

# 低压磨料空气射流切割硬岩评价模型及应用

魏建平<sup>1,2</sup>, 蔡玉波<sup>1,2</sup>, 张铁岗<sup>1,2</sup>, 薛 熠<sup>3</sup>, 姬松涛<sup>4</sup>, 陈长江<sup>1,2</sup>, 张慧栋<sup>1,2</sup>, 刘 勇<sup>1,2</sup>

(1. 河南理工大学 瓦斯地质与瓦斯治理国家重点实验室培育基地, 河南 焦作 454000; 2. 煤炭安全生产与清洁高效利用省部共建协同创新中心, 河南 焦作 454000; 3. 西安理工大学 土木建筑工程学院, 陕西 西安 710048; 4. 西安科技大学 教育部西部矿井开采及灾害防治重点实验室, 陕西 西安 710054)

**摘 要:** 低压磨料空气射流破岩能力强、能耗低, 是一种解决硬岩掘进效率低、刀具损耗严重最具潜力的技术之一。但采用磨料射流技术进行破岩割缝时, 由于评价指标(割缝深度、宽度、体积)单一、普适及通用性差, 导致磨料射流在不同工况下的最佳割缝参数难以确定, 极大限制了磨料射流技术的推广应用效果。为此, 提出一种综合考虑磨料射流割缝深度、宽度和体积等缝槽参数之间定量关系的评价模型。通过对岩石割缝形貌进行三维重构, 并进行均值化处理, 得到射流割缝缝槽形态分布方程。将缝槽形态曲线方程的均值面积  $A$  与分布函数振幅  $a_1$  的比值定义为割缝特征宽度  $b$ , 并将  $b$  与  $a_1$  的比值定义为宽高比  $P$ 。利用  $P$  对磨料射流割缝效果进行评判, 得到如下结论: 在  $P \leq 0.5$  时, 表示能形成更窄更深的割缝, 且当  $P$  越小时, 割缝窄深特征更明显; 当  $P > 0.5$  时, 表示能够形成更宽更浅的割缝。利用  $P$  对不同割缝参数条件下的割缝效果进行表征, 得出当需要获得较深的割缝形态时, 应控制射流冲击靶距为 40 mm, 磨料粒径在 60~90 目 (0.16~0.25 mm), 磨料莫氏硬度应控制在 7.0 以上, 采用 16~32 g/s 的磨料质量流量和 60° 的冲击角度。当获得宽且浅的割缝形态时, 可选择磨料粒径大于 90 目 (0.16 mm), 磨料莫氏硬度低于 7.0, 使磨料质量流量低于 8 g/s 并控制射流冲击角度超过 75°, 射流靶距大于 40 mm。

**关键词:** 磨料空气射流; 硬岩切割; 割缝形貌; 评价模型; 割缝参数

中图分类号: TD421 文献标志码: A 文章编号: 0253-9993(2025)01-0349-11

## An evaluation model and its application of low-pressure abrasive air jet slitting hard rock

WEI Jianping<sup>1,2</sup>, CAI Yubo<sup>1,2</sup>, ZHANG Tiegang<sup>1,2</sup>, XUE Yi<sup>3</sup>, JI Songtao<sup>4</sup>, CHEN Changjiang<sup>1,2</sup>, ZHANG Huidong<sup>1,2</sup>, LIU Yong<sup>1,2</sup>

(1. State Key Laboratory Cultivation Base for Gas Geology and Gas Control, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000, China; 2. State Collaborative Innovation Center of Coal Work Safety and Clean-efficiency Utilization, Jiaozuo 454000, China; 3. School of Civil Engineering and Architecture, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China; 4. Key Laboratory of Western Mines and Hazard Prevention of Ministry of Education, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China)

**Abstract:** Low-pressure abrasive air jet technology is one of the most promising methods for addressing the issues of low efficiency and significant tool wear in hard-rock drilling, owing to its strong rock-breaking capability and low energy consumption. However, the application of this technology faces challenges due to the reliance on single evaluation indices (e.g., slit depth, width, volume), which lack universality and generality, making it difficult to determine the optimal slit

收稿日期: 2024-11-20 策划编辑: 韩晋平 责任编辑: 王晓珍 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.YG24.1425

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (U24A2091, 52374193); 河南省重点研发专项资助项目 (231111322000)

作者简介: 魏建平 (1971—), 男, 河南遂平人, 教授, 博士。E-mail: weijianping@hpu.edu.cn

通讯作者: 张慧栋 (1992—), 男, 河南登封人, 博士。E-mail: zhanghuidong@hpu.edu.cn

引用格式: 魏建平, 蔡玉波, 张铁岗, 等. 低压磨料空气射流切割硬岩评价模型及应用[J]. 煤炭学报, 2025, 50(1): 349-359.

WEI Jianping, CAI Yubo, ZHANG Tiegang, et al. An evaluation model and its application of low-pressure abrasive air jet slitting hard rock[J]. Journal of China Coal Society, 2025, 50(1): 349-359.



移动阅读

parameters under varying working conditions. This limitation significantly hampers the effectiveness of abrasive jet technology. To address this issue, proposes an evaluation model that integrates the quantitative relationships among slit parameters such as depth, width, and volume. A jet slit morphology distribution equation is derived through three-dimensional reconstruction and homogenization of rock slit morphology. The ratio of the mean area ( $A$ ) of the slit morphology curve to the distribution function parameter ( $a_1$ ) is defined as the characteristic width of the slit, denoted as  $b$ , and the ratio of  $b$  to  $a_1$  is defined as the width-to-height ratio  $P$ . The effectiveness of the slit is evaluated using  $P$ , leading to the following conclusions: when  $P \leq 0.5$ , a narrower and deeper slit is formed; when  $P > 0.5$ , a wider and shallower slit is produced. By using  $P$  to characterize the slit effect under different parameter conditions, it is determined that when a deeper slit is required, the jet impact target distance should be maintained at 40 mm, the abrasive grain size should range between 60 and 90 mesh (0.16~0.25 mm), the abrasive hardness should exceed 7.0 on the Mohs scale, the mass flow rate of the abrasive should be between 16 g/s and 32 g/s, and an impact angle of  $60^\circ$  should be used. For obtaining a wide and shallow slit, the abrasive grain size should exceed 90 mesh (0.16 mm), the Mohs hardness should be less than 7.0, the abrasive mass flow rate should be lower than 8 g/s, the jet impact angle should be greater than  $75^\circ$ , and the distance between the jet and the target should be greater than 40 mm.

**Key words:** abrasive air jet; hard rock slitting; slitting shape; evaluation model; slit parameters

硬岩的高效破碎是制约地下工程施工及金属矿产开采的重要因素<sup>[1-2]</sup>。传统施工方法(钻爆法、盾构法)掘进硬岩存在刀具磨损严重、效率低、施工成本高,难以抵御岩爆,易引发有害气体爆炸,施工危险性大等问题<sup>[3-4]</sup>。磨料射流作为一种非刀具的非爆破岩技术,被认为是突破硬岩破碎技术瓶颈的最有效手段之一。尤其是低压磨料空气射流切割技术可在低于 2 MPa 气压下实现较好的岩石切割效果,具备低压、低能耗以及极高的切割硬岩能力,在硬岩破碎领域具备广阔的工程应用前景<sup>[5]</sup>。

磨料射流破岩的目的主要分为 2 类,一种是磨料射流直接作为硬岩破碎技术。此时,要求通过多次循环切割获得尽可能大的体积破碎,如 GE 等<sup>[6]</sup>研究喷嘴横移速度与切割次数之间的比值对切割效率的影响,认为在 9 mm/s 喷嘴移速条件下重复切割 3 次效果最好。LIU 等<sup>[7]</sup>通过能量法研究切割次数、射流压力等参数对射流切割硬岩效率的影响,认为增加切割次数比提高射流压力更有利于提高破岩效率。WANG 等<sup>[8]</sup>对钢筋混凝土进行重复切割实验,并建立切割深度预测模型以提高隧道掘进效率。磨料射流破岩的另外一种作为辅助的预破碎技术。此时要求为后续的破碎提供适合的临空卸压面,如 LI 等<sup>[9]</sup>研究割缝深度对辅助破岩性能的影响,割缝深度越大辅助机械破岩效果越好。文献<sup>[10-11]</sup>研究了有射流辅助条件下,够显著降低刀具受力,提高机械破岩效率。然而,目前对磨料射流破岩缺少统一的评价标准,只能侧重割缝深度、割缝体积。如 HASHISH 等<sup>[12]</sup>开发一种可视化实验模型,通过模型生成数据,用于预测射流参数对切口深度的影响。POLYAKOU 等<sup>[13]</sup>,考虑将岩

