

矿岩爆破—破碎能量耦合耗散机制试验研究

邱贤阳¹, 杨振武¹, 邱泓杰¹, 沈文博¹, 李蕾蕾², 冯泽平², 武栋²

1. 中南大学资源与安全工程学院, 湖南 长沙 410083;
2. 中国电建集团西北勘测设计研究院有限公司, 陕西 西安 710100



摘要:为优化爆破—破碎环节的能量耦合效率,采用分离式霍普金森(SHPB)冲击试验与落锤冲击试验,建立了爆破能量—破碎块度—破碎能耗的定量耦合模型。SHPB试验在不同冲击气压条件下对若干试样进行动态破碎,揭示了入射能与三轴平均径的线性递减关系;落锤试验以不合格碎块作为研究对象,构建了破碎能耗与输入块度的指数递增模型。两阶段模型耦合表明,总能耗随块度变化呈先降低后升高的变化趋势,碎块粒径控制在37~42 mm时能耗最低,降幅可达42.8%。研究结果揭示了传统能量最优理论在破碎环节的非线性能耗与爆破能量梯度分布之间的矛盾,提出了通过多级破碎或优化能量分配实现系统节能。通过阐明能量跨工序传递的非线性规律,为矿山全流程能耗优化提供了理论依据和参数化指导,对于提升硬岩开采的能效管理具有重要的工程应用价值。

关键词:冲击载荷;分离式霍普金森压杆(SHPB);落锤冲击;能量耗散;破碎块度

中图分类号:TD315 文献标志码:A 文章编号:1005-2518(2026)01-0150-16 DOI:10.11872/j.issn.1005-2518.2026.01.255

引用格式:邱贤阳,杨振武,邱泓杰,等.矿岩爆破—破碎能量耦合耗散机制试验研究[J].黄金科学技术,2026,34(1):150-165.
QIU Xianyang, YANG Zhenwu, QIU Hongjie, et al. Experimental Study on Energy Coupling and Dissipation Mechanism of Rock Blasting-Crushing[J]. Gold Science and Technology, 2026, 34(1): 150-165.

矿山开采中的爆破与破碎是岩体破碎能量耗散的核心环节,其效率直接决定着资源开发的成本与环境负荷(李启月,2008)。现有研究表明,钻爆、铲装、运输和碎磨构成了硬岩矿山的主要能耗环节,其中,磨矿环节占矿山总能耗的30%~50%,且该环节与破碎工序输出的岩石块度分布存在着密切关联(Workman et al, 2003; Fontbona et al, 2010; Napier-Munn et al, 2015; Roy et al, 2016; 过江等, 2022)。

然而,当前矿山“爆破—破碎”环节的能量协同效率普遍低下(Dragano et al, 2019)。由于传统经验化爆破设计导致的块度离散性高,块度级配失调往往引发后续破碎与磨矿能耗的指数级增长(王凤

林等,2016; Mboyo et al, 2024);尽管研究人员尝试通过调整孔网参数或破碎机功率来改善破碎块度分布,以降低系统能耗,但由于缺乏揭示能量输入与破碎需求动态耦合的定量模型,难以实现跨工艺链的系统性节能(Esen et al, 2013)。因此,构建以块度分布为介质的能量传递函数,优化能量分配,是实现硬岩矿山降本增效的关键路径(李夕兵等, 2010)。

在试验研究方面,分离式霍普金森压杆(SHPB)与落锤冲击试验为简化破解上述难题提供了新路径。SHPB系统被广泛应用于揭示中高应变率加载范围($10^1 \sim 10^3 \text{ s}^{-1}$)下应力波对岩石破碎的作用机制(Li et al, 1993; 李夕兵等, 2010)。而落锤冲

收稿日期:2025-08-25;修订日期:2025-10-16

基金项目:“十四五”国家重点研发计划项目“特大型多金属资源高通量分选关键技术与装备”(编号:2022YFC2904602)资助

作者简介:邱贤阳(1987—),男,江西赣州人,教授,博士生导师,从事地下矿山难采资源开采、深井爆破破岩和爆破振动控制等研究工作。

E-mail: qiu xianyang_csu@163.com

© Editorial Department of Gold Science and Technology (CC BY-NC-ND)

击试验则有效模拟了机械破碎中低应变率(10^{-2} ~ 10^1 s $^{-1}$)下的能量耗散特征(梁昌玉等,2012;李晓锋等,2017;Saeidi et al,2017)。

为揭示破碎能耗与粒度特征之间的关系,前人开展了大量研究并取得了丰硕成果。在高应变率冲击方面,揭示了耗散能与平均块度之间呈负对数关系,并发现临界应变率敏感度趋同特征(李占金等,2020;王磊等,2022)。在落锤冲击试验方面,研究表明碎块粒度随能量密度的增加呈指数或三次方衰减规律,并提出了“size-energy fan”及 t_{10} 细度指数等理论模型,阐明了裂纹扩展机制与能量输入之间的定量关系(Norazirah et al,2016;高峰等,2020;Sanchidrián et al,2023;甘德清等,2025)。此外,基于分形维数与机器学习的多参数预测方法已得到广泛应用,显著增强了模型对复杂岩体结构及爆破参数的解析能力(Li et al,2023;Gebretsadik,2024;Hong et al,2025;Tomar et al,2025)。

综上所述,选用分离式霍普金森压杆(SHPB)与落锤冲击2种试验方法,分别模拟了矿岩在中高应变率和中低应变率条件下的动态破碎行为。基于此建立了输入块度—破碎能关系,实现爆破—破碎模拟能量流的量化表征,以期为采场多环节节能

配合和高效开采提供参考。

1 试验准备与方案

1.1 试样制备

本次试验采用斑岩型铜矿、矽卡岩型铜矿块度大、完整性好的原岩为母料。试样在制备过程中需经过取芯、切割和打磨等步骤,确保两端面不平整度小于0.05 mm,不平行度小于0.02 mm(Yuan et al,2021)。根据ISRM标准推荐,气压改变方式按长径比1:1加工成 $\Phi 50$ mm \times 50 mm的试样(Ulusay,2015);采用MTS815液压伺服刚性试验机进行单轴静态压缩试验,加载方式为轴向位移变形控制,加载速率设定为0.12 mm/min,测试过程在室温条件下进行,测试结果如表1所示。图1所示为加工完毕的部分矽卡岩和斑岩试件。

表1 2种岩石基本静力学参数

Table 1 Basic static mechanical parameters of two types of rocks

| 岩石类型 | 容重 ($\text{KN}\cdot\text{m}^{-3}$) | 抗压强度 /MPa | 弹性模量 /GPa | 泊松比 |
|------|---|--------------|--------------|------|
| 斑岩 | 26.21 | 115.66 | 54.35 | 0.21 |
| 矽卡岩 | 34.75 | 78.37 | 74.44 | 0.13 |



图1 斑岩和矽卡岩试件

Fig. 1 Porphyry and skarn specimens

1.2 试验系统

分离式霍普金森压杆试验系统如图2所示,主要由加载驱动、压杆组件和数据采集3个部分组成。其中,加载驱动部分由高压氮气瓶、气压控制阀、高压气室和发射腔单元组成;压杆系统由冲头、入射杆、透射杆和吸能装置构成。冲头为纺锤形,激发正弦波冲击,压杆直径为50 mm,冲头与压杆均为合金钢材质,密度为 7.78×10^3 kg/m 3 ,弹性模量为250 GPa,纵波波速为5 667.2 m/s,可满足 10^2 ~

10^4 s $^{-1}$ 高应变率加载需求。入射杆与透射杆上黏贴应变片,将应力波信号传输至采集系统并输入计算机。试验前需进行空冲测试,若入射波基本透射形成透射波,即可进入正式试验阶段。

在进行常规SHPB单轴冲击试验时,需在岩石试件两端均匀涂抹凡士林,以确保斑岩和矽卡岩试件与入射杆、反射杆之间完全贴合,从而减小端面摩擦效应,保证应力波在试件内的有效传递及应力均匀性。另外,为保证电阻应变片测量信号的精确

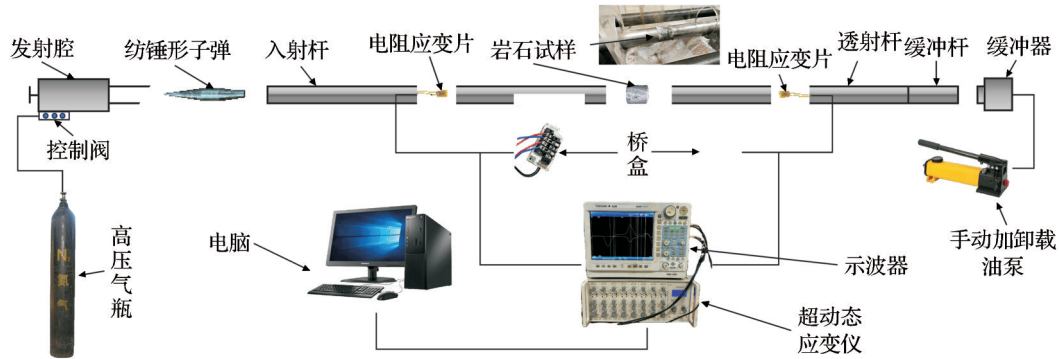


图2 SHPB冲击试验测试系统示意图

Fig. 2 Schematic diagram of SHPB impact test system

性和可靠性,需在试验开始24 h之前黏贴在入射杆和透射杆的几何中点位置,同时确保黏贴区域无油、无脂、无灰尘和无氧化层。

根据入射杆与透射杆上应变片传输给分析系统的数据,计算出试件中的应力、应变和应变率(王礼立,2005;李夕兵,2014)分别为

$$\sigma(t) = \frac{A_c}{2A_s} [\sigma_1(t) - \sigma_R(t) + \sigma_T(t)] \quad (1)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{1}{\rho_c C_e L_s} \int_0^t [\sigma_1(t) + \sigma_R(t) - \sigma_T(t)] dt \quad (2)$$

