



# 高静水压下海底多金属硫化物 破碎机理的数值研究

戴欢<sup>1</sup>, 李艳<sup>1,2</sup>, 李皓<sup>1</sup>, 梁科森<sup>1</sup>

(1. 中南大学 机电工程学院, 长沙 410083;  
2. 深海矿产资源开发利用技术国家重点实验室, 长沙 410012)

**摘要:** 深海矿物分布在几百米到几千米深的高静水压力环境中, 矿物周围的高静水压力可能会显著影响其切割特性。为了研究高静水压下海底多金属硫化物(SMS)的破碎特性及其力学性能对破碎过程的影响, 建立了高围压条件下截齿切割 SMS 的模型。采用了一种力链围压模拟静水围压的作用, 围压能适应试样切削过程中的不规则边界并在切割过程中进行更新。在此基础上, 分析了试样切削过程中裂纹演化过程、应力分布特征和载荷变化规律。结果表明: 围压对切削过程有显著影响, 随着围压的增加, 刀具载荷线性增加, 载荷波动减小, 裂纹扩展受到抑制。同时, 在高围压条件下, 刀具的前刀面上产生条状切屑, 表明其破坏模式由脆性模式向延性模式转变。

**关键词:** 围压; 切削机理; 离散元; 多金属硫化物; 力链

文章编号: 1004-0609(2021)-10-2913-13

中图分类号: TD857

文献标志码: A

**引文格式:** 戴欢, 李艳, 李皓, 等. 高静水压下海底多金属硫化物破碎机理的数值研究[J]. 中国有色金属学报, 2021, 31(10): 2913–2925. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-42068

DAI Huan, LI Yan, LI Hao, et al. Numerical study on fragmentation mechanism of seafloor massive sulfides under high hydrostatic pressure[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2021, 31(10): 2913–2925. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2021-42068

随着陆地矿产资源的日益枯竭, 世界各国越来越重视开发新的矿产资源以保持经济的持续稳定增长<sup>[1-2]</sup>。迄今为止, 科学家们在深海发现了多金属结核、海底多金属硫化物、富钴结壳等金属矿床<sup>[3-6]</sup>, 海洋采矿逐渐成为世界主要经济体关注的焦点之一。海底多金属硫化物(Seafloor massive sulfide, SMS)作为一种新型的海洋矿产资源, 由于巨大的开发潜力逐渐成为学术前沿, 日本、韩国、印度、荷兰、比利时等各国都开展了广泛的矿产勘查和开采技术研究<sup>[7-9]</sup>。海底多金属硫化物矿床是由海底火山沿山脊、岛弧和弧后盆地释放的高温热液遇冷沉积而成, 主要有用组分为铜、锌、金和银, 有时还有铅, 伴生组分为硒、碲、砷、铟<sup>[8, 10]</sup>。截

至 2021 年 6 月, 全球共发现热液点 721 个, 深度分布见图 1<sup>[11]</sup>。由图 1 可见, 热液点多分布在 2000~3000 m 水深范围内, 96.8% 的多金属硫化物矿位于 4000 m 水深以内。基于陆上深部开采经验<sup>[12-13]</sup>, 可以预见高静水压力将对深海采矿过程产生重大影响。因此, 为了安全有效地开采海底硫化物矿, 开展矿物在高静水压力下的破碎机理研究具有重要意义。如图 2 所示, 深海切削过程明显不同于深部开采, 主要是由于海水的流动性, 高静水压力  $p$  总是垂直施加于不规则边界。显然, 在研究深海矿物的岩石破碎机理时, 不能用陆地深层围压的方法来处理静水压力。

目前, 一些国际财团和研究机构就海底矿物的

**基金项目:** 国家自然科学基金资助项目(51674286); 湖南省科技重大专项(2020GK1020); 湖南省科技计划项目(2019SK2271)

**收稿日期:** 2021-07-20; **修订日期:** 2021-09-17

**通信作者:** 李艳, 教授, 博士; 电话: 13677353895; E-mail: lylsjhome@163.com

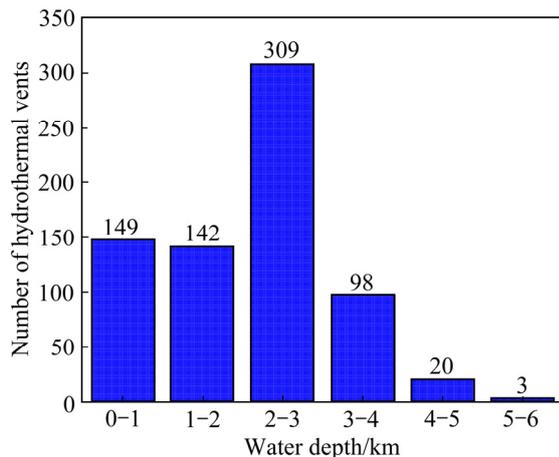


图1 不同水深热液点数量<sup>[11]</sup>

Fig. 1 Depth distribution of hydrothermal spots<sup>[11]</sup>

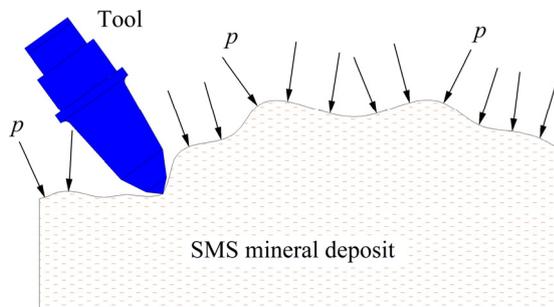


图2 水下切削示意图

Fig. 2 Schematic diagram of underwater cutting

开采开展了一系列工作并通过试验证明采用传统方法开采海底矿物是可行的<sup>[14-16]</sup>。2006年鸚鵡螺矿业公司在巴布亚新几内亚的Manus盆地进行了深海多金属硫化物的首次原位切削试验,成功回收了超过15 t的材料,结果表明刀具受力及能耗远大于陆上切削。日本则于2017年在冲绳海域通过掘削试验机在1600 m的海底完成了SMS破碎工作,并成功地将矿石连续提升到采矿船上<sup>[15]</sup>。尽管上述研究证明了开采SMS矿产的可行性,但是由于矿物性质及试验的随机性导致原位测试获得信息相当有限。另一些研究人员则通过试验来对岩石在围压下破碎过程进行研究,不过这些试验大多是针对非SMS材料完成的。如KAITKAY等<sup>[17]</sup>搭建了一个静水围压回转切削实验装置,对大理岩开展切割试验,结果表明随切削力随围压增加而增大并在切削过程中生成了带状切屑。GRIMA等<sup>[18-19]</sup>开发了一个测试装置并采用石灰岩进行了高静压切割试验,结果表明高静压下的切割过程与无围压下的切割

过程有显著差异。在高压下,由于剪胀强化作用,断裂带增大,剪切裂纹和拉伸裂纹均被延迟。切割力随着水深和切割速度的增加而增加,且获得更小的碎片和更窄的切槽。由于试验成本较高,越来越多的学者将数值模拟方法应用在破岩研究中。2003年LEI等<sup>[20]</sup>基于PFC<sup>2D</sup>软件开发了围压施加程序,研究静水围压对岩石截割过程的研究,结果表明围压抑制了裂纹的扩张并导致切削力的显著提升,同时在高围压下,切削过程从脆性转变为韧脆性破坏模式。HUANG等<sup>[13]</sup>基于离散元方法对切削过程进行了数值模拟,再现了实验显示的随着切削深度的增加,从延性破坏模式到脆性破坏模式的转变。HELMONS等<sup>[21-22]</sup>采用离散元与光滑粒子流相结合的方法建立了岩石切削的流固耦合模型,并通过模拟GRIMA等<sup>[18-19]</sup>的实验对模型进行了验证。结果显示,岩石在无围压和饱和状态下的破坏准则没有变化,围压或静水压力越大对切削力和切屑形状的影响越大,且切削速度和高压的共同作用将显著提高切削力的大小。以上基于非SMS材料的切削研究虽然可以为SMS的开采研究提供一定的参考,但由于不同的材料可能表现出不同的破碎特性。国内的李艳等<sup>[23]</sup>则基于有限元软件LS-DYNA建立了镐齿切削SMS试样的数值切削模型,研究发现随着围压、截割深度的增加,刀具切削阻力增大,且试样发生了脆-延转变。然而采用该方法施加的围压在切削过程中无法更新,因而围压的有效程度有待提高。综上所述,针对多金属硫化物在静水围压下的破碎机理研究目前还比较缺乏,然而其破碎机理与深海采矿系统的设计尤其是刀具的研制密切相关,因而有必要开展进一步研究。

