

磨料射流冲击割缝岩石性能影响因素分析*

江红祥^{1,2}, 赵慧贺¹, 刘送永^{1,2}, 李洪盛^{1,2}

(1. 中国矿业大学机电工程学院 徐州, 221116)

(2. 江苏省矿山智能采掘装备省部共建协同创新中心 徐州, 221008)

摘要 为研究前混合磨料射流冲击割缝岩石性能,将两相随机混合的光滑粒子用于模拟磨料射流,基于 RHT (Riedel Hiermaier Thoma)本构模型建立了岩石割缝流固耦合数值模型。模拟和实验岩石割缝深度随射流横移速度变化规律一致,建立了数值模拟和实验磨料射流横移速度关系。岩石割缝位置中心和边缘的岩石单元损伤失效速率不同,分别呈现瞬时损伤失效和多次阶跃累积损伤特征。磨料颗粒冲击岩石概率与磨料射流浓度有关,当磨料浓度小于 10% 时,岩石割缝深度上升较快。岩石割缝深度随射流直径增大呈指数上升并趋于不变,后侧磨料颗粒冲击岩石作用随射流直径增大而减弱,当射流直径大于 1.2 mm 以后,岩石割缝深度均近似等于 6.3 mm。岩石割缝深度随射流压力总体呈上升趋势,但在 15 MPa~35 MPa 压力范围内,磨料射流割缝岩石深度增大速率相对较低。该研究结果对前混合磨料射流横移速度、浓度、压力和直径等参数选择具有重要的指导作用。

关键词 磨料射流;割缝;岩石;流固耦合;数值模拟;影响因素

中图分类号 TH11;TD431

引言

磨料射流冲击过程中射流束能量十分集中,在较低工作压力下切割材料能力明显高于纯水射流,广泛用于金属、煤岩及复合材料等加工,是一种绿色特种加工技术^[1]。由于岩石的各向异性和非均匀性,以及磨料射流的高速冲击特性,导致磨料射流冲击破岩过程和性能研究远落后于磨料射流技术在实际生产中的应用。以往相关研究主要通过实验探索磨料射流压力、横移速度和浓度等参数对岩石割缝效率的影响规律^[2]。受岩石非透明特性和高速冲击载荷下材料应力检测技术的制约,实验难以全面揭示其过程。部分学者采用数值模拟的方法研究磨料射流冲击破岩过程。林晓东等^[3]基于光滑粒子流(smoothed particle hydrodynamics,简称 SPH)与有限元(finite element method,简称 FEM)耦合方法模拟磨料射流冲击破岩过程,分析了 30% 磨料浓度时不同速度水射流冲击损伤岩石范围。Liu 等^[4]采用流固耦合方法模拟分析磨料射流入射角对破岩过程影响,指出 10° 入射角度时磨料射流冲击破岩效果最佳。Ren 等^[5]基于 SPH 和 FEM 耦合方法研究磨料射流冲击破岩过程,发现磨料射流冲击破岩深度随

磨料粒径增大而减小。Wang 等^[6]通过数值方法研究磨料射流冲击损伤破岩机制,认为岩石损伤失效主要由磨料射流冲击动载荷和应力波共同作用造成。Zhao 等^[7]通过分析光滑粒子流颗粒冲击载荷下岩石和刚性颗粒的变化特征,优化了颗粒水射流工作参数。以往磨料射流冲击破岩模拟研究主要集中于定点冲蚀破碎,鲜有针对磨料射流冲击割缝岩石的数值模拟研究。

笔者基于 SPH 和 FEM 耦合方法,建立磨料射流冲击割缝岩石数值模型,通过实验获取宏观岩石割缝指标验证数值模型的正确性,基于所建立的数值模型研究了磨料射流冲击割缝岩石过程,以及磨料射流参数对岩石割缝性能的影响规律和原因。

1 数值模型建立

1.1 SPH/FEM 流固耦合方法

SPH 和 FEM 耦合算法可以很好地模拟不连续、大变形问题,还可以克服网格畸变和资源占用过多等问题^[8]。数值模型中岩石采用有限单元法建立,磨料颗粒和水采用光滑粒子描述。利用 Matlab 随机将纯水射流的部分光滑粒子节点编号及质量替

* 国家自然科学基金资助项目(51975573);中国博士后科学基金资助项目(2018M640532);江苏省自然科学基金资助项目(BK20210516);江苏高校优势学科建设工程资助项目(PAPD)

收稿日期:2021-08-26;修回日期:2021-10-29

换为磨料。光滑粒子之间通过近似化规则建立相互关系,并利用核函数描述各质点之间的相互作用。每个光滑粒子初始影响范围为2倍光滑长度的球形区域,计算过程中光滑长度随时间和空间在0.2~2倍光滑长度之间变化,当磨料SPH粒子与水SPH粒子影响范围重叠时磨料与水产生接触作用^[9]。

光滑粒子与有限单元耦合通过罚函数实现,其原理是在光滑粒子和有限单元之间增加一个法向弹簧 k ,将光滑粒子节点的穿透深度限制在有限元表面。SPH与FEM方法均属于拉格朗日方法,物质质量固定在可动的质点坐标系上,数值计算时每个时间步前检查光滑粒子是否穿透有限单元。若光滑粒子与有限单元发生穿透,则产生一个由弹簧刚度和穿透深度乘积的界面接触力,同时调整光滑粒子坐标位置。此外,通过增加滑动界面惩罚缩放系数,提高由于穿透产生的界面接触力,可以避免模拟过程中宏观穿透现象发生,SPH粒子与FEM单元接触前后变化如图1所示。

