

碟盘刀具截割姿态倾角与破岩模式特征

刘春生^{1,2}, 程 硕², 刘延婷², 徐 鹏^{1,2}, 刘若涵^{2,3}, 郝 鑫²

(1. 黑龙江科技大学 机械工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150022; 2. 黑龙江科技大学 安全工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150022; 3. 黑龙江科技大学 电气与控制工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150022)

摘 要: 刀具破岩模式识辨是提高截割能力的关键基础, 而刀具截割姿态对破岩模式影响显著, 探究截割姿态与破岩模式之间的内在关联, 反演低能耗、高效能破岩的最佳截割姿态参数。基于碟盘刀具轴向向上振动时楔面作用岩石的大块崩落状态, 在非线性岩石破坏准则的基础上, 根据Mohr-Coulomb准则给出了岩石拉剪耦合破坏条件, 扩展延伸成三段式线性岩石破坏全域准则(拉破坏、拉剪耦合破坏、剪破坏、压剪耦合破坏和压破坏), 给出了不同破岩模式下刀具楔面挤压应力的数学描述, 基于楔面作用的最小能量原则提出了破岩模式识辨方法, 构建了刀具倾斜姿态截割岩石的载荷模型, 并通过数值模拟和实验分析了不同截割姿态倾角下刀具载荷特性和岩石破碎特征(岩石块率分布和粉尘粒度分布)与破岩模式之间的关联特性。结果表明: 碟盘刀具楔面能耗表征值与姿态倾角呈正比, 破岩模式由拉剪耦合破坏向压剪耦合破坏转变; 振动截割时刀具楔面能耗表征值明显小于无振动截割, 且多以拉剪耦合破坏为主, 而无振动截割时拉剪、压剪耦合破坏近似等比存在; 当轴向速度楔面分量大于进给速度楔面分量时, 摩擦力转变为破岩助力, 楔面能耗明显下降; 碟盘刀具破碎岩石宏观形态呈大块月牙状, 岩粉细观形态呈类多面体和类球状, 刀具姿态倾角与岩石碎片量呈反比, 与岩粉量呈正比(类球状粉尘减少、类多面体粉尘增加), 表明姿态倾角增大, 刀具齿刃碾挤压作用减弱, 楔面挤压产生粉尘能耗增加, 与破岩模式识辨过程中截割姿态对楔面能耗的影响规律相一致; 碟盘刀具径向载荷与姿态倾角呈下凹规律, 理论和模拟与实验径向载荷规律具有一致性, 其平均误差分别为8.46%和9.55%, 验证了碟盘刀具破岩模式识辨方法、倾斜姿态截割岩石的载荷模型和数值模拟的合理性。

关键词: 碟盘刀具; 截割姿态; 破岩模式; 应力耦合破坏; 破碎特征

中图分类号: TD42 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-9993(2024)02-1183-16

Cutting attitude inclination angle and rock-breaking mode characteristics of disc cutter

LIU Chunsheng^{1,2}, CHENG Shuo², LIU Yanting², XU Peng^{1,2}, LIU Ruohan^{2,3}, HAO Xin²

(1. School of Mechanical Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China; 2. School of Safety Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China; 3. School of Electrical and Control Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China)

Abstract: The identification of rock-breaking mode is a key basis to improve cutting ability, and the cutter cutting attitude has a significant influence on rock-breaking mode. In this study, the internal relationship between cutting attitude and rock-breaking mode was explored, and the optimal cutting attitude parameters of low energy consumption and high efficiency

收稿日期: 2023-10-24 修回日期: 2023-12-16 责任编辑: 王 凡 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2023.1362

基金项目: 国家自然科学基金面上资助项目(51974111); 国家自然科学基金青年基金资助项目(52104130)

作者简介: 刘春生(1961—), 男, 山东牟平人, 教授, 博士生导师。E-mail: liu_chunsheng@163.com

通讯作者: 刘延婷(1994—), 女, 四川内江人, 博士研究生。E-mail: 1525140736@qq.com

引用格式: 刘春生, 程硕, 刘延婷, 等. 碟盘刀具截割姿态倾角与破岩模式特征[J]. 煤炭学报, 2024, 49(2): 1183-1198.

LIU Chunsheng, CHENG Shuo, LIU Yanting, et al. Cutting attitude inclination angle and rock-breaking mode characteristics of disc cutter[J]. Journal of China Coal Society, 2024, 49(2): 1183-1198.