石切割指标与脉冲射流参数联系起来,建立广义方程用于计算岩石切割效率。STOXREITER 等<sup>[14]</sup>认为,由于岩石非均质,会导致采用割缝深度评价破岩效果存在误差,没有采用体积评价准确。OH 等<sup>[15]</sup>等开发了一种考虑射流总动能与切割深度之间关系的模型,用于估算磨料水射流切割深度及所用时间。AYDIN 等<sup>[16]</sup>建立一种考虑岩石特性的割缝深度预测模型,并考虑磨料粒径、磨料质量流量等对割缝深度的影响。然而割缝深度和割缝体积是一个相互耦合共同作用的因素。采用单一的评价(深度或体积)方式,不能统一度量割缝效果。

此外,磨料射流的破碎岩石是多个射流参数共同作用的过程。如磨料属性、磨料质量流量、射流冲击角度、靶距和磨料参数等。研究表明<sup>[17]</sup>,在一定粒径范围内,磨料粒径与射流冲蚀率之间呈正比例关系,当磨料粒径大于某一临界值时,增大粒径并不能提高冲蚀率。而射流冲蚀率随磨料密度的增加,先增加后减少<sup>[18]</sup>。对磨料质量流量的研究表明<sup>[19]</sup>,质量流对磨料分布影响不大,但对磨料速度影响明显。随着质量流量的增大,磨料加速的距离和时间减小,导致磨料速度也随之减小。不同射流冲蚀角度对岩石产生的冲蚀形态不同<sup>[20]</sup>,对于射流冲击效果也有不同的影响,如小角度冲击适用于塑性材料,大角度冲击适用于脆性材料等。而射流靶距的影响主要是通过影响射流形态的发展<sup>[21]</sup>,从而影响射流冲击能力和割缝范围,一般来说冲蚀深度随着射流冲击靶距的增加,呈现出先增加后减小的趋势,射流靶距存在一个最优值。然而对于不同参数条件下的割缝效果,目前仍未有一个统一的评价标准。采用不同的割缝参数时,获取的割

缝效果不同, 只对该参数条件下的割缝效果进行表征, 不能将其余参数的割缝效果进行统一比较。因此, 磨料射流破岩需提出能够统一射流参数影响的评价模型, 具有一个能够评价射流割缝效果的统一标准。

为此, 笔者对磨料射流硬岩割缝形貌进行三维重构, 通过拟合重构模型割缝截面分布方程, 建立起考虑割缝深度、割缝宽度与割缝形态之间变化规律的割缝效果评价模型。并基于该评价模型对割缝参数, 包

括磨料粒径、硬度、射流冲击角度、靶距和磨料质量流量进行实验研究, 为低压磨料气体射流破硬岩领域提供技术指导。

## 1 磨料空气射流花岗岩切割实验

### 1.1 实验系统

岩石移动切割实验系统如图 1 所示, 主要由空压机系统、磨料罐、移动切割系统组成。

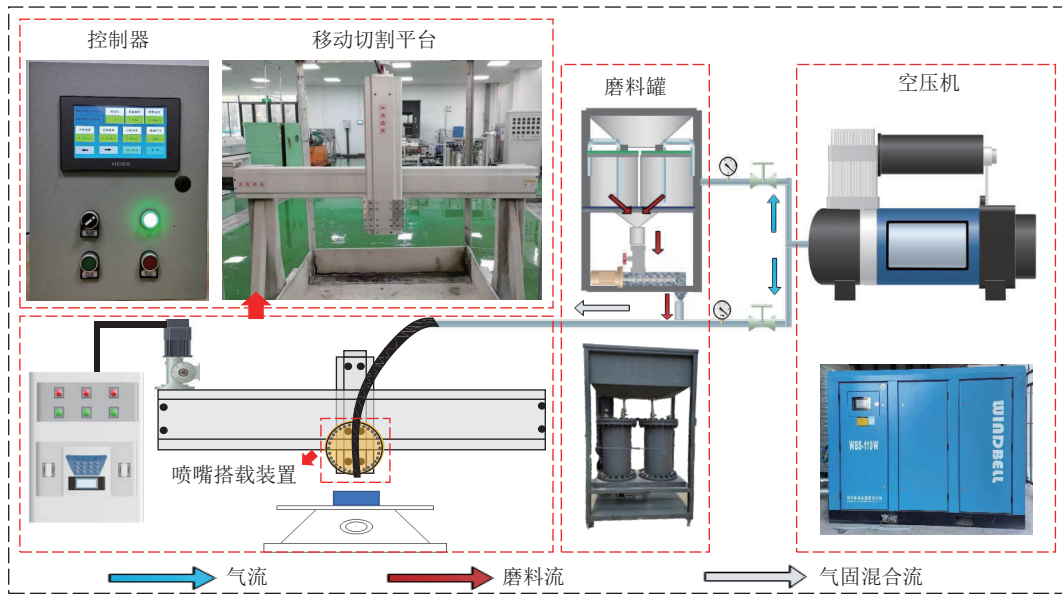


图 1 磨料空气射流移动切割实验系统

Fig.1 Abrasive air jet mobile slitting experiment system

其中空压机系统每次可提供 2 MPa 的稳定气压; 磨料罐可实现 5 ~ 120 g/s 稳定供料; 移动导轨系统由控制面板控制移速, 调节范围为 0 ~ 1 m/s, 调节精度为 0.001 m/s; 喷嘴为线性切割喷嘴, 具体结构可参照文献[22]。为了对实验后岩石割缝形貌特征进行数值化分析处理, 需借助三维重构系统, 其中岩石割缝形貌重构系统如图 2 所示, 选用 OptimScan-5M 3D 扫描仪, 配有 500 万像素的工业相机, 最高测量精度为 5 μm,

可满足割缝形貌重构精度要求。

### 1.2 实验方案

实验时保持气体压力 2.0 MPa、稳定切割 7 s, 分别在移动速度为 20 mm/s 和 40 mm/s 的条件下进行切割实验。研究射流冲击靶距、磨料粒径、磨料硬度 (莫氏硬度)、磨料质量流量和射流冲击角度对射流破岩效果的影响。各参数的实验方案见表 1。实验所用花岗岩品名为安匠红, 产自中国河北省承德市, 其单轴抗压强度为 165 MPa, 颗粒成分主要为云母、石英和长石等。

### 1.3 磨料空气射流割缝形态特征

对实验所得岩石切割缝槽进行三维形貌重构, 为了展示不同割缝参数条件下的缝槽形态, 从实验结果中对各割缝参数下的实验结果分别进行随机选取, 所得割缝效果及三维重构模型如图 3 所示。

从图 3 可以看出, 在切割实验的初始和结束段, 不同割缝参数条件下的缝槽特征各异、没有明显规律 (图 3 中绿色框选部分); 而在切割实验中间段, 不同割缝参数下所得缝槽的形态均匀一致 (图 3 中蓝色框选部分), 并通过对中间段的缝槽进行三维重构, 可以

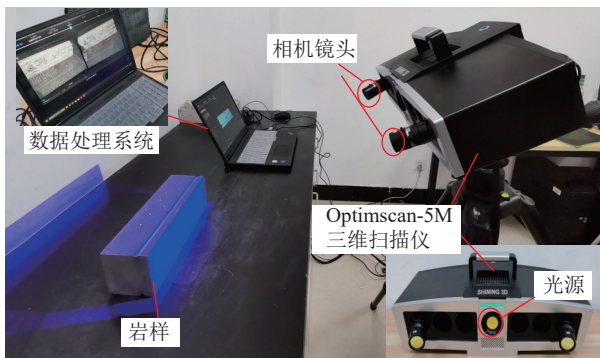


图 2 OptimScan-5M 3D 扫描仪系统

Fig.2 OptimScan-5M 3D scanner system

表 1 不同切割参数对岩石割缝效果的影响

Table 1 Influence of different slitting parameters on the effectiveness of rock slits