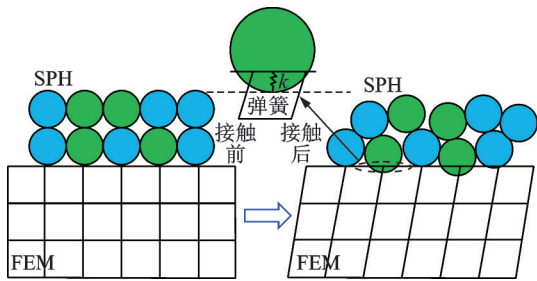


图1 SPH与FEM耦合示意图

Fig.1 Schematic diagram of SPH and FEM coupling

1.2 岩石本构模型

RHT模型是Riedel等^[10]在HJC(Holmquist Johnson Cook)本构模型基础上改进的拉压损伤模型,其考虑了应变速率、应变硬化和损伤软化等因素对动荷载作用下材料破坏强度的影响,能够很好地反映岩石在高应变速率下的力学性能。

RHT本构模型利用3个应力面描述材料沿不同方向的强度变化以及应变对材料强度的影响,其中弹塑性屈服面^[11]可表示为

$$\sigma_y(p^*, s, \dot{\epsilon}_p, \epsilon_p^*) = f_c \sigma_y^*(p^*, F_r(\dot{\epsilon}_p, p^*), \epsilon_p^*) R_3(\theta, P^*) \quad (1)$$

其中: p 为压力; f_c 为单轴抗压强度; $p^* = p/f_c$,表示归一化压力; s 是偏应力张量; $\dot{\epsilon}_p$ 为塑性应变速率; ϵ_p^* 为归一化塑性应变; $R_3(\theta, P^*)$ 为描述剪切和拉伸的折损强度函数。

$\sigma_y^*(p^*, F_r, \epsilon_p^*)$ 描述主应力条件下失效面函数 $\sigma_f^*(p^*, F_r)$ 、归一化应变 ϵ_p^* 的压力依赖关系,其表达

式为

$$\sigma_y^*(p^*, F_r, \epsilon_p^*) = \sigma_f^*\left(\frac{p^*}{\gamma}, F_r\right) \left(\epsilon_p^* + (1 - \epsilon_p^*) F_e F_c\right) \quad (2)$$

其中: F_e 为弹性强度参数; F_c 为屈服面极限参数; σ_f^* 为关于 p^* 和 F_r 的材料失效面函数。

当材料硬化状态达到失效面上极限强度时,模型中的损伤参数 D 随非线性塑性应变的增加不断累积,因损伤累积而产生的损伤面表达式为

$$\sigma_d(p^*, s, \dot{\epsilon}_p) = \sigma_y(p^*, s, \dot{\epsilon}_p, 1)(1 - D) + D f_c \sigma_r^*(p^*) \quad (3)$$

其中: σ_r^* 为残余表面应力。

为确定用于岩石的RHT本构模型参数,通过单轴压缩和巴西圆盘拉伸实验分别获得岩石的单轴抗压强度和拉伸强度分别约为122.2 MPa和9.5 MPa。在RHT本构模型中,相对拉伸和相对剪切强度分别等于抗拉强度、剪切强度与单轴抗压强度之比,破碎压力常取单轴抗压强度的2/3倍。以物理实验获得的岩石单轴抗压和拉伸强度为基准,采用试错法不断调整RHT本构模型的其他参数校准岩石数值模型。在岩石单轴抗压和巴西圆盘拉伸数值实验中,固定与岩石底部接触的刚性部件,上部接触的刚性部件以0.1 mm/s速度竖直向下挤压岩石^[12]。

随着加载位移不断增大,刚性部件受力呈非线性增加,迅速达到峰值后卸载,等效应力曲线的峰值即为岩石单轴抗压强度和抗拉强度。改变RHT本构模型中主要参数,完成多组单轴抗压和巴西圆盘拉伸数值模拟实验,获得数值模拟与实验相近的等效应力与位移的关系如图2所示,且岩石断裂特征与实际相符,其对应的岩石本构模型主要参数如表1所示。

1.3 水和磨料本构模型

水和磨料颗粒均采用SPH方法建立,且磨料与水介质均采用Gruneisen状态方程来描述,由于水和磨料在冲击破岩过程中处于压缩状态,因此Gruneisen状态方程^[13]采用的表达式为

$$P = \frac{\rho_0 C^2 \lambda \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \lambda - \frac{a}{2} \lambda^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1) \lambda - S_2 \frac{\lambda^2}{\lambda + 1} - S_3 \frac{\lambda^3}{(\lambda + 1)^2} \right]^2 + (\gamma_0 + a \lambda) E_w} \quad (4)$$