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\sigma_1(t) + \sigma_R(t) - \sigma_T(t)}{\rho_c C_e L_s} \quad (3)$$

式中: $\sigma_1(t)$ 、 $\sigma_R(t)$ 和 $\sigma_T(t)$ 分别为 t 时刻的入射应力、反射应力和透射应力; $\rho_c C_e$ 为弹性杆的波阻抗; L_s 为试样长度; A_c 和 A_s 分别为弹性杆和试样的横截面积。

根据一维弹性波理论,得出入射波、反射波和透射波的能量计算公式为

$$W_1(t) = A_0 C_0 E_0 \int_0^t \varepsilon_1^2(t) dt \quad (4)$$

$$W_R(t) = A_0 C_0 E_0 \int_0^t \varepsilon_R^2(t) dt \quad (5)$$

$$W_T(t) = A_0 C_0 E_0 \int_0^t \varepsilon_T^2(t) dt \quad (6)$$

式中: $W_s(t)$ 、 $W_1(t)$ 、 $W_R(t)$ 和 $W_T(t)$ 分别为试件吸收能、入射能、反射能和透射能; A_0 、 C_0 和 E_0 分别为入射杆与透射杆横截面积、弹性波波速和弹性模量。

入射能 W_1 除一部分转化为反射能 W_R 和透射能 W_T 之外,剩余部分能量记为 W_L , W_L 主要由矿石断裂破坏耗能 W_s 、碎块动能 W_k 和摩擦能等组成。基于大量试验数据(Zhang et al, 2000)可知,在 W_L

的总能量中 W_k 的占比低于8%,而 W_s 在 W_L 中的占比超过85%。此外,试验前通过在试件与压杆表面均匀涂抹润滑,可忽略界面摩擦耗能的影响(张文清等,2016)。由此可近似认为用于矿石断裂破坏的耗能 W_s 等于总耗散能 W_L ,即矿石试件的耗散能等于入射能减去反射能与透射能之和,即:

$$W_s(t) = W_1(t) - [W_R(t) + W_T(t)] \quad (7)$$

进行 SHPB 试验时,确保试件在破坏前两端应力平衡,是满足一维应力波假设及应力(应变)均匀性假设的基本前提(Turcotte et al, 1986)。因此,为确保试验数据的有效性,有必要对试件的应力平衡状况进行分析。基于图3所示的200 μ s波形数据,观察曲线可知,入射波与反射波的叠加曲线与透射波曲线重合度较好,说明试件能够满足应力平衡条件,其他试件也具有类似表现。

落锤冲击试验在中南大学DIT452D岩石落锤冲击试验机上进行,该试验机主要运用于检测岩石的抗冲击性能。DIT452D岩石落锤冲击试验机主要由3个部分组成,分别为冲击载荷传递装置、冲击部分(锤头)和信号处理部分。图4所示为落锤冲击试验机装置实物图。落锤重量可调整,锤头自重为7 kg,调整区间为7.0~14.5 kg,落锤下落最大高度为3 m。

在落锤冲击破碎试验中,假设锤头A与底座C为刚体,其硬度远高于试件B,在破碎发生的极短时间内可视为不发生变形。单块脆性矿石试样在冲击加载下破碎,避免了块体间摩擦与碰撞,其吸收能主要用于破碎过程,少部分转化为红外辐射和声能。由于冲击持续时间极短,红外辐射与声能所

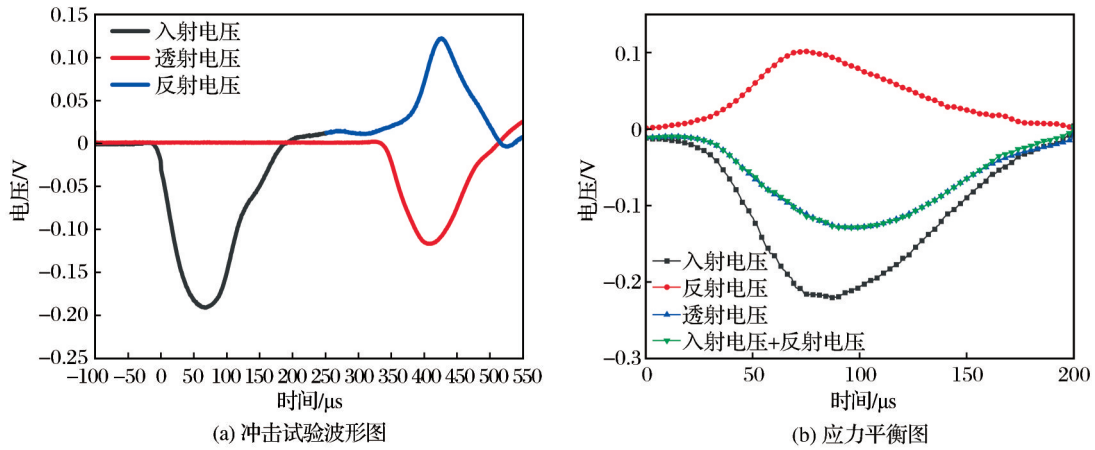


图3 试件冲击载荷下的波形特征与应力平衡图

Fig. 3 Waveform characteristics and stress balance diagram of the specimens under impact loading

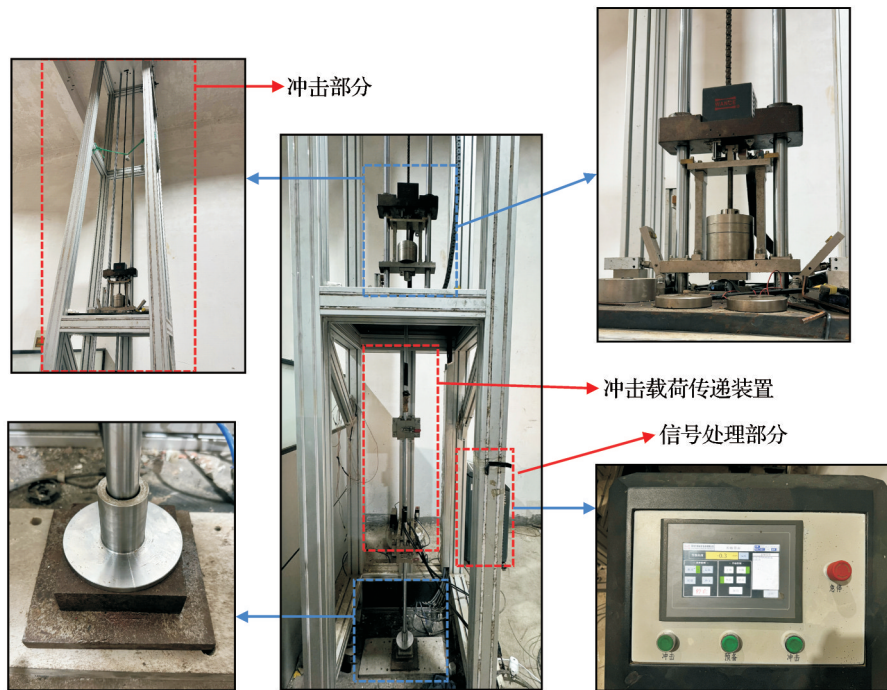


图4 落锤冲击试验机装置实物图

Fig. 4 Photograph of the drop hammer impact testing machine device

占比例极小,故试样吸收能可近似视为实际破碎能。当试件未破碎时,吸收能则主要用于矿石的塑性变形和微损伤。通过调节落锤的下落高度,使其进行自由落体运动,重力势能转化为动能,即试件所受冲击能量,可表示为

$$W_{\text{H}} = \frac{1}{2}mv^2 = mgh \quad (8)$$

式中: m 为锤头质量(kg); v 为冲击速度(m/s); g 为

重力加速度(m/s^2); h 为锤头下落高度(m)。

锤头A与底座C的质量远大于试件B质量,计算时可将锤头A下落的冲击能视为整个落锤冲击系统的输入能进行分析。

1.3 试验方案

采用SHPB系统对斑岩和矽卡岩试件分组进行单轴冲击试验。通过调节冲击气压改变入射能,其中斑岩设为0.4~0.8 MPa,矽卡岩设为0.35~0.80 MPa,

步长为0.05 MPa,共10组试验条件,如表2所示,据此建立了能量传递与耗散分形模型。每组气压重复2次试验,剔除能量平衡误差大于5%或破坏异常的无效数据后补测,同步记录子弹速度和应变信号。

表2 常规单轴冲击试验冲击气压

Table 2 Impact pressure of conventional uniaxial impact test

| 试验组别 | 冲击气压/MPa | | 试验组别 | 冲击气压/MPa | |
|------|----------|------|------|----------|------|
| | 斑岩 | 矽卡岩 | | 斑岩 | 矽卡岩 |
| 1 | 0.40 | 0.35 | 6 | 0.65 | 0.60 |
| 2 | 0.45 | 0.40 | 7 | 0.70 | 0.65 |
| 3 | 0.50 | 0.45 | 8 | 0.75 | 0.70 |
| 4 | 0.55 | 0.50 | 9 | 0.80 | 0.75 |
| 5 | 0.60 | 0.55 | 10 | - | 0.80 |

试验方案流程图如图5所示,冲击后碎块经防溅射装置收集后,依次通过分级筛网进行筛分,每级筛分随机选取20块试样碎块,测量其长、宽、高,并计算均值,最后进行分形维数分析。基于此,通过耦合能量参数、几何参数与动力学参数的三元关系,定量揭示爆破冲击能量对破碎产物粒度分布与形态特征的跨尺度控制机制。

