



移动阅读

刘勇,魏建平,王登科,等.磨料气体射流冲蚀磨损岩石特征分析[J].煤炭学报,2018,43(11):3033-3041. doi:10.13225/j.cnki.jccs.2018.8006

LIU Yong,WEI Jianping,WANG Dengke,et al.Erosive wear characteristic of rock impacted by abrasive gas jet[J].Journal of China Coal Society,2018,43(11):3033-3041. doi:10.13225/j.cnki.jccs.2018.8006

磨料气体射流冲蚀磨损岩石特征分析

刘 勇^{1,2},魏建平^{1,2},王登科^{1,2},刘笑天³

(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. 煤炭安全生产河南省协同创新中心,河南 焦作 454000; 3. 河南理工大学 安全技术培训学院,河南 焦作 454000)

摘要:磨料气体射流在辅助钻孔和卸压增透时,能够避免塌孔,从而提高采出率。明确磨料气体射流破岩特征是推广磨料气体射流应用的重要理论基础。但目前的磨料气体射流冲蚀磨损模型忽略了反射磨料的作用。为此,开展了不同磨料种类和不同靶距条件下,磨料气体射流冲蚀灰岩实验,采用电镜扫描冲蚀坑不同区域的冲蚀特征进行分析,结合离散元模型分析磨料在冲蚀灰岩过程中的运动轨迹,明确磨料气体射流冲蚀磨损特征以及反射磨料的作用。得出磨料气体射流冲蚀灰岩时,冲蚀坑的形态大致为倒圆锥形,在冲蚀坑底部存在环形平台,环形平台下面为类球体状的冲蚀坑底部。造成这种冲蚀坑形态的主要原因为磨料气体射流流场结构的特殊性,在磨料气体射流轴心和边界处存在环形区域,环形区域内没有磨料存在。轴心处入射磨料是形成类球体的主要因素,磨料反射后趋向环形区域运动,在反射过程中,扩大了类球体和冲蚀坑直径,并形成了环形平台。类球体底部是以入射磨料的冲击应力波导致岩石破坏,类球体侧面是反射磨料造成的多次塑性变形,环形平台处存在入射磨料导致的塑性变形和反射磨料导致的疲劳破坏,冲蚀坑侧面主要以反射磨料产生疲劳破坏为主。磨料硬度对煤岩体冲蚀磨损诱因和磨损破坏特征没有影响。但较硬磨料冲蚀煤岩表面具有更高的粗糙度,同时具有更高的破岩效率。

关键词:磨料气体射流;磨料磨损;破岩;二次冲蚀;反射磨料;卸压增透

中图分类号:TE248

文献标志码:A

文章编号:0253-9993(2018)11-3033-09

Erosive wear characteristic of rock impacted by abrasive gas jet

LIU Yong^{1,2},WEI Jianping^{1,2},WANG Dengke^{1,2},LIU Xiaotian³

(1. State Key Laboratory Cultivation Base for Gas Geology and Gas Control, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000, China; 2. Coal Production Safety Collaborative Innovation Center in Henan Province, Jiaozuo 454000, China; 3. Safety Technology Training Institute, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000, China)

Abstract: Assisted drilling with non-liquid technologies, such as supercritical CO₂ jet, are more and more important in natural gas exploration, especially in coal-bed methane exploration. As a kind of non-liquid technologies, abrasive gas jet is widely used to drill metal and glass. It is also powerful enough to break coal and rock, which is the primary precondition of its usage in coal-bed methane exploration. To understand the rock erosion wear mechanism of abrasive gas jet is critical important to apply the technology preferably and widely. However, the existing erosion mechanism mostly neglects the effect of rebound abrasive. To this end, the experiments of limestone erosion by the abrasive gas jet under different kinds of abrasives and different stand-off distances were carried out. The experiment results show that the ero-

收稿日期:2018-08-07 修回日期:2018-10-31 责任编辑:郭晓炜

基金项目:国家重点研发计划资助项目(2017YFC0804207);国家自然科学基金资助项目(51704096);河南理工大学自然科学基金资助项目(J2018-4)

作者简介:刘 勇(1984—),男,山东临沂人,博士研究生,副教授。E-mail: yoonliu@hpu.edu.cn

sion pit has an approximate inverted cone-shape. The bottom of erosion pit is of hemispherical. There is an annular platform above the hemispherical bottom, which connects the bottom and side of erosion pit. The primary reason that induces the peculiar shape of erosion pit is the specific flow field of abrasive gas jet. There is an annular region between the axis and boundary of the abrasive gas jet, and there is no abrasive in the annular region. The abrasive around the axis induces the formation of hemispherical bottom. After rebounding, the abrasive around axis moves to the annular region. The rebound abrasive with high velocity enlarges both the diameters of hemispherical bottom and erosion pit and induces the formation of annular platform. The failure characteristics of different areas of the erosion pit were analyzed by Scanning Electron Microscopy (SEM). It can be concluded that the failure models of different spots are different. The failure is caused by the impact stress wave of the incident abrasive at the base of the hemispherical bottom. Plastic deformation is the primary failure model induced by the rebound abrasive at the side of hemispherical bottom. The plastic deformation induced by incident abrasive and fatigue failure induced by rebound abrasive are the primary failure model at the annular platform. Fatigue failure induced by rebound abrasive is the primary model failure at the side of erosion pit. The rock failure reason of abrasive with different hardness is the same, but the rock damaged by hard abrasive has rougher surface and higher rock breakage efficiency.

Key words: abrasive gas jet; abrasive wear; rock breakage; secondary erosion; rebound abrasive; pressure relief anti-reflection