其中: P 为压力; ρ_0 为材料密度; C 为冲击波速-粒子速度曲线的截距; λ 为压缩度; S_1, S_2, S_3 为冲击波速-粒子速度曲线的斜率系数; γ_0 为Gruneisen常数;

a 为 γ_0 和 λ 相关的一阶体积修正系数; E_w 为材料单位体积的初始内能。

磨料与水材料参数如表 2 所示。

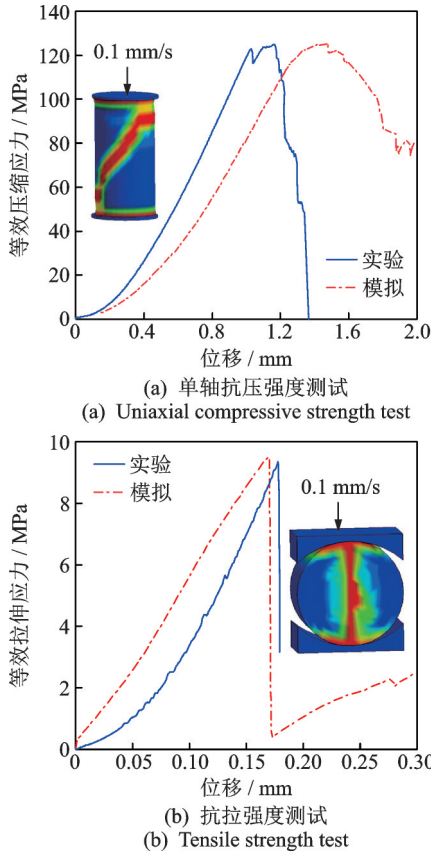


图 2 等效应力与位移关系

Fig.2 Equivalent stress versus loading displacement

表 1 RHT 岩石模型参数

Tab.1 Rock Parameters of RHT model

参数	数值
质量密度 $\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	2 600
破碎压力 p_{el}/MPa	23.3
压实压力 p_{comp}/GPa	0.6
剪切弹性模量 G/GPa	17.1
抗压强度 f_c/MPa	122.2
相对拉伸强度 f_t^*	0.08
相对剪切强度 f_s^*	0.17
压缩应变率 $\dot{\epsilon}_c$	3×10^{25}
拉伸应变率 $\dot{\epsilon}_t$	3×10^{25}

表 2 磨料与水参数

Tab.2 Parameters of water and abrasive particles

材料	$\rho_0/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$C/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	S_1	S_2	S_3	a	E_w
磨料	3 200	4 569	2.56	0	0	0.3	0
水	1 000	1 480	1.49	-1.99	0.23	0.49	0

1.4 几何模型及边界条件

磨料射流冲击割缝岩石数值模型如图 3 所示。岩石为 $10 \text{ mm} \times 15 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ 的长方体,磨料射流直径为 1 mm ,浓度为 5% ,为避免数值模拟中横移速度与冲击速度产生叠加效应,磨料射流节点组施加竖直向下的初始冲击速度,对岩石节点组施加水平向右恒定的横移速度。网格过密会造成计算量巨大,然而粗糙网格往往导致较大计算误差。综合考虑数值模拟求解精度和计算效率,冲击割缝位置网格细化为边长 0.1 mm 的立方体,模型共 180 万个岩石单元,磨料射流 SPH 粒子数 19 200 个。

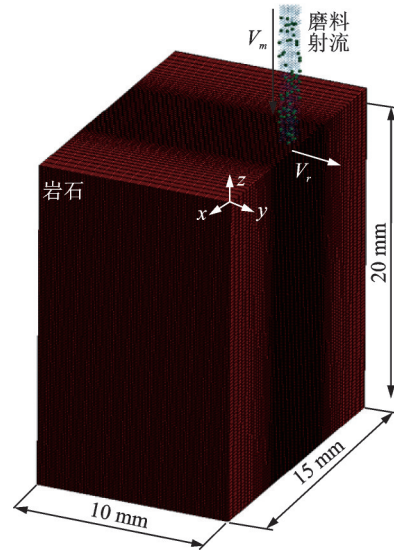


图 3 磨料射流冲击割缝岩石数值模型

Fig.3 Numerical model of rock slotting by abrasive waterjet

根据岩石割缝实验喷嘴结构利用流体仿真软件 FLUENT 计算求解磨料射流速度场,获得磨料射流喷嘴出口速度,作为数值模型中磨料射流初始冲击速度。磨料射流与岩石之间施加“点-面侵彻”接触,以实现岩石割缝过程中磨料射流与岩石自动接触。除与磨料射流接触的岩石上表面外,其余岩石的 5 个面均施加无反射边界条件,以消除有限元岩石尺寸效应对计算结果的影响,且在岩石底面施加除 y 方向的全部约束。

2 岩石割缝数值模型验证及过程分析

2.1 岩石割缝数值模型验证

为保证所建立磨料射流冲击割缝岩石模型能准确模拟岩石割缝效果,进一步利用实验获得的岩石割缝宏观参数对数值模型进行验证。前混合磨料射

流冲击割缝岩石系统如图4所示,由高压水泵、水箱、高压磨料罐、高压三通接头、混合腔、可变速小车、高压喷嘴以及可调高支架等组成。实验磨料射流工作压力为40 MPa,喷嘴直径为1 mm,磨料颗粒为石榴砂,磨料射流质量浓度为5%,横移速度范围为1~5 m/min。