落锤冲击试验通过模拟多级破碎工艺过程,以斑岩和矽卡岩经SHPB试验冲击后产生的不规则碎块为试样,采用逐级破碎—筛分循环机制复现矿山机械破碎作业。由于不规则碎块难以在单次冲击

中达到目标粒径,需经多次破碎,因此每块试样达到磨矿粒度所对应的总能耗为其多级破碎能耗之和。参考现场磨矿给矿粒度(10~25 mm),结合密度差异,以称重法确定目标粒度控制标准:斑岩密度为2.62 g/cm³,质量阈值设为22 g;矽卡岩密度为3.39 g/cm³,质量阈值为28 g。因此,将质量低于22 g的斑岩碎块和质量低于28 g的矽卡岩视为满足粒度要求,不再进入后续破碎流程;超过该质量阈值的碎块,则继续进行下一级破碎。

每级破碎中对超过目标粒径的碎块施加冲击能量,破碎后产生的次生碎块经质量筛分(斑岩小于22 g、矽卡岩小于28 g判定为合格)后,仅保留超过目标粒径的碎块进入下一级破碎,未发生有效破碎的碎块直接转至下一级处理,通过这种逐级破碎机制构建冲击能量累积—碎块粒度演化的动态映射关系,最终以多级破碎能耗总和表征单块矿石达到磨矿要求的能量阈值,有效解决了不规则碎块几何表征难题,完整再现了破碎系统中破碎粒度递减—物料分流处理—能量分级消耗的核心特征。

2 单轴冲击下岩石破碎耗能规律

2.1 冲击破坏条件下的能量转化

选取每组中典型的经不同冲击气压试验结束后的斑岩和矽卡岩试件的平均应变率及相关能量统计值如图6所示。

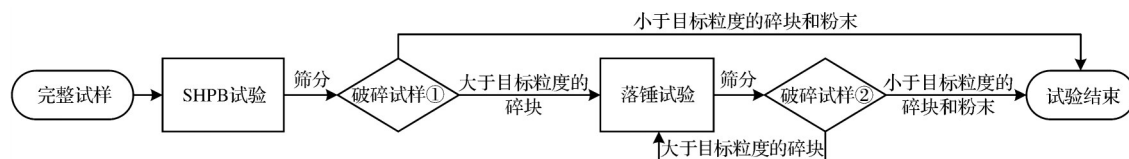


图5 试验方案流程图

Fig. 5 Flow chart of test scheme

由图7可知,随着入射能的增加,2种岩石的反射能、透射能和吸收能均呈增长趋势。斑岩入射能随冲击气压增加由74.64 J增加至263.36 J,反射能占比保持在17.99%~23.80%,透射能效率由43.72%降低至38.66%;吸收能占比随能量的提升呈先增加后减小的变化趋势,当气压为0.65 MPa时,吸收能效率达到峰值46.04%(对应的吸收能为92.89 J),表明中高能量下能量主要耗散于内部破碎。相比

之下,矽卡岩能量分布表现出更强反射性,反射能占比随气压的升高由23.92%增加至35.94%,透射能效率由42.57%急剧下降至20.43%;当气压为0.45 MPa时,吸收能效率达到峰值51.78%(对应的吸收能为44.59 J),随后震荡下降至43.63%,但吸收能绝对值仍由8.44 J增加至111.61 J,表现出效率降低与能量积累之间的背离特征。这表明矽卡岩在高压冲击下发生能量耗散路径的临界转变,部分

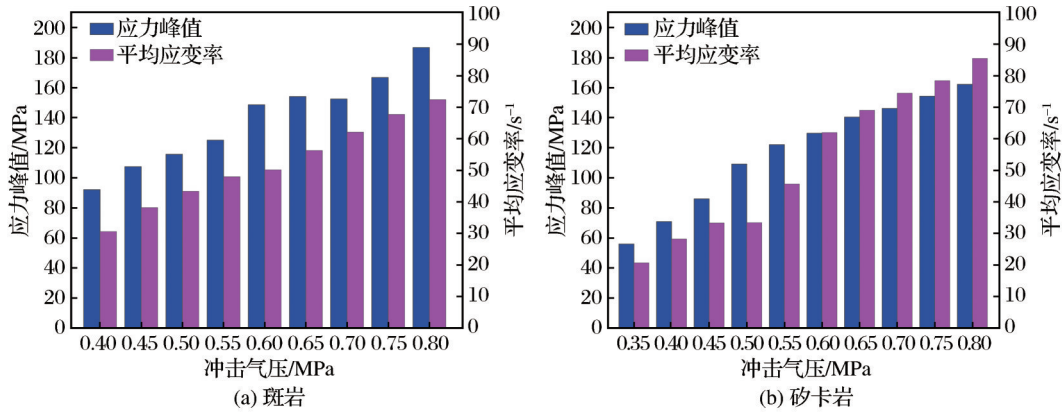


图 6 冲击气压对峰值应力及平均应变率的影响

Fig. 6 Effect of impact pressure on peak stress and average strain rate

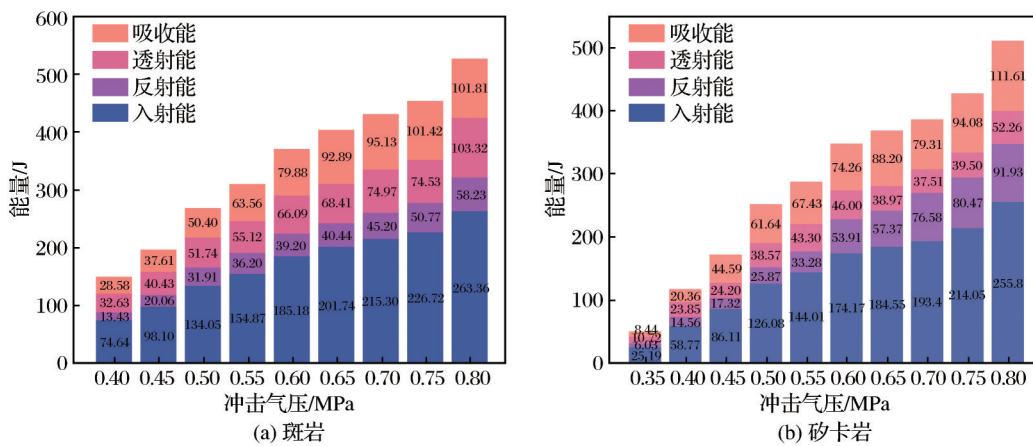


图 7 不同冲击气压下能量分配特性的演化特征

Fig. 7 Evolution characteristics of energy distribution characteristics under different impact pressures

能量通过非破碎性塑性变形耗散,可能与其矿物组成及细观结构的动态响应特性有关。

斑岩富含石英等脆性矿物,晶粒间胶结紧密,在高应变率冲击下主要通过微裂纹扩展耗能,使其在中高能级(0.65 MPa)下吸收能效率达到峰值的46.04%,此时裂纹分叉趋于饱和,透射能占比稳定在35%左右。相比之下,砂卡岩含有绿帘石和石榴子石等韧性矿物及层状结构,在低能级(0.35~0.45 MPa)阶段,通过局部塑性变形吸收能量;随着冲击强度的增加,层间滑移及矿物界面脱黏等多路径耗能机制显著增强,导致反射能占比上升,透射能占比骤降,表现出界面散射增强效应。上述岩性依赖的能量分配特征,本质上由矿物硬度差异与裂纹扩展阻力共同控制,体现为斑岩以脆性破碎主导吸能,砂卡岩则以弹塑性耦合耗散为主。

2.2 破碎形态分析

通过对岩样破坏后碎块的粒度分布进行计算,可以定量描述试件的破碎程度,并能够直观地反映岩样破坏程度随冲击气压的变化规律。计算块度分布需要利用分级筛对岩石破坏后的碎块进行筛分,利用分级标准筛将碎块划分为0~0.0 mm、0.0~0.5 mm、0.5~1.0 mm、1.0~2.5 mm、2.5~5.0 mm、5~10 mm、10~15 mm、15~20 mm、20~25 mm和>25 mm共10种粒径,筛分结果如表3所示。

图8为常规单轴荷载下,不同冲击气压条件对应的斑岩和砂卡岩部分宏观破坏形态。由图8可知,随着应变率的提高,斑岩破碎程度加剧,具体表现为:当气压为0.4 MPa时,试样中仍存在明显块状碎块,颗粒状与粉末状占比较小;当气压增加至0.6 MPa时,块状碎块消失,颗粒状及粉末状显著增