根据目前公开发表SMS样品力学性能测试数据<sup>[24-26]</sup>,材料的抗压强度通常小于50 MPa,孔隙率为10%~50%。饱和岩石切削时,孔隙可能发生膨胀或者压实,其中膨胀导致孔隙受压从而增大切削力,压实导致孔隙超压从而降低切削力<sup>[22, 27]</sup>。两种效应在岩石切削过程中可以同时发生,而其中哪一种占主导则主要取决于变形速率,在较低速率下压实弱化占主导,而在较大变形速率下膨胀强化占主导地位<sup>[22]</sup>。而膨胀强化效果受到最大可实现孔隙压降的限制,而孔隙率越低,则膨胀强化效果也相对较弱。SMS样品强度分布范围较广,通常孔隙率越低,材料强度越高。在硫化物的高速切削过程中,

为了给海底采矿装备的研制尤其是刀具的设计提供一些指导, 显然应该考虑最极端的情况, 即强度较高的情况。同时为了在岩石切削过程中简化计算, 聚焦静水围压的影响, 本研究忽略材料内部孔隙压力而仅考虑了外部静水围压的影响。利用离散元程序 PFC<sup>2D</sup>, 从微观角度研究海底多金属硫化物 (SMS) 的力学性能和切削行为。首先建立了高围压下镐齿切削多金属硫化物试样的二维数值切削模型, 进一步分析了截齿切削过程中样品内裂纹扩展过程、应力分布及载荷特性, 为深海采矿提供了理论依据和技术支持。同时, 对于海洋石油钻井和深水挖沟工程也具有一定的参考价值。

## 1 建模方法

### 1.1 PFC<sup>2D</sup>

PFC<sup>2D</sup> 是基于离散元 (DEM) 方法从微观角度模拟岩石切削过程的有效手段。在离散元法的计算过程中, 每一个时间步都应用牛顿第二定律和力-位移方程来更新离散单元或墙体的位置、速度和加速度, 从而模拟离散单元的运动, 如图 3 所示。

程序中任意两个颗粒间的相互作用是通过颗粒间的接触本构模型来实现。接触本构模型由刚度模型、滑移模型和黏结模型组成, 控制颗粒的变形、分离和运动<sup>[28]</sup>。其中, 接触刚度模型与接触力、法向和剪切方向的相对位移有关。质点的平移和旋转运动由刚体力学的标准方程式控制:

$$m_i \ddot{\mathbf{u}}_i = \mathbf{F}_i \quad (1)$$

$$\mathbf{I}_i \dot{\boldsymbol{\omega}}_i = \mathbf{T}_i \quad (2)$$

式中:  $\mathbf{F}_i$ 、 $\mathbf{T}_i$  分别是粒子  $i$  的合力及合力矩;  $m_i$  和  $\mathbf{I}_i$  分别是粒子  $i$  的质量和惯性矩;  $\ddot{\mathbf{u}}_i$  是质心在固定坐标系中的加速度;  $\dot{\boldsymbol{\omega}}_i$  是角加速度。向量  $\mathbf{F}_i$  和  $\mathbf{T}_i$  通过式(3)和(4)计算:

$$\mathbf{F}_i = \mathbf{F}_i^{\text{ext}} + \sum_{j=1}^{n_i^c} \mathbf{F}_{ij}^{\text{cont}} + \mathbf{F}_i^{\text{damp}} \quad (3)$$

$$\mathbf{T}_i = \mathbf{T}_i^{\text{ext}} + \sum_{j=1}^{n_i^c} \mathbf{S}_{ij}^c \times \mathbf{F}_{ij}^{\text{cont}} + \mathbf{T}_i^{\text{damp}} \quad (4)$$

式中:  $\mathbf{F}^{\text{ext}}$ 、 $\mathbf{T}^{\text{ext}}$  为外负载;  $\mathbf{F}_{ij}^{\text{cont}}$  是粒子  $i$  与相邻粒子  $j=1, \dots$  之间的相互作用;  $n_i^c$  为粒子  $i$  接触的相邻粒子数, 数值阻尼载荷  $\mathbf{F}_i^{\text{damp}}$  及  $\mathbf{T}_i^{\text{damp}}$ 、 $\mathbf{S}_{ij}^c$  是接粒子  $i$  质心和粒子  $j$  接触点的向量。接触力  $\mathbf{F}_{ij}^{\text{cont}}$  被分解为如方程(5)所示的法向和切向。

$$\mathbf{F}^{\text{cont}} = \mathbf{F}_n^{\text{cont}} \mathbf{n} + \mathbf{F}_s^{\text{cont}} \mathbf{t} \quad (5)$$

式中:  $\mathbf{n}$  是颗粒表面在接触点处的单位法向量;  $\mathbf{t}$  是与切向力对齐的单位切向量。

两个颗粒之间的相互作用可以是黏结作用或者碰撞作用。在每次模拟开始时, 接触的粒子通过键黏结在一起, 这些键用弹性完全脆性模型来模拟。当两个粒子的键断裂或不黏结时, 粒子间的相互作用被模拟为碰撞。相互作用力由式(6)和(7)描述。

$$\mathbf{F}_n^{\text{cont}} = k_n \mathbf{u}_n \quad (6)$$

$$\Delta \mathbf{F}_s^{\text{cont}} = -k_s \Delta \mathbf{u}_s \quad (7)$$

式中:  $k_n$  为法向刚度;  $k_s$  为剪切(切向)刚度;  $\mathbf{u}_n$  是法向相对位移;  $\mathbf{u}_s$  为切向相对位移。

当剪切强度(切向)或拉伸强度(法向)超过材料的强度极限时, 颗粒间的结合会瞬间失效。虽然颗粒间的压缩相互作用不会导致键的破坏, 但宏观尺度上的压缩表现为微观尺度上键的剪切和拉伸破坏。

PFC<sup>2D</sup> 材料根据颗粒之间作用的接触模型分为线性、接触黏结、平行黏结或平节理模型。建模中, 首先根据 PFC<sup>2D</sup> 提供的样本生成程序创建 SMS 样本模型。考虑到 SMS 样品不仅能承受拉应力和压应力, 而且具有抗弯、抗扭的力学特性, 同时考虑到样品中非线性力的存在, 选择了平行黏结模型和线性模型分别作为颗粒间、颗粒与壁面间的接触模型。

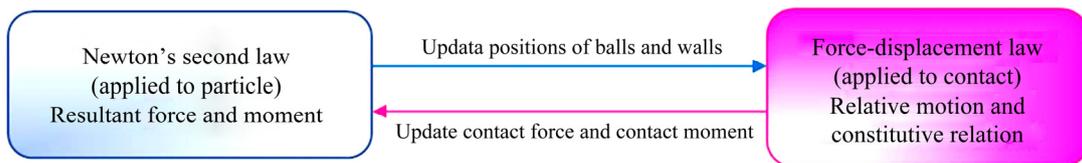


图 3 离散元迭代计算示意图

Fig. 3 Calculation cycle of discrete element iteration

## 1.2 力链围压法

在高围压岩石切削过程中,静水压力始终作用在样品的不规则边界上,因此如何描述静水围压的实时外部作用是本研究的难点。一般来说,在 PFC<sup>2D</sup> 程序中,有两种方法可以向模型中添加外部载荷。一种方法是利用刚性壁与颗粒之间的接触力加载到颗粒边界上,利用伺服机构控制刚性壁的速度,使刚性壁对颗粒施加均匀的力,达到目标压力。第二种方法是直接识别边界粒子,然后对边界粒子施加外力。该方法能适应不规则边界的变化,但难度很大。由于第一种方法不能适应切削过程中复杂的动态边界,本文选择第二种方法来处理静水围压的作用。

本研究采用力链法对围压作用下的水-机耦合进行了数值模拟<sup>[16]</sup>。该方法能自动识别颗粒是否为边界颗粒,并调整作用在颗粒上的外力大小和方向。如图 4 所示,为了识别任意粒子组合中的所有边界粒子,程序以端部初始粒子 *A* 和 *O* 为起点,以粒子 *O* 为中心逐个搜索接触粒子,并记录粒子 *O* 指向接触粒子的矢量与矢量 *OA* 的最小逆时针夹角。在图 4 中,  $\theta_1$  是围绕中心 *O* 的所有接触粒子的最小逆时针角,则粒子 *B* 被记录为边界粒子并施加等效力。随后将 *B* 粒子和 *O* 粒子分别设置为新的搜索中心和新的初始粒子并重复上述操作,根据上述方法实现对完整边界的围压作用。

