前, 其下属的马路坪矿山的开拓深度 (640 中段下磷 5 盘区) 距地表已达 600~700 m, 垂直深度已超过 800 m, 经估算垂直应力可达 23 MPa 左右, 试验采场测试水平最大主应

力 (巷道轴向) 达 34.49 MPa, 最小水平主应力 (巷道径向) 约为 26.58 MPa, 且最大主应力的值随测点埋深增加而增大。以某采准巷道为例, 该中段巷道围岩以砂岩为主, 单轴抗压强度为 109.50 MPa, 岩石普氏硬度系数 f 较大, 表现为硬而脆的特性。为了避免开挖卸荷诱导裂纹对于原生裂纹的干扰, 在未进行开采扰动时, 且距离掌子面较远处布置若干水平钻孔, 采用高清智能钻孔电视对既定部位进行定期观测, 通过观察发现待开采矿体周边围岩内部含有大量的层理与裂隙 (见图 9 (a)), 层理面为陡倾状分布, 因此可近似将岩体视为正交各向异性体。根据文献[24], 取 $E_1 = 37.79$ GPa, $E_2 = 24.39$ GPa, $\mu_1 = 0.254$, $\mu_2 = 0.180$, $G = 15.07$ GPa。在该采准巷道中盘围岩壁的中部观察到一块矩形岩板, 尺寸为长 \times 高 \times 厚 = 1.7 m \times 2 m \times 0.05 m, 如图 9 (b) 所示。

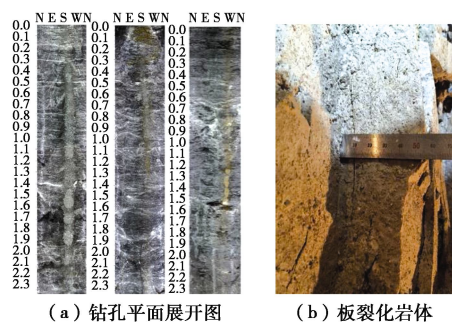


图 9 钻孔窥视及某处板裂化岩体

Fig. 9 Borehole imaging and slabbing rockmass on spot

将以上各参数代入式 (5)、(10), 可求得该正交各向异性岩板发生板裂屈曲岩爆的临界荷载值为 2169 kN/m (对应的临界应力为 43.4 MPa)。由文献[31]可知, 砂岩层面的强度参数为 $20^\circ < \psi_j < 30^\circ$, $0.1 \text{ MPa} < c_j < 0.5 \text{ MPa}$, 近似取原岩应力值为 25 MPa, 将各参数代入式 (12) 中, 可得切向应力 $33.5 \text{ MPa} < \sigma_r^0 < 49.1 \text{ MPa}$, 这表明该处岩板有可能发生板裂屈曲岩爆事故。

事实上, 对于马路坪矿 640 中段试验采场, 除了在硐壁附近发生了板裂化破坏, 还出现了顶板冒顶, 底板地鼓等地质灾害现象。为了防止地表塌陷、加固围岩并且预防岩爆的发生, 需要对采空区 (包括采准巷道) 进行充填作业。结合开磷矿区的实际条件, 可采用磷石膏和普通硅酸盐水泥进行磷石膏胶结充填, 同时辅以磷石膏岩粉胶结充填及紫红色页岩和白云岩块石胶结充填。为降低充填成本、改善浆体的流动性, 在相应的充填材料组合中加入粉煤灰以部分替代水泥[32]。将所需参数代入式 (23) 中, 得出充填体作用于岩板上的最大挠度值为 $\omega_I = 7.3q \times 10^{-8} \text{ m}$, 将其代入式 (24) 中, 并得出岩板在压曲状态下的临界水平

位移值为 2.78 cm, 最终经整理得 $q=0.38$ MPa。这表明: 只要充填体所提供的围压值(即充填体抗弯强度值)大于等于 0.38 MPa, 则该处围岩就可以处于相对稳定的状态, 而强度为 0.38 MPa 的充填体也是易于制备的。

5 讨 论

本文主要采用理论分析对正交各向异性板裂屈曲岩爆发生机制与控制对策进行了初步的分析, 并结合现场实例对研究结果给予了进一步的解释。笔者认为:

(1) 针对 2.2 节中的式(12), 分析发现层状岩体开挖卸荷后的最大切向应力并不是在洞壁附近有最大值, 而是沿着径向方向呈逐渐增加的趋势。本文研究对象为洞壁附近出现的板裂破坏以及板裂屈曲岩爆现象。当单元体向围岩内部转移时, 由于径向应力不断增加, 岩体由二向应力状态过渡为三向应力状态, 其破坏方式可能也已经转变为剪切破坏或张剪破坏。鉴于此种破坏方式并不是本文所研究的范畴, 因此, 只需考虑洞壁附近处的切向应力值即可。