磨料气体射流广泛应用于金属和陶瓷的钻孔,除漆、除锈等表面处理工程^[1-3]。由于高压磨料气体射流具有较高的冲击力,近年来被推广至岩石和煤体的破碎^[4]。采用高压磨料气体射流增透煤体,能够避免采用水射流辅助钻孔和卸压增透时经常出现的钻孔垮塌等问题,具有较好的应用前景^[5-9]。采用磨料气体射流辅助钻井的重要理论基础为磨料射流破岩机理。目前磨料冲击破岩机理可分为两类,一类是基于分析磨料粒子对岩石的作用力,分析岩石表面和内部裂纹扩展情况,得出岩石冲击破坏规律^[10-12]。该观点认为:磨料粒子作用于岩体表面时,在接触面上形成集中载荷,导致岩石表面裂纹形成,其中一部分载荷以应力波形式向岩石内部传播,在岩石内部裂隙面处叠加,对岩石进行剪切破坏。另一类是基于磨损理论,通过分析岩石表面冲蚀形貌判断磨料的冲蚀磨损机理。粒间脆性断裂和塑性流动是磨料冲击材料破坏的 2 个主要机理,垂向冲击时以粒间断裂为主,小入射角冲击时,2 种机理所起的作用同样重要^[13]。MOMBER 通过对比分析流纹岩、花岗岩、灰岩和泥质片岩 4 种岩石的冲蚀磨损特征,得出流纹岩和花岗岩的表面仅出现横向裂纹;灰岩和泥质片岩的表面出现横向裂纹、压密堆积和唇状冲蚀坑,并认为塑形变形是泥质片岩冲蚀磨损的主要原因;并建立了考虑塑形变形和横向开裂的岩石冲蚀磨损公式^[14-15]。不管从哪个角度分析磨料冲击岩石破坏机理,都需要明确磨料的冲击力。磨料的冲击力影响因素较多,如射流入射压力、磨料质量浓度和靶距等。但岩石的冲蚀磨损除了与冲蚀速度有关,还与磨料的

特征有关,如磨料粒径、硬度、形状等。因此,很难用统一的公式描述岩石的冲蚀磨损机理。且目前的冲蚀磨损公式均考虑了一次冲蚀,忽略了二次冲蚀的影响。磨料在与岩石相互接触后,在反作用力的作用下,磨料会发生破坏并反弹,反弹的磨料能够切削岩石表面。TILLY 认为,对于高角度冲蚀不能忽略二次冲蚀的影响^[16-17]。磨料气体射流辅助钻井时,为垂直冲蚀,因此不能忽略二次冲蚀和反射磨料对入射磨料速度的影响。

为明确磨料气体射流冲蚀磨损岩石机理,笔者采用高压磨料气体射流破岩系统开展磨料气体射流冲蚀岩石实验,分析岩石的冲蚀特征以及磨料种类对冲蚀特征的影响;采用电镜扫描对冲蚀岩石的表面进行分析,分析岩石的冲蚀磨损机理。

1 磨料气体射流冲蚀岩石实验

1.1 实验设备

采用高压磨料气体射流冲蚀实验系统进行实验(图 1,2),该系统主要有高压空气压缩机、高压气瓶、数显压力表、压力控制阀、磨料罐、闸阀及操作箱构成。高压空气压缩机最高压力为 40 MPa,最大吸风量 2 m³/min,高压气瓶最大容许压力为 40 MPa,喷嘴采用拉法尔(Laval)喷嘴,结构参数如图 3 所示。在实验前将高压气体储存于高压气瓶中,通过压力调节阀调节出口压力,其进口压力范围 0~40 MPa,出口压力 0~25 MPa。调压阀出口压力可调精确度为 0.1 MPa,可以精确控制射流压力,保证实验过程中射流压力恒定,满足实验要求。为精确控制磨料质量

流量,在磨料罐下方安装高压闸阀,闸门适用于高压条件下固体颗粒流量控制,实验前通过校准确定不同磨料的质量流量所对应的闸阀刻度。

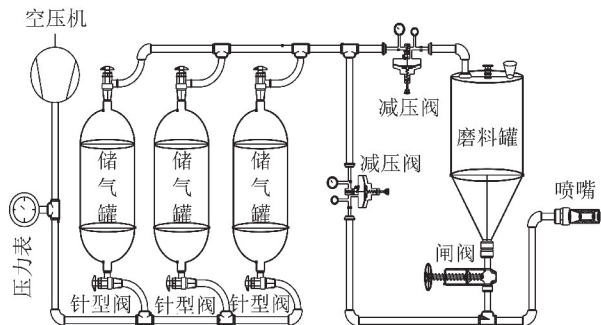


图 1 高压磨料气体射流破岩实验系统连接示意

Fig. 1 Connection schematic of high-pressure abrasive air jet erosion system

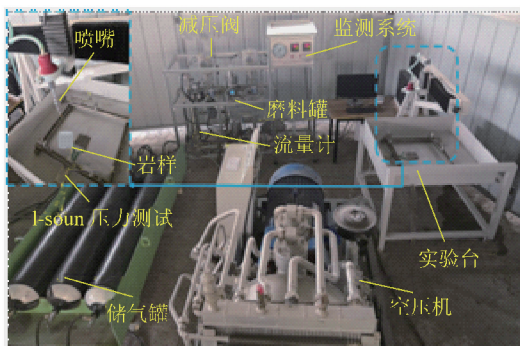


图 2 高压磨料气体射流破煤岩测试系统

Fig. 2 High-pressure abrasive air jet erosion system

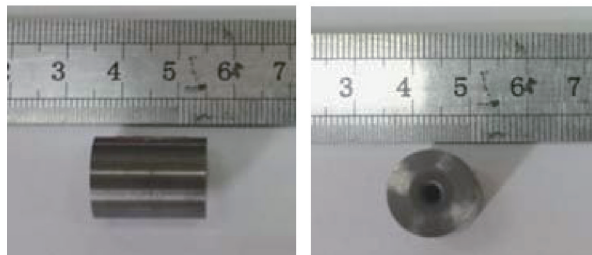
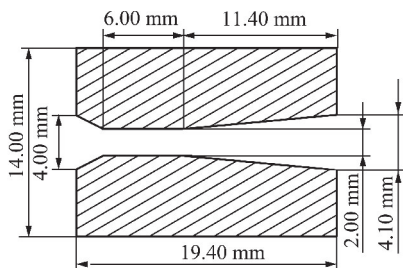


图 3 拉瓦尔喷嘴结构

Fig. 3 Nozzle structure parameters

1.2 磨料气体射流冲蚀磨损灰岩实验

由于影响冲蚀效果的因素较多,如磨料硬度、粒径、形状和气体压力等^[16]。冲蚀磨损实验参数的确定需要结合辅助钻孔和卸压增透工程特点和工艺技术现状。目前采用的磨料多为石英砂、石榴石、棕刚