程序采用 PFC<sup>2D</sup> 的 Fish 语言编写的。在边界识别过程中,经常会遇到只有一个接触粒子的悬浮颗

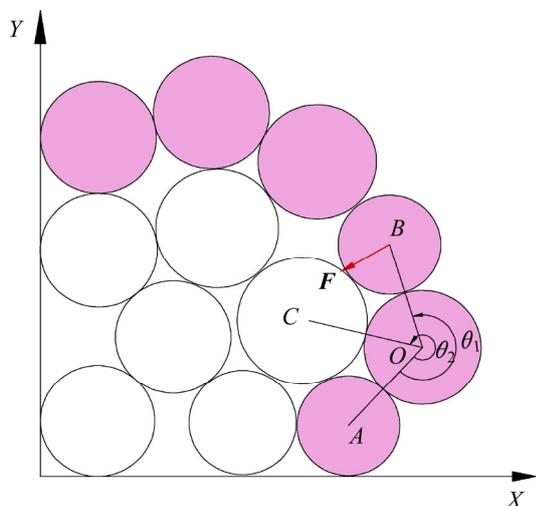


图 4 边界识别算法示意图

Fig. 4 Schematic diagram of boundary recognition method

粒而造成搜索中断,因此需要对其进行识别和处理。在每一次搜索时,采用数组将边界粒子进行存储,当某个边界粒子被判断为悬浮粒子时,该粒子将从边界粒子阵列中移除。同时,边界识别过程后退一步,悬浮颗粒不再被视为循环中的边界颗粒。识别和定义所有边界粒子后,将初始化所有设置并进入下一次更新。

## 2 有围压时的切削模型

### 2.1 材料连续性模型

由于微观特性与粒子宏观响应之间的关系尚不确定,为了使离散元模型能够准确地模拟 SMS 试件,有必要对微观参数进行标定。本节根据石崇等<sup>[29]</sup>介绍的接触黏结和平行黏结模型参数标定规律,通过模拟单轴拉伸试验、单轴压缩试验和双轴压缩试验对微观参数进行了标定。如图 5(a)所示,单轴拉伸试验中通过对上层和底层的颗粒施加相反的速度 *v* 来模拟试样的单轴拉伸。如图 5(b)和(c)所示,轴向应力是通过控制单轴压缩和双轴压缩中上墙体和下墙体的运动来施加的。而双轴试验中,在刚性墙移动之前需要通过墙伺服命令将目标围压  $\sigma$  施加在左右墙上。

在细观参数标定中,采用的数值样本尺寸为  $d$  50 mm $\times$ 100 mm,对粒径 0.5~0.75 mm(小颗粒)进行标定。在单轴压缩和双轴压缩试验中选择 0.05 m/s 的加载速度,以确保准静态试验条件<sup>[13]</sup>。根据上述标定方法对西南印度洋海脊地区 SMS 样品<sup>[30]</sup>进行细观参数标定,其中 SMS 试样的宏观性能如表 1 所示。由于文献所述测试缺少岩石的抗拉强度参数,因此,参考其他性能相近的试样<sup>[23]</sup>确定了模拟材料的拉伸强度,得到输入细观参数如表 2 所示。

采用上述标定方法,得到粒径 0.5~0.75 mm(小颗粒)的抗拉和抗压的应力-应变全曲线如图 6 所示。其中图 6(b)中,0 MPa 曲线表示单轴压缩得到的应力-应变曲线。采用表 2 所述细观参数对粒径 0.75~1 mm(大颗粒)进行标定,发现小颗粒组和大颗粒组对应的宏观参数误差小于 10%,因此认为小颗粒与大颗粒均可以代表表 1 所述 SMS 样品性能,即可采用表 2 所述的同一组参数作为小颗粒和大颗粒的细观参数。

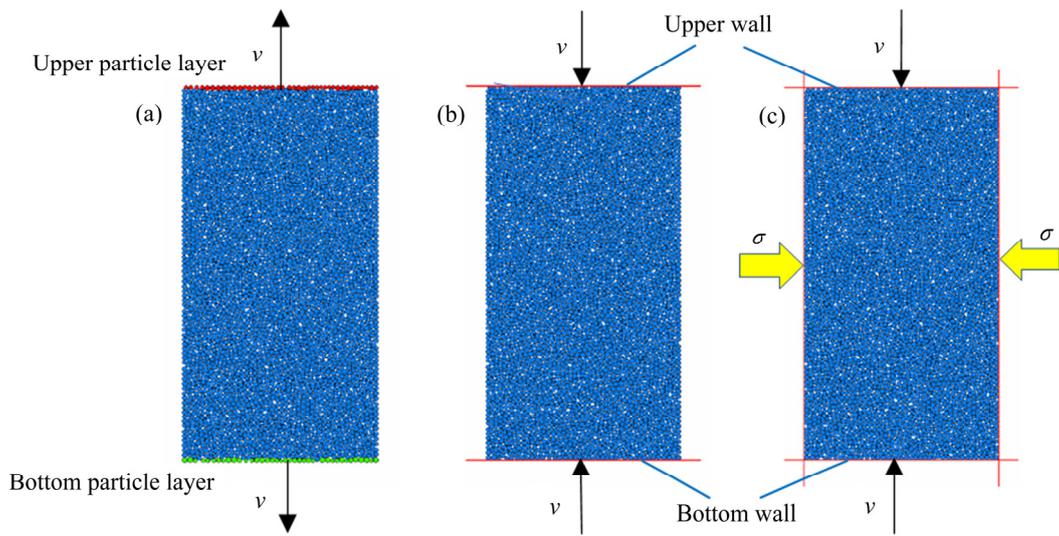


图 5 SMS 试样微观参数的标定模型

Fig. 5 Calibration models for meso-parameters of SMS specimens: (a) Uniaxial tension; (b) Uniaxial compression; (c) Biaxial test

表 1 SMS 试样的宏观特性

Table 1 Macro parameters of SMS sample

Parameter	SMS sample <sup>[30]</sup>	DEM
Density/(kg·m <sup>-3</sup> )	2940	2943
Compressive strength/MPa	10.24	10.10
Compressive strength(at $\sigma=6$ )/MPa	35.6	33.6
Tensile strength/MPa	Unknown	1.64
Poisson's ratio	0.11	0.11
Elastic modulus/MPa	11.5	11.2

表 2 SMS 试样的微观力学特性

Table 2 Micromechanical parameters of SMS sample

Micro parameter	Parameter	Value
emod	Linear modulus/GPa	4.0
kratio	Stiffness ratio	1.2
fric	Friction coefficient	0.577
pb_emod	Parallel modulus/GPa	11.8
pb_kratio	Parallel bond stiffness ratio	1.2
pb_ten	Normal strength/MPa	6.1
pb_coh	Shear strength/MPa	8.0
pb_fa	Friction angle/(°)	65
dp_nratio	Normal limit damping ratio	0.3

## 2.2 几何建模和边界条件

参考图 2, 海底挖掘过程中高压水包围着不规则沉积物边界。根据帕斯卡原理, 静水压力与水深成正比, 并始终垂直于接触面。在矿物开挖过程中,

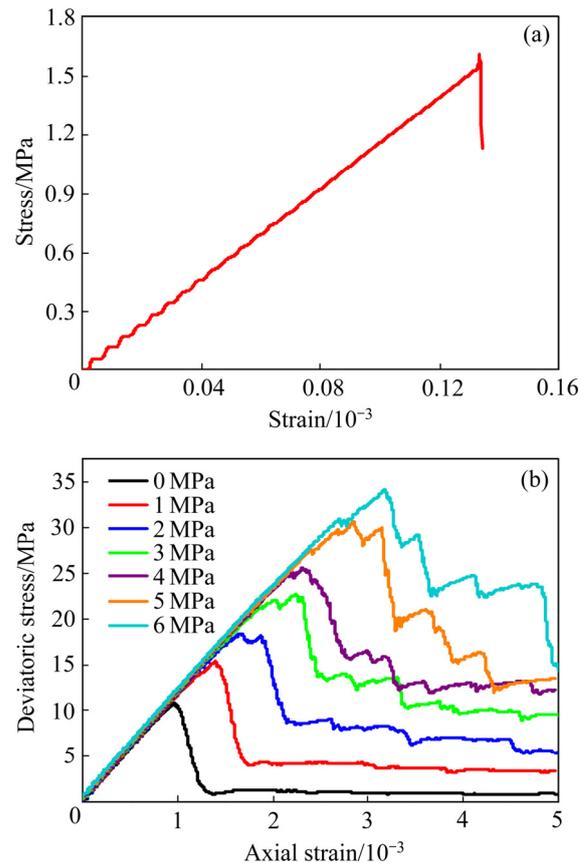


图 6 SMS 样品的应力-应变曲线

Fig. 6 Stress-strain curves of SMS sample: (a) Uniaxial tension; (b) Biaxial test