参数组号	磨料质量流量/(g·s <sup>-1</sup> )	靶距/mm	角度/(°)	磨料粒径/目	磨料硬度
1	8	30	60	60	8.0
	16	30	60	60	8.0
	32	30	60	60	8.0
	50	30	60	60	8.0
	64	30	60	60	8.0
2	16	30	60	60	8.0
	16	40	60	60	8.0
	16	50	60	60	8.0
	16	60	60	60	8.0
	16	80	60	60	8.0
3	16	30	30	60	8.0
	16	30	45	60	8.0
	16	30	60	60	8.0
	16	30	75	60	8.0
	16	30	90	60	8.0
4	16	30	60	20	8.0
	16	30	60	40	8.0
	16	30	60	60	8.0
	16	30	60	80	8.0
	16	30	60	100	8.0
5	16	30	60	60	7.0
	16	30	60	60	7.5
	16	30	60	60	8.0
	16	30	60	60	9.0
	16	30	60	60	9.5

得出不同割缝参数下,缝槽均呈现出“钟型”分布特征。随割缝参数变化,“钟型”缝槽的开口宽度  $W$ 、高度  $D$  及体积  $V$  会出现不同变化规律。例如:在射流靶距为 30 mm 时,缝槽  $W$  为 14.22 mm,  $D$  为 12.34 mm,  $V$  为 11 254 mm<sup>3</sup>, 如图 4a 所示;当磨料目数为 60 时,缝槽  $W$  为 15.32 mm、 $D$  为 11.27 mm,  $V$  为 12 114 mm<sup>3</sup>;当质量流量为 16 g/s 时,缝槽  $W$  为 12.72 mm、 $D$  为 11.49 mm,  $V$  为 11 014 mm<sup>3</sup>。不同的割缝参数下,缝槽的形态参数各不相同,表明随着割缝参数的改变,缝槽深度、宽度、体积等参数存在一个相互影响的变化过程。若单独采用深度等参数对割缝效果进行表征,不能有效的评判不同割缝参数条件下低压磨料空气射流岩石切割效果。

综上,根据不同参数下缝槽形态分布特征均匀,可以考虑建立一个与缝槽形态近似的分布函数,并通过所构建函数的具体参数,来对割缝进行量化处理,以此评价不同割缝参数下的割缝效果。

## 2 磨料空气射流切割花岗岩评价模型

### 2.1 割缝形貌特征数字化处理流程

构建低压磨料空气射流切割硬岩评价模型时,需对重构后的缝槽空间三维形态进行数据降维处理为同一笛卡尔坐标系下的二维数据。同时,为避免局部空间形态异常对整体数据造成的误差,采用均值滤波的方法去除数据噪点,获得二维平滑的割缝特征曲线。割缝形貌的数字化处理流程,如图 4 所示,具体的操作如下:

1) 割缝形貌重构之后,标定坐标轴方向,统一坐

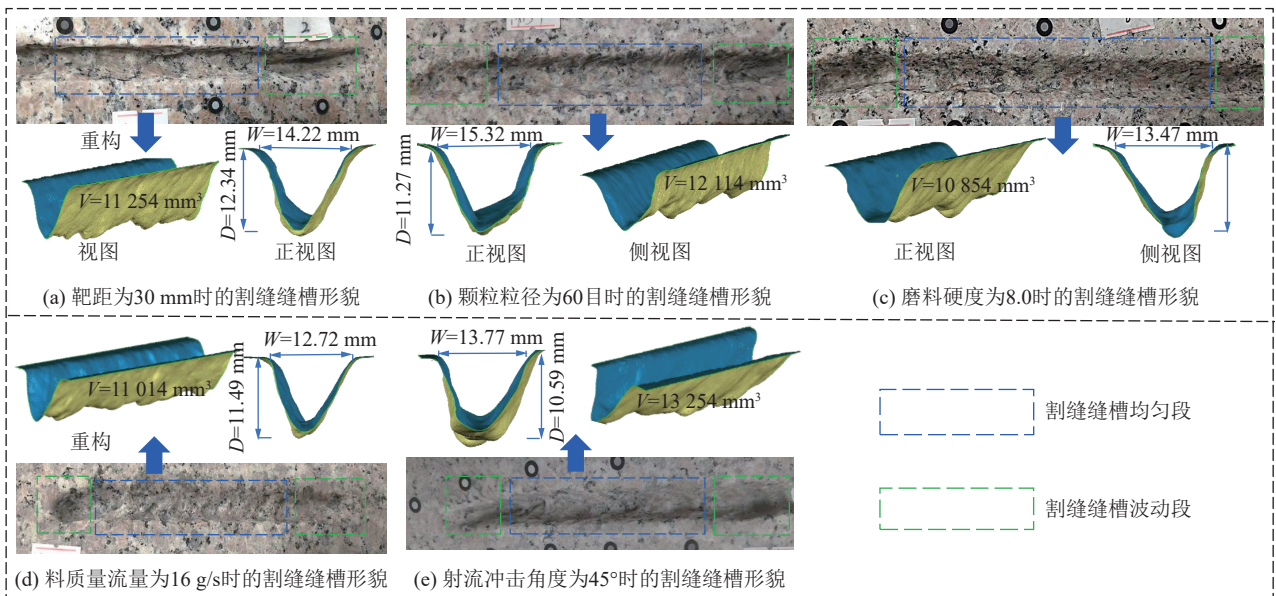


图 3 岩石割缝效果及三维重构模型

Fig.3 Rock slitting effect and 3D reconstruction modelling

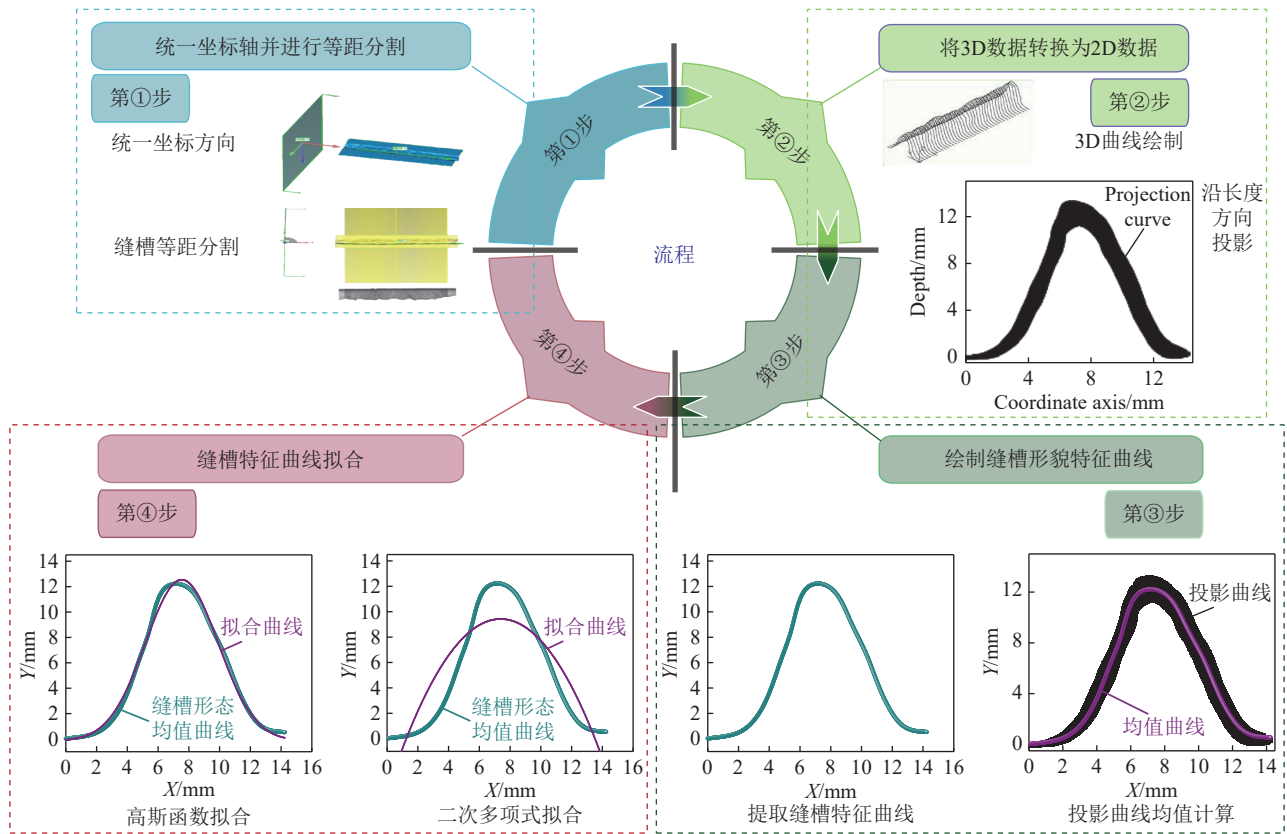


图 4 缝槽形貌数字化处理流程

Fig.4 Process of digitisation of seam groove morphology

标系,对割缝进行等距分割处理,将割缝轮廓数字化,提取数据。如图 4 中第①步所示。

2) 割缝曲线数字化处理之后,对割缝形貌曲线沿割缝长度方向的进行投影,进行数据降维,三维数据转化为二维数据。如图 4 中第②步所示。

3) 计算投影所得二维曲线均值数据并进行绘图,绘制的均值曲线即为该参数下的割缝特征曲线。如图 4 中第③步所示。

4) 对绘制的割缝特征曲线进行数据拟合,得到曲线拟合公式,并对各拟合公式的拟合效果进行对比,得到最佳割缝特征曲线的拟合方程,而后进行批处理。如图 4 中第④步所示。

### 2.2 评判模型的确定

根据第 2.1 节中数据处理流程,对不同割缝条件下的实验结果进行处理。将割缝形貌曲线沿割缝长度方向的投影曲线均值进行函数拟合,取 95% 置信区间,并对拟合曲线的 R-square(拟合相关系数)与 RMSE(均方根误差)值进行分析,从而确定拟合效果<sup>[23]</sup>。由于各参数数据处理流程相同,本节主要介绍数据处理过程及评判标准建立过程,因此选取不同靶距条件下的割缝效果进行标准的建立,所选参数的割缝形貌均值曲线如图 5 所示。

根据图 5 数值模型可知,割缝深度随着靶距的增

大先增大后减小,而割缝宽度随着靶距的增加逐渐增大。因此,在本实验条件下,最优割缝深度的靶距位于 40 mm 处,在较低的靶距处颗粒存在较大的相互作用,反弹颗粒对入射颗粒作用的增强导致其对岩石的破坏效果降低。在靶距为 40 mm 时,反射颗粒对入射颗粒的作用减小,虽然靶距增大其颗粒动能有一定降低,但相比于反弹颗粒的作用,其减小程度仍处于低值,因而对岩石产生了更大的破坏效果。当靶距超过 40 mm 时,反弹颗粒的作用降低但射流冲击动能也降低,此时由于射流冲击动能的降低幅度较大,对岩石的破坏深度减小。此外,随着射流靶距的增大,由于射流的发展,磨料颗粒随着发散,射流对岩石的作用宽度不断增加,这也导致整体割缝深度随着靶距的增大不断增大,这也与前人的研究结果一致<sup>[24]</sup>。

通过分析割缝特征曲线,与之相近的方程模型为二次多项式和 Gauss 分布。因此,对 2 种方程分别进行割缝特征曲线的拟合,通过拟合效果确定最佳的拟合方程形式。其中采用二次方程的拟合效果如图 6 所示,拟合参数如图 7 所示。采用 Gauss 分布拟合时,各参数拟合效果如图 8 所示,拟合参数如图 9 所示。

由图 7 可知,采用二次多项式对割缝形态均值曲线进行拟合时,割缝形貌拟合方程的参数 R-square 平均值为 0.796 7, RMSE 平均值为 2.044。结合图 6 可