玉和碳化硅;从硬度上分析,棕刚玉(莫氏硬度 9)和碳化硅(莫氏硬度 9.5)冲蚀效果较石榴石(莫氏硬度 8)和石英砂(莫氏硬度 7)较好,但对喷嘴寿命影响较大^[17-18]。从粒径上分析,磨料存在一个最优粒径,即随着粒径的增大,冲蚀体积和深度先增大后减小。目前的高压空气压缩机的最高压力可以达到 90 MPa,但进气量较小。磨料气体射流辅助钻井的同时,需要将岩屑、煤屑带出井底,因此需要较大进气量,因此压力大于临界破岩压力即可。根据 LIU 和 WEN 的研究成果^[5-9],射流入射压力为 15 MPa,磨料粒径为 80 目,磨料质量流量为 16 g/s,冲蚀时间为 10 s。除了射流参数和磨料参数外,靶距也是影响冲蚀效果的重要因素。由于磨料在气体射流的自由射流段加速,因此最优靶距较水射流较大,在压力为 15 MPa 时,最优靶距为 100 mm。但在实际冲蚀过程中很难将靶距始终保持在最优靶距处,因此需要对不同靶距处的冲蚀特征进行分析。结合工程实际,对 4 种磨料在靶距 100,120,150 和 200 mm 时分别进行破岩实验。

1.3 实验现象

由于磨料特性对冲蚀效果影响的研究已有较多,因此不再分析冲蚀深度和体积等参数。本文更多的关注冲蚀形态,以及造成不同冲蚀形态的机理。通过观察冲蚀岩样发现,4 种磨料在任何靶距处的冲蚀坑中均出现一个独特的现象。下面以石榴石磨料的冲蚀岩样为例说明。磨料气体射流的冲蚀坑形态并不是规则的倒圆锥形,而是在接近冲蚀坑底部处出现环形平台,环形平台下面为类球体状的冲蚀坑底部,如图 4 所示。图 5 为不同靶距时冲蚀坑形状。

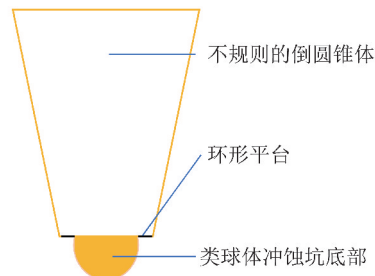


图 4 冲蚀坑示意

Fig. 4 Sketch of erosion pit

冲蚀坑的形态在不同靶距处基本相同,冲蚀坑上部均为倒圆锥,下部都出现冲蚀圆环状平台和类球体底部。当靶距较小时,冲蚀坑孔口直径较小,深度较深;随着靶距的增大,孔口直径变大,深度变浅。如靶距为 100 mm 时,孔口直径为 34.5 mm,冲蚀深度为 34.34 mm;当靶距增加至 200 mm 时,孔口直径为 55.8 mm,冲蚀深度为 25.4 mm。在不同靶距处,环

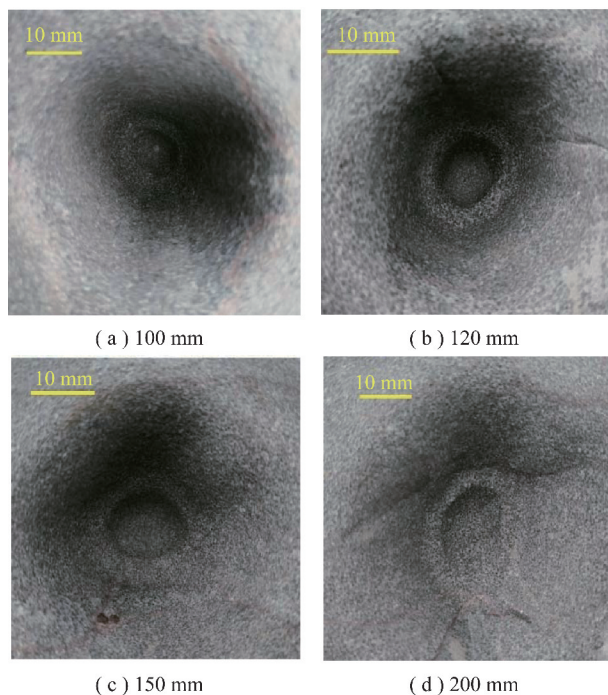


图5 不同靶距处石榴石磨料冲蚀形态

Fig. 5 Erosion pit feature erodent by garnet at various target distance

形平台的宽度随着靶距的增大逐渐增大,上述4个靶距处的环形平台的宽度分别为1.36, 5.24, 8.78和10.50 mm。类球体的深度分别为6.0, 7.0, 8.0和

6.2 mm,在靶距为150 mm处深度达到最大。

1.4 实验现象分析

射流冲蚀岩石形成的冲蚀坑形状,是入射磨料和反射磨料综合作用的结果。在冲蚀过程中若忽略反射磨料的作用,冲蚀坑形状应与射流的断面形状一致。磨料在冲蚀岩石后,发生破碎并以较高速度反射,在反射过程中对冲蚀坑壁面进行二次冲蚀,扩大冲蚀坑直径。冲蚀坑形状与射流形状和反射磨料有关。但磨料气体射流的冲蚀坑形状和磨料水射流形状不同,导致冲蚀坑形状不一样的原因是气体射流和水射流流场结构不同。为明确磨料气体射流冲蚀坑形成过程,采用FLUENT对磨料气体射流流场结构和磨料运动过程进行数值模拟。

1.4.1 数值模拟模型

根据高压磨料气体射流破煤参数,包括冲蚀坑参数、喷嘴参数和射流参数,建立数值分析几何模型,如图6所示。进口边界为压力入口,出口边界为压力出口,壁面为无滑移边界条件。进口边界温度为300 K,出口压力为0.1 MPa,石榴石磨料密度为3 500 kg/m³,粒径为180 μm。采用离散元模型(DPM)对磨料的速度分布进行计算。先对气相流场进行计算,当气相流场收敛后,加载DPM模型,对颗粒相进行计算。

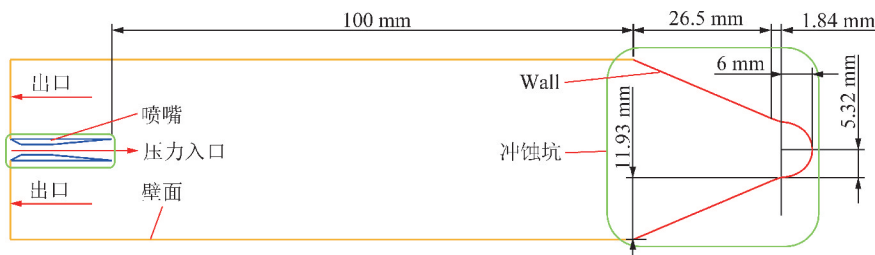


图6 数值模拟几何模型

Fig. 6 Numerical simulation geometry model

连续相流场控制方程为

$$\frac{\partial(\varepsilon_f \rho_f)}{\partial t} + (\nabla \varepsilon_f \rho_f \mathbf{u}) = 0 \quad (1)$$