移动阅读

rock-breaking were inferred. Based on the massive collapse state of the wedge surface acting rock when disc cutter vibrates axially upward, the rock tensile-shear coupling failure condition was given according to the Mohr-Coulomb criterion on the basis of the nonlinear rock failure criterion, and the three-segment linear rock failure global criterion (tensile failure, tensile-shear coupling failure, shear failure, compression-shear coupling failure and compression failure) was obtained. The mathematical description of the cutter wedge surface compressive stress under different rock-breaking modes was got. Based on the principle of minimum energy of the wedge surface action, the identification method of rock-breaking mode was proposed, and the load model of cutting rock with disc cutter of oblique attitude was constructed. The correlation between load characteristics of the cutter, rock-crushing characteristics (rock fragmentation distribution and dust size distribution) and rock-breaking mode under different cutting attitude inclination angles was analyzed by numerical simulation and experiment. The results show that the characterization values of wedge surface energy consumption of disc cutter are proportional to the attitude inclination angle, and rock-breaking mode changes from tensile-shear coupling failure to compressive-shear coupling failure. The characterization values of wedge surface energy consumption of disc cutter in vibration cutting are obviously less than that in non-vibration cutting, and it is mainly caused by tensile-shear coupling failure, while the tension-shear and compression-shear coupling failure exists approximately in equal proportion in non-vibration cutting. When the wedge surface component of axial velocity is greater than that of feed velocity, the friction is transformed into rock-breaking assistance, and the energy consumption of the wedge surface is significantly reduced. The macroscopic morphology of disc cutter breaking rock is like the large crescent shape, and the microscopic morphology of the rock powder is like polyhedron and spheroid. The attitude inclination angle of the cutter is inversely proportional to the amount of the rock fragments, and is proportional to the amount of the rock powder (spherical-like dust decreases and polyhedron-like dust increases). It indicates that as the attitude inclination angle increases, the extrusion effect of the cutter teeth edge is weakened, and the energy consumption of dust generated by the wedge surface extrusion increases, which is consistent with the influence of the cutting attitude on the energy consumption of the wedge surface during the identification process of rock-breaking mode. The radial load and the attitude inclination angles of disc cutter are concave, the theory and simulation are consistent with the experimental radial load law, and the average errors are 8.46% and 9.55%, respectively. The rationality of the identification method of disc cutter rock-breaking mode, the load model of cutting rock with inclined attitude and the numerical simulation is verified.

Key words: disc cutter; cutting attitude; rock-breaking mode; stress coupling failure; fragmentation characteristics

刀具破岩效率低、能耗高一直是制约巷道高效掘进的关键问题,不同结构的破岩刀具应搭配适宜的运动形式,以实现刀具沿岩石薄弱部分破碎,因此,明确破岩机理是提高破岩效率的理论基础。巷道掘进装备上常用破岩刀具有截齿和圆盘刀具,截齿以旋转破岩为主,其磨损严重,消耗量大;圆盘刀具主要有滚刀和碟盘刀具 2 种类型,滚刀为回转运动形式,多以挤压、压剪破坏岩石,而碟盘刀具以径向进给复合振动破岩,且结构形式特殊,更易形成拉剪破坏岩石。

圆盘刀具破岩技术可显著降低截割载荷及比能耗,高效破碎岩石^[1],国内外学者对此进行了诸多研究。GOSPODARCZYK 等^[2]对微型碟盘刀具的环形截割机构进行截割试验,探究碟盘刀具截割岩石的性能。KOTWICA 等^[3]研究了碟盘刀具截割岩石的磨损行为。STOPKA^[4]通过实验分析了碟盘刀具结构参数对截割载荷的影响。笔者^[5-8]提出了碟盘刀具复合振动截割岩石的破碎方法,通过理论、数值模拟和实验探究碟

盘刀具结构参数、截割参数对破岩特性的影响规律。

刀具破岩模式研究对提高破岩性能具有重要意义,国内外学者建立了诸多破岩模型分析刀具破岩模式。NISHIMATSU^[9]认为岩石服从 Mohr-Coulomb 准则,其破裂面从刀刃向上延伸到自由面,为剪切破坏形式。EVANS^[10]认为刀具刀尖使岩石拉伸断裂出现裂纹,岩石沿刀具边缘的圆弧拉伸破坏。王成勇等^[11]认为刀具刃尖与前刃面挤压产生的岩石压实体对岩石产生切削作用,使其裂纹以弧形向自由面延伸形成拉伸破坏。余静^[12]认为刀具在受载下岩石形成密实核,对岩体进行楔劈作用,从而拉破坏岩石。

刀具破岩模式不同,岩石破碎特征不同,其可以反映出刀具破岩性能。谭昊等^[13-14]探究了岩渣特征粒径分布规律与比能之间的关联性。HEYDARI 等^[15-18]认为岩渣的形状及粒径大小可以反映刀具的破岩性能,给出了两者之间的关联性。周文东等^[19]分