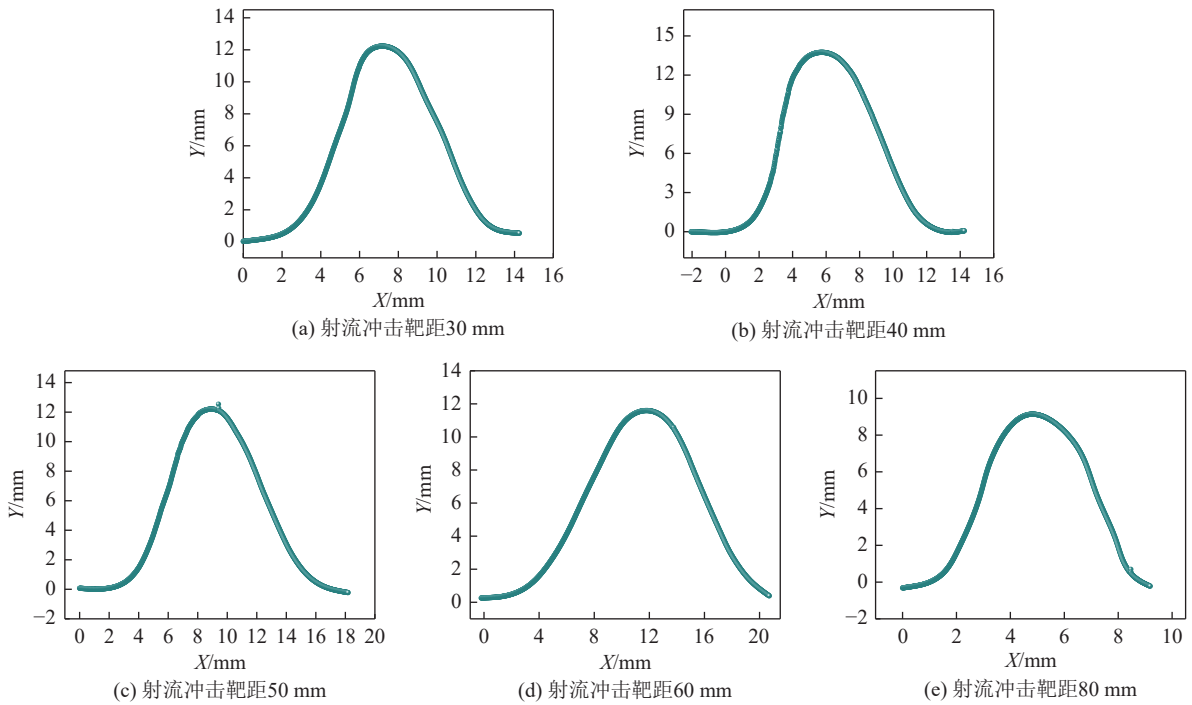


图 5 不同冲击靶距下的割缝形貌均值曲线

Fig.5 Mean curves of rock slitting morphology at different standoff distance

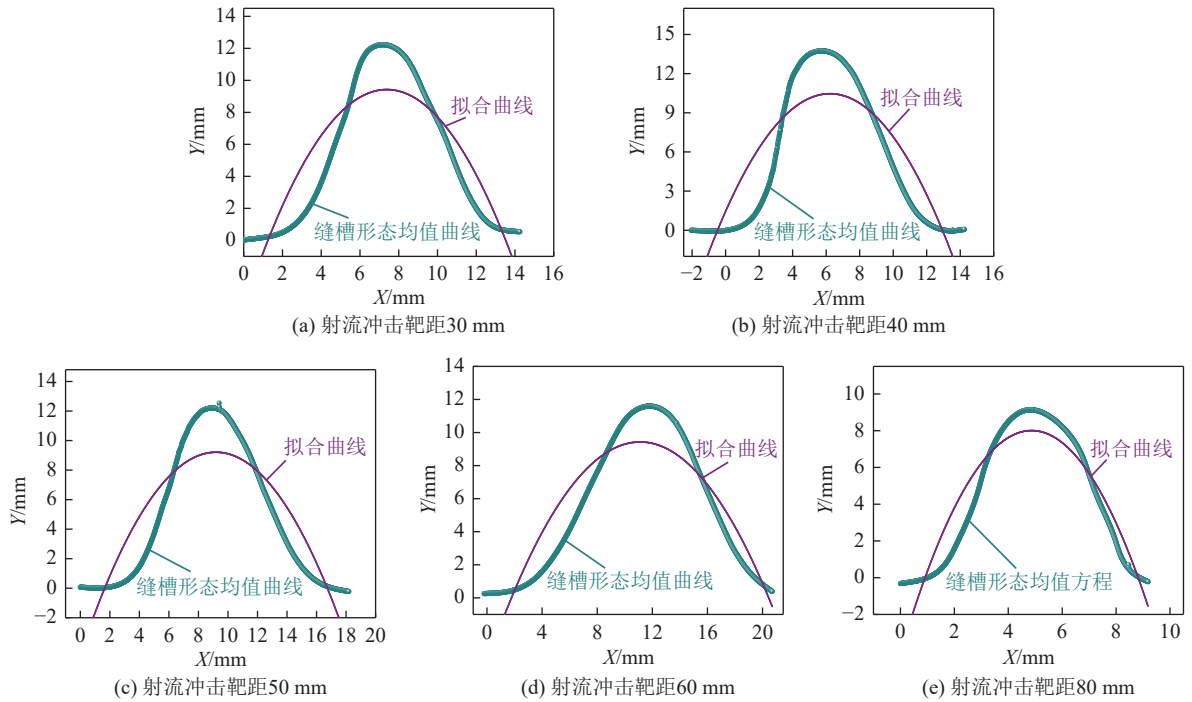


图 6 多项式拟合效果

Fig.6 Polynomial fitting effect

知,拟合曲线与割缝形态均值曲线之间离散较远,拟合精度较低。

通过图 9 可知,采用高斯函数进行形貌均值曲线拟合时,拟合参数中 R-square 平均值为 0.988 8, RMSE 平均值为 0.388 3。同时结合图 8 可知,采用高斯函数拟合时,曲线能够很好地逼近特征曲线。因此,相比

于多项式拟合,采用高斯分布拟合时拟合效果较好,整体拟合精度较高,因此后续分析,采用高斯分布方程作为评价割缝形态的模型。

2.3 评价指标的建立

由 2.2 节可知,低压磨料空气射流岩石割缝形貌曲线符合高斯函数分布,其中曲线方程如下:

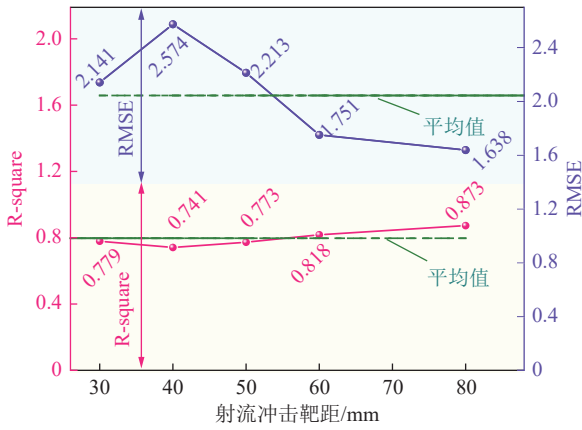


图 7 不同靶距条件下的割缝形态多项式拟合参数  
Fig.7 Polynomial fitting parameters for slot morphology at different standoff distances

$$f(x) = a_1 \exp\left(-\left(\frac{x-b_1}{c_1}\right)^2\right) \quad (1)$$

式中:  $a_1$  为分布函数振幅;  $b_1$  为高斯峰的位置参数;  $c_1$  为高斯峰的宽度参数。

对高斯分布方程进行分析, 引入无量纲量‘宽高比’, 计算均值曲线的面积  $A$  表征割缝特征曲线截面积大小。由式 1 可知, 高斯峰振幅  $a_1$  对应的数值为割缝深度, 根据  $A$  计算割缝特征宽度  $b$ , 计算公式见式 (2)。

$$b = \frac{A}{a_1} \quad (2)$$

将  $b$  与  $a_1$  的比值定义为宽高比  $P$ , 破岩宽度特征

值计算公式见式 (3)。

$$P = \frac{b}{a_1} \quad (3)$$

采用宽高比  $P$ , 对所选割缝参数的实验数据进行分析, 实验结果如图 10 所示。

由图 10 可知, 割缝特征宽度  $b$  随着靶距的增大而增大, 这也与射流发展的规律相一致<sup>[25]</sup>。磨料从喷嘴喷出后, 随着靶距的不断增大, 射流逐渐加宽, 空气射流携带磨料颗粒逐渐发散, 对岩石的破坏范围加大<sup>[16]</sup>。而宽高比  $P$  则随着靶距的增大先减小后增大, 在靶距低于 40 mm 时  $P$  均小于 0.5, 靶距高于 40 mm 时  $P$  均大于 0.5。因为射流在喷出后, 由于气固两相存在速度差, 磨料颗粒会在射流流场中进一步加速, 在达到最佳靶距时得到最佳的破岩效果。之后随着靶距的进一步增大, 磨料所受合力与其运动方向相反, 气固两相速度差开始减小, 磨料速度开始逐渐降低, 割缝也开始变浅。此外,

由于在小靶距时, 颗粒之间相互作用较强, 反弹颗粒阻碍入射颗粒, 使得其对岩石的破坏效果未达到最大值。在靶距为 40 mm 时, 反弹颗粒对入射颗粒的作用减小, 虽然靶距的增大导致其颗粒动能有一定降低<sup>[26]</sup>, 但相比于反弹颗粒的作用, 其减小程度较低, 因而割缝特征宽度  $b$  最小。此时  $P$  均小于 0.5, 割缝形貌更窄更深。当靶距超过 40 mm 时, 反弹颗粒的作用降低但射流冲击动能也降低, 此时由于射流冲击动能