随着刀具的前进, 矿石不断地被剥离。根据陆上开采的经验, 选用耐磨性好、使用寿命长的锥形截齿

作为刀具。在所有后续 SMS 模拟中, 刀具尖端角度为  $80^\circ$ , 刀具安装角度为  $45^\circ$ 。

为了从微观角度对截齿的切削机理和切削力进行分析, 利用 PFC<sup>2D</sup> 建立了图 7 所示的截齿的二维切削仿真模型。为了加速计算速度, 上层小颗粒半径为  $0.5\sim 0.75$  mm, 颗粒数 9030, 下层大颗粒半径为  $0.75\sim 1$  mm, 颗粒数 4658, 样品尺寸为  $250$  mm $\times$  $100$  mm。图 7(a)所示为采用墙体伺服形成模型切割前的预压缩状态, 以确保稳定的初始状态。当切割模拟开始时, 如图 7(b)所示, 删除上墙体, 并采用 1.2 节所述的方法对上边界的质点施加力链以模拟静水围压的作用。同时左右两边通过墙体保持与力链围压一样大小的伺服围压, 样品的底部被墙壁约束以表示基岩。需要注意的是, 边界搜索中遇到的一些悬浮颗粒会破坏力链的连续性, 因此必须对其进行识别而不应将其归类为边界颗粒。模型中将刀具建模为刚体, 将截齿的运动简化为一定切削速度下的线性运动。为便于讨论, 将刀具前进方向设为  $x$  方向, 切削深度方向设为  $y$  方向, 切削过

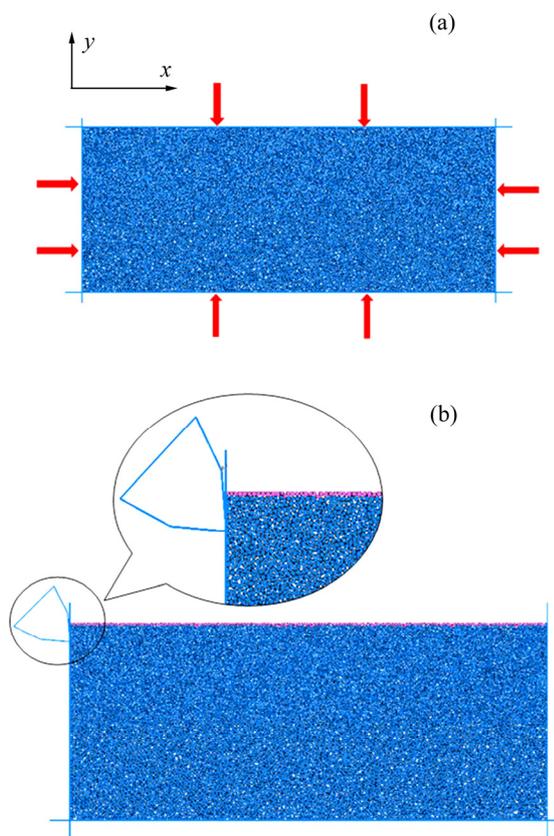


图 7 围压下的岩石切削模型示意图

**Fig. 7** Schematic diagrams of rock cutting model at confining pressure: (a) Confining pressure with rigid wall; (b) Confining pressure with force chain

程的总行程为  $240$  mm。在切削过程中, 记录了模型的受力变化、裂纹演化、切屑形态等信息。

### 3 方法验证

本节通过已公开发表试验对第 1 节描述的仿真建模研究方法进行验证。KAITHY 等<sup>[17, 20]</sup>研制了一套高围压实验装置并以迦太基大理岩为材料完成了不同静水压力下的切割划痕试验。试验在无围压和静水围压 ( $3.44$  MPa 和  $34.5$  MPa) 条件下进行, 切削速度为  $1$  m/s。本节采用第 1 节所述方法对上述大理石划痕试验全过程进行仿真研究。首先根据大理石宏观参数对微观参数进行标定, 并根据实际试验条件建立围压下大理石切割仿真模型。颗粒半径设置为  $0.05\sim 0.1$  mm, 小于切割深度  $0.8$  mm 的  $1/5$ 。图 8 所示分别为  $3.44$  MPa 围压下切割深度约  $0.8$  mm 的仿真切屑形态和试验切屑。可以观察到在  $3.44$  MPa 的围压下进行切削模拟时, 前刀面前后分别形成了致密的切屑和加工面, 仿真现象与 KAITHY 等<sup>[17, 20]</sup>的实验中高围压下形成的长条大理石切屑的形状一致。可以看出, 不管在模拟或者是划痕试验中, 大理石在高静水围压下切割时均表现出脆性-延性转变。

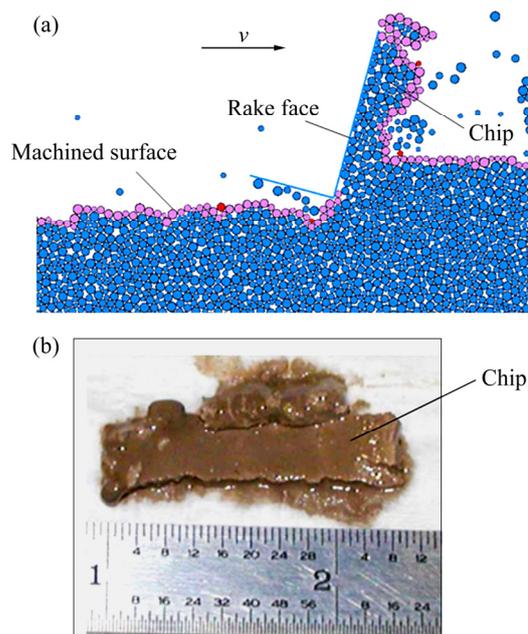


图 8 3.44 MPa 围压下的切屑<sup>[15]</sup>

**Fig. 8** Chips at confining pressure of  $3.44$  MPa: (a) Chips of simulation; (b) Chips of test<sup>[15]</sup>

0 MPa 和 34.5 MPa 围压下切削力两个分量的仿真结果如图 9 所示。如图 9 所示,  $F_x$  显著大于  $F_y$ , 这是由于刀具前角较小造成的, 导致刀具阻力主要分解在进给方向即  $F_x$  方向。由于颗粒之间黏结的随机断裂, 切削力在两种情况下都有着较大的波动。同时, 由于需要额外的力来克服静水压力和抑制裂纹扩展, 因此高围压条件下进行切割时切削力更大。图 10 所示为不同围压下平均主切削力试验结果和仿真结果的对比。结果表明, 仿真数据与试验数据吻合较好。

## 4 切削特性分析

### 4.1 裂纹演化

本节根据第 2 节所述步骤建立的 PFC<sup>2D</sup> 程序模拟了不同围压下 SMS 试样的切割过程。为了集中考虑围压的影响, 以下模拟的切割速度和切割深度分别设定为 1 m/s 和 10 mm。此外, 为确保程序的正常运行, 无围压条件下的压力设定为 0.1 MPa。在切割过程中, 由于平行黏结粒子之间的相对运动会产生沿相对方向的接触力或接触力矩, 而当接触力超过黏结强度时, 黏结破坏并形成微裂纹。在 PFC<sup>2D</sup> 软件中, 微裂纹按其断裂形式可分为拉伸裂纹和剪切裂纹。图 11 所示为无围压条件下试样的典型碎裂, 其中绿色部分表示拉伸裂纹, 红色部分表示剪切裂纹。当模拟开始时, 刀具逐渐与试样接触, 然后在截齿尖端下方产生初始裂纹, 称之为裂纹萌生。随着刀前进, 裂纹进一步扩展, 直至碎片碎裂。在这种情况下, 切割表面是不规则的, 并观察到垂直裂纹的扩展。此外, 切屑与运动刀具发生碰撞, 并伴有二次断裂, 表现出典型的脆性破坏特征。