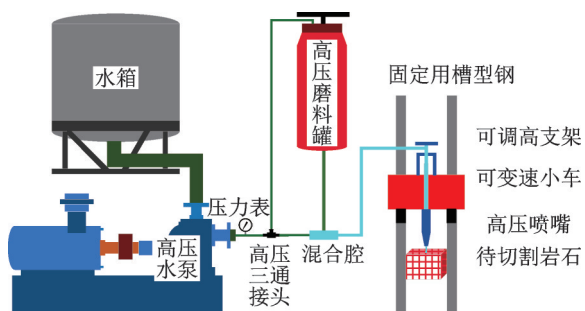


图4 前混合磨料射流割缝岩石系统

Fig.4 Rock slotting system by pre-mixed abrasive waterjet

鉴于高压水射流的高速冲击特性,40 MPa工作压力下磨料射流冲击速度远大于横移速度,横移速度1.6 m/min的磨料射流移动割缝岩石1 mm,磨料射流数值模型长度约8.5 m,计算求解量巨大,以实际横移速度进行岩石割缝数值模拟难度很大。经过多次数值模拟与实验对比发现,数值模拟和实验的岩石割缝深度与射流横移速度关系存在相似的变化规律,且已有研究证实采用放大横移速度可以较准确的模拟磨料射流切割金属材料^[14],说明通过提高横移速度可以进行磨料射流冲击割缝岩石的数值模拟研究。

同等实验参数相同条件下,改变模拟中横移速度的放大系数,对比实验与数值模拟岩石割缝深度与横移速度的关系。当数值模拟中横移速度约为实验横移速度600倍时,岩石割缝深度随横移速度的变化规律以及其对应的割缝深度相一致如图5所示。可见,通过提高数值模拟中磨料射流的横移速度割缝岩石是一种可行的模拟方法。

图6为实验与模拟岩石割缝。在横移速度为1.6 m/min条件下,磨料射流割缝岩石深度和宽度如图6(a)所示,实验岩石割缝深度和宽度分为约为10 mm和1.9 mm。数值模拟获得岩石割缝状态如图6(b)所示,割缝深度和宽度分别为11.4 mm和2.2 mm。对比实验和数值模拟岩石割缝深度和宽度,其误差分别为14%,15.8%。可见,笔者建立的数值模型可以较准确模拟磨料射流冲击割缝岩石过程。

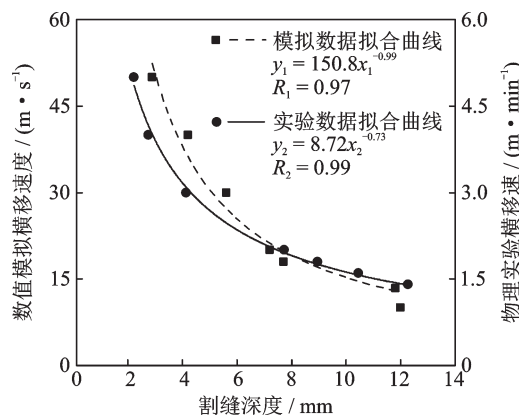


图5 割缝深度与横移速度关系

Fig.5 Relationship between slotting depth and translational velocity

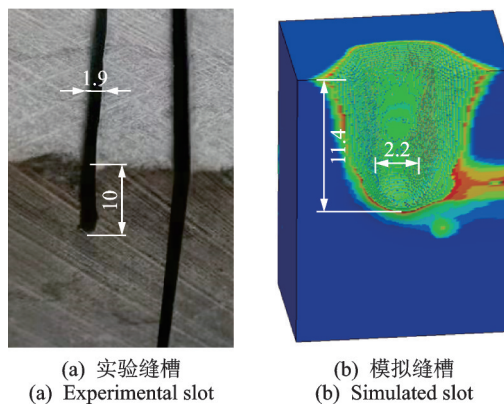


图6 实验与模拟岩石割缝(单位:mm)

Fig.6 Experiment and simulated rock slots (unit: mm)

2.2 岩石单元损伤失效分析

分别提取岩石割缝中心位置和边缘的岩石单元有效应力和单元损伤值随时间变化曲线,进而分析磨料射流冲击载荷下岩石损伤失效过程。不同位置岩石单元冲击压力如图7所示,不同位置单元受磨料射流冲击强度明显不同。位于割缝位置的单元A,B,C受到的冲击压力很大,其峰值压力分别达到34,45和37.5 MPa;位于割缝边缘的岩石单元D,E受到的冲击压力相对较低,没有明显的峰值压力存在,且受到的冲击压力均值不足10 MPa。

图8为岩石单元损伤随冲击时间变化。位于割缝位置的单元A,B,C受冲击压力影响,单元损伤值迅速达到1且瞬时失效,并从数值模型中删除。位于割缝边缘的岩石单元D,E未受到很大的峰值冲击压力,该位置单元损伤呈现多次阶跃累积特征。可见,岩石割缝位置中心和边缘的岩石单元损伤失效速率不同,分别呈现瞬时损伤失效和多次阶跃累积损伤特征。