气相N-S方程为

$$\frac{\partial(\varepsilon_f \rho_f \mathbf{u})}{\partial t} + (\nabla \varepsilon_f \rho_f \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\varepsilon_f \nabla P - \mathbf{F}_{fp} - (\nabla \varepsilon_f \rho_f \boldsymbol{\tau}_f) + (\varepsilon_f \rho_f \mathbf{g}) \quad (2)$$

式中, ε_f 为气相体积分数; ρ_f 为气相密度; t 为时间; \mathbf{u} 为气相速度矢量; P 为压力; \mathbf{F}_{fp} 为气相-粒子相互作用力; $\boldsymbol{\tau}_f$ 为气相应力张量; \mathbf{g} 为重力加速度矢量。

采用RNG k - ε 湍流模型计算气相流场的湍流特征,RNG k - ε 湍流模型^[19]为

$$\frac{\partial(\rho_f k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_f k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\alpha_k \mu_{\text{eff}} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho_f \varepsilon - Y_M \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\rho_f \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_f \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_\varepsilon \mu_{\text{eff}} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho_f \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4)$$

其中:

$$\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t; \mu_t = \rho_f C_u \frac{k^2}{\varepsilon}; G_b = \varphi g_i \frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial T}{\partial x_i};$$

$$G_k = \mu_t \left(\frac{\partial \mu_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \mu_i}{\partial x_j}; Y_M = 2\rho_f \varepsilon \frac{k}{a^2}$$

式中, k 为湍动能; ε 为 k 的耗散系数; x_i 为笛卡尔坐

标分量; u_i 和 u_j 为沿 i 和 j 方向的速度分量; μ 为动力粘度; μ_t 为涡流黏度; G_k 为由于平均速度梯度引起的湍动能 k 的产生项; G_b 为由于浮力影响引起的湍动能的产生项; Y_M 为可压缩湍流脉动膨胀对总的耗散率的影响; α_k 和 α_ϵ 分别为湍动能和耗散率的有效普朗特数的倒数; Pr_t 为湍动普朗特数; $C_{1\epsilon}$, $C_{2\epsilon}$ 和 $C_{3\epsilon}$ 为经验常数; g_i 为重力加速度在 i 方向上的分量; φ 为热膨胀系数; C_u 为常数; a 为声速。

采用了 DPM 模型计算磨料的运动, 该模型考虑了曳力、Saffman 升力和压力梯度力。由于气体射流的速度较高, 本文采用的是 3Ma 的拉法尔喷嘴, 气体射流速度最高为 790 m/s, 因此磨料在气体射流中运动受气体射流的力支配, 磨料碰撞的力相对很小, 粒子在下次碰撞前有足够的时间响应当地流场的变化, 因此可以忽略粒子的碰撞。DPM 控制方程^[20]为

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u_f - u_p) + \frac{g(\rho_p - \rho_f)}{\rho_p} + F_x \quad (5)$$

式中, $F_D(u_f - u_p)$ 为单颗颗粒所受曳力, $F_D = \frac{18\mu_m C_D Re_p}{d_p^2 \rho_p}$; $Re_p = \frac{\rho_f d_p |u_p - u_f|}{\mu_f}$; F_x 为 Saffman 升力和压力梯度力引起的附加力; u_p 为粒子速度; u_f 为流体速度; g 为重力加速度; ρ_p 为粒子密度; d_p 为粒子直径; C_D 为曳力系数; Re_p 为相对雷诺数。

1.4.2 数值模拟结果分析

当气体射流喷出喷嘴后, 压力降低、速度提高, 挤压周围空气形成膨胀波, 当压力和边界压力相等时, 气体反射并叠加形成压缩波。膨胀波和压缩波依次交替向前发展形成自由射流段。膨胀波和压缩波内压力、密度的不均与分布导致磨料粒子在射流中分布不均匀。在射流轴心处磨料速度较大, 最高为 290 m/s, 边界处高速粒子明显较少, 在射流轴心和边界处存在环形区域, 环形区域内没有磨料存在, 如图 7(a) 所示。

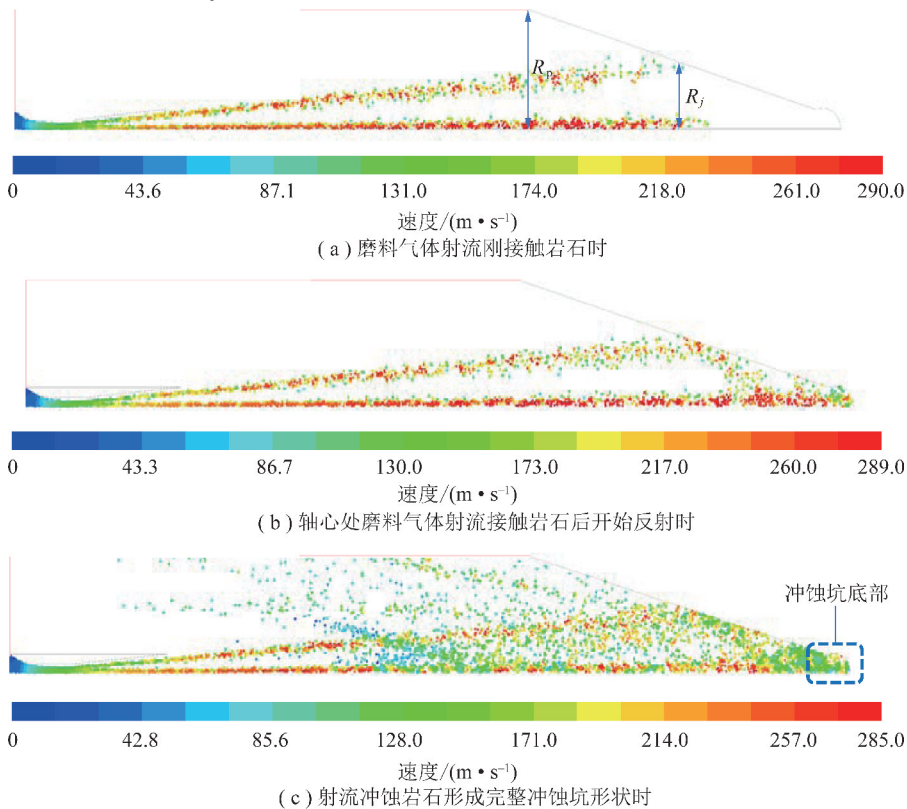


图 7 磨料气体射流冲蚀岩石过程中磨料空间和速度分布

Fig. 7 Abrasive distribution and motion direction of abrasive during rock erosion of abrasive gas jet