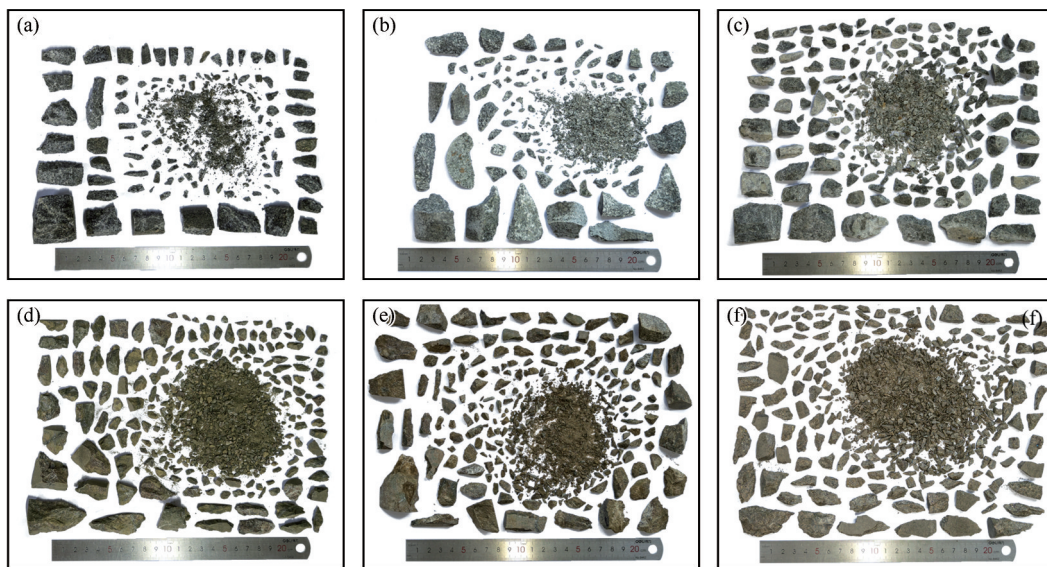
加。矽卡岩在 0.35~0.50 MPa 范围内也表现出类似趋势,块状减少,颗粒及粉末状增多。其本质原因在于冲击速度提升引发应变率增大,岩石变形增强,从而促使破碎形态由大块向细粒转变。

由图 9 可以看出,在常规单轴冲击荷载下斑岩冲击破坏后,斑岩尺寸大于 25 mm 碎块占比多数在 31.64% 以上,只有冲击气压为 0.8 MPa 时大于 25 mm 碎块占比减小至 9.19%,随着冲击气压由 0.45 MPa

表 3 矿石破碎块度筛分试验结果

Table 3 Sieve test results of ore crushing fragmentation

| 编号 | 筛分标准筛孔径尺寸(mm)及其对应的称重质量/g | | | | | | | | | | 总计/g |
|-------|--------------------------|------|------|-------|-------|-------|--------|-------|-------|--------|--------|
| | 0 | 0.3 | 0.6 | 1.25 | 2.5 | 5 | 10 | 16 | 20 | 25 | |
| po-1 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0.85 | 4.36 | 0 | 248.29 | 253.50 |
| po-2 | 0.02 | 0.06 | 0.08 | 0.26 | 0.25 | 0.71 | 4.41 | 0 | 29.70 | 208.23 | 243.72 |
| po-3 | 0.18 | 0.23 | 0.55 | 1.52 | 2.54 | 9.35 | 21.18 | 25.50 | 40.77 | 144.23 | 246.05 |
| po-4 | 0.23 | 0.28 | 0.51 | 1.48 | 1.86 | 12.48 | 32.71 | 40.86 | 28.92 | 136.65 | 255.98 |
| po-5 | 0.19 | 0.36 | 0.63 | 1.52 | 3.06 | 6.72 | 58.88 | 43.12 | 34.74 | 114.98 | 264.20 |
| po-6 | 0.92 | 0.79 | 1.20 | 2.54 | 4.93 | 19.44 | 40.79 | 37.65 | 40.79 | 105.11 | 254.16 |
| po-7 | 0.83 | 0.81 | 1.35 | 3.03 | 5.52 | 10.83 | 43.04 | 7.28 | 64.30 | 104.90 | 241.89 |
| po-8 | 0.75 | 0.57 | 0.73 | 3.71 | 5.17 | 21.57 | 49.85 | 45.72 | 40.89 | 78.21 | 247.17 |
| po-9 | 0.74 | 0.82 | 1.42 | 3.81 | 6.95 | 26.88 | 96.70 | 65.94 | 25.10 | 23.10 | 251.46 |
| sk-1 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 6.47 | 9.38 | 13.26 | 321.78 | 350.89 |
| sk-2 | 0.14 | 0.18 | 0.26 | 0.29 | 5.59 | 6.35 | 15.46 | 30.48 | 12.17 | 235.35 | 306.27 |
| sk-3 | 0.13 | 0.13 | 0.51 | 1.05 | 1.41 | 17.68 | 25.98 | 40.37 | 26.49 | 206.16 | 319.91 |
| sk-4 | 0.39 | 0.71 | 1.42 | 4.23 | 7.60 | 33.27 | 39.20 | 53.58 | 58.64 | 132.92 | 331.96 |
| sk-5 | 1.33 | 1.09 | 2.45 | 6.94 | 17.02 | 33.01 | 55.18 | 59.97 | 52.11 | 92.11 | 321.21 |
| sk-6 | 1.12 | 0.99 | 1.82 | 5.16 | 12.45 | 47.53 | 66.20 | 51.23 | 71.06 | 85.28 | 342.84 |
| sk-7 | 3.63 | 3.21 | 5.34 | 6.22 | 32.44 | 65.76 | 34.56 | 28.29 | 62.30 | 68.40 | 310.15 |
| sk-8 | 1.79 | 2.96 | 2.74 | 4.96 | 12.01 | 45.18 | 69.49 | 63.75 | 60.05 | 46.01 | 308.94 |
| sk-9 | 2.03 | 1.67 | 2.86 | 8.08 | 20.35 | 55.76 | 78.05 | 25.86 | 57.79 | 46.18 | 298.63 |
| sk-10 | 4.69 | 4.72 | 6.44 | 16.01 | 31.53 | 74.53 | 110.33 | 47.94 | 45.72 | 0 | 341.91 |



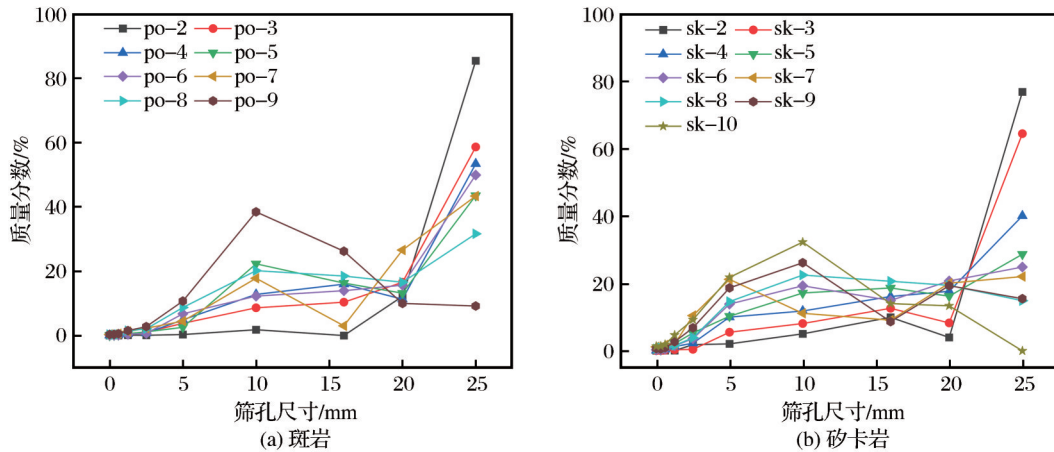
(a)0.70 MPa po-7; (b)0.75 MPa po-8; (c)0.80 MPa po-9; (d)0.70 MPa sk-8; (e)0.75 MPa sk-9; (f)0.80 MPa sk-10

图 8 不同冲击气压下岩石的冲击破碎形态

Fig. 8 Impact fracture morphology of rock under different impact pressures

增大至 0.8 MPa, 相应的应变率由 38.17 s^{-1} 增大至 72.40 s^{-1} , 尺寸大于 25 mm 碎块占比由 85.44% 下降至 9.19%, 尺寸在 20 mm 及以下块度分布变化相对较平缓。矽卡岩冲击破坏后, 其块度分布变化与斑

岩显著不同, 随着应变率由 20.68 s^{-1} 增大至 85.48 s^{-1} , 尺寸大于 25 mm 碎块占比从 64.44% 持续降低为 0, 由图 9 可知, 矽卡岩的宏观破坏模式呈现出全面破碎状态。



由于编号 po-1 和 sk-1 矿石未发生充分破坏, 因此不进行块度筛分研究

图 9 岩石筛分尺寸质量分数点线图

Fig. 9 Mass fraction dot plot of rock sieve size

为进一步研究块度分布规律, 便于量化破碎程度, 分别以块度平均粒径和分形维数对破碎程度进行分析。其中, 块度平均粒径 d_s 用于度量分散固体颗粒群的几何尺寸, 其计算公式(李夕兵等, 1994)为

$$d_s = \frac{\sum r_i d_i}{\sum r_i} \quad (9)$$

式中: d_i 为不同孔径下的矿石块度尺寸; r_i 为当筛孔直径为 d_i 时对应的碎块质量百分比。

同时, 岩石作为一种具有微观孔隙和裂纹的脆性材料, 其宏观破碎是内部微观裂隙不断演化的结果, 从微观到宏观的破碎过程伴随着能量的耗散, 且最终形态具有分形性质。因此, 有必要通过探究试样的破碎分布特征, 分析作用方式与破坏程度之间的关系。基于分形理论, 可分别通过块度平均粒径和分形维数来表征破碎程度。分形维数可以描述碎块群在不同尺度下的占据特性和自相似性, 广泛应用于岩石破碎与粒度分析领域(黎强, 2019; 高锋, 2020; 纪杰杰等, 2020), 即:

$$\lg[M(x)/M_T] = (3-D)\lg(x/x_m) \quad (10)$$

式中: D 为块度分形维数; $M(x)$ 和 M_T 分别为各筛下累计质量和碎块总质量; x 和 x_m 分别为碎块的粒径和最大粒径, 其计算结果如表 4 所示。将上式进行对