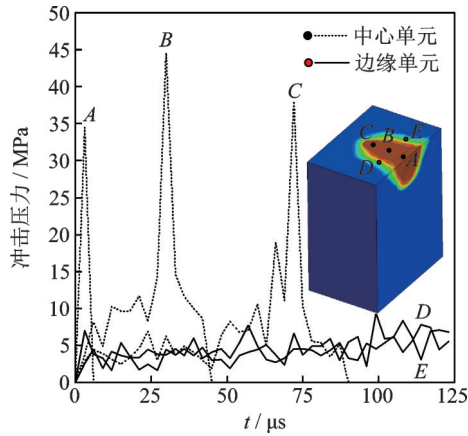


图7 不同位置岩石单元冲击压力

Fig.7 Impact pressure of rock element in different position

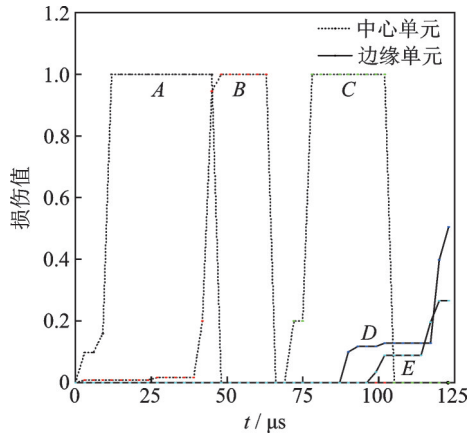


图8 岩石单元损伤随冲击时间变化

Fig.8 Rock element damage versus impact time

3 岩石冲击割缝影响因素分析

3.1 磨料射流质量浓度

质量浓度是影响岩石割缝特征指标的重要参数之一,优选的质量浓度可以提高磨料射流冲击割缝岩石能力和降低磨料消耗量。在横移速度为50 m/s、工作压力为40 MPa、直径为1 mm的条件下分别模拟质量浓度为5%,10%,15%,20%,25%,30%的磨料射流割缝岩石过程。

质量浓度越大,磨料射流动能越大,单位时间内输出能量越高,理论上岩石割缝深度越大。割缝深度与磨料浓度关系如图9所示。岩石割缝深度随质量浓度增加而增大,当质量浓度在5%~10%时,岩石割缝深度增加较快,而质量浓度大于10%时,岩石割缝深度增加速度相对缓慢。

质量浓度越大,磨料颗粒数量越多,岩石割缝过程中磨料颗粒相互碰撞阻碍概率增大。某时刻磨料颗粒割缝岩石运动轨迹如图10所示。前侧靠近未破坏岩石的磨料颗粒撞击岩石后经阶梯型斜坡变向

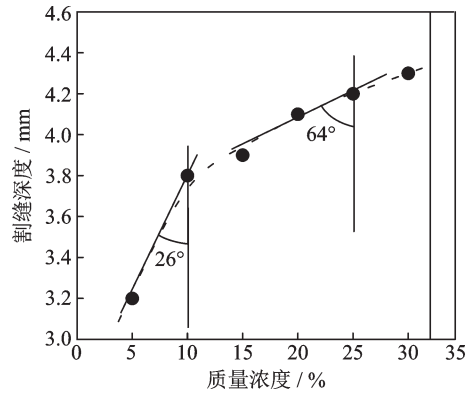


图9 割缝深度与磨料浓度关系

Fig.9 Relationship between slotting depth and abrasive concentration

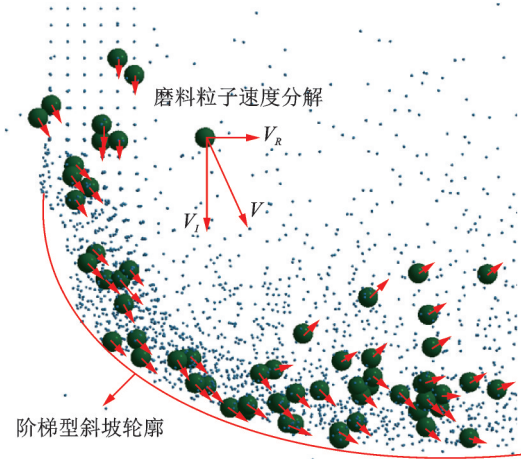


图10 磨料颗粒割缝岩石运动轨迹

Fig.10 Motion state of abrasive particles

后,大部分颗粒速度朝后侧运动。反弹颗粒在运动过程中与后侧颗粒发生碰撞,改变后侧磨料颗粒竖直向下的运动方向和速度大小,进而阻碍后侧颗粒冲击割缝岩石。当质量浓度为5%~10%时,磨料颗粒数量相对较少,此范围内磨料颗粒碰撞概率相对较小,磨料射流冲击能量利用效率较高,因此质量浓度在5%~10%范围内岩石割缝深度随质量浓度的升高增加速率较大。随着质量浓度进一步增大,磨料颗粒相互碰撞概率相应增大,部分磨料颗粒有效冲击速度减小,造成当质量浓度大于10%后,磨料射流冲击割缝岩石深度随浓度的提升增加速率减小。

由岩石割缝深度与质量浓度关系可知,磨料射流质量浓度越大,岩石割缝深度越大。由于前混合磨料射流发生系统自身特性限制,磨料射流质量浓度难以无限增加,实际应用中前混合磨料射流质量浓度一般在5%~15%之间,且较高质量浓度磨料射流会导致喷嘴磨损过快^[15]。由于质量浓度大于