析了截齿侵入煤体产生粉尘的过程,减小截齿齿尖角度和截割头旋转速度可降低粉尘量。王庆国等^[20]给出了刀具在不同破岩模式下产尘机理。从岩石破碎特征(岩石碎片与粉尘)出发,分析刀具截割岩石状态,对刀具破岩技术研究具有重要意义。

刀具截割姿态不同,其破岩模式也会相应改变,影响着刀具破岩性能,目前,关于碟盘刀具截割姿态文献相对较少,但国内外学者从理论、模拟和实验方面对截齿、PDC齿等破岩刀具截割姿态与破岩特性的关联性进行了诸多研究。万丽荣等^[21]通过模拟,分析了截割角度对截割力大小和波动程度、裂纹扩展与碎片分离的影响规律。肖建成等^[22]模拟分析了岩石在不同贯入角度截齿破岩模式的转变,给出了截齿贯入角度对破岩性能的影响规律。秦承帅等^[23]模拟了PDC钻头复合冲击破岩,分析了截割倾角与切削力、破岩效果之间的关系。祝效华等^[24]进行了PDC齿切削破碎花岗岩数值模拟实验,分析了PDC齿的能耗经济性、寿命经济性等,给出了锥形齿、圆形齿和鞍形齿破碎不同围压花岗岩的最优切削倾角范围。

为实现碟盘刀具低能耗、高效能破岩,从刀具破岩机理出发,探究碟盘刀具截割姿态参数与破岩模式的内在关系。将非线性岩石破坏准则简化成工程适用的三段式线性岩石破坏准则,以轴向向上振动时碟

盘刀具楔面作用岩石状态进行研究,给出破岩模式识辨特征量(碟盘刀具楔面能耗表征值)的理论算法,并建立相应的理论载荷模型,基于楔面作用的最小能量原则,提出破岩模式识辨方法,通过数值模拟和实验研究碟盘刀具截割姿态参数对载荷特性和破碎特征(岩石块率分布、粉尘粒度分布)的影响关系,为破岩模式识辨反演碟盘刀具截割姿态参数提供参考。

1 截割破岩模式识辨方法

1.1 圆盘刀具破岩行为特性

在实际工程中机械刀具破岩往往不是受单一应力作用的纯拉或纯剪破坏,而是受多种应力耦合作用的压剪或拉剪破坏。由于岩石抗拉强度最弱,以实现拉破坏或以拉为主的剪破坏为目标,确定合理科学的破岩方法和截割参数,形成最有利的破岩模式。目前,机械刀具中圆盘刀具有显著的破岩特点,其破岩状态如图1所示,图中, F_c 为碟盘刀具齿刃作用力,kN; F_x 为碟盘刀具楔面作用力,kN; v_j 为碟盘刀具径向进给速度,mm/s; v_z 为碟盘刀具轴向振动速度,mm/s; F'_c 为滚刀垂直力,kN; F'_x 为滚刀侧向力,kN; v_x 为滚刀回转速度,mm/s; v_c 为滚刀垂直压入岩石速度,mm/s。