(2) 文章对深部高应力竖向层状板裂化岩体建立了正交各向异性薄板的力学模型, 可以在深部开拓和采准阶段, 提前进行相关的研究工作, 对潜在发生的板裂化范围和板裂屈曲岩爆进行预报和预警, 并进行相应的支护措施, 以实现安全高效开采。另外, 本文未考虑倾斜层状以及水平层状岩体中的板裂化屈曲岩爆力学行为与发生机制。在今后的研究工作中, 应采用室内试验与数值模拟相结合的方法来研究结构面产状对于板裂化破坏以及板裂屈曲岩爆的影响。

(3) 对于一些可能发生板裂屈曲岩爆的巷道或硐室, 如果在生产阶段不适合采用充填法进行支护, 可先采取“锚网索”或预应力让压支护技术对围岩进行初期支护, 之后再采用充填法作为永久支护。另外, 现场实际中对于充填体强度的确定还应考虑顶板下沉、底板底鼓等因素的影响。

6 结 论

(1) 板裂化破坏是板裂屈曲岩爆的一个必要条件。在分析深部高应力(竖向)层状岩体板裂屈曲岩爆力学机制时, 应对洞壁附近板裂化岩体建立正交各向异性薄板的力学模型。

(2) 由薄板压曲微分方程推导出正交各向异性板裂屈曲岩爆临界荷载值, 并建立了板裂屈曲岩爆发生判据。分析得出轴向应力不仅会促进板裂化破坏的形成, 还会加剧板裂屈曲岩爆发生的可能性。当轴向应

力较低时, 巷道围岩仍处于弹性状态, 无板裂化破坏现象; 随着轴向应力逐渐增大, 洞壁围岩会形成平行于主应力方向的板裂化破坏, 但不会发生岩爆; 当轴向应力足够大时, 洞壁围岩不但会形成板裂化破坏, 还会发生板裂屈曲岩爆。

(3) 由弹性力学中的里茨法与能量法推导出正交各向异性薄板在压曲状态下的最大挠度值。研究表明: 挠度值随着板厚的减少而增大; 当板厚一定时, 水平挠度值随长高比的变化先呈现增高的趋势, 当长高比为 $\sqrt[4]{E_2/E_1}$ 时, 挠度值达到最大, 随后, 挠度值呈现单调递减的变化趋势。

(4) 为了抑制板裂屈曲岩爆的发生, 提出采用充填法对采空区或硐室进行支护, 并计算出了充填体所需最小围压值。结合现场算例分析得出当充填体所提供的围压值(即充填体强度值)大于等于 0.38 MPa 时, 板裂化围岩便可以处于相对稳定的状态。

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] POTVIN Y, HADJIGEORGIOU J, STACEY D. Challenges in deep and high stress mining[M]. Nedlands: Australian Center for Geomechanics, 2007.
- [3] BLAKE W, HEDLEY D G F. Rockbursts: case studies from North American hard-rock mines[M]. SME, 2003.
- [4] ZHANG X C, WANG J Q. Research on the mechanism and prevention of rockburst at the Yinxin gold mine[J]. Journal of China University of Mining and Technology, 2007, 17(4): 541 - 545.
- [5] FAIRHURST C, COOK N G W. The phenomenon of rock splitting parallel to the direction of maximum compression in the neighborhood of a surface[C]// Proc First Congr Internat Soc Rock Mech. Lisbon, 1966: 687 - 92.
- [6] CAI M. Influence of intermediate principal stress on rock fracturing and strength near excavation boundaries-Insight from numerical modeling[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2008, 45(5): 763 - 772.
- [7] 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.
- [8] 徐林生, 王兰生. 二郎山公路隧道岩爆特征与防治措施研