10%时,岩石割缝深度随质量浓度增加速度缓慢,因此磨料射流割缝岩石质量浓度取10%左右较为合适。

3.2 磨料射流工作压力

磨料射流冲击割缝岩石过程存在磨料颗粒高速、高频撞击岩石现象,能够在较低工作压力下实现较高的岩石破碎效率。在磨料射流质量浓度为10%、横移速度为40 m/s、直径为1 mm条件下,分析岩石割缝深度随磨料射流工作压力变化规律。喷嘴结构对磨料射流流场和出口速度有较大影响,已有研究表明锥柱形喷嘴射流可控性、对称分布射流形态较好^[16],实验中采用锥柱形喷嘴形成射流进行岩石割缝。根据实际实验喷嘴结构尺寸,利用流体仿真软件Fluent模拟喷嘴流场,湍流方程为标准的 $k-\epsilon$ 模型,喷嘴内磨料射流速度场如图11所示。可见,喷嘴出口截面处水和磨料速度平均值分别为260.6 m/s和259.1 m/s,喷嘴出口处水和磨料颗粒速度基本相等。水射流喷嘴出口速度数学模型为

$$V = C \sqrt{\frac{2(P - P_0)}{\rho_w [1 - (d_0/D_0)^4]}} \quad (5)$$

其中: V 为喷嘴出口磨料射流速度; P_0 为大气压; D_0 为入口截面直径; d_0 为出口截面直径; ρ_w 为水的密度; C 为与雷诺数相关的经验参数,取值范围为0.8~0.98; P 为水射流工作压力。

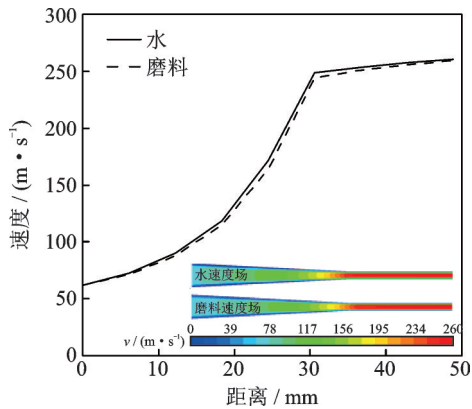


图11 喷嘴内磨料射流速度场

Fig.11 Velocity field of abrasive waterjet in the nozzle

根据喷嘴出口水射流速度计算公式,可得在40 MPa工作压力、喷嘴直径为1 mm条件下,出口速度在226.16~277.65 m/s之间。对不同入口压力条件下喷嘴内流场进行数值模拟,获得磨料射流工作压力与出口速度关系如图12所示,说明数值模拟和理论计算的喷嘴出口射流速度基本一致。

对不同压力条件下磨料射流冲击割缝岩石过程

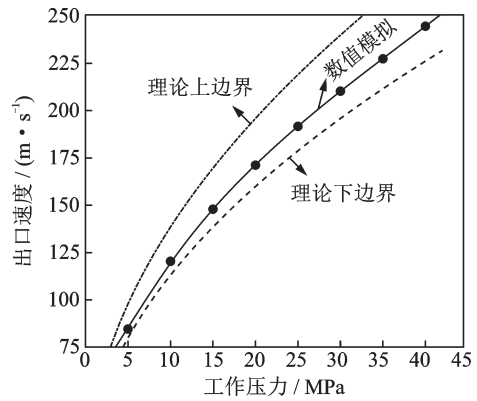


图12 磨料射流工作压力与出口速度关系

Fig.12 Relationship between outlet velocity and abrasive waterjet pressure

进行数值模拟,割缝深度与磨料射流压力关系如图13所示。当磨料射流工作压力在5 MPa时,岩石达到破碎临界条件。当工作压力在5 MPa~15 MPa范围内时,岩石割缝深度随磨料射流压力增大而快速上升。当工作压力范围在15 MPa~35 MPa之间时,随着磨料射流压力增大,岩石割缝深度增加相对缓慢。当工作压力大于35 MPa后,岩石割缝深度随磨料射流工作压力增大又快速增加。

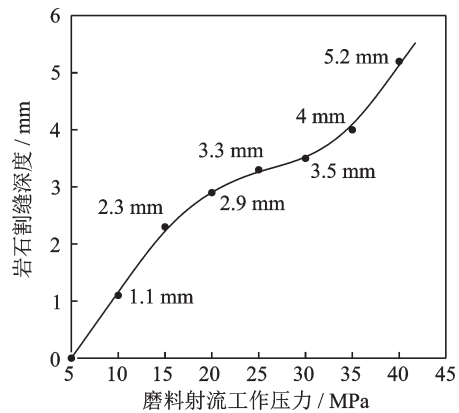


图13 割缝深度与磨料射流压力关系

Fig.13 Relationship between slotting depth and abrasive waterjet pressure

磨料射流冲击割缝岩石存在阈值压力,当工作压力达到5 MPa时,岩石表面形成较浅的宏观割缝。工作压力在5 MPa~15 MPa范围内时,自由面岩石易破碎、射流靶距小等是造成岩石割缝深度快速上升的主要原因。工作压力在15 MPa~35 MPa时,工作压力不高,岩石割缝底部滞止压力破岩能力有限,磨料射流靶距相对较大,且后续磨料射流颗粒冲击岩石作用受到缝底滞止流体、前侧颗粒冲击变向阻碍等影响,造成岩石割缝深度增加速度相对较低。当工作压力大于35 MPa时,虽然缝底滞止流体