由图1可知,圆盘刀具主要有滚刀和碟盘刀具2种,滚刀用于全断面掘进机,碟盘刀具适用于悬臂式

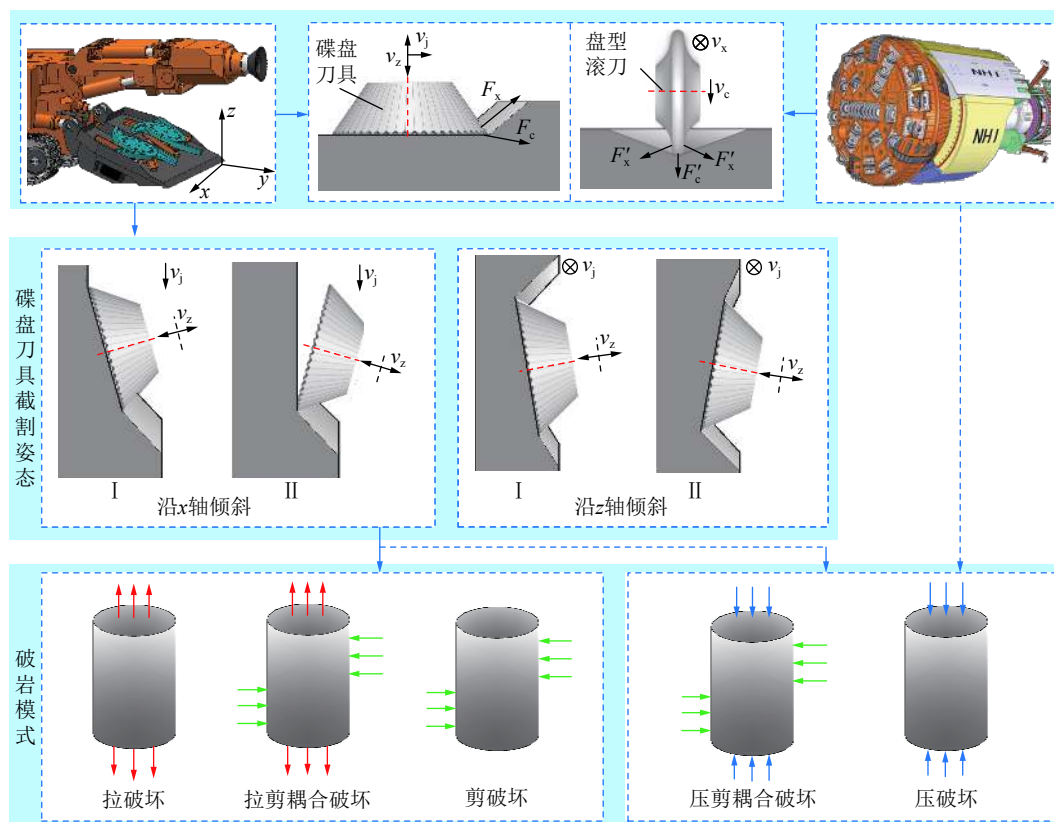


图1 圆盘刀具破岩状态分析

Fig.1 Analysis of rock-breaking state of disc cutter

掘进机,由于悬臂式掘进机与全断面掘进机工作方式和结构的差异,相对于滚刀而言,圆盘刀具具有更多的自由度,可调整不同的截割姿态。滚刀主要包括垂直压入和回转2个动作,滚刀刀刃先挤压岩石,贯入岩石深度增加,刀刃两侧挤压岩石,岩石崩落面上呈剪切破坏,故单个滚刀作用时,岩石多为压剪破坏^[25]。圆盘刀具在径向进给和轴向振动下,刀具齿刃挤压岩石形成密实核,密实核聚集足够能量后,齿刃处形成剪切体破坏,此过程与滚刀破岩状态相类似,多为压剪破坏,刀具楔入岩石后,齿刃作用减小,楔面开始挤压岩石产生大块崩落。轴向向下振动时,齿刃作用明显,帮助圆盘刀具楔入岩石;轴向向上振动时,有助于楔面挤压岩石产生大块崩落,岩石受不同应力作用以拉剪或压剪破坏^[7]。岩石破岩模式主要包括拉破坏、拉剪耦合破坏、剪破坏、压剪耦合破坏和压破坏。滚刀破岩主要受压应力和剪应力作用,破岩模式以压剪耦合或压破坏为主,圆盘刀具截割岩石受多种应力作用,破岩模式多样,进行破岩模式识辨对实现高效低耗破岩具有参考意义。

悬臂式掘进机动作灵活,在此基础上课题组设计了一种具备主悬臂和辅助悬臂并联的组合式变姿截割机构,可调节圆盘刀具实现多种截割姿态^[26],如图1所示,主要包括沿 x 轴倾斜和沿 z 轴倾斜两大类,沿 z 轴倾斜时,刀具两侧截割岩石厚度不一致,刀具易偏载,增加了悬臂振动的可能性;沿 x 轴倾斜至状态I时,刀具齿刃挤压岩石严重,与岩石之间的冲击作用显著,在实际工程中,圆盘刀具常处于沿 x 轴倾斜至状态II这种截割姿态,有利于减少刀具齿刃摩擦,增加楔面作用使岩石产生大块崩落,在此截割姿态(沿 x 轴倾斜至状态II)下进行研究。圆盘刀具调整不同截割姿态,对刀具楔面破坏岩石影响明显,以轴向向上振动时刀具楔面作用岩石为出发点,探究截割姿态与破岩模式之间的内在关系,分析截割姿态对刀具载荷特性和破碎特征的影响规律,反演最优截割姿态参数。

1.2 截割破岩模式特征量与准则

岩石单一破坏模式(拉、剪或压破坏)可由强度准则定义描述,压剪耦合破坏模式可由 Mohr-Coulomb 准则表征,但对于拉剪耦合破坏模式的准则与特点,研究相对不够深入。岩石破坏全域准则如图2所示, τ 为平行于岩石崩落面的剪应力,MPa; σ 为垂直于岩石崩落面的法向应力(拉应力为负,压应力正),MPa; φ 和 φ' 为不同阶段下岩石内摩擦角,(°); σ_y 为岩石抗压强度,MPa; σ_1 为岩石抗拉强度,MPa; τ_0 为岩石抗剪强度,MPa; σ'_y 为压剪破坏分段法向应力,MPa; τ'_0 为压剪