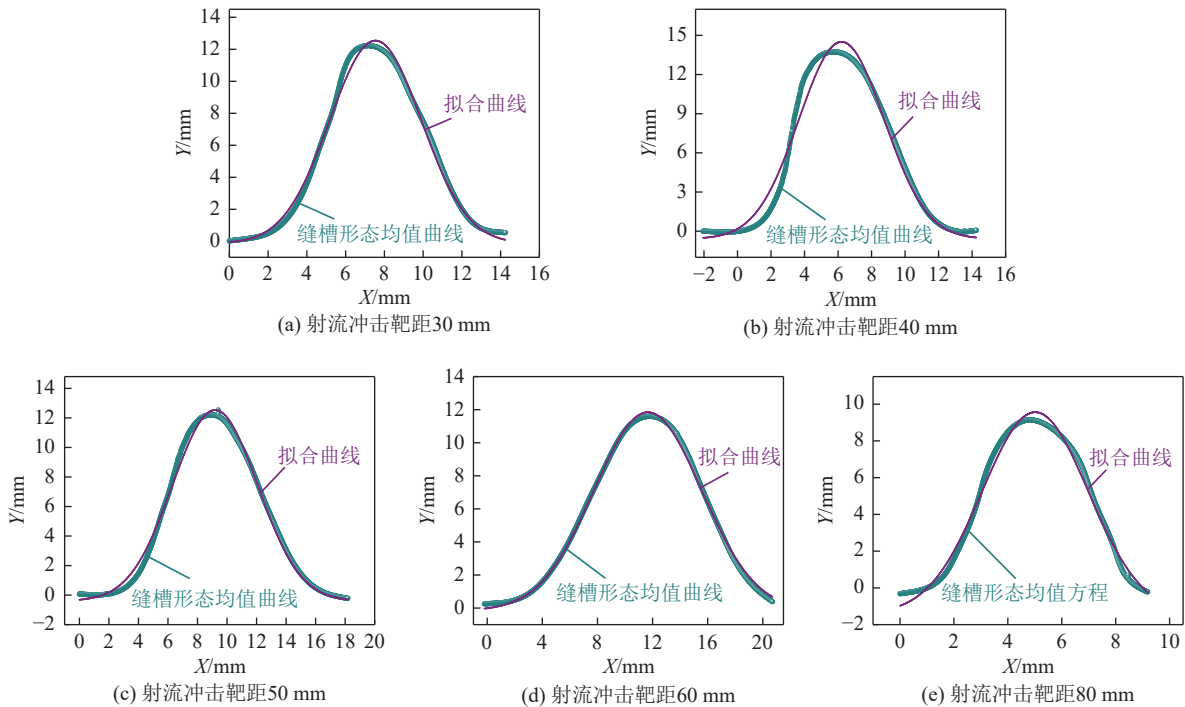


图 8 高斯分布拟合效果

Fig.8 Gaussian distribution fitting effect

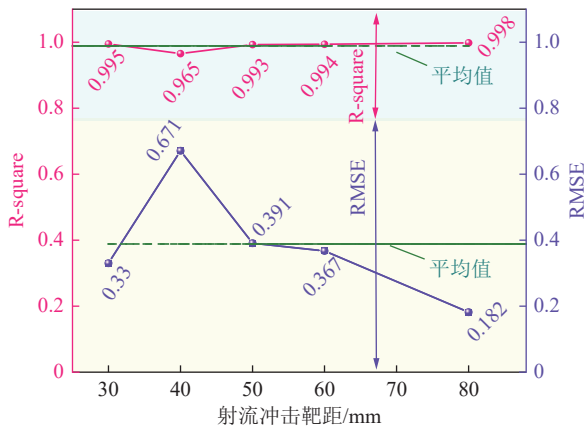
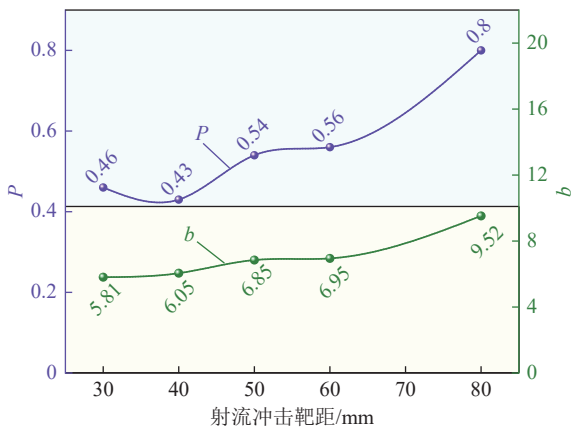


图9 不同靶距下割缝形貌高斯拟合参数

Fig.9 Gaussian fitting parameters for slot morphology at different standoff distances

图10 不同靶距下的破岩宽度特征值  $b$  与宽高比  $P$ Fig.10 Characteristic width value  $b$  and width-to-height ratio  $P$  of rock breaking at different standoff distances

的降低幅度较大,因此破岩深度逐渐减小,割缝特征宽度  $b$  逐步增大。此时  $P$  均大于 0.5,对岩石的破坏深度减小,岩石呈现出较宽、较浅的割缝<sup>[27]</sup>。

采用所选指标  $P$  对割缝效果进行表征,对上述实验数据进行绘图,结果如图 11a 所示。

通过上述分析结合图 11a 可知,综合考虑割缝的深度、宽度以及割缝形态,在靶距超过 40 mm 后, $P$  值增速变大,说明切割深度在急剧变小。当  $P$  小于 0.5 时,割缝形态呈现出以割缝深度方向增加更有优势,割缝主要以形成割缝深度为主,割缝宽度增加较少,由前述可知,此时更多射流能量用于增加割缝深度。当  $P$  大于 0.5 时,割缝槽形态呈现出以割缝宽度方向增加更有优势,割缝开始逐渐以形成割缝宽度为主,割缝深度的增加比例开始减少,此时更多射流能量用于增加割缝宽度。由此可以建立一个评价标准:当宽高比  $P \leq 0.5$  时,主要形成窄且深的割缝形貌,并且随着  $P$  的减小,割缝更深、更窄。当宽高比  $P <$

0.5 时,破岩宽度加宽,主要形成更宽更浅的破岩形貌,并且随着  $P$  的增大,破岩宽度更大。因此,在实际应用时应控制射流冲击靶距在 30~50 mm。

### 3 射流参数对破岩的影响规律

为明确低压磨料空气射流切割破岩的规律,确定岩石切割的最佳参数。采用磨料射流破岩统一评价模型,基于宽高比  $P$ ,定量分析了不同磨料粒径、磨料硬度、磨料质量流量、冲击角度下低压磨料空气射流的切槽特征,并给出最佳岩石割缝参数。

#### 3.1 磨料粒径对割缝效果的影响

不同磨料粒径的实验结果如图 11b 所示。由图 11b 可知,当磨料目数小于 60 时,割缝截面的宽高比会在  $P=0.07$  附近波动,表明当磨料目数较小时,磨料粒径对割缝截面的形态影响较小。但当磨料目数大于 60 时,随磨料目数增大,宽高比  $P$  快速的增大,且当目数为 100(0.15 mm) 时,宽高比  $P$  达到 0.75,表明当磨料目数大于 60 时,割缝截面会从窄且深的形态向宽且浅的形态进行转化。出现上述现象的原因是当磨料小于 60 目,磨料尺寸对破岩效果的影响程度有所降低,即存在一个临界尺寸,在粒径大于该值时,割缝深度不会继续增加<sup>[28]</sup>。当磨料目数大于 60 时,随着目数越大,颗粒冲击动能减小,在岩石深度方向上产生破坏的能力逐渐降低。在相同条件下大颗粒磨料能够产生更高的冲击动能。更高的冲击动能意味着更高的冲击应力,对岩石的做功能力更强,从而产生更好的破坏效果<sup>[17]</sup>,因此,在多个高速颗粒的重复冲击下,岩石破坏形貌更倾向于在深度方向上产生优势。此外,随着磨料尺寸的减小,磨料在喷出喷嘴后,磨料颗粒受到空气阻力的影响较大,其速度衰减较快。而大颗粒磨料因其运动惯性大,其受到的减速效果低,达到岩石表面时速度更高,更具破坏力。由上述分析结果可知,在采用低压磨料空气射流进行割缝时,应控制磨料的目数大于 60,否则会造成过多的能量浪费。当需要获得较深的割缝深度,磨料目数应控制在 60~90,当获得宽且浅的割缝形态时,可选择 90 目以上粒径的磨料。

#### 3.2 磨料硬度对割缝效果的影响

不同磨料硬度的实验结果如图 11c 所示。随着磨料硬度增大, $P$  先减小而后趋于稳定,但整体  $P < 0.2$ ,割缝均呈现窄且深的割缝形态。磨料硬度对岩石割缝槽的影响决定于磨料硬度与岩石成分之间的硬度关系<sup>[29]</sup>。磨料相比岩石越硬,则不容易破碎,硬质磨料在冲击岩石时,将磨料冲击动能以直接碰撞和冲击应力波的形式传递给岩石,使岩石矿物产生破碎