也减弱后续磨料射流冲击岩石作用,但射流在岩石割缝底部的滞止压力较大,在一定程度上可以利用滞止压力进一步割缝岩石,可能是岩石割缝深度又快速上升的原因。

3.3 磨料射流直径

磨料射流工作压力为 40 MPa、质量浓度为 10%、横移速度为 20 m/s 时,射流直径越大,在垂直方向冲击岩石的 SPH 粒子数越多,单位时间内冲击能量越高,理论上岩石单元累积损伤越容易达到失效极限而删除。磨料射流直径范围取 0.6~1.2 mm,总体上岩石割缝深度与射流直径关系如图 14 所示。值得注意的是,当磨料射流直径大于 1.2 mm 时,割缝深度随直径变化趋于平缓,岩石割缝深度约为 6.2~6.3 mm。

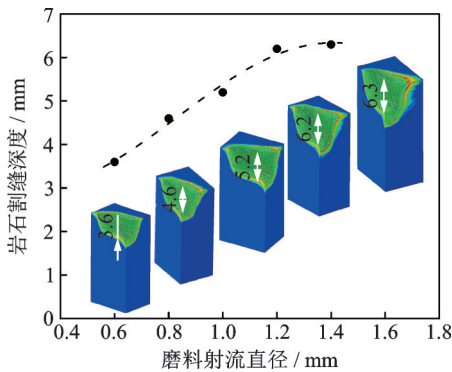


图 14 岩石割缝深度与射流直径关系

Fig.14 Relationship between rock slotting depth and water-jet diameter

磨料射流截面内颗粒冲击岩石时刻和位置均存在差异,不同位置射流粒子速度变化如图 15 所示。磨料射流前侧靠近横移方向的边缘粒子最先与岩石发生碰撞接触,冲击反弹概率较大,大部分粒子沿冲击速度方向反弹,对岩石冲击作用显著。与前侧射流边缘磨料粒子类似,磨料射流中间粒子在割缝岩石过程中与岩石发生碰撞而反弹。与前侧磨料粒子不同的是,由于部分中间粒子受到前侧边缘反弹粒子和缝底流体等影响,中间磨料粒子反向运动速度相对较小,与前侧磨料粒子相比冲击岩石作用相对较弱。与磨料射流前侧和中间磨料粒子不同,磨料射流后侧边缘粒子冲击岩石时易受到变向的前侧和中间粒子干扰以及缝底流体阻碍作用,后侧边缘粒子冲击岩石作用最弱,甚至部分磨料粒子未出现明显的冲击反弹作用,垂直方向速度陡降趋近于 0,该部分磨料颗粒可能沉降在岩石缝底或随缝底流体流出岩石割缝。磨料射流后侧粒子对岩石割缝壁面起

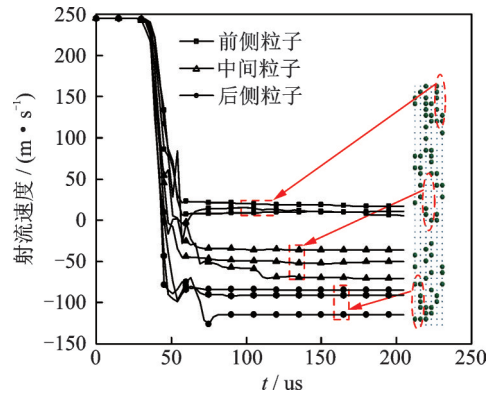


图 15 不同位置射流粒子速度变化图

Fig.15 Velocity change of abrasive particles in different position

到一定冲刷作用,在一定程度上会影响岩石割缝宽度和表面质量,但对提高岩石割缝深度作用有限。

从碰撞动能传递角度来讲,射流前侧磨料粒子能量传递效率较高,对岩石割缝深度影响最大,射流中间磨料粒子次之,射流后侧磨料粒子对岩石割缝深度影响不大。随着磨料射流直径增大,岩石割缝深度逐渐增加,但当射流直径大于 1.2 mm 之后,磨料射流前侧反弹粒子不仅对射流中间磨料粒子冲击岩石干扰加剧,甚至与缝底流体共同阻碍右侧磨料粒子与岩石碰撞接触。磨料射流直径越大,射流前侧、中间、后侧磨料粒子在几何空间区分越明显,中间和后侧磨料粒子冲击破岩作用减弱越明显,直接导致磨料射流直径大于 1.2 mm 后岩石割缝深度几乎不再增加。因此,前混合磨料射流喷嘴直径取 1.2 mm 较为合理。

4 结论

1) 基于 RHT 本构模型建立了磨料射流冲击割缝岩石的流固耦合数值模型,采用试错法构建了数值模拟与实验磨料射流横移速度关系,模拟和实验的岩石割缝深度随射流横移速度变化规律一致,为磨料射流割缝岩石影响因素分析提供了一种可行的数值方法。

2) 射流前侧磨料颗粒撞击岩石后变向,部分磨料颗粒速度朝向后侧,反弹颗粒在向后侧运动过程中与后续磨料射流颗粒可能发生碰撞,改变后续磨料颗粒运动方向和速度大小,阻碍后续颗粒冲击割缝岩石,磨料射流质量浓度越大该现象越明显,磨料浓度大于 10% 时岩石割缝深度上升缓慢。