磨料气体射流在接触岩石时的射流半径 R_j 小于冲蚀坑孔口半径 R_p , 因此, 可以判断反射粒子的冲蚀作用导致冲蚀坑直径的增大。从图 7(b) 可以看出, 磨料在接触岩石后反射。此时, 气体射流和磨料一起反射, 反射气体和反射磨料在入射射流的阻挡下, 并不能及时排出冲蚀坑底部, 并形成“气垫”效应。“气

垫”的形成降低了入射磨料的速度, 随着气垫效应的增强, 入射磨料速度持续降低, 如图 7(c) 所示。磨料的反射对冲蚀坑形状和磨料速度分布影响较大, 因此在分析冲蚀坑形状时不能忽略反射粒子的作用。磨料刚接触岩石表面时, 没有反射磨料的影响, 此时射流轴心处磨料速度较高。高速磨料接触岩石表面时,

对岩石施加冲击载荷,冲击载荷以应力波的形成在岩石内传递,包括纵波、横波和瑞利波。其中横波和纵波在岩石内部传播,瑞利波在岩石表面传播。当纵波波阵面快速向前膨胀时,对岩体施加径向拉应力。同时,由于横向传播方向与岩体内粒子运动方向垂直,对岩石施加剪切应力和轴向拉伸应力。瑞利表面波的垂直和水平分量,分别对岩体施加拉应力和剪应力。磨料冲击引起的拉应力和剪应力能够导致岩体裂纹的起裂和初步扩展,应力波的传播与叠加使裂纹继续扩展。多颗磨料同时作用在岩石表面时,每颗磨料冲击形成的裂纹相互交叉、贯通,岩石表面被冲蚀破坏。由于应力波是以球面波形式在岩石内传播,因此岩石表面被冲蚀破坏后形成的冲蚀坑形状为类球形。磨料在冲击岩石后,在反作用力的作用下开始反射。由于磨料为垂直入射,磨料反射角较大,但在反射时受到入射射流的作用,反射磨料沿冲蚀坑底部壁面运动(图8(a)),对冲蚀坑壁面进行二次冲蚀破坏,扩大冲蚀坑底部类球体直径。随着气体气垫作用的增强,入射磨料的作用逐渐降低,反射磨料对类球体底部的冲蚀作用相对增强。

随着反射磨料的增多和冲蚀坑深度的增加,反射磨料不仅冲蚀类球体壁面,而且开始沿着冲蚀坑壁面运动,对冲蚀坑壁面进行冲蚀破坏,增大冲蚀坑的直径。在类球体底部上方,部分入射磨料在“气垫”的作用下,入射角度发生偏转,并对冲蚀坑侧面进行大角度冲蚀。在入射磨料和反射磨料的共同作用,在类球体上部形成了冲蚀平台(图8(b))。由于磨料射流结构中不存在一个没有磨料的环形区域,反射磨料会趋向于向环形区域运动(图8(c))。环形区域内入射磨料的冲蚀作用较小,主要是由反射磨料冲蚀破坏,并将射流轴心冲蚀坑和边界射流冲蚀坑连成一体,继续扩大冲蚀坑体积和直径。

随着反射磨料的增多和随着冲蚀时间的增加,“气垫”效应继续增强,仅有一小部分入射磨料能够维持在较高速度,继续使岩石内形成裂纹,形成类球体冲蚀坑。“气垫”效应除了对入射磨料的速度大小有较大影响外,还会导致冲蚀坑底部入射磨料速度方向杂乱无章。仅有一部分高速磨料能够继续保持垂直入射方向,对冲蚀坑进行冲蚀破坏。也就是说,磨料反射虽然对增加冲蚀坑体积和直径有重要作用,但极大的影响了冲蚀坑深度的增加。

磨料气体射流冲击破坏岩石的过程是一个入射磨料和反射磨料综合作用的过程。轴心磨料射流冲击形成的球面应力波初步形成了冲蚀坑底部特征—类球体状,反射磨料的作用和磨料气体射流环状结构

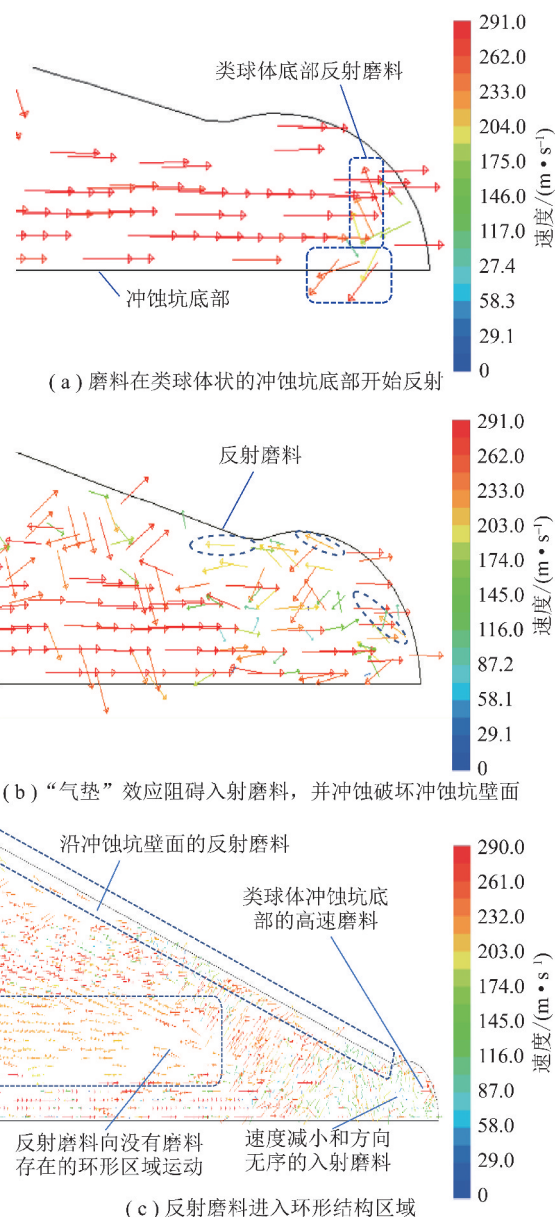


图8 磨料气体射流冲蚀岩石磨料分布特征和运动方向
Fig. 8 Abrasive distribution and motion direction of abrasive during rock erosion of abrasive gas jet