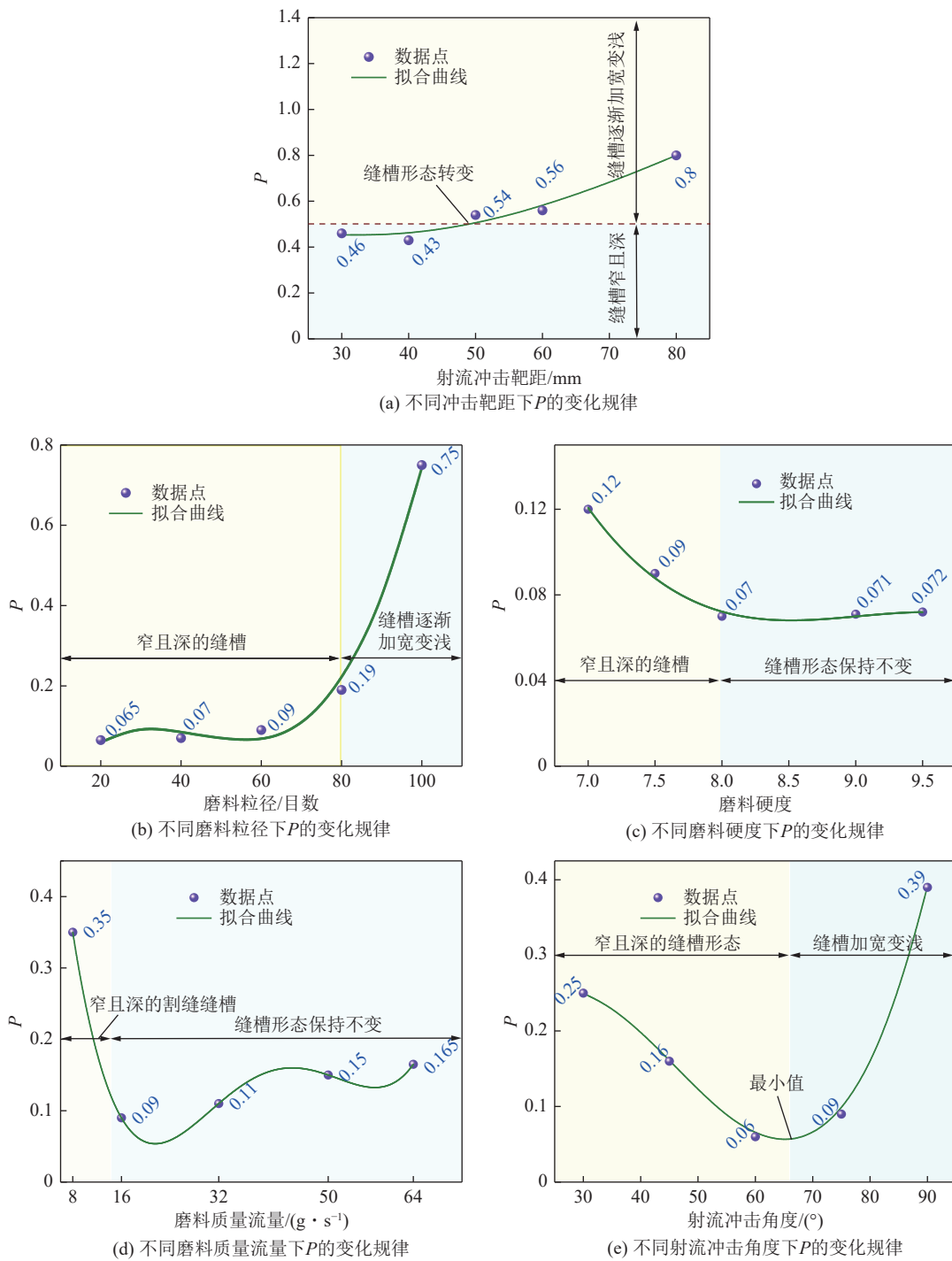


图 11 不同切割参数下  $P$  的变化规律

Fig.11 Variation of  $P$  at different slitting parameters

或剥离, 并促进岩石表面微裂隙的生成和拓展, 从而对岩石产生较大的破坏。而相较于岩石硬度小的磨料, 容易发生破碎, 在冲击岩石时, 相当一部分能量会被用于磨料破碎, 因此不能产生较好的割缝效果<sup>[18]</sup>。实验所用花岗岩主要由云母、石英、长石组成。矿物的莫氏硬度为 5~7, 相比于实验磨料硬度, 岩石硬度较小, 因此所得到的割缝均呈现出深且窄的割缝形貌。由上述分析结果可知, 在采用低压磨料空气射流进行

割缝时, 应控制磨料的硬度大于 7.0, 否则会造成磨料的浪费。对与切割花岗岩, 当需要获得较深的割缝深度, 磨料硬度应控制在 7.0 以上, 当获得宽且浅的割缝形态时, 可选择 7.0 以下的磨料硬度。

### 3.3 磨料质量流量对割缝效果的影响

不同磨料粒径的实验结果如图 11d 所示。随着磨料质量流量的增大,  $P$  呈现先减小后波动, 在磨料质量流量为 8 g/s 时  $P$  值较大, 缝槽呈现宽且浅的割缝

形态,但当磨料质量流量不断增大时,缝槽截面的宽高比会在  $P=0.10$  附近波动,说明在达到一定磨料质量流量之后,磨料割缝形态基本保持不变,均呈现窄且深的缝槽。由图 11d 可知,磨料质量流量存在一个最优值,为  $16\sim 32\text{ g/s}$ ,当磨料质量流量低于最优值时,磨料颗粒数量不足,单位时间内冲击岩石的磨料少,不能充分破坏岩石<sup>[19,28]</sup>。并且在喷嘴移动条件下,单位时间作用于岩石的磨料数量会进一步减小,从而导致破岩效果降低。在合适的磨料质量流量条件下,磨料颗粒被充分利用,磨料束的冲击动能达到最大,从而能够产生最佳的破岩效果。而随着质量流量超过最优值时,磨料颗粒开始过量,这会导致磨料与磨料之间相互碰撞增多,磨料颗粒动能降低,破岩效果减弱。并且,过量的磨料堆积在割缝底部产生砂垫效应,会进一步降低破岩效果。磨料质量流量对割缝效果的影响需要综合考虑射流能量利用率、磨料间的碰撞作用以及反弹磨料的影响。因此在实际应用时,想要获得窄且深的割缝形态并且避免磨料的浪费,应采用  $16\sim 32\text{ g/s}$  的磨料质量流量最佳,想取得宽且浅的割缝形态,只需要使磨料质量流量低于  $8\text{ g/s}$ 。

### 3.4 冲击角度对割缝效果的影响

不同冲击角度的实验结果如图 11e 所示。随着射流冲击角度的增大,  $P$  先减小后增大,在冲击角度为  $60^\circ$  时,  $P$  值最小,割缝呈现窄且深的形态,割缝效果最佳。当冲击角度超过  $75^\circ$  时,割缝形貌开始转变为宽且浅的割缝形态。冲蚀角度对于破岩效果的影响主要在于磨料与岩石的作用方式<sup>[30]</sup>。对于韧性材料,主要依靠小角度的磨料切削作用。而对于岩石等脆性材料,则综合磨料切削和冲击应力波作用。一般认为冲击应力波对脆性材料的影响更大<sup>[31]</sup>,根据冲击应力波的传递方式,冲击角度越大,冲击应力波传递给岩石的能量越高。而本实验中,冲击角度为  $90^\circ$  时,  $P$  并未达到最小。原因是过大的冲击角度导致反弹磨料对入射磨料的影响增强,射流能量被消耗,磨料动能降低。并且大角度条件下,磨料冲击岩石后不能及时排出,从而产生砂垫效应,阻碍入射磨料对岩石的进一步破坏。相反,当射流与岩石表面呈一定角度时,磨料颗粒冲击岩石后能够及时排出,不影响后续磨料冲击岩石,因而能够产生较好的割缝效果。由上述分析结果可知,在采用低压磨料空气射流进行割缝时,想要得到窄且深的割缝应控制射流冲击角度为  $60^\circ\sim 75^\circ$ ,想取得宽且浅的割缝,需要射流冲击角度大于  $75^\circ$ 。但较大的冲击角度会产生砂垫效应,造成能量浪费。

### 3.5 低压磨料空气射流割缝特征分析

低压磨料空气射流切割岩石时,割缝缝槽的形貌主要分为 2 类:分别为缝槽窄且深,缝槽宽且浅。磨

料粒径、磨料硬度、磨料质量流量、冲击角度和冲击靶距均会影响割缝形貌的特征。随着靶距的增大,缝槽深度先增大后减小,在射流靶距为  $40\text{ mm}$  时,缝槽形态达到最窄且深,当靶距小于或大于  $40\text{ mm}$  时,缝槽形态均开始变宽变浅。而随着磨料目数增大,缝槽截面会从窄且深的形态逐渐转变为宽且浅的形态。但随磨料目数的持续增大,缝槽深度会趋于稳定。当需要获得较深的割缝深度目数应控制在  $60\sim 90$  目,当获得宽且浅的缝槽形态时,可选择  $90$  目以上的磨料粒径。随着磨料硬度增大,  $P$  先减小而后趋于稳定。当需要获得较深的缝槽深度,磨料莫氏硬度应控制在  $7.0$  以上,当获得宽且浅的缝槽形态时,可选择磨料莫氏硬度  $7.0$  以下。随着磨料质量流量的增大,缝槽形态由宽且浅的形态转为窄且深的形态。想要获得窄且深的缝槽形态并且避免磨料的浪费,应采用  $16\sim 32\text{ g/s}$  的磨料质量流量,想取得宽且浅的缝槽形态,只需要使磨料质量流量低于  $8\text{ g/s}$ 。随射流冲击角度的增大,缝槽截面会从窄且深的形态转变为宽且浅的形态。想取得窄且深的割缝形态,需要控制在冲击角度为  $60^\circ$ ,当冲击角度超过  $75^\circ$  时,缝槽形态开始转变为宽且浅的割缝形态。

## 4 结 论

1) 提出了一种射流切割岩石效果定量评价方法。基于三维重构和拟合分析明确了低压磨料空气射流切割后岩石破坏形貌符合一次高斯函数。通过对高斯函数的  $a_1$  及投影面积平均值  $A$  进行分析,综合割缝深度、体积以及形貌,提出采用宽高比  $P$  作为切割岩石效果的定量评价指标。建立起定量评价割缝形状的标准为:当破岩宽高比  $P\leq 0.5$  时,表示能形成更窄更深的割缝;当  $P> 0.5$  时,表示能够形成更宽更浅的割缝。