数化处理, 并在 $\lg[M(2x)/M_T] - \lg x$ 的双对数坐标中, 对数据点进行拟合, 所得拟合直线斜率即为破碎块度分布的分形维数。

2.3 筛分粒径—三轴平均径转换模型的建立与验证

在矿山爆破和破碎中, 块度评价需兼顾几何准确性 and 工程适用性。筛分平均粒径基于颗粒最小筛孔尺寸, 反映二维投影, 但难以完整地描述不规则碎块的空间特征。三轴平均径通过测量长宽高均值, 更贴合工业中对块体真实体积的评估, 适用于能耗预测及不规则颗粒尺寸表征(高锋, 2020)。计算公式为

$$D_3 = \frac{L+W+H}{3} \quad (11)$$

式中: D_3 为三轴平均径; L 、 W 和 H 分别为碎块的最大长度、最大宽度和最大高度。

在 SHPB 冲击后碎块中, 按十级筛分结果从 2.5~5 mm、5~10 mm、10~15 mm、15~20 mm、20~25 mm 和 >25 mm 共 6 组粒径中每组随机抽取大于 20 颗颗粒, 采用数显卡尺(精度 0.01 mm)测量每颗碎块的最大长度、最大宽度和最大高度, 计算每个筛分级别特征粒径下的三轴平均径均值, 结果如表 5 所示, 并与每组粒径的特征尺寸进行拟合, 即可得到三轴平均

表4 矿石破碎块度筛分试验结果

Table 4 Sieve test results of ore crushing fragmentation

| 编号 | 斑岩 | | | 编号 | 砂卡岩 | | |
|------|----------|---------|----------|-------|----------|---------|----------|
| | 冲击气压/MPa | 平均粒径/mm | 分形维数 D | | 冲击气压/MPa | 平均粒径/mm | 分形维数 D |
| po-1 | 0.4 | 37.08 | - | sk-1 | 0.35 | 35.96 | - |
| po-2 | 0.45 | 35.04 | 1.46 | sk-2 | 0.4 | 32.38 | 1.69 |
| po-3 | 0.5 | 29.03 | 1.74 | sk-3 | 0.45 | 29.80 | 1.63 |
| po-4 | 0.55 | 27.50 | 1.78 | sk-4 | 0.5 | 24.30 | 1.89 |
| po-5 | 0.6 | 25.36 | 1.77 | sk-5 | 0.55 | 21.02 | 2.10 |
| po-6 | 0.65 | 24.54 | 2.03 | sk-6 | 0.6 | 20.40 | 2.04 |
| po-7 | 0.7 | 25.55 | 2.10 | sk-7 | 0.65 | 17.92 | 2.37 |
| po-8 | 0.75 | 22.30 | 1.96 | sk-8 | 0.7 | 17.88 | 2.32 |
| po-9 | 0.8 | 16.35 | 2.17 | sk-9 | 0.75 | 16.83 | 2.25 |
| | | | | sk-10 | 0.8 | 11.82 | 2.36 |

注:因编号 po-1 和 sk-1 矿石未发生充分破坏,故不进行分形维数计算;“-”代表数据未检测到

表5 矿石平均粒径与三轴平均径转换结果

Table 5 Conversion results of ore average particle size and triaxial average diameter

| 编号 | 斑岩 | | 编号 | 砂卡岩 | |
|------|---------|----------|-------|---------|----------|
| | 平均粒径/mm | 三轴平均径/mm | | 平均粒径/mm | 三轴平均径/mm |
| po-1 | 37.08 | 38.96 | sk-1 | 35.96 | 39.53 |
| po-2 | 35.04 | 36.98 | sk-2 | 32.38 | 35.84 |
| po-3 | 29.03 | 31.12 | sk-3 | 29.80 | 33.16 |
| po-4 | 27.50 | 29.63 | sk-4 | 24.30 | 27.48 |
| po-5 | 25.36 | 27.55 | sk-5 | 21.02 | 24.08 |
| po-6 | 24.54 | 26.75 | sk-6 | 20.40 | 23.45 |
| po-7 | 25.55 | 27.73 | sk-7 | 17.92 | 20.89 |
| po-8 | 22.30 | 24.57 | sk-8 | 17.88 | 20.84 |
| po-9 | 16.35 | 18.77 | sk-9 | 16.83 | 19.76 |
| | | | sk-10 | 11.82 | 14.58 |

径与筛分粒径之间的函数拟合关系,如图10所示。

2.4 单轴冲击下粒径与耗散能量关系式的参数确定

基于前文建立的筛分粒径—三轴平均径转换

模型,将2种岩性的筛分平均粒径统一转换为三轴

平均径,结合入射能数据,绘制入射能与碎块三轴

平均径的散点分布,通过线性回归分析发现2种岩

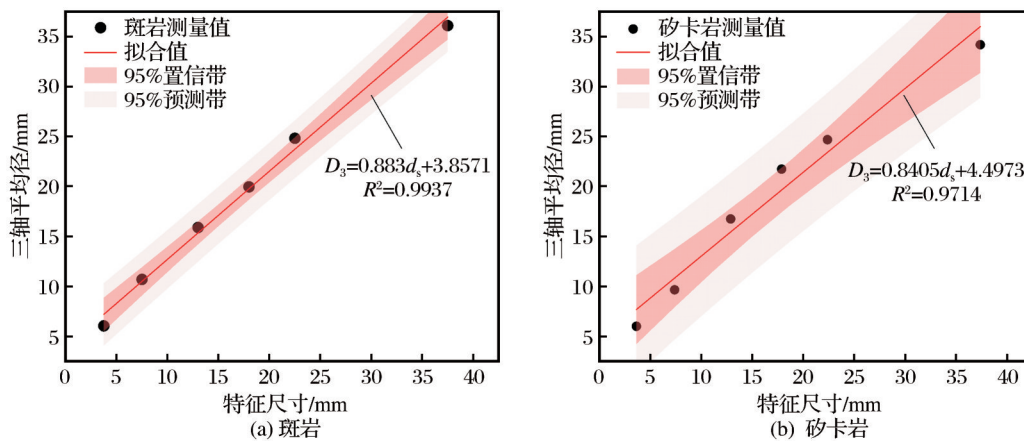


图10 筛分粒径—三轴平均径转换模型

Fig. 10 Conversion model of sieve particle size-triaxial average diameter

石块度随入射能的变化关系,如图 11 所示。

另外,分形理论可用于描述不规则事物,定量反映破碎效果,因此为验证入射能量与破碎块度关系的可靠性,进一步引入分形维数 D 这一表征破碎产物复杂度的微观指标,分析其与入射能的响应规律,如图 12 所示,以分形维数 D 为纵轴绘制了冲击能比与碎块粒度分布之间的关系。

根据图 11 所示的 2 种矿石试件破碎块度平均粒径与破碎耗能密度之间的关系,可以发现平均粒径对入射能具有明显的依赖性,即入射能越大,破碎后的平均尺寸越小。其中,斑岩拟合关系式为 $W_1 = -9.4794D_3 + 453.08$, 相关性系数 $R = 0.94$; 矽卡岩拟合关系式为 $W_1 = -8.9642D_3 + 380.55$, 相关性系数 $R = 0.987$ 。

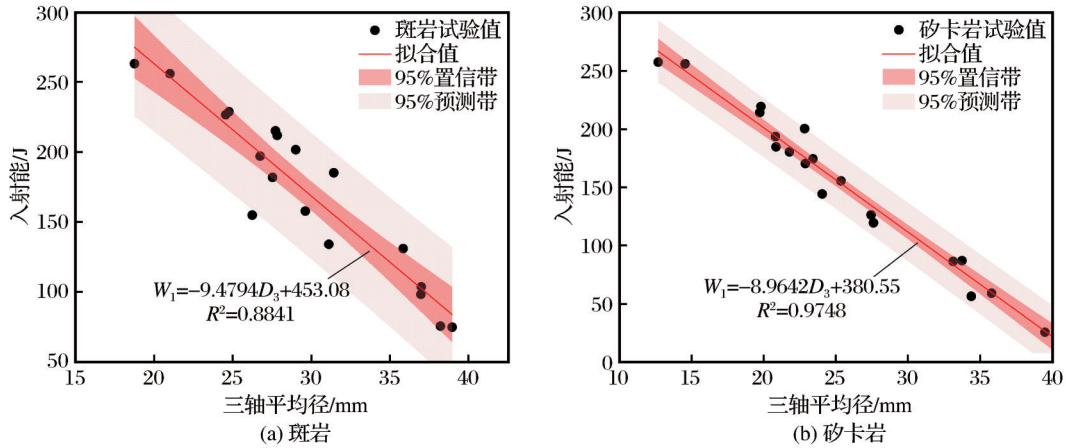


图 11 入射能—三轴平均径耦合模型

Fig. 11 Coupling model of incident energy and triaxial average diameter

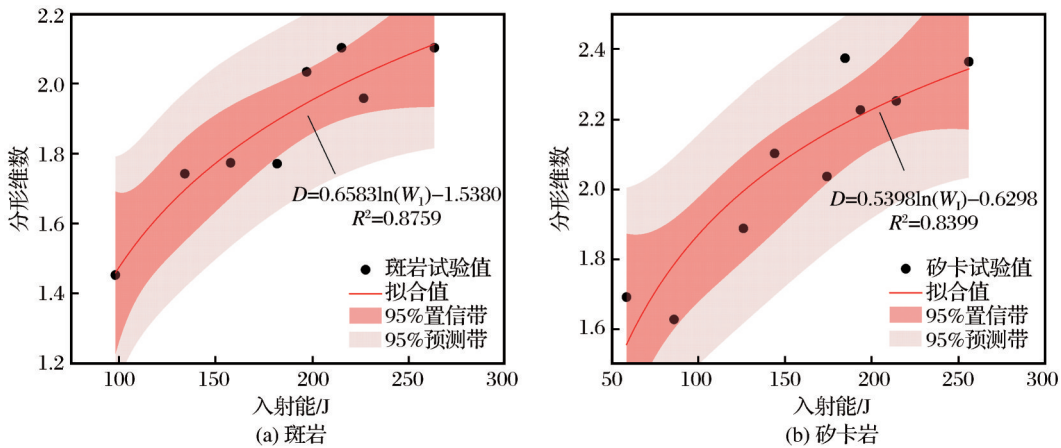


图 12 入射能与分形维数的变化规律

Fig. 12 Variation law of incident energy and fractal dimension

分形维数 D 与入射能 W_1 呈现显著正相关性,表明随着入射能的增加分形维数逐渐增大,试样的破碎程度加剧,分形维数的变化在一定程度上反映了试样内部的性质变化,与三轴平均径 D_3 和入射能 W_1 的关系共同表明能量输入是控制破碎产物几何特征的核心变量。