图 12 所示为 SMS 试样在 30 MPa 围压下的破碎过程。同样, 当刀具楔入样品内部时, 在刀尖前面出现了许多微裂纹, 但这些微裂纹无法演变成成长的宏观裂纹。这是由于在围压限制作用下, 横向和纵向裂纹扩展均受到抑制。高围压限制了颗粒间的滑移, 也抑制了裂纹扩展。如图 12 所示, 镐尖上方的明显突起(见图 12(b))和黏附在前刀面上的切屑带(见图 12(d))都证明了在高围压下切割过程中具有很强的延展性。这一现象表明, 高围压使切割过程发生脆-延转变, 这与图 11 所示明显不同。

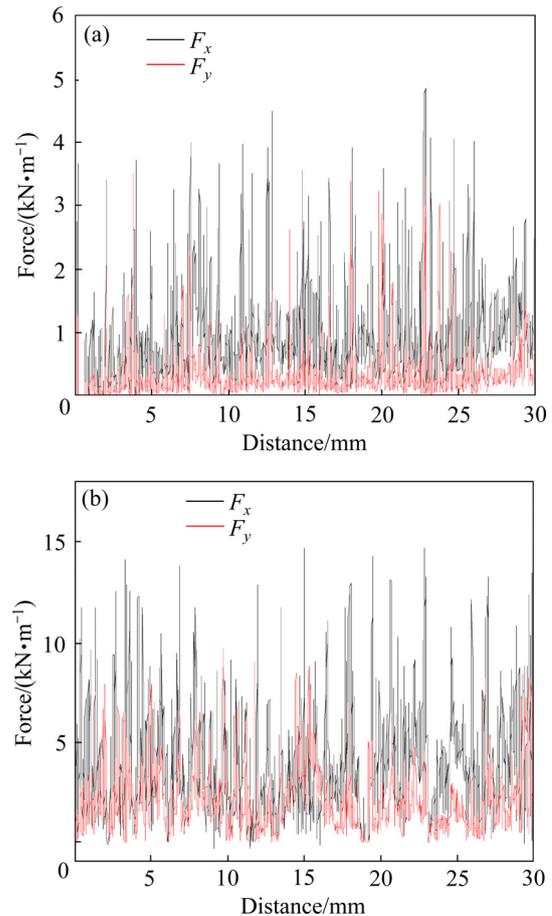


图 9 不同围压下仿真模拟过程中力的变化

Fig. 9 Force variation of simulation at different confining pressures: (a) 0 MPa; (b) 34.5 MPa

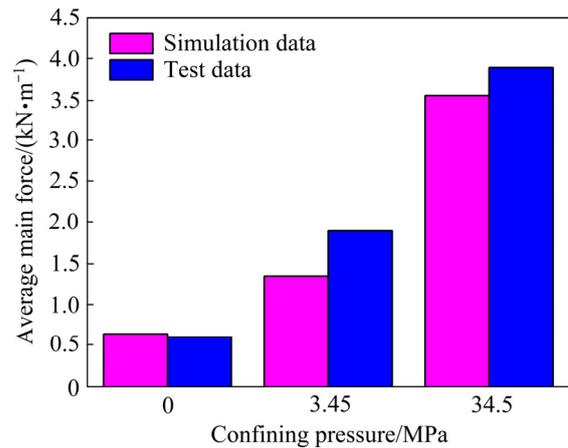


图 10 不同围压下平均主切削力实验与仿真结果的对比  
Fig. 10 Comparison of main cutting force between experimental and simulation results at different confining pressures

对比图 11 和 12, 还可以观察到不同围压下切屑形态的差异。在这些图片中, 样本周围的紫色粒

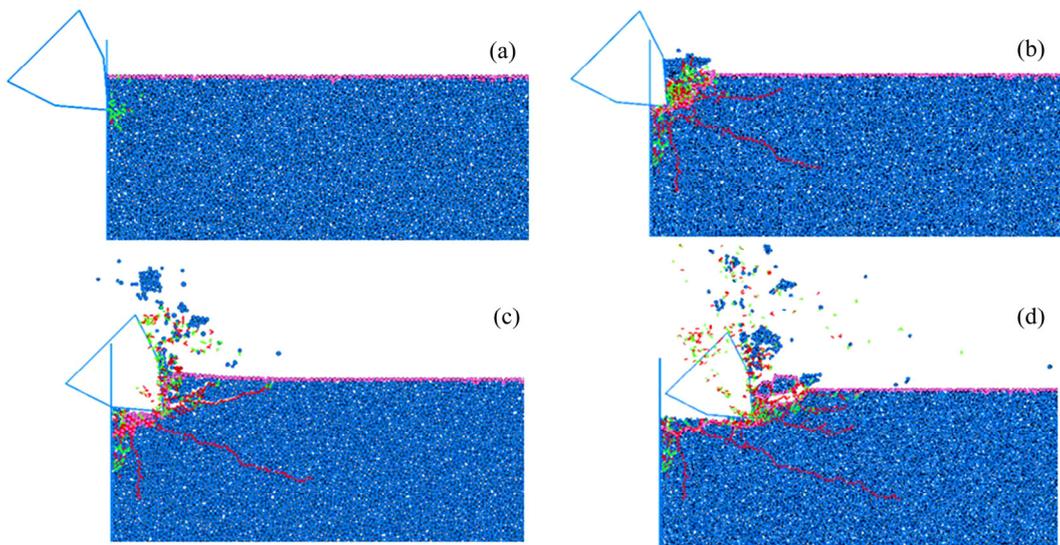


图 11 切割速度 1 m/s、切深 10 mm、无围压下的裂纹演化

Fig. 11 Crack evolution under unconfined condition with cutting velocity of 1 m/s and depth of 10 mm: (a) 0.02 mm; (b) 5 mm; (c) 12 mm; (d) 30 mm

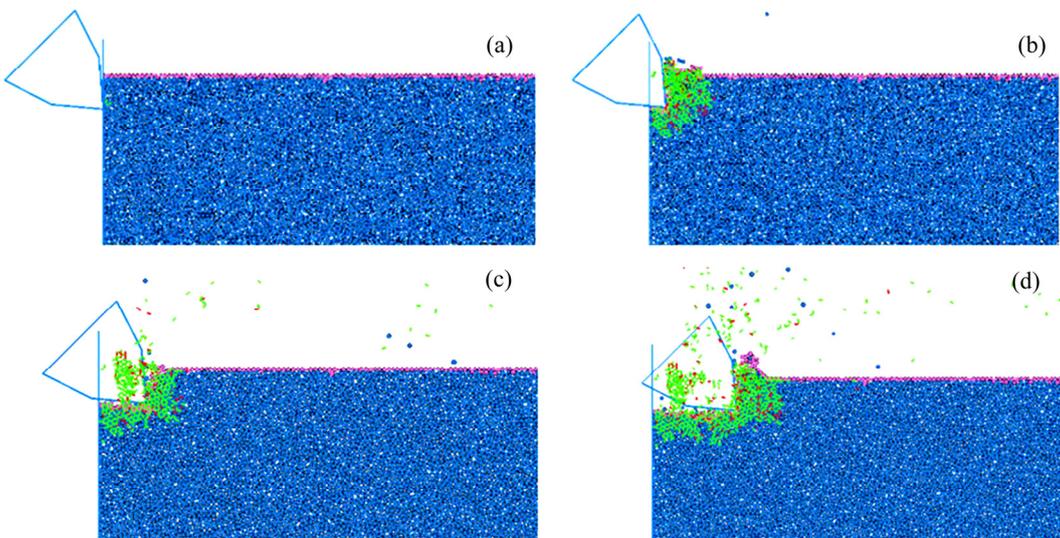


图 12 切割速度 1 m/s、切深 10 mm、30 MPa 下的裂纹演化

Fig. 12 Crack evolution process under confining pressure of 30 MPa with cutting velocity of 1 m/s and depth of 10 mm: (a) 0.02 mm; (b) 5 mm; (c) 12 mm; (d) 30 mm