使类球体状底部直径扩大,并和冲蚀坑连为一体,但具有明显的分界线。在冲蚀坑壁面运动的磨料扩大了冲蚀坑的直径。

磨料气体射流的流场结构和冲蚀岩体过程中磨料运动特点是形成上述冲蚀坑特征的主要原因。在冲蚀过程中,有些区域为入射磨料和反射磨料共同冲蚀形成,有些区域为入射磨料或者反射磨料单独冲蚀形成。对于磨料冲蚀,目前并没有严格区分是入射磨料还是反射磨料的作用,有些研究更是忽略了反射磨料的作用。但通过上述分析,可以看出反射磨料在冲蚀过程中具有重要作用,因此有必要对反射磨料的冲蚀机理进行分析。

2 磨料气体射流冲蚀岩石特征分析

2.1 冲蚀特征

为明确磨料气体射流冲蚀岩石机理,对冲蚀破坏的岩石进行电镜扫描。所用电镜扫描为 Field Electron and Ion Company 公司生产的 Emission Gun Scanning Electron Microscope, 型号为 FEI quanta 250 FEG, 采用的分辨率为 2.5 nm, 电压为 10 kV。先以石榴石冲蚀破坏的岩石进行分析。根据入射磨料和反射磨料的冲蚀区域不同, 分别对类球体状冲蚀坑底部、类球体冲蚀坑侧面、冲蚀坑平台、冲蚀坑侧面进行扫描(图 9)。

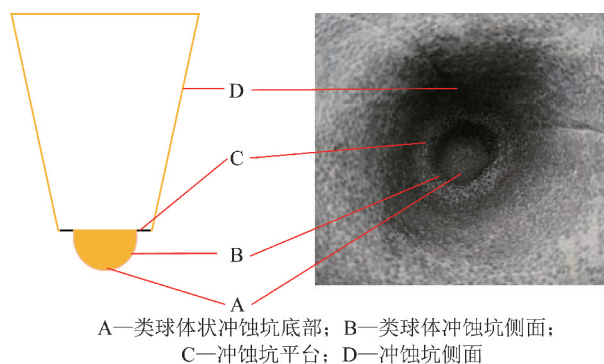


图 9 电镜扫描位置

Fig. 9 Position of scanning electron microscope

石榴石冲蚀灰岩的电镜扫描如图 10 所示。从图 10 可以看出在冲蚀坑的不同区域, 岩石的破坏特征不一样。在冲蚀坑类球体底部出现裂纹(标记为 F)和唇状边缘冲蚀坑(标记为 P)(图 10(a))。裂纹分布并没有规律, 有些裂纹相互连接成为一条较大裂纹, 贯穿与岩石表面。在没有裂纹的岩石表面, 具有明显的唇状边缘冲蚀坑, 但分布并不连续。在岩石表面存在既没有裂纹也没有唇状边缘冲蚀坑的区域, 这片区域为未被磨料离子磨损的原生面。除了上述特征外, 冲蚀坑类球体底部并没有残留磨料存在。根据冲蚀坑类球体底部电镜扫描结果, 结合数值模拟得出的磨料运动特征, 分析磨料气体射流冲蚀岩石形成类球体底部的机理。受反射磨料的影响, 仅有一部分高速磨料作用于岩石表面。高速磨料的冲击载荷使岩石发生脆性断裂, 在岩石表面和内部形成唇状边缘冲蚀坑, 相邻磨料形成的唇状边缘冲蚀坑相互连接, 形成贯穿唇状边缘冲蚀坑, 使这一部分岩块从岩石表面剥离, 形成岩屑。低速磨料的冲击载荷偏小, 并不能使岩石发生脆性断裂, 但足以使磨料压入岩石表面, 岩石发生塑形流动, 形成凹坑和凸缘, 即唇状边缘冲蚀坑。当第 2 颗磨料再压入凹坑及其周围的凸缘时, 又重复发生塑形流动, 如此反复塑形变形和冷加工硬

化, 终于使岩石逐渐硬化而脆性剥落称为岩屑。从裂纹和唇状边缘冲蚀坑的分布数量可以看出, 裂纹的数量明显比唇状边缘冲蚀坑多, 且底部没有参与磨料的, 可以推测岩石是裂纹贯通后成大块剥落的。因此在冲蚀坑半球体底部, 冲击载荷形成的应力波是破坏岩石的主要形式, 在应力波的剪切作用下, 岩块从岩石表面剥落。

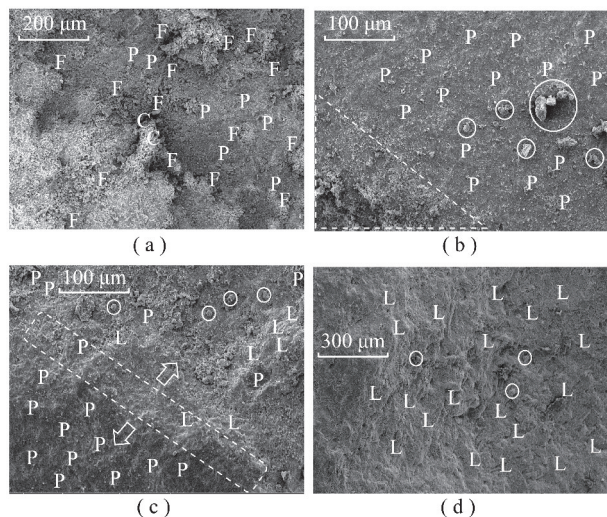


图 10 冲蚀岩样的电镜扫描图

Fig. 10 SEM images of eroded limestone section

类球体侧面的岩石冲蚀破坏特征与底部特征明显不同, 如图 10(b) 所示, 图中三角形标识部分为半球体底部。通过对比可以看出, 类球体侧面主要以唇状边缘冲蚀坑为主, 且存在残留磨料。从数值模拟结果得出, 类球体侧面主要以反射磨料冲蚀为主。由于入射磨料在冲击岩石后发生破碎, 即反射磨料的粒径变小。反射磨料受入射磨料的影响, 速度降低。因此作用在类球体侧面的磨料冲击载荷变小, 并不能使岩石发生脆性断裂, 仅出现了塑形变形。从残余磨料的嵌入方向可以看出, 磨料的冲击角度较大, 这和图 8(b), (c) 的结果相同。因此, 在类球体侧面反射磨料的冲击能够形成唇状边缘冲蚀坑。