3 落锤冲击下岩石破碎耗能规律

3.1 不规则试件冲击载荷方式与破碎过程分析

本研究基于 SHPB 试验产生的非规则碎块,通过落锤冲击试验模拟矿山机械破碎过程。图 13 和图 14 展示了试样多级破碎中各级破碎状态,其余矿石破碎状态与此类似。由图 13 和图 14 可知,随

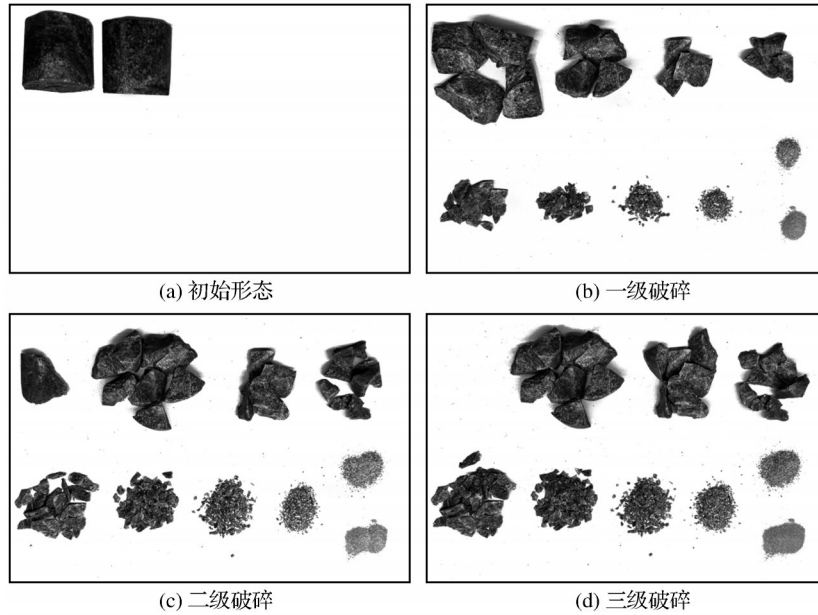


图 13 斑岩各级破碎后碎块状态

Fig. 13 Fragment state of porphyry after each stage fragmentation

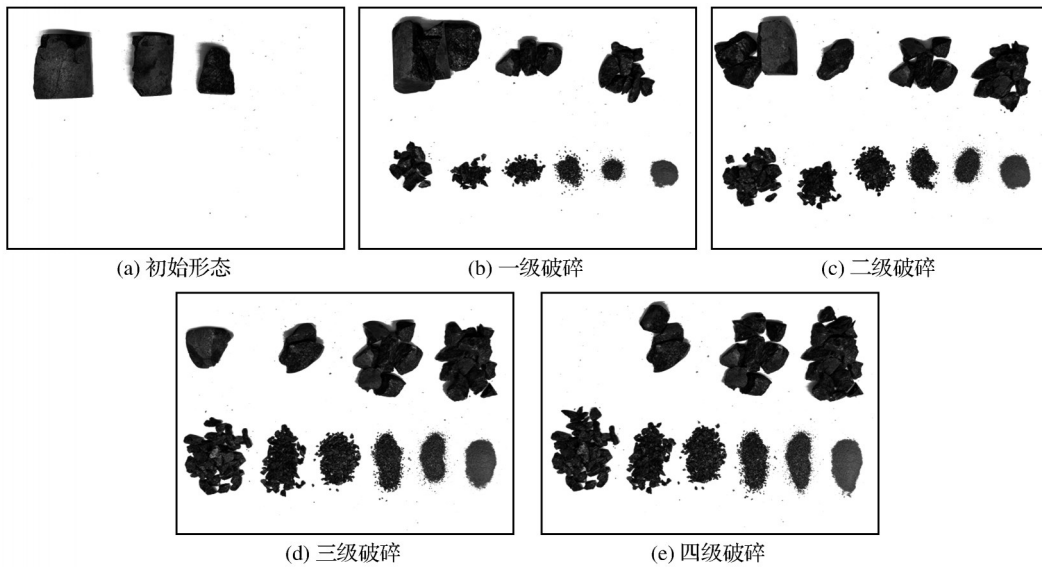


图 14 矽卡岩各级破碎后碎块状态

Fig. 14 Fragment state of skarn after each stage fragmentation

随着破碎的进行,大块颗粒占比逐渐降低,而碎屑和粉末颗粒比例增加,粒度分布逐步趋于均匀。

3.2 多级破碎的能量指标—块度响应规律

在多级破碎试验中,可按前文所述方法计算每块矿石的破碎能,低于目标粒度的颗粒含量是逐级累加的,第*i*级破碎结束后碎块的粒度及其分布是1至*i*级累积破碎能作用的结果,第*i*级和第*i + 1*级的

碎块粒度的变化和粒度分布特征的改变是第*i*级所有矿石破碎能作用的结果。

使用落锤冲击破碎试验系统测试并计算每级破碎中每块矿石冲击破碎的破碎能 $W_{i,j}$,通过累加得到每级破碎的破碎能 W_i ,计算公式为

$$W_i = \sum_{j=1}^n W_{i,j} \quad (12)$$

$$W_{ni} = \sum_{i=1}^n W_i \quad (13)$$

式中: i 为破碎级序号; j 为第 i 级破碎的碎块编号; W_i 为第 i 级的破碎能(J); $W_{i,j}$ 为第 i 级第 j 块矿石的破碎能(J); W_{ni} 为输入落锤系统试样的总破碎能($i \sim n$ 级的累积), 计算结果如图 15 所示。

基于碎块三轴平均径的统计数据 and 破碎能耗

计算结果, 构建了二者之间的定量关系图(图 16)。分析曲线演化规律可知, 破碎能耗与输入碎块的三轴平均径呈显著的正相关关系, 且随着粒径的增加, 能耗的增长速率表现出典型的指数级加速特征。其中, 斑岩拟合关系式为 $W_{ni} = 0.762e^{0.1238D_3}$, 相关性系数 $R = 0.954$; 矽卡岩拟合关系式为 $W_{ni} = 0.5444e^{0.1213D_3}$, 相关性系数 $R = 0.965$ 。

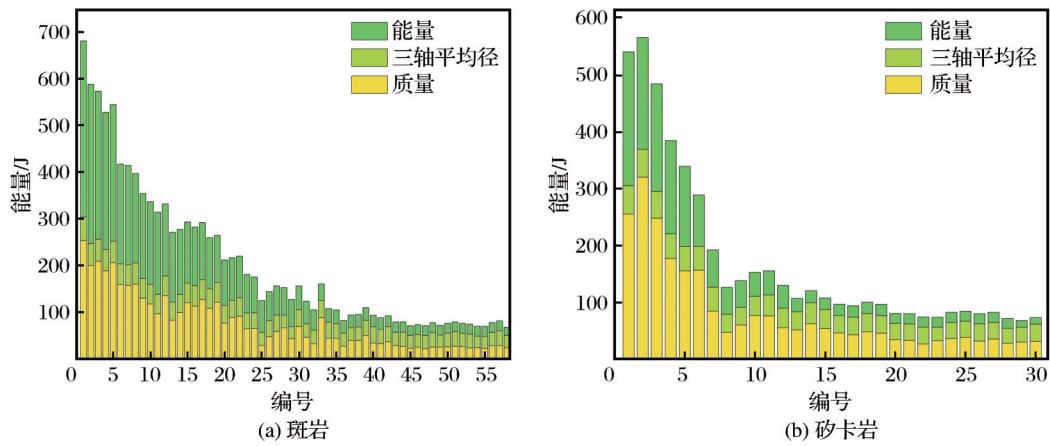


图 15 碎块质量—三轴平均径—破碎能量统计变化

Fig. 15 Statistical change of fragment mass-triaxial average diameter-crushing energy

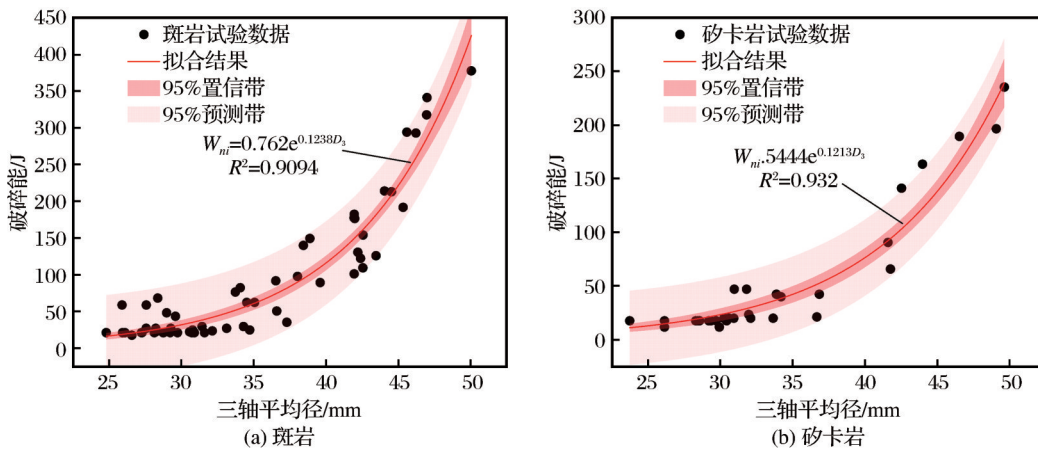


图 16 落锤能量—三轴平均径转换模型

Fig. 16 Conversion model of drop hammer energy-triaxial average diameter

4 总能耗耦合模型

在矿山开采爆破—破碎流程中, 岩石粒径是爆破能耗与破碎能耗之间的关键中介变量, 本研究首次将 SHPB 与落锤冲击试验耦合, 构建爆破—机械破碎的能量传递模型, 同时引入三轴平均径替代二