子是程序识别的边界粒子。由于链式围压的连续性，一旦切屑与样品体分离，切屑周围的压力就会突然消失。由于粒子团中储存的能量，一旦切屑脱落，围压失效，切屑就会破裂。幸运的是，可以通过碎片脱落前的状态来观察到切屑的形状。如图 11 所示，在无围压条件下，大大小小的切屑分散在刀具周围，表现出强烈的脆性断裂特征。相反，当在边界上施加 30 MPa 的围压时，密集切屑附着在前刀面上，并且在刀具后面形成密集的加工面。从而进一步印证了围压能有效地抑制裂纹的形成，促进样品的脆-延转变。

#### 4.2 接触力分布特性

岩石颗粒的接触力分布与其破坏模式和裂纹扩展规律密切相关。图 13 所示为不同围压下的内应力和接触力分布。灰色和粉色部分分别表示颗粒之间的压缩力和拉伸力，其宽度表示接触力的大小。如图 13(a)所示，在 0.1 MPa 的围压下，颗粒之间的残余接触力很小。在镐尖下方形成了压力轻微集中的碰撞区。微剪切断裂在碰撞区形成，最终发展为宏观断裂。在宏观裂纹的末端，存在一个剪切力集中的裂纹扩展区。换言之，样品的宏观裂纹在无围压条件下更容易由于剪切失效而扩展。但在图

13(b)所示的高围压切割条件下, 由于试件承受围压较大, 试件整体上分布着较大的压力作用。由于试样的变形和挤压, 截齿前端也存在受压的接触力集中, 但由于整体围压较大, 应力集中相对不那么明显。此外, 镐尖周围的碰撞区形成了密集的剪切(红色段)和拉伸(绿色段)裂纹。这是因为在静水围压作用下, 裂纹在各个方向上的扩展都受到限制, 容易导致颗粒间黏结的直接撕裂, 称为拉伸破坏。

为了进一步分析静水围压对 SMS 切削过程中断裂特征的影响, 程序记录了不同围压下微裂纹的

累积数历史。如图 14 所示, 无围压下的累积裂缝数类似于一个阶梯变化的过程。因此, 断裂过程可分为两个阶段, 一个阶段是裂纹的积累和扩展阶段, 这是主要的切削过程; 另一个阶段是切屑脱落时, 刀具将切屑向前推进, 伴随一定程度的二次破碎, 这一阶段的裂纹数量较少。在高围压状态下, 累积裂纹扩展速率相对无围压下明显更快。这可能是因为高围压导致切削力增大从而所需能量更高, 而围压抑制了裂纹的扩展, 这时裂纹只能以碎裂的形式产生。在 10~40 MPa 围压下, 累积裂缝数的变

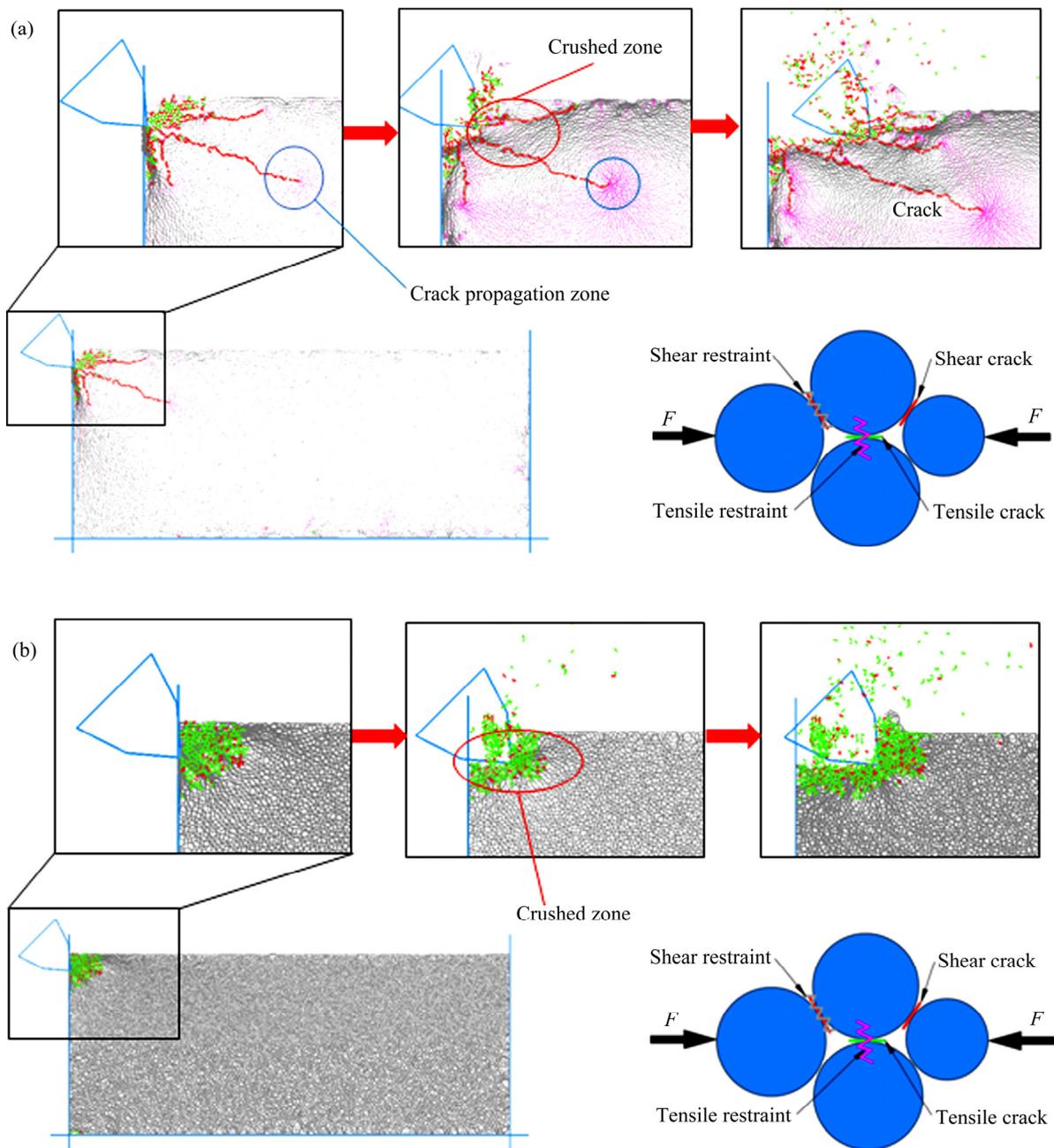


图 13 切削过程中的接触力分布

Fig. 13 Contact force distribution during cutting: (a) 0.1 MPa; (b) 30 MPa

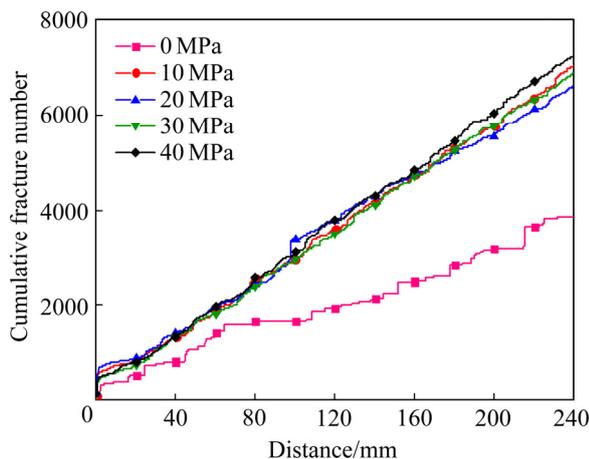


图 14 不同围压下的累积微裂纹数

Fig. 14 cumulative number of microcracks under different confining pressures

化趋势相似, 裂纹数量随围压增大累计数目变化不大, 裂纹的累积数量约为无围压时的 2 倍。对比图 11 和 12 还可以发现, 在无围压下, 裂纹可以贯入岩体内部较深。而高围压下, 刀尖前端断裂带明显增大, 难以观察到长裂纹的踪迹。这同样是由于静水切削时围压的限制导致材料失效模式发生了脆-延转变造成的。