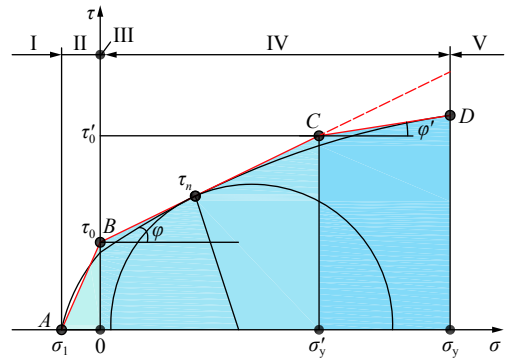


图2 岩石破坏全域准则

Fig.2 Global criterion for rock failure

破坏分段剪应力,MPa。

由图2可知,基于非线性岩石破坏准则,简化成适合工程应用的三段式线性岩石破坏准则,II拉剪耦合破坏区域,岩石拉应力与剪应力呈反比关系,服从拉剪耦合破坏准则,IV压剪耦合破坏区域,岩石主要受剪应力和压应力,服从 Mohr-Coulomb 准则,当 $\sigma > \sigma'_y$ (如 $\sigma'_y = 10$ MPa)时,误差较大,应修正 Mohr-Coulomb 准则,而且压剪耦合破坏区域岩石破裂线明显高于拉剪耦合破坏时,与文献^[27]描述(相比压剪应力,拉剪应力作用岩石更容易破碎)相一致;I、III和V分别表示拉破坏、剪破坏和压破坏,服从相应的强度准则,岩石剪破坏时主要受剪应力,拉应力趋近于0即 $|\sigma| \leq p(p \rightarrow 0)$, p 为常数。改进 Mohr-Coulomb 基本准则,由此可得不同岩石破坏准则为

$$\begin{cases} \sigma \leq -\sigma_1 & \text{(I)} \\ \tau \geq \tau_0(1 + \frac{\sigma}{\sigma_1}), -\sigma_1 < \sigma < -p & \text{(II)} \\ \tau \geq \tau_0, |\sigma| \leq p & \text{(III)} \\ \tau \geq \tau_0 + \sigma \tan \varphi, p < \sigma < \sigma'_y & \text{(IV-BC)} \\ \tau \geq \tau'_0 + (\sigma - \sigma'_y) \tan \varphi', \sigma'_y < \sigma < \sigma_y & \text{(IV-CD)} \\ \sigma \geq \sigma_y & \text{(V)} \end{cases} \quad (1)$$

抗拉和抗剪为岩石破坏中薄弱环节,消耗能量较少,故圆盘刀具截割岩石应尽量使其沿纯拉、纯剪或拉剪耦合破坏。圆盘刀具截割姿态不同,刀具楔面破岩模式不同,给出截割破岩模式识辨方法,明确截割姿态与破岩模式的内在关系,反演刀具截割姿态,实现刀具沿岩石薄弱环节破坏。

轴向向下振动时,刀具齿刃挤压楔入岩石,轴向向上振动时,刀具楔面挤压作用使岩石产生大块崩落,故以轴向向上振动时刀具楔面作用岩石进行分析。圆盘刀具轴向向上振动时楔面作用岩石力学模型,如图3所示, α 为刀具楔面角度,(°); R 为圆盘刀具底端半径,mm; β 为刀具姿态倾角,(°); ψ 为岩石崩落角余角,(°); h_i 为刀具截割厚度, h_m 为刀具最大截割厚度,

$h_i \in (0, h_m)$, mm; h'_i 为刀具楔面接触岩石高度, $h'_i = k_h h_i$, mm; k_h 为刀具接触厚度当量系数, mm, 取值 0.4~0.5 (在 $h_i = 15 \sim 30$ mm 条件下, 刀具截割岩石实验统计结果); q 为刀具楔面法向挤压应力, MPa; f_k 为刀具楔面与岩石的当量摩擦因数。