维筛分粒径, 量化块度特征, 实现了跨工序能量量化的精准描述。前文通过 SHPB 试验获得了入射能与输出碎块三轴平均粒径的单调递减关系, 并将输出碎块三轴平均径作为落锤冲击试验建立输入粒径, 探究其与破碎能耗之间的函数关系。基于上述 2 个阶段的能量—粒径关系, 进一步构建了完整的

爆破—破碎系统总能耗与岩石块度之间的耦合模型。基于能量传递链式方程,建立以爆破块度(即以三轴平均径 D_3)为核心变量的爆破—破碎全流程单位质量总能耗 $W_{总}$ 的耦合函数,表示为

$$W_{总} = W_1(D_3) + W_{ni}(D_3) \quad (14)$$

式中: $W_1(D_3)$ 为 SHPB 环节破碎试样所消耗的能量; $W_{ni}(D_3)$ 为落锤环节多级破碎累积能耗。

前文试验结果表明,在 SHPB 冲击加载下,岩石

破碎产物的三轴平均径 D_3 随入射能 W_1 的增加而减小;而在落锤破碎过程中,输入碎块的粒径越大,其达到目标粒径所需的破碎总能耗 W_{ni} 越大,呈现出明显的递增趋势,如图 17 所示。基于上述 2 个子函数,以三轴平均粒径 D_3 作为核心变量,对 2 种典型岩石分别建立了能耗耦合模型,所得函数形式如下:

$$\text{斑岩: } W_{总} = -9.4794D_3 + 0.762e^{0.1238D_3} + 453.08$$

$$\text{矽卡岩: } W_{总} = -8.9642D_3 + 0.5444e^{0.1213D_3} + 380.55$$

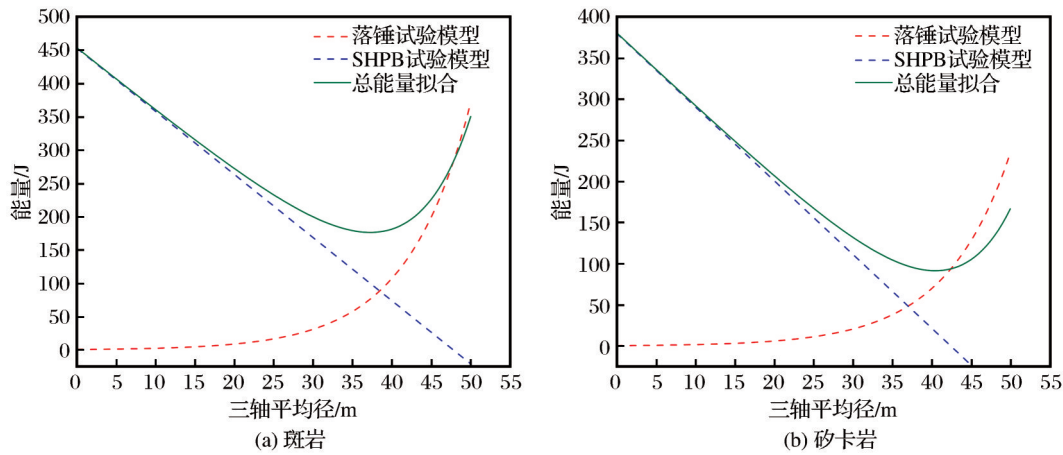


图 17 总能耗耦合模型

Fig. 17 Coupled model of total energy consumption

由图 17 可知,模型均呈现典型的先下降后上升的单峰曲线特征,说明存在一个最优粒径区间,在该区间内可实现爆破—破碎流程的最低总能耗。对于斑岩样本,SHPB 输出粒径尺寸为 37.24 mm 时,总能耗达到最小值,为 176.66 J,因此将粒径控制在 37~40 mm 时,可使总能耗降低约 42.8%;对于矽卡岩样本,由于其岩石性质差异,导致破碎机制不同,其最优粒径相对偏大。总能耗最低点对应的粒径约为 40.48 mm,此时总能耗最小值为 91.54 J。因此,在实际破碎过程中,将粒径控制在 40~42 mm 范围内,可显著降低能耗。本研究得到的最优粒径区间是基于特定试验条件下的结果,其对于其他岩性或不同工程工况的适用性,仍需通过现场试验进一步验证。由于岩石类型、爆破能级和机械破碎方式不同,最优粒径可能存在一定偏移,因此建议在工程应用中结合现场参数进行修正。

5 结论

本研究围绕矿山开采过程中爆破—破碎环节

的能量耦合优化问题,基于分离式霍普金森压杆 (SHPB) 冲击试验与落锤冲击试验,构建了爆破能量—碎块块度—破碎能耗之间的响应模型,系统揭示了岩石在动态加载与机械破碎过程中的能量耗散规律与粒径演化机制。得出如下主要结论:

(1) SHPB 试验揭示了爆破入射能与岩石块度之间的定量关系。斑岩与矽卡岩的破碎程度受入射能的控制,二者三轴平均粒径随入射能的增加呈现单调递减的变化趋势。随着入射能的增加,斑岩和矽卡岩三轴平均粒径分别由 38.96 mm 和 39.53 mm 减小至 18.77 mm 和 14.58 mm,拟合结果相关性良好。

(2) 落锤冲击试验明确了块度与破碎能耗之间的函数关联。基于落锤冲击试验建立了输入粒径—破碎能耗的函数模型,证实了大颗粒岩块会导致后续破碎能耗急剧攀升,明确了控制入磨粒径上限对于降低机械能耗的关键作用。

(3) 构建了爆破—破碎系统总能耗耦合模型并确立了最优能耗区间。以粒径为核心中介变量的总能耗函数模型显示,总能耗随块度的增大呈现先

减小后增大的非线性趋势,存在明确的最优粒径区间。对于斑岩和砂卡岩,最优三轴平均粒径分别为37~40 mm和40~42 mm,对应总能耗较原始不优化状态下降幅度最高可达42.8%,表明通过合理控制爆破粒径可显著降低系统总能耗。

参考文献 (References):

- Dragano M A, Seccatore J, Cardu M, et al, 2019. Influence of blasting charges and delays on the energy consumption of mechanical crushing [J]. *REM-International Engineering Journal*, 72(2): 345-352.
- Esen S, 2013. Fragmentation modelling and the effects of ROM fragmentation on comminution circuits [C]//Proceedings of the 23rd International Mining Congress & Exhibition of Turkey. Turkey: Chamber of Mining Engineers of Turkey.
- Fontbona J, Krell N, Martínez S, 2010. Energy efficiency of consecutive fragmentation processes [J]. *Journal of Applied Probability*, 47(2): 543-561.
- Gebretsadik A, Kumar R, Fissaha Y, et al, 2024. Enhancing rock fragmentation assessment in mine blasting through machine learning algorithms: a practical approach [J]. *Discover Applied Sciences*, 6(5): 223.
- Hong Z X, Tao M, Feng S R, et al, 2025. Experimental study of the impact of deck-charge structure on blast-induced fragmentation [J]. *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, 11(1): 3.
- Li R Z, Zhu P, Li S Y, et al, 2023. Fractal behavior of size distribution and specific surface area of blasting fragments [J]. *Applied Sciences*, 13(21): 11832.
- Li X B, Lai H H, Gu D S, et al, 1993. Energy absorption of rock fragmentation under impulsive loads with different wave forms [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 3(1): 1-5, 9.
- Mboyo H L, Huo B J, Mulenga F K, et al, 2024. Assessing the impact of surface blast design parameters on the performance of a comminution circuit processing a copper-bearing ore [J]. *Minerals*, 14(12): 1226.
- Napier-Munn T, 2015. Is progress in energy-efficient comminution doomed? [J]. *Minerals Engineering*, 73: 1-6.
- Norazirah A, Fuad S H S, Hazizan M H M, 2016. The effect of size and shape on breakage characteristic of mineral [J]. *Procedia Chemistry*, 19: 702-708.
- Roy M, Paswan R, Sarim M, et al, 2016. Rock fragmentation by blasting—a review [J]. *Journal of Mines, Metals & Fuels*, 64(9): 424-431.
- Saeidi F, Yahyaei M, Powell M, et al, 2017. Investigating the effect of applied strain rate in a single breakage event [J]. *Minerals Engineering*, 100: 211-222.
- Sanchidrián J A, Ouchterlony F, 2023. Blast-fragmentation prediction derived from the fragment size-energy fan concept [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 56(12): 8869-8889.
- Tomar A P S, Panthee S, Dahal S, et al, 2025. Influence of rock mass properties and powder factor on the fractal dimension of the natural rock mass blocks during blasting [J]. *Discover Geoscience*, 3(1): 44.
- Turcotte D L, 1986. Fractals and fragmentation [J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 91(B2): 1921-1926.
- Ulusay R, 2015. The ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 2007-2014 [M]. Cham: Springer International Publishing.
- Workman L, Eloranta J, 2003. The effects of blasting on crushing and grinding efficiency and energy consumption [J]. *Proc 29th Con Explosives and Blasting Techniques*, Int Society of Explosive Engineers, Cleveland OH: 1-5.
- Yuan Q P, Xie G X, Wang L, et al, 2021. Experimental study on stress uniformity and deformation behavior of coals with different length-to-diameter ratios under dynamic compression [J]. *Shock and Vibration*, (1): 6675200.
- Zhang Z X, Kou S Q, Jiang L G, et al, 2000. Effects of loading rate on rock fracture: fracture characteristics and energy partitioning [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 37(5): 745-762.
- 甘德清, 于泽峰, 刘志义, 等, 2025. 落锤作用下磁铁矿石冲击破碎特征的能比效应 [J]. *金属矿山*, 54(2): 48-55.
- Gan Deqing, Yu Zehao, Liu Zhiyi, et al, 2025. Energy ratio effect of impact crushing characteristics of magnetite ores under the action of drop hammer [J]. *Metal Mine*, 54(2): 48-55.
- 高锋, 2020. 磁铁矿石落锤冲击破碎能量特征研究 [D]. 唐山: 华北理工大学. Gao Feng, 2020. Comminution energy characteristics of magnetite under drop weight impact [D]. Tangshan: North China University of Science and Technology.
- 高锋, 甘德清, 张静辉, 等, 2020. 磁铁石英岩落锤冲击破碎效果与能量关系 [J]. *哈尔滨工业大学学报*, 52(4): 160-169. Gao Feng, Gan Deqing, Zhang Jinghui, et al, 2020. Relation of crushing effect of magnetite-quartzite to energy under drop weight impact [J]. *Journal of Harbin Institute of*