### 4.3 负载特性

由于仿真模型是二维的, 所以力指的是作用在单位厚度刀具上的力。图 15 所示为在不同围压下刀具在  $x$  和  $y$  方向上的分量变化。其中, 正  $F_x$  表示刀具前进方向相反的力, 正  $F_y$  表示工具被推入岩石中。总体来看, 在切削过程中, 沿刀具速度方向的主切削力  $F_x$  占主导地位。同时在图 15(a)所示的无围压条件下, 切削力在切削过程中呈锯齿状振荡。曲线的向上阶段代表刀具抵抗颗粒间的黏结, 向下阶段代表截齿穿透岩石形成微裂纹, 微裂纹结合成宏观裂纹形成岩屑。随着截齿向前推进, 切削力随着切屑的形成而波动。由于裂纹传播的随机性, 导致切削力峰值不同, 最大值约为  $10 \text{ kN/m}$ 。虽然在有围压的情况下, 切削力的波动也很大, 但有围压的切削力值较大。此外, 随着围压的增大, 刀具力也随之增大, 尤其是在  $x$  方向。当围压为  $30 \text{ MPa}$  时, 最大荷载约为  $70 \text{ kN/m}$ , 约为无围压时的 7 倍。 $y$  方向的应力也随围压的增大而增大, 但增

大的幅度小于  $x$  方向。这是因为静水围压的作用加强了岩石, 使破碎更加困难。

在岩石切削研究中, 切削力通常是指沿刀具运动方向的分力, 它是评价刀具性能和设计切削设备的重要指标。图 16 所示为不同围压下平均切削力和平均峰值切削力的变化。结果表明, 二者均随着围压的增大而增大。通过线性拟合得到平均峰值力的拟合曲线为  $y=1.375x+11.16$ , 相关系数  $R^2=0.992$ 。采用同样的方法, 得到平均切削力的拟合曲线为  $y=0.81x-0.16$ , 拟合系数  $R^2=0.995$ 。两条拟合曲线的  $R^2$  均大于 0.99, 说明切削力与围压具有良好的线性相关性。但这并不意味着切割强度不同的矿层时, 切削力随围压的增速相同。从力的大小角度来看, 在  $10\sim 40 \text{ MPa}$  变化范围内, 峰值切削力分别增大了 2~8 倍左右。平均切削力也显著随围压的增大而线性增大, 但是增速相对峰值切削力的增长稍弱些。由于切削过程中的主要断裂类型是拉伸断裂, 刀具必须首先克服高压水的限制, 然后进一步加大切削力, 破坏拉伸破坏模式中颗粒间的黏结。

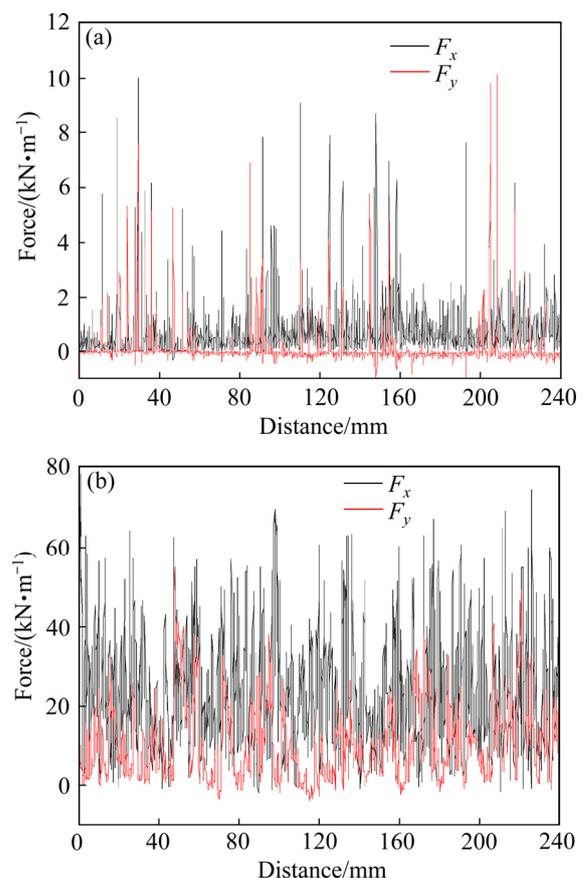


图 15 不同围压下切削力的变化

Fig. 15 Variation of cutting force under different confining pressure: (a) 0.1 MPa; (b) 30 MPa

在岩石破碎过程中,刀具会承受动载荷,可能引起采矿设备的剧烈振动。切削力在切削过程中呈现出明显的波动特征,如图15所示。在工程中,这种波动现象通常用一个指标来表示,即负荷波动系数,其计算公式按式(8)计算。

$$\begin{cases} \bar{F} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n F_i \\ \delta = \frac{1}{\bar{F}} \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (F_i - \bar{F})^2} \end{cases} \quad (8)$$

式中: $\bar{F}$ 为平均力; $n$ 为数据个数; $F_i$ 为第*i*步时刀具的受力。

负荷波动系数是评价破碎过程稳定性的重要参数。数值越小,表明刀具受力越平稳。如图17所示,随着围压的增大,载荷波动系数减小,说明围压的增大使刀具受力更加稳定。其原因可能是外部静水压力抑制了宏观裂纹的扩展,使切削方式由脆性为主转变为韧脆性为主,从而减少了不同尺寸碎片的产生,导致阻力波动明显。

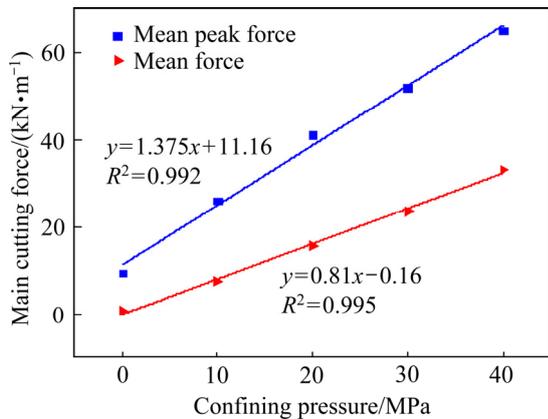


图16 平均切削力的变化

Fig. 16 Variation of mean cutting force

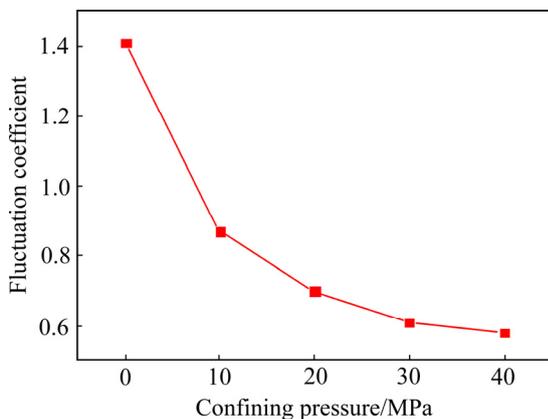


图17 负载波动系数的变化

Fig. 17 Variation of load fluctuation coefficient

由于在二维切削过程中,刀具瞬时接触颗粒数量有限,因而模型中颗粒的随机分布将会导致仿真结果具有较大的波动和随机性。而实际岩石颗粒及其分布是立体的,同时作用于刀具的大量颗粒之间的共同作用将会使得受力更加平稳。因此,2D和3D的平均值之间的吻合程度更高,但从均值角度来看,2D与3D在结果定性分析的趋势是一致的<sup>[31]</sup>。

## 5 结论

采用离散元方法研究了海底多金属硫化物在静水压力作用下的切削过程。结果总结如下:

- 1) 采用力链法建立了围压下大理石切削模型,并用实验数据验证了模型和仿真方法的正确性。
- 2) 随着围压的增加,截齿齿尖下破碎区的破碎更加严重,裂纹向各个方向的扩展更加困难,切削表面更加光滑。在高围压条件下,在前刀面前方发生材料隆起,有时产生条状切屑,说明高压下岩石破坏形式发生了脆-延转化。

- 3) 围压使试件压实增强,平均峰值切削力和平均切削力增大。平均切削力与围压呈线性正修正关系,载荷波动随围压的增大而减弱。

然而,由于边界仅由一层粒子组成,搜索过程是单向的,因此只有当切屑尚未离开边界时,形状描述才有效。在该方法的应用中,暂时不考虑流体-机械耦合,可能导致计算结果的偏差。因此,进一步提高仿真精度还有待于进一步的研究。

## REFERENCES

- [1] 杨建民,刘磊,吕海宁,等.我国深海矿产资源开发装备研发现状与展望[J].中国工程科学,2020,22(6):9-17.  
YANG Jian-min, LIU Lei, LÜ Hai-ning, et al. Deep-sea mining equipment in China: Current status and prospect[J]. Strategic Study of CAE, 2020, 22(6): 9-17.
- [2] 李江海,宋玉琛,洛怡.深海多金属硫化物采矿研究进展及其前景探讨[J].海洋开发与管理,2019,36(11):29-37.  
LI Jiang-hai, SONG Jue-chen, LUO Yi. Research progress and prospect of deep sea polymetallic sulfide mining[J]. Ocean Development and Management, 2019, 36(11): 29-37.
- [3] MILLER K A, THOMPSON K F, JOHNSTON P, et al. An overview of seabed mining including the current state of development, environmental impacts, and knowledge gaps[J].