- 究[J]. 中国公路学报, 2003, **16**(1): 74 - 76. (XU Lin-sheng, WANG Lan-sheng. Research on rockburst character and prevention measure of Erlang Mountain highway tunnel[J]. China Journal of Highway and Transport, 2003, **16**(1): 74 - 76. (in Chinese))
- [9] ZHANG Chuan-qing, FENG Xia-ting, ZHOU Hui, et al. Case histories of four extremely intense rockbursts in deep tunnels[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2012, **45**(3): 275 - 288.
- [10] 殷志强, 李夕兵, 金解放, 等. 围压卸载速度对岩石动力强度与破碎特性的影响[J]. 岩土工程学报, 2011, **33**(8): 1296 - 1301. (YIN Zhi-qiang, LI Xi-bing, JIN Jie-fang, et al. Effects of unloading rates of confining pressure on dynamic strength and fragmentation characteristics of rock under impact loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, **33**(8): 1296 - 1301. (in Chinese))
- [11] 吴世勇, 龚秋明, 王 鸽, 等. 锦屏 II 级水电站深部大理岩板裂化破坏试验研究及其对 TBM 开挖的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, **29**(6): 1089 - 1095. (WU Shi-yong, GONG Qiu-ming, WANG Ge, et al. Experimental study of slabbing failure for deep-buried marble at Jinping II hydropower station and its influence of TBM excavation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, **29**(6): 1089 - 1095. (in Chinese))
- [12] 侯哲生, 龚秋明, 孙卓恒. 锦屏二级水电站深埋完整大理岩基本破坏方式及其发生机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, **30**(4): 727 - 732. (HOU Zhe-sheng, GONG Qiu-ming, SUN Zhuo-heng. Primary failure types and their failure mechanics of deep buried and intact marble at Jinping II hydropower station[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, **30**(4): 727 - 732. (in Chinese))
- [13] LI Xi-bing, DU Kun, LI Di-yuan. True triaxial strength and failure modes of cubic rock specimens with unloading the minor principal stress[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2015, **48**(6): 2185 - 2196.
- [14] 刘 宁, 朱维申, 于广明, 等. 高地应力条件下围岩劈裂破坏的判据及薄板力学模型研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, **27**(增刊 1): 3173 - 3179. (LIU Ning, ZHU Wei-shen, YU Guang-ming, et al. Research on mechanical model of thin plate and splitting failure criterion for surrounding rocks with high geostress[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, **27**(S1): 3173 - 3179. (in Chinese))
- [15] 翁 磊, 李夕兵, 周子龙, 等. 屈曲型岩爆的发生机制及其时效性研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2016, **33**(1): 172 - 178. (WENG Lei, LI Xi-bing, ZHOU Zi-long, et al. Occurrence mechanism and time-dependency effect of buckling rock burst[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2016, **33**(1): 172 - 178. (in Chinese))
- [16] 李晓静. 深埋洞室劈裂破坏形成机理的试验和理论研究[D]. 济南: 山东大学, 2007. (LI Xiao-jing. Experimental and theoretical research on the mechanism of splitting failure in deep cavern [D]. Jinan: Shandong University, 2007. (in Chinese))
- [17] 周 辉, 孟凡震, 张传庆, 等. 深埋硬岩隧洞岩爆的结构面作用机制分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, **34**(5): 720 - 727. (ZHOU Hui, MENG Fan-zhen, ZHANG Chuan-qing, et al. Effect of structural plane on rockburst in deep hard rock tunnels[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, **34**(5): 720 - 727. (in Chinese))
- [18] 周 辉, 徐荣超, 卢景景, 等. 深埋隧洞板裂化围岩预应力锚杆锚固效应试验研究及机制分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, **34**(6): 1081 - 1090. (ZHOU Hui, XU Rong-chao, LU Jing-jing, et al. Experimental investigations and mechanism analysis of anchoring effect of pre-stressed bolts for slabbing surrounding rock in deep tunnel[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, **34**(6): 1081 - 1090. (in Chinese))
- [19] 周 辉, 徐荣超, 卢景景, 等. 板裂化模型试样失稳破坏及其裂隙扩展特征的试验研究[J]. 岩土力学, 2015, **32**(增刊 2): 1 - 11. (ZHOU Hui, XU Rong-chao, LU Jing-jing, et al. Experimental study of instability destruction and crack propagation characteristics of slab failure model specimen[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **32**(S2): 1 - 11. (in Chinese))
- [20] LI Di-yuan, LI Charlie C, LI Xi-bing. Influence of sample height-to-width ratios on failure mode for rectangular prism samples of hard rock loaded in uniaxial compression[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2011, **44**(3): 253 - 267.
- [21] TAO M, LI X, LI D. Rock failure induced by dynamic unloading under 3D stress state[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2013, **65**: 47 - 54.
- [22] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2013. (XU Zhi-lun. Elasticity[M]. Beijing: Higher Education Press, 2013. (in Chinese))
- [23] 冯 涛, 潘长良. 洞室岩爆机理的层裂屈曲模型[J]. 中国有色金属学报, 2000, **10**(2): 287 - 290. (FENG Tao, PAN Chang-liang. Lamination spallation buckling model for formation mechanism of rockburst[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2000, **10**(2): 287 - 290. (in Chinese))