2) 明确了低压磨料空气射流切割缝槽形态与射流作业参数匹配关系。低压磨料空气射流切割破岩时,可获得窄且深或宽且浅的缝槽形态。当需要获得较深的割缝深度应控制射流冲击靶距为  $40\text{ mm}$ ,磨料粒径在  $60\sim 90$  目,磨料硬度应控制在  $7.0$  以上,采用  $16\sim 32\text{ g/s}$  的磨料质量流量和  $60^\circ$  的冲击角度。当获得宽且浅的割缝形态时,可选择磨料粒径大于  $90$  目,磨料莫氏硬度低于  $7.0$ ,使磨料质量流量低于  $8\text{ g/s}$  并控制射流冲击角度超过  $75^\circ$ ,射流靶距大于  $40\text{ mm}$ 。

### 参考文献(References):

- [1] 魏建平,蔡玉波,刘勇,等.非刀具破岩理论与技术研究进展与趋势[J].煤炭学报,2024,49(2):801-832.  
WEI Jianping, CAI Yubo, LIU Yong, et al. Progress and trends in non-tool rock breaking theory and technology[J]. Journal of China

- Coal Society, 2024, 49(2): 801–832.
- [2] 刘勇, 郭鑫辉, 魏建平, 等. 岩弹冲击破岩规律试验研究[J]. 振动与冲击, 2023, 42(4): 270–278.  
LIU Yong, GUO Xinhui, WEI Jianping, et al. An experimental study on rock breaking law by rock bullet impacting[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2023, 42(4): 270–278.
- [3] 康红普, 李全生, 张玉军, 等. 我国煤矿绿色开采与生态修复技术发展现状及展望[J]. 绿色矿山, 2023, 1(1): 1–24.  
KANG Hongpu, LI Quansheng, ZHANG Yujun, et al. Development status and prospect of greenmining and ecological restoration technology of coal mines in China[J]. *Journal of Green Mine*, 2023, 1(1): 1–24.
- [4] 武强, 刘宏磊, 曾一凡, 等. 我国绿色矿山建设现状与存在问题及对策建议[J]. 绿色矿山, 2023, 1(1): 25–32.  
WU Qiang, LIU Honglei, ZENG Yifan, et al. Situation, challenges, and proposed strategies for green mine construction in China[J]. *Journal of Green Mine*, 2023, 1(1): 25–32.
- [5] LIU Y, CUI J W, XU Z Y, et al. Comparison of the rock breakage pressure of abrasive water jets and abrasive air jets[J]. *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, 2020, 6(1): 27.
- [6] GE Z L, SHANGGUAN J M, ZHOU Z, et al. Investigation of fracture damage and breaking energy consumption of hard rock repeatedly cut by abrasive water jet[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2023, 56(4): 3215–3230.
- [7] LIU F W, WANG Y S, HUANG X. Cutting efficiency of extremely hard granite by high-pressure water jet and prediction model of cutting depth based on energy method[J]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2024, 83(4): 95.
- [8] WANG G, QIAO S F, WANG G, et al. Cutting depth of pile materials subjected to the abrasive waterjet and its prediction model[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2022, 124: 104473.
- [9] LI B, ZHANG B, HU M M, et al. Full-scale linear cutting tests to study the influence of pre-groove depth on rock-cutting performance by TBM disc cutter[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2022, 122: 104366.
- [10] CICCUCO R, GROSSO B. Improvement of disc cutter performance by water jet assistance[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2014, 47(2): 733–744.
- [11] 杨仁树, 康一强, 杨立云, 等. 预切缝位置及深度对 SBM 滚刀破岩的影响[J]. 煤炭学报, 2024, 49(1): 415–425.  
YANG Renshu, KANG Yiqiang, YANG Liyun, et al. Influence of the position and depth of pre-cutting kerfs on the rock breaking by SBM cutter[J]. *Journal of China Coal Society*, 2024, 49(1): 415–425.
- [12] HASHISH M. A modeling study of metal cutting with abrasive waterjets[J]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1984, 106(1): 88–100.
- [13] POLYAKOV A, ZHABIN A, AVERIN E, et al. Generalized equation for calculating rock cutting efficiency by pulsed water jets[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2019, 11(4): 867–873.
- [14] STOXREITER T, MARTIN A, TEZA D, et al. Hard rock cutting with high pressure jets in various ambient pressure regimes[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2018, 108: 179–188.
- [15] OH T M, CHO G C. Rock cutting depth model based on kinetic energy of abrasive waterjet[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2016, 49(3): 1059–1072.
- [16] AYDIN G, KARAKURT I, AYDINER K. Prediction of the cut depth of granitic rocks machined by abrasive waterjet (AWJ)[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2013, 46(5): 1223–1235.
- [17] NOURAEI H, WODOSLAWSKY A, PAPINI M, et al. Characteristics of abrasive slurry jet micro-machining: A comparison with abrasive air jet micro-machining[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2013, 213(10): 1711–1724.
- [18] ZHONG X D, ZHU B C, LIU M X, et al. Effect of nozzle inclination angle on characteristics of a gas jet in a gas-solid fluidized bed[J]. *Powder Technology*, 2023, 426: 118572.
- [19] RANJITH P G, LIU Y, WEI J P, et al. Effect of abrasive mass flow on the abrasive acceleration and erosion rates of abrasive gas jets[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2019, 52(9): 3085–3102.
- [20] LIU Y, WU J, WEI J, et al. Erosion wear characteristics of rock eroded using abrasive air jet at 90° Impingement Angle[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2021, 54(3): 1565–1582.
- [21] XIAO S Q, GE Z L, REN Q Y, et al. Numerical analysis on the flow field structure and deflection characteristics of water jets under nozzle moving conditions[J]. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 2020, 14(1): 1279–1301.
- [22] 刘勇, 李志平, 魏建平, 等. 低压超声速磨料空气射流喷嘴结构[J]. 煤炭学报, 2024, 49(3): 1704–1716.  
LIU Yong, LI Zhiping, WEI Jianping, et al. Structure of low-pressure supersonic abrasive air jet nozzle[J]. *Journal of China Coal Society*, 2024, 49(3): 1704–1716.
- [23] ZHANG J L, YANG F W, CAO Z G, et al. In situ experimental study on TBM excavation with high-pressure water-jet-assisted rock breaking[J]. *Journal of Central South University*, 2022, 29(12): 4066–4077.
- [24] ZHANG X, SONG Y, NAM W H, et al. Data fusion of satellite imagery and downscaling for generating highly fine-scale precipitation[J]. *Journal of Hydrology*, 2024, 631: 130665.
- [25] SAMI ABUSHANAB W, MOUSTAFA E B, HARISH M, et al. Experimental investigation on surface characteristics of Ti<sub>6</sub>Al<sub>4</sub>V alloy during abrasive water jet machining process[J]. *Alexandria Engineering Journal*, 2022, 61(10): 7529–7539.
- [26] MORALI U, DEMIRAL H, SEVGI S. Optimization of activated carbon production from sunflower seed extracted meal: Taguchi design of experiment approach and analysis of variance[J]. *Journal of Cleaner Production*, 2018, 189: 602–611.
- [27] THAKARE M R, WHARTON J A, WOOD R J K, et al. Effect of abrasive particle size and the influence of microstructure on the wear mechanisms in wear-resistant materials[J]. *Wear*, 2012, 276: 16–28.
- [28] GENT M, MENÉNDEZ M, TORNÓ S, et al. Experimental evaluation of the physical properties required of abrasives for optimizing waterjet cutting of ductile materials[J]. *Wear*, 2012, 284: 43–51.
- [29] LIU Y, CHEN C J, WEI J P, et al. Influence of abrasive hardness on erosion wear of abrasive air jets[J]. *Journal of Central South University*, 2020, 27(2): 356–371.
- [30] TILLY G P. Erosion caused by airborne particles[J]. *Wear*, 1969, 14(1): 63–79.
- [31] BITTER J G A. A study of erosion phenomena part I[J]. *Wear*, 1963, 6(1): 5–21.