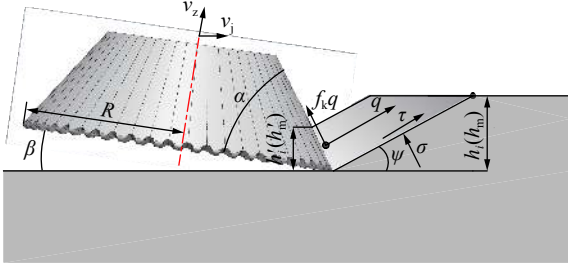


图3 刀具楔面作用岩石

Fig.3 Cutter wedge surface acts on rock

无振截割岩石时, 碟盘刀具对岩石产生一个沿楔面向下的摩擦力; 振动截割时, 摩擦力受轴向振动速

度和径向进给速度楔面分量的影响, 刀具楔面与岩石之间摩擦因数为当量摩擦因数 f_k 。

$$f_k = f_l(\pm 1 + f_v) \quad (2)$$

式中, f_l 为刀具楔面与岩石的摩擦因数, 取值 0.15~0.30; “±” 为 $v_z \sin \alpha - v_j \cos(\alpha + \beta) > 0$, 刀具楔面摩擦力沿楔面向上取“+”, 摩擦力沿楔面向下取“-”; f_v 为刀具楔面上相对速度影响系数, $f_v = [k_v \sin \alpha - \cos(\alpha + \beta)] / [k_v - \cos \alpha + \sin(\alpha + \beta)]$; k_v 为刀具截割速度当量系数, $k_v = v_z / v_j$ 。

根据图3所示, 碟盘刀具楔面与岩石作用关系以及式(1)岩石破坏全域准则, 令 $\zeta = \alpha + \beta + \psi$, 给出不同破岩模式下刀具楔面作用岩石力平衡方程组, 其中, dB 为刀具单位弧长, mm。

由图3力矩平衡可得拉剪耦合、压剪耦合破坏中崩落面上法向应力 σ 如式(4), 联合式(3)和式(4), 可得碟盘刀具楔面挤压应力 q 数学表达式。

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{qh'_i dB}{\sin(\alpha + \beta)} \left(\frac{h'_i}{2\sin(\alpha + \beta)} + \frac{h_i \cos \zeta}{\sin \psi} \right) + \frac{f_k q h'_i h_i dB \sin \zeta}{\sin \psi \sin(\alpha + \beta)} \geq \frac{\sigma_1 h_i^2 dB}{2\sin^2 \psi}, \sigma \leq -\sigma_1 \\ \frac{qh'_i dB \sin \zeta}{\sin(\alpha + \beta)} - \frac{f_k q h'_i dB \cos \zeta}{\sin(\alpha + \beta)} \geq \frac{\tau_0 (1 + \sigma/\sigma_1) h_i dB}{\sin \psi}, -\sigma_1 < \sigma < -p \\ \frac{qh'_i dB \sin \zeta}{\sin(\alpha + \beta)} - \frac{f_k q h'_i dB \cos \zeta}{\sin(\alpha + \beta)} \geq \frac{\tau_0 h_i dB}{\sin \psi}, |\sigma| \leq p \\ \frac{qh'_i dB \sin \zeta}{\sin(\alpha + \beta)} - \frac{f_k q h'_i dB \cos \zeta}{\sin(\alpha + \beta)} \geq \frac{(\tau_0 + \sigma \tan \varphi) h_i dB}{\sin \psi}, p < \sigma < \sigma'_y \\ \frac{qh'_i dB \sin \zeta}{\sin(\alpha + \beta)} - \frac{f_k q h'_i dB \cos \zeta}{\sin(\alpha + \beta)} \geq \frac{[\tau'_0 + (\sigma - \sigma'_y) \tan \varphi'] h_i dB}{\sin \psi}, \sigma'_y < \sigma < \sigma_y \\ \frac{qh'_i dB}{\sin(\alpha + \beta)} \left(\frac{h'_i}{2\sin(\alpha + \beta)} + \frac{h_i \cos \zeta}{\sin \psi} \right) + \frac{f_k q h'_i h_i dB \sin \zeta}{\sin \psi \sin(\alpha + \beta)} \leq \frac{-\sigma_y h_i^2 dB}{2\sin^2 \psi}, \sigma \geq \sigma_y \end{array} \right. \quad (3)$$

$$\sigma = - \frac{2qk_h \sin \psi \left(\frac{k_h \sin \psi}{2\sin(\alpha + \beta)} + \cos \zeta + f_k \sin \zeta \right)}{\sin(\alpha + \beta)} \quad (4)$$