- [24] 张学民. 岩石材料各向异性特征及其对隧道围岩稳定性影响研究[D]. 长沙: 中南大学, 2007. (ZHANG Xue-min. Anisotropic characteristics of rock material and its effect on stability of tunnel surrounding rock[D]. Changsha: Central South University, 2007. (in Chinese))
- [25] 仇圣华. 成层正交各向异性围岩反分析方法的研究[D]. 上海: 同济大学, 2002. (QIU Sheng-hua. Study on back analysis method of stratified orthotropic surrounding rock[D]. Shanghai: Tongji University, 2002. (in Chinese))
- [26] MARTIN C D, CHRISTIANSSON R. Estimating the potential for spalling around a deep nuclear waste repository in crystalline rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2009, 46(2): 219 - 228.
- [27] 左双英, 史文兵, 梁风, 等. 层状各向异性岩体破坏模式判据数值实现及工程应用[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(增刊1): 191 - 196. (ZUO Shuang-ying, SHI Wen-bing, LIANG Feng, et al. Numerical simulation and engineering application for failure modes and criterion of layered anisotropic rock mass[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, 37(S1): 191 - 196. (in Chinese))
- [28] 苏仲杰, 于广明, 杨伦. 覆岩离层变形力学模型及应用[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(6): 778 - 781. (SU Zhong-jie, YU Guang-ming, YANG Lun. Application of mechanical model to deformation of covered rock separation strata[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, 24(6): 778 - 781. (in Chinese))
- [29] 贺发远. 金川二矿区充填体质量与成本控制的研究[D]. 昆明: 昆明理工大学, 2005. (HE Fa-yuan. Research on quality and cost control of backfill in Jinchuan No.2 mine[D]. Kunming: Kunming University of Science and Technology, 2005. (in Chinese))
- [30] 郭然, 潘长良, 冯涛. 充填控制岩爆机理及冬瓜山矿床开采技术研究[J]. 有色金属, 1999, 51(4): 4 - 7. (GUO Ran, PAN Chang-liang, FENG Tao. Mechanism of backfill of rockburst control and an initial research of exploitation of a deposit[J]. Nonferrous Metals, 1999, 51(4): 4 - 7. (in Chinese))
- [31] 呼志明. 节理岩体各向异性及其强度特征分析[D]. 北京: 北京交通大学, 2015. (HU Zhi-ming. Analysis of the anisotropism and strength characters of jointed rock mass[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2015. (in Chinese))
- [32] 李地元. 高应力硬岩脆性板裂破坏和应变型岩爆机理研究[D]. 长沙: 中南大学, 2010. (LI Di-yuan. Study on the spalling failure of hard rock and the mechanism of strainburst under high in-situ stresses[D]. Changsha: Central South University, 2010. (in Chinese))

《岩土工程学报》征订启事

《岩土工程学报》创办于1979年,是我国水利、土木、力学、建筑、水电、振动等六个全国性学会联合主办的学术性科技期刊。由南京水利科学研究院承办,国内外公开发行。主要刊登土力学、岩石力学领域中能代表当今先进理论和实践水平的科学研究和工程实践成果等。报道新理论、新技术、新仪器、新材料的研究和应用。欢迎国家自然科学基金项目及其他重要项目的研究成果向本刊投稿,倡导和鼓励有实践经验的作者撰稿,并优先刊用这些稿件。主要栏目有黄文熙讲座、综述、论文、短文、工程实录、焦点论坛、讨论和简讯等。

本刊被《中文核心期刊要目总览》连续多年确认为核心期刊,并在建筑类核心期刊中位于前列;本刊被科技部“中国科技论文统计源期刊”(中国科技核心期刊)及“中国科技论文与引文数据库”收录;本刊被中国科学院“中国科学引文数据库”收录;本刊被“中国知网”全文收录及“中国学术期刊综合评价数据库”收录;本刊被“工程索引 Ei Compendex 数据

库”和“日本科学技术振兴机构数据库 JST”等国际数据库收录。本刊网址(www.cgejournal.com)全文发布本刊所有刊载文章。

本刊读者对象为土木建筑、水利电力、交通运输、矿山冶金、工程地质等领域中从事岩土工程及相关专业的科研人员、设计人员、施工人员、监理人员和大专院校师生。

本刊为月刊, A4 开, 双栏排版, 192 页, 每月中旬出版, 每期定价 40 元, 全年定价 480 元。

本刊国际标准刊号 ISSN 1000 - 4548, 国内统一刊号 CN 32 - 1124/TU, 国内发行代号 28 - 62, 国外发行代号 MO 0520。欢迎广大读者在全国各地邮局订购, 也可在编辑部订购(不另收邮费)。编辑部订购地址: 南京虎踞关 34 号《岩土工程学报》编辑部; 邮编: 210024; 联系电话: 025-85829534, 85829543, 85829553, 85829556; 传真: 025-85829555; E-mail: ge@nhri.cn。

(本刊编辑部)