- Frontiers in Marine Science, 2018, 4: 418.
- [4] KATO Y, FUJINAGA K, NAKAMURA K, et al. Deep-sea mud in the Pacific Ocean as a potential resource for rare-earth elements[J]. *Nature Geoscience*, 2011, 4(8): 535–539.
- [5] HANNINGTON M D, JAMIESON J W, MONECKE T, et al. The abundance of seafloor massive sulfide deposits[J]. *Geology*, 2011, 39(12): 1155–1158.
- [6] YUTARO S, YOSHIKI Y, NORIHIRO Y. Resource development technology in the deep sea. Submarine hydrothermal ore mining pilot test[J]. *Construction project*, 2020, 72(2): 83–87.
- [7] LENG Ding-xin, SHAO Shuai, XIE Ying-chun, et al. A brief review of recent progress on deep sea mining vehicle[J]. *Ocean Engineering*, 2021, 228: 108565.
- [8] PETERSEN S, KRÄTSCHHELL A, AUGUSTIN N, et al. News from the seabed-geological characteristics and resource potential of deep-sea mineral resources[J]. *Marine Policy*, 2016, 70: 175–187.
- [9] HONG SUP, KIM H W, YEU T K, et al. Technologies for safe and sustainable mining of deep-seabed minerals[M]. [S. l.]: Springer Nature Switzerland AG, 2019: 95–143.
- [10] 王淑玲, 白凤龙, 黄文星, 等. 世界大洋金属矿产资源勘查开发现状及问题[J]. *海洋地质与第四纪地质*, 2020, 40(3): 160–170.
- WANG Shu-ling, BAI Feng-long, HUANG Wen-xing, et al. Current status and problems of exploration and development of world ocean metal mineral resources[J]. *Marine Geology & Quaternary Geology*, 2020, 40(3): 160–170.
- [11] Interridge. *InterRidge Vents Database Ver.3.4*[EB/OL]. <https://vents-data.interridge.org>.
- [12] LI Xue-feng, WANG Shi-bo, GE Shi-rong, et al. Investigation on the influence mechanism of rock brittleness on rock fragmentation and cutting performance by discrete element method[J]. *Measurement*, 2018, 113: 120–130.
- [13] HUANG Hai-ying, DETOURNAY E. Discrete element modeling of tool-rock interaction I: Rock cutting[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2013, 37(13): 1913–1929.
- [14] Nautilus Minerals. *Nautilus Minerals Annual Report 2010*[R]. 2011.
- [15] Agency for Natural Resources and Energy. *Comprehensive evaluation report of submarine hydrothermal development project*[R]. Tokyo: Agency for Natural Resources and Energy, 2018.
- [16] JOSEPH R H. Investigation of the application of mechanical mining of ocean floor polymetallic sulfide deposits[D]. Vancouver: The University of British Columbia, 2007.
- [17] KAITKAY P, LEI S T. Experimental study of rock cutting under external hydrostatic pressure[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, 159(2): 206–213.
- [18] GRIMA M A, BOOMSMA W, HOFSTRA F, et al. A linear rock cutting test set-up for 3 dimensional tests under hyperbaric pressure[C]//*Proceedings of the Offshore Technology Conference*. Houston, USA: [s. n.], 2012.
- [19] GRIMA M A, MIEDEMA S A, VAN DE KETTERIJ R G, et al. Effect of high hyperbaric pressure on rock cutting process[J]. *Engineering Geology*, 2015, 196: 24–36.
- [20] LEI S T, KAITKAY P. Distinct element modeling of rock cutting under hydrostatic pressure[J]. *Key Engineering Materials*, 2003, 250: 110–117.
- [21] HELMONS R L J, MIEDEMA S, GRIMA M A. Modeling fluid pressure effects when cutting saturated rock[J]. *Engineering Geology*, 2016, 211: 50–60.
- [22] HELMONS R L J, MIEDEMA S A, GRIMA M A, et al. Simulating hydro mechanical effects in rock deformation by combination of the discrete element method and the smoothed particle method[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, 2016, 86: 224–234.
- [23] 李艳, 张亮, 刘少军. 高海水围压条件下多金属硫化物的破碎机理[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2017, 48: 944–951.
- LI Yan, ZHANG Liang, LIU Shao-jun. Breaking mechanism of massive sulfide under high deepwater confining pressure[J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2017, 48: 944–951.
- [24] SPAGNOLI G, JAHN A, HALBACH P. First results regarding the influence of mineralogy on the mechanical properties of seafloor massive sulfide samples[J]. *Engineering Geology*, 2016, 214: 127–135.
- [25] YAMAZAKI T, PARK S H. Relationships between geotechnical engineering properties and assay of seafloor massive sulfides[C]//*Proceedings of the 13th International Offshore and Polar Engineering Conference*. Honolulu, 2003:310–316.
- [26] 刘少军, 胡建华, 戴瑜. 深海多金属硫化物力学特性的试验研究[J]. *中南大学学报(自然科学版)*, 2017, 48: 1750–1755.
- LIU Shao-jun, HU Jian-hua, DAI Yu. Experimental study of mechanical properties of seafloor massive sulfide[J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2017, 48: 1750–1755.
- [27] BRACE W F, MARTIN R J, LADANYI B. A test of the law

- of effective stress for crystalline rocks of low porosity[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1970, 7(1): 123–124.
- [28] POTYONDY O D. The bonded-particle model as a tool for rock mechanics research and application: current trends and future directions[J]. *Geosystem Engineering*, 2015, 18(1): 1–28.
- [29] 石崇, 张强, 王盛年. 颗粒流(PFC5.0)数值模拟技术及应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2018: 262–268. SHI Chong, ZHANG Qiang, WANG Sheng-nian. Numerical simulation technology and application of particle flow (PFC5.0)[M]. Beijing: China Construction Industry Press, 2018: 262–268.
- [30] DAI Yu, MA Fei-yue, ZHU Xiang, et al. Mechanical tests and numerical simulations for mining seafloor massive sulfides[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2019, 7(8): 252.
- [31] RIZO M A J. Considerations for discrete element modeling of rock cutting[D]. Pittsburgh: Swanson School of Engineering, Pittsburgh, 2013: 104–111.

## Numerical study on fragmentation mechanism of seafloor massive sulfides under high hydrostatic pressure

DAI Huan<sup>1</sup>, LI Yan<sup>1,2</sup>, LI Hao<sup>1</sup>, LIANG Ke-sen<sup>1</sup>

(1.School of Mechanical and Electrical Engineering, Central South University, Changsha 410083, China;

2. State Key Laboratory of Deep Sea Mineral Resources Development and Utilization Technology, Changsha 410012, China)

**Abstract:** Deep-sea minerals are distributed in a high hydrostatic pressure environment with hundreds to thousands of meters deep, and the high hydrostatic pressure around minerals may significantly influence their cutting characteristics. In order to study the fragmentation characteristics of cutting seafloor massive sulfides (SMS) under high hydrostatic pressure and how its mechanical properties influence the fragmentation process, a model for cutting SMS with a pick under high confining pressure was established. In this paper, a force chain method was used to simulate confining pressure, which could adapt to the irregular boundary of the sample and update in the cutting process. On this basis, the crack evolution process, stress distribution characteristics and load variation law were analyzed. The results show that the confining pressure significantly affects the cutting process. With the increase of confining pressure, the tool load increases linearly, the load fluctuation decreases, and the crack propagation is restrained. Meanwhile, under high confining pressure, the strip chips are generated on the rake face, which indicates that the failure mode of seafloor massive sulfide transfers from brittle mode to ductile mode.

**Key words:** confining pressure; cutting mechanism; discrete element method; SMS; force chain

**Foundation item:** Project(51674286) supported by the National Natural Science Foundation of China; Project (2020GK1020) supported by the Major Science and Technology Projects of Hunan Province, China; Project(2019SK2271) supported by the Planned Science and Technology Project of Hunan Province, China

**Received date:** 2021-07-20; **Accepted date:** 2021-09-17

**Corresponding author:** LI Yan; Tel: +86-13677353895; E-mail: lylsjhome@163.com

(编辑 何学锋)