$$q = \left\{ \begin{array}{l} \frac{\sigma_1 \sin(\alpha + \beta)}{2k_h \sin \psi \left(\frac{k_h \sin \psi}{2\sin(\alpha + \beta)} + \cos \zeta + f_k \sin \zeta \right)}, \sigma \leq -\sigma_1 \\ \frac{\tau_0 \sin(\alpha + \beta)}{k_h \sin \psi \left[\sin \zeta - f_k \cos \zeta + \frac{2\tau_0}{\sigma_1} \left(\frac{k_h \sin \psi}{2\sin(\alpha + \beta)} + \cos \zeta + f_k \sin \zeta \right) \right]}, -\sigma_1 < \sigma < -p \\ \frac{\tau_0 \sin(\alpha + \beta)}{k_h \sin \psi (\sin \zeta - f_k \cos \zeta)}, |\sigma| \leq p \\ \frac{\tau_0 \sin(\alpha + \beta)}{k_h \sin \psi \left[\sin \zeta - f_k \cos \zeta + 2 \tan \varphi \left(\frac{k_h \sin \psi}{2\sin(\alpha + \beta)} + \cos \zeta + f_k \sin \zeta \right) \right]}, p < \sigma < \sigma'_y \\ \frac{(\tau'_0 - \sigma'_y \tan \varphi') \sin(\alpha + \beta)}{k_h \sin \psi \left[\sin \zeta - f_k \cos \zeta + 2 \tan \varphi' \left(\frac{k_h \sin \psi}{2\sin(\alpha + \beta)} + \cos \zeta + f_k \sin \zeta \right) \right]}, \sigma'_y < \sigma < \sigma_y \\ \frac{-\sigma_y \sin(\alpha + \beta)}{2k_h \sin \psi \left(\frac{k_h \sin \psi}{2\sin(\alpha + \beta)} + \cos \zeta + f_k \sin \zeta \right)}, \sigma \geq \sigma_y \end{array} \right. \quad (5)$$

根据式(4)岩石崩落面法向应力 σ 的正负,确定岩石受拉应力或压应力,判断破岩模式,采用相应岩石破坏准则,求得圆盘刀具楔面作用应力。圆盘刀具楔面作用岩石能耗为压力与位移的乘积,位移与压力成正比,故楔面作用岩石能耗近似与 q^2 成正比。可采用不同破岩模式下楔面能耗表征值 q^2 对截割姿态参数等求偏导,当偏导数等于0时,求得楔面能耗表征值极小值及其对应截割姿态参数,或者通过解析楔面能耗表征值的变化曲线,在参数约束范围内寻求能耗表征值最小值及其对应截割姿态参数,为实现低耗破岩模式调整截割姿态参数提供参考,刀具破岩模式判别流程如图4所示。