图 10(c) 为冲蚀坑底部环形平台处电镜扫描图像。在环形平台处岩石表面的破坏特征和类球体侧面破坏特征类似, 岩石表面存在唇状边缘冲蚀坑, 即在环形平台处仍是以塑形变形破坏为主。除此之外, 还存在横向裂纹(标记为 L)和残留磨料, 但残留磨料嵌入深度较浅。根据数值模拟的结果, 环形平台处主要是以反射磨料的冲蚀作用为主, 反射磨料冲蚀角度的不同, 造成岩石的破坏机理不同。当磨料的冲蚀角度较大时, 磨料能够在岩石表面形成唇状边缘冲蚀坑。当磨料冲击角度较小时(近乎平行于岩石表面), 磨料容易在岩石表面滚动, 并不能对岩石造成

磨损。但有一部分磨料冲蚀角度介于能够形成唇状边缘冲蚀坑和滚动之间时,岩石表面能够形成片状的横向裂纹。由于磨料运动到环形平台处时,速度相比在类球体处较低,磨料冲击载荷的法向分量应力低于岩石的屈服极限,不能使岩石产生塑性变形。但磨料的冲击频率较高,相当于在岩石表面施加了循环应力。在弹性变形范围内,岩石内表面不会出现任何破坏层,但外部发生硬化而不会发生亚微观破坏。当进一步施加循环应力时,在岩石表层出现硬化的滑移塑变层和裂纹,裂纹平行于磨料的运动方向。这和 SUH 提出的剥层理论一致^[21]。

反射磨料继续向上运动,速度持续降低,在岩石表面不能形成塑性变形,仅仅能够形成片状横向裂纹(图 10(d))。冲蚀坑侧面的主要破坏形式是由反射磨料的循环应力引起的疲劳磨损。这与 MOMBBER 的研究结果相同^[14-15],但他们没有明确指出是入射磨料还是反射磨料的冲蚀作用。

通过以上分析,可以得出磨料气体射流冲蚀岩石过程中是入射磨料和反射磨料综合作用的结果,在不同的冲蚀坑区域,岩石的冲蚀磨损机理不一样。在类球体底部是以入射磨料的冲击应力波为主造成岩石表面和内部裂纹扩展、贯通,导致岩石破坏;在类球体侧面主要是冲击角度较大的反射磨料造成的岩石多次塑性变形;在冲蚀坑底部环形平台处,除了有入射磨料冲击引起的多次塑性变形导致的岩石破坏外,还存在由冲击角度较低的反射磨料造成的岩石疲劳破坏;在冲蚀坑壁面主要以反射磨料产生的疲劳破坏为主。

2.2 磨料硬度对冲蚀破坏的影响

将第 2 章冲蚀实验得到的岩样,采用相同的方法进行电镜扫描,扫描结果如图 11 所示。通过对比分析冲蚀坑侧面和底部的冲蚀结果得出:3 种冲蚀坑侧面主要破坏形式都是横向裂纹,但表面的粗糙度却不一样。采用 Biolin Scientific 公司生产的 Optical Tensiometer 对岩样进行粗糙度测试。并采用面积因子 S_{dr} 表征粗糙度, $S_{dr} = (\text{测试岩样表面积} - \text{岩样横截面积}) / \text{岩样横截面积}$ 。实验结果为碳化硅、棕刚玉、石榴石和石英砂的粗糙度分别为:38.233%, 10.029%, 8.464% 和 7.153%。 S_{dr} 值越大,说明测试岩样的表面积越大,即粗糙度越大。

棕刚玉和碳化硅冲蚀的表面明显较石英砂粗糙,棕刚玉和碳化硅相比,碳化硅的粗糙度较大。棕刚玉和碳化硅冲蚀的表面存在疲劳应力作用产生的沿晶断裂,断裂面平整。说明冲蚀坑侧面岩石的磨损机理与磨料硬度没有关系,只与磨料产生的作用力方向有关。侧面的磨损机理均是入射角度较低的反射磨料

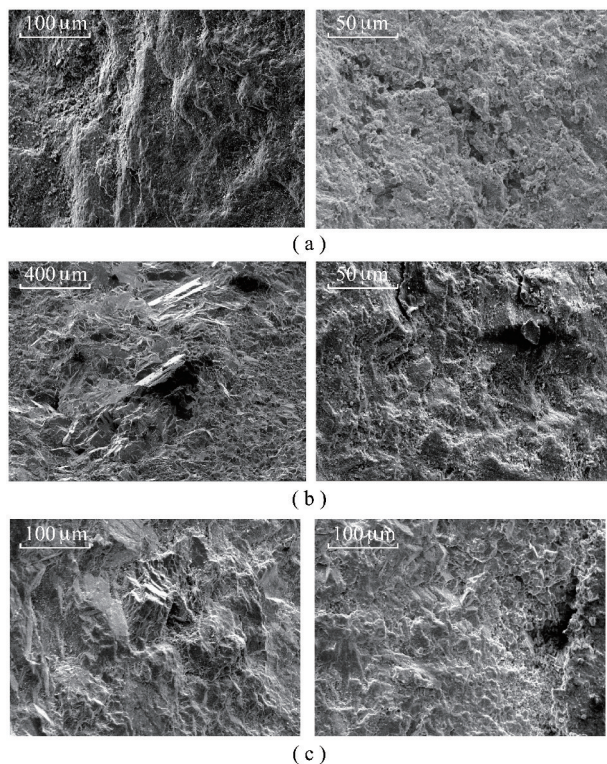


图 11 不同硬度磨料冲蚀岩样电镜扫描图

Fig. 11 SEM images of pit side and bottom of rock eroded by abrasive with different hardness

在岩石表面产生剪切力造成的疲劳破坏。硬度较高的磨料,在冲蚀过程中由于不容易被破坏,因磨料新表面生成耗散的能量较小,因此具有更高的能量转化率。即在相同入射能量条件,较硬的磨料作用在岩石上的力较大,造成岩石弹性变形的范围较大,当疲劳破坏条件具备时,剥落岩块的直径较大,留下粗糙的冲蚀面。

3 种冲蚀坑底部的岩石破坏类型和石榴石冲蚀的结果相同,以裂纹为主,同时在岩石表面存在因塑性变形造成的唇状边缘冲蚀坑。和冲蚀坑侧面的区别一样,棕刚玉和碳化硅冲蚀的岩石表面粗糙度较大。因为冲蚀坑底部是入射磨料和反射磨料综合作用区域,入射磨料的冲击角度和冲击速度均较大,导致岩石表面和内部的裂纹形成。较硬的磨料反射速度较大,影响区域较大,岩石剥落的粒径较大,因此能够形成较为粗糙的岩石表面。