- Technology, 52(4):160-169.
- 过江, 赵培东, 张琛, 等, 2022. 能耗控制视角下的MOPSO爆破参数优化研究[J]. 工程爆破, 28(5):9-16, 51. Guo Ji-ang, Zhao Peidong, Zhang Chen, et al, 2022. Research on MOPSO blasting parameters optimization from the perspective of energy consumption control [J]. Engineering Blasting, 28(5):9-16, 51.
- 纪杰杰, 李洪涛, 吴发名, 等, 2020. 冲击荷载作用下岩石破碎分形特征[J]. 振动与冲击, 39(13):176-183, 214. Ji Jiejie, Li Hongtao, Wu Faming, et al, 2020. Fractal characteristics of rock fragmentation under impact load [J]. Journal of Vibration and Shock, 39(13):176-183, 214.
- 黎强, 2019. 基于分形理论的不同加载速率下岩石单轴压缩破坏规律研究[D]. 赣州: 江西理工大学. Li Qiang, 2019. Study on failure law of rock under uniaxial compression under different loading rates based on fractal theory [D]. Ganzhou: Jiangxi University of Science and Technology.
- 李启月, 2008. 深孔爆破破岩能量分析及其应用[D]. 长沙: 中南大学. Li Qiyue, 2008. Energy analysis of rock fragment by deep hole exploding and its application [D]. Changsha: Central South University.
- 李夕兵, 2014. 岩石动力学基础与应用[M]. 北京: 科学出版社. Li Xibing, 2014. Rock dynamics fundamentals and applications [M]. Beijing: Science Press.
- 李夕兵, 宫凤强, 高科, 等, 2010. 一维动静组合加载下岩石冲击破坏试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 29(2):251-260. Li Xibing, Gong Fengqiang, Gao Ke, et al, 2010. Test study of impact failure of rock subjected to onedimensional coupled static and dynamic loads [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 29(2):251-260.
- 李夕兵, 宫凤强, Zhao J, 等, 2010. 一维动静组合加载下岩石冲击破坏试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 29(2):251-260. Li Xibing, Gong Fengqiang, Zhao J, et al, 2010. Test study of impact failure of rock subjected to onedimensional coupled static and dynamic loads [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 29(2):251-260.
- 李夕兵, 古德生, 1994. 岩石冲击动力学[M]. 长沙: 中南工业大学出版社. Li Xibing, Gu Desheng, 1994. Rock impact dynamics [M]. Changsha: Central South University of Technology Press.
- 李晓锋, 李海波, 刘凯, 等, 2017. 冲击荷载作用下岩石动力学特性及破裂特征研究[J]. 岩石力学与工程学报, 36(10):2393-2405. Li Xiaofeng, Li Haibo, Liu Kai, et al, 2017. Dynamic properties and fracture characteristics of rocks subject to impact loading [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 36(10):2393-2405.
- 李占金, 郝家旺, 甘德清, 等, 2020. 冲击荷载下磁铁矿石破碎的能量耗散特性[J]. 哈尔滨工业大学学报, 52(4):150-159. Li Zhanjin, Hao Jiawang, Gan Deqing, et al, 2020. Energy dissipation characteristic of magnetite ore crushing under impact load [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 52(4):150-159.
- 梁昌玉, 李晓, 李守定, 等, 2012. 岩石静态和准动态加载应变率的界限值研究[J]. 岩石力学与工程学报, 31(6):1156-1161. Liang Changyu, Li Xiao, Li Shouding, et al, 2012. Study of strain rates threshold value between static loading and quasi-dynamic loading of rock [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 31(6):1156-1161.
- 王凤林, 陈超, 李洪宝, 等, 2016. 采场爆破块度分布对铲装运输工艺能耗影响[J]. 现代矿业, 32(4):254-256. Wang Fenglin, Chen Chao, Li Hongbao, et al, 2016. Influence of blasting fragmentation distribution in stope on energy consumption of shovel-loading transportation process [J]. Modern Mining, 32(4):254-256.
- 王磊, 邹鹏, 焦振华, 等, 2022. 冲击荷载下两种应变率作用方式煤岩能量演化及分形特征研究[J]. 振动与冲击, 41(14):280-289. Wang Lei, Zou Peng, Jiao Zhenhua, et al, 2022. Energy evolution and fracture characteristics of coal and rock under impact load with two kinds of strain rate action modes [J]. Journal of Vibration and Shock, 41(14):280-289.
- 王礼立, 2005. 应力波基础[M]. 2版. 北京: 国防工业出版社. Wang Lili, 2005. Foundation of stress waves [M]. 2nd ed. Beijing: National Defense Industry Press.
- 张文清, 石必明, 穆朝民, 2016. 冲击荷载作用下煤岩破碎与耗能规律实验研究[J]. 采矿与安全工程学报, 33(2):375-380. Zhang Wenqing, Shi Biming, Mu Zhaomin, 2016. Experimental research on failure and energy dissipation law of coal under impact load [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 33(2):375-380.

Experimental Study on Energy Coupling and Dissipation Mechanism of Rock Blasting–Crushing

QIU Xianyang¹, YANG Zhenwu¹, QIU Hongjie¹, SHEN Wenbo¹, LI Leilei², FENG Zeping², WU Dong²
1. School of Resources and Safety Engineering, Central South University, Changsha 410083, Hunan, China;
2. Power China Northwest Engineering Co., Ltd., Xi'an 710065, Shaanxi, China

Abstract: Energy consumption in comminution processes, which include blasting, crushing, and grinding, constitutes a significant portion of operational costs in hard-rock mining. Traditional optimization approaches often treat blasting and crushing as separate systems, leading to inefficient energy distribution and underutilization of chemical energy (explosives) to alleviate the burden on downstream mechanical comminution. This study addresses this gap by developing a quantitative energy coupling model that connects blasting energy input, rock fragmentation distribution, and subsequent crushing energy consumption. To quantify these relationships, a comprehensive experimental program was conducted on two representative rock types: granodiorite porphyry and skarn. The methodology integrates dynamic impact tests using a Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB) with static-impact crushing tests employing a drop-weight apparatus. The SHPB tests, conducted under varying impact air pressures, simulated the rock fracturing process under explosive loading. The results indicate a clear linear dependency, wherein the three-dimensional mean particle size of the blasted rock decreases proportionally with increasing incident energy. Subsequent to the primary stage, drop-weight tests were conducted on oversized fragments to establish an exponential growth model for crushing energy consumption as a function of input particle size. This model underscores the substantial energy costs associated with processing coarse blast fragmentation. By mathematically integrating both stages, the study developed a comprehensive model of total energy consumption. The analysis reveals that the total system energy exhibits a characteristic “U-shaped” trend (decreasing then increasing) within the constraints of the process. Specifically, an increase in blasting energy initially leads to a significant reduction in mechanical crushing load. However, beyond a certain point, further increases in blasting energy result in diminishing returns. The model identifies precise optimal operating points, with minimum total energy consumption recorded at 176.66 J for porphyry and 91.54 J for skarn. These minima correspond to an optimal fragment size range of 37–42 mm. By targeting this specific fragmentation range, overall system energy consumption can be reduced by up to 42.8% compared to conventional operational parameters. These findings reveal a fundamental conflict between the nonlinear characteristics of crushing dissipation and the gradient distribution of blasting energy. The results indicate that relying exclusively on mechanical crushing for size reduction is energetically inefficient for hard rocks. Instead, increasing the proportion of rock breakage achieved through chemical energy or implementing multi-stage crushing strategies can substantially improve system performance. This study, for the first time, develops a closed-loop quantitative coupling model of blasting energy, fragment size, and crushing energy. It elucidates the nonlinear principles governing inter-process energy transfer and provides both a theoretical foundation and parameterized guidance for optimizing energy use throughout the entire process. This research offers significant engineering value for cost-effective and sustainable energy-efficient hard-rock mining.

Key words: impact load; Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB); drop-weight impact; energy dissipation; fragment size