3) 磨料射流直径越大,射流前侧、中间、后侧磨料粒子在几何空间区分越明显,中间和后侧磨料粒子冲击破岩作用减弱越明显。岩石割缝深度随射流

直径增大呈指数上升,磨料射流直径大于1.2 mm后岩石割缝深度几乎不再增加,因此前混合磨料射流喷嘴直径取1.2 mm左右较为合理。

4) 割缝位置中心和边缘岩石单元分别呈现瞬时受载损伤失效和多次阶跃累积损伤特征。磨料射流割缝岩石深度随工作压力增大而上升,但割缝深度增大速率随工作压力变化呈现多阶段特性,工作压力小于15 MPa或大于35 MPa时,磨料射流割缝岩石深度增加较快。

参 考 文 献

- [1] XUE Y Z, SI H, XU D Y, et al. Experiments on the microscopic damage of coal induced by pure water jets and abrasive water jets[J]. Powder Technology, 2018, 332:139-149.
- [2] AYDIN G, KAYA S, KARAKURT I. Effect of abrasive type on marble cutting performance of abrasive water jet [J]. Arabian Journal of Geosciences, 2019, 12(11): 1-8.
- [3] 林晓东, 卢义玉, 汤积仁, 等. 基于SPH-FEM耦合算法的磨料射流破岩数值模拟[J]. 振动与冲击, 2014, 33(18): 170-176.
LIN Xiaodong, LU Yiyu, TANG Jiren, et al. Numerical simulation of abrasive water jet breaking rock with SPH-FEM coupling algorithm[J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(18): 170-176. (in Chinese)
- [4] LIU X H, LIU S Y, JI H F. Numerical research on rock breaking performance of water jet based on sph [J]. Powder Technology, 2015, 268: 181-192.
- [5] REN F S, FANG T C, CHENG X Z. Theoretical modeling and experimental study of rock-breaking depth in particle jet impact drilling process [J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2019, 183: 106419.
- [6] WANG F X, WANG R H, ZHOU W D, et al. Numerical simulation and experimental verification of the rock damage field under particle water jet impacting [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 102: 169-179.
- [7] ZHAO J, ZHANG G C, XU Y J, et al. Mechanism and effect of jet parameters on particle waterjet rock breaking[J]. Powder Technology, 2017, 313: 231-244.
- [8] 陈飞国, 葛蔚. 多相流动的光滑粒子流体动力学方法研究综述[J]. 力学学报, 2021, 53(9): 2357-2373.
CHEN Feigu, GE Wei. A review of smoothed particle hydrodynamics family methods for multiphase flow [J]. Theoretical and Applied Mechanics, 2021, 53 (9) : 2357-2373. (in Chinese)
- [9] 张志春, 卞强, 展文豪, 等. 高速冲击问题的SPH粒子接触算法三维数值计算[J]. 兵器装备工程学报, 2018, 39(9): 1-6.
ZHANG Zhichun, BIAN Qiang, ZHAN Wenhao, et al. High velocity impact simulation using SPH contact algorithm [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2018, 39(9): 1-6. (in Chinese)
- [10] XIE L X, LU W B, ZHANG Q B, et al. Analysis of damage mechanisms and optimization of cut blasting design under high instituted stresses[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2017, 66: 19-33.
- [11] 匡志平, 袁训康. RHT混凝土本构模型强度参数分析与模拟[J]. 力学季刊, 2012, 33(1): 158-163.
KUANG Zhiping, YUAN Xunkang. The analysis and simulation for the strength parameters of RHT concrete model [J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2012, 33(1): 158-163. (in Chinese)
- [12] JIANG H X, MENG D G. 3D numerical modelling of rock fracture with a hybrid finite and cohesive element method [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2018, 199: 280-293.
- [13] HEUZE O. General form of the mie-gruneisen equation of state [J]. Comptes Rendus Mecanique, 2012, 340(10): 679-687.
- [14] ANWAR S, AXINTE D A, BECKER A A. Finite element modelling of abrasive waterjet milled footprints [J]. Wear, 2013, 303: 426-436.
- [15] 管金发, 邓松圣, 段纪森, 等. 几何结构参数对磨料水射流喷嘴磨损规律影响的模拟分析[J]. 机床与液压, 2017, 45(23): 146-149.
GUAN Jinfa, DENG Songsheng, DUAN Jimiao, et al. Analysis of rule influences of geometric structural parameters on wear of abrasive water jet nozzle [J]. Machine Tool and Hydraulics, 2017, 45 (23) : 146-149. (in Chinese)
- [16] 张铁民, 李晟华, 梁莉, 等. 基于FLUENT的压电式无针注射器喷嘴射流分析[J]. 振动、测试与诊断, 2019, 39(2): 273-280.
ZHANG Tiemin, LI Shenghua, LIANG Li, et al. Flow analysis of piezoelectric needleless syringe nozzle based on fluent [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2019, 39(2): 273-280. (in Chinese)



第一作者简介:江红祥,男,1987年4月生,副教授、博士生导师。主要研究方向为高压水射流技术和机械冲击动力学。曾发表《Numerical simulation on rock fragmentation by discontinuous water-jet using coupled SPH/FEA method》(《Powder Technology》2017, No.312)等论文。

E-mail: jianghongxiang@cumt.edu.cn