通过对比分析可以得出,磨料硬度对煤岩体冲蚀磨损诱因和磨损破坏特征没有影响。但较硬磨料冲蚀煤岩表面具有更高的粗糙度,同时具有更高的破岩效率。石英砂、石榴石、棕刚玉和碳化硅在靶距为 100 mm 时的冲蚀深度分别为 26.4, 34.34, 40.2 和 43.5 mm, 冲蚀体积分别为 13.6, 16.1, 25.2 和 33.7 mm³。即硬度较大的磨料在相同入射条件下,

破坏范围更大,具有更大的侵入深度,这也证明了较硬磨料具有更高的冲蚀效率。

3 结 论

(1)磨料气体射流冲击破坏岩石时,冲蚀坑的形态并不是规则的圆锥形,而是在接近冲蚀坑底部处存在环形平台,环形平台下面为类球体状的冲蚀坑底部。冲蚀坑的形态在不同磨料种类和不同靶距冲击条件下基本相同。

(2)受气体射流膨胀波和压缩波结构的影响,磨料在射流中分布不均匀,在射流轴心和边界处存在环形区域,环形区域内没有磨料存在,射流轴心处磨料速度较大,边界处高速粒子明显较少。磨料气体射流结构是形成冲蚀坑特殊形态的主要因素。

(3)在不同的冲蚀坑区域,岩石的冲蚀磨损机理不一样。在类球体底部是以入射磨料的冲击应力波为主造成岩石表面和内部裂纹扩展、贯通,导致岩石破坏;在类球体侧面主要是冲击角度较大的反射磨料造成的岩石多次塑性变形;在冲蚀坑底部环形平台处,除了有入射磨料冲击引起的多次塑性变形导致的岩石破坏外,还存在由冲击角度较低的反射磨料造成的岩石疲劳破坏;在冲蚀坑壁面主要以反射磨料产生疲劳破坏为主。磨料硬度对煤岩体冲蚀磨损诱因和磨损破坏特征没有影响,但较硬磨料破坏较大,具有更大的侵彻深度,破坏后的岩石表面更为粗糙。

参考文献 (References):

- [1] FAN JM. Modelling the erosion rate in micro abrasive air jet machining of glasses[J]. *Wear*, 2009, 266(9-10): 968-974.
- [2] WANG J, MORIDI A, MATHEW P. Micro-grooving on quartz crystals by an abrasive air jet[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part C-Journal of Mechanical Engineering Science*, 2011, 225(C9): 2161-2173.
- [3] 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.
- [4] 刘勇,何岸,魏建平,等. 高压气体射流破煤应力波效应分析[J]. *煤炭学报*, 2016, 41(7): 1694-1700.
LIU Yong, HE An, WEI Jianping, et al. Analysis of stress wave effect during coal breakage process by high pressure gas jet[J]. *Journal of China Coal Society*, 2016, 41(7): 1694-1700.
- [5] 刘勇,张涛,魏建平,等. 磨料属性影响高压磨料气体射流破岩效果的理论及实验研究[J]. *煤炭学报*, 2018, 43(5): 1335-1342.
LIU Yong, ZHANG Tao, WEI Jianping, et al. Theoretical and experimental study on the effects of abrasive material properties in high pressure abrasive gas jet[J]. *Journal of China Coal Society*, 2018, 43(5): 1335-1342.
- [6] LIU Y, ZHANG J, ZHANG T, et al. Optimal nozzle structure for an abrasive gas jet for rock breakage[J]. *Geofluids*, 2018, 1-14
- [7] LIU Y, ZHANG T, LIU X. Analysis of the stress wave effect during coal breakage by a high-pressure abrasive air jet[J]. *Advances in Mechanical Engineering*, 2018, 10(6): 1-11.
- [8] LIU Y, LIANG B, LIU X. Experimental and numerical optimization of coal breakage performance parameters through abrasive gas jet[J]. *International Journal of Heat and Technology*, 2017, 35(4): 747-754.
- [9] WEN Z, LIU Y. Experimental research into the effects of abrasive characteristics on abrasive gas jet coal-breaking performance[J]. *International Journal of Heat and Technology*, 2017, 35(1): 32-36.
- [10] MIESZALA M, TORRUBIA P L, AXINTE D A, et al. Erosion mechanisms during abrasive water jet machining: Model microstructures and single particle experiments[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2017, 247: 92-102.
- [11] LIU Y, WEI J, REN T. Analysis of the stress wave effect during rock breakage by pulsating jets[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2016, 49(2): 503-514.
- [12] 刘勇,陈长江,刘笑天,等. 高压水射流破岩能量耗散与释放机制[J]. *煤炭学报*, 2017, 42(10): 2609-2615.
LIU Yong, CHEN Changjiang, LIU Xiaotian, et al. Mechanism on energy dissipation and release of rock breakage with high pressure water jets[J]. *Journal of China Coal Society*, 2017, 42(10): 2609-2615.
- [13] HADAVI V, MORENO CE, PAPINI M. Numerical and experimental analysis of particle fracture during solid particle erosion, part I: Modeling and experimental verification[J]. *Wear*, 2016, 356-357: 135-145.
- [14] MOMBER AW. A refined model for solid particle rock erosion[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2016, 49(2): 467-475.
- [15] MOMBER AW. A probabilistic model for the erosion of cement-based composites due to very high-speed hydro-abrasive flow[J]. *Wear*, 2016, 368: 39-44.
- [16] TILLY GP. Stage mechanism of ductile erosion[J]. *Wear*, 1973, 23(1): 87-96.
- [17] TILLY GP, SAGE W. Interaction of particle and material behaviour in erosion processes[J]. *Wear*, 1970, 16(6): 447.
- [18] FOWLER G, PASHBY IR, SHIPWAY PH. The effect of particle hardness and shape when abrasive water jet milling titanium alloy Ti6Al4V[J]. *Wear*, 2009, 266(7-8): 613-620.
- [19] KOUTSOURAKIS N, BARTZIS JG, MARKATOS NC. Evaluation of reynolds stress, k-epsilon and RNG k-epsilon turbulence models in street canyon flows using various experimental datasets[J]. *Environmental Fluid Mechanics*, 2012, 12(4): 379-403.
- [20] AMIRI Z, MOVAHEDIRAD S. Bubble-induced particle mixing in a 2-D gas-solid fluidized bed with different bed aspect ratios: A CFD-DPM study[J]. *Powder Technology*, 2017, 320: 637-645.
- [21] SUH M S, HINOKI T, KOHYAMA A. Erosive wear mechanism of new sic/sic composites by solid particles[J]. *Tribology Letters*, 2011, 41(3): 503-513.