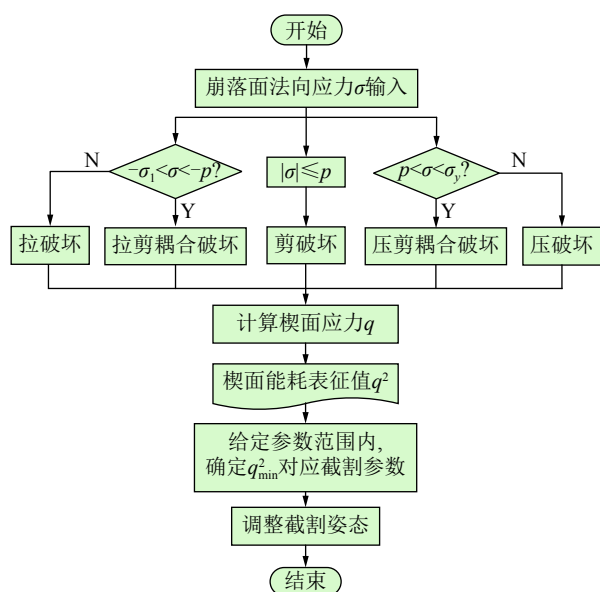


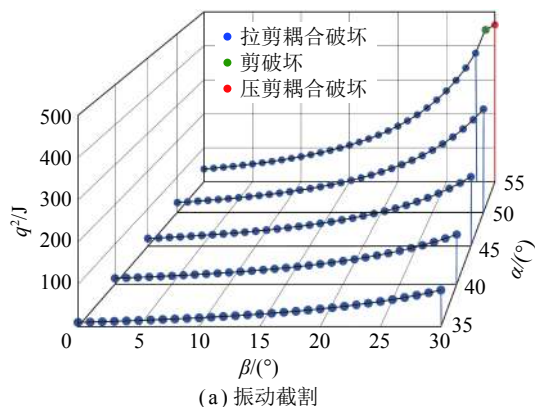
图4 破岩模式识辨流程

Fig.4 Rock-breaking mode identification process

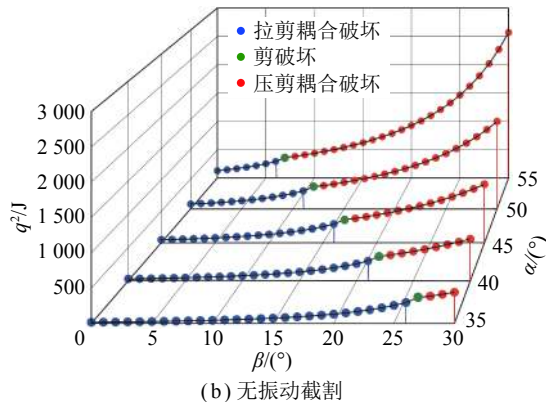
表1 圆盘刀具与岩石参数

Table 1 Disc cutter and rock parameters

$\alpha/(^\circ)$	R/mm	r/mm	B/mm	$\beta/(^\circ)$	$v_f/(\text{mm} \cdot \text{s}^{-1})$	f/Hz	A/mm	σ_y/MPa	$\phi/(^\circ)$
35~55	125	3	8~12	0~30	300	45	2	19.21	30



(a) 振动截割



(b) 无振动截割

图5 不同截割姿态下楔面能耗表征值

Fig.5 Characterization values of wedge surface energy consumption under different cutting postures

1.3 截割破岩模式结果分析

圆盘刀具倾斜截割煤岩相关参数,见表1。当 $h_m=20\text{ mm}$ 时,根据式(5)给出圆盘刀具振动和无振动截割岩石时楔面能耗表征值,如图5所示,给定研究范围内,圆盘刀具楔面能耗表征值无极大值,故通过圆盘刀具楔面能耗表征值与截割姿态参数变化规律,获得能量最小值及其对应的截割姿态参数。

由图5可以看出,在给定截割参数范围内,圆盘刀具楔面能耗表征值与其楔面角度和姿态倾角呈正比,破岩主要存在3种破岩模式(拉剪耦合破坏、剪破坏和压剪耦合破坏),其中振动截割岩石以能耗较少的拉剪耦合破坏为主,当楔面作用角度(楔面角度和姿态倾角之和)接近 84° 转变成压剪耦合破坏,而无振动截割岩石时,拉剪和压剪耦合破坏模式占比几乎持平,当楔面作用角度接近 62° 就转变成能耗表征值较大的压剪耦合破坏模式,并且振动截割时楔面能耗表征值明显小于无振动截割时,表明轴向振动有利于减少刀具楔面能耗。实际工作中,为实现圆盘刀具以拉剪耦合破坏岩石,振动截割时截割姿态参数可调范围较广,无振动截割时可调范围相对较小,也可特殊情况(轴向振动不适用)下调整截割姿态参数提供参考。

由式(5)和式(2)知,圆盘刀具楔面能耗表征值还与截割速度和截割高度密切相关,故在 $\alpha=45^\circ$ 、 $\beta=5^\circ$ 条件下,分析截割速度当量系数 k_v 和接触厚度当量系数 k_h 对刀具楔面能耗的影响。不同参数下圆盘刀具楔面能耗表征值,如图6所示。

由图6可知,圆盘刀具楔面能耗表征值与其接触高度呈反比,即刀具楔面作用力臂增加时,能耗就会相应减少;刀具楔面能耗表征值随截割速度当量系数

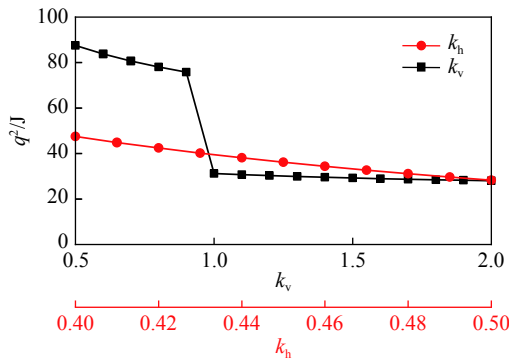


图6 不同参数下楔面能耗表征值

Fig.6 Characterization values of wedge surface energy consumption under different parameters

增大而减小, 并存在显著下降, 此处为楔面摩擦力方向转变点, 由向下阻碍破岩的摩擦力转为向上助力破岩的摩擦力, 楔面能耗减少明显。为了碟盘刀具以能耗较低的拉剪耦合破坏模式破岩, 应合理匹配轴向振动速度和径向进给速度, 确保楔面摩擦力为有效助力。

2 截割破岩载荷模型

2.1 截割特征参数

碟盘刀具倾斜姿态截割岩石, 刀具楔入岩石区域、接触弧长和截割厚度等发生改变, 刀具倾斜姿态截割岩石状态, 如图7所示, ϕ_m 为刀具楔入岩石区域半圆心角, ($^\circ$); ϕ 为刀具任意位置处圆心角, $\phi \in (0, \phi_m)$, ($^\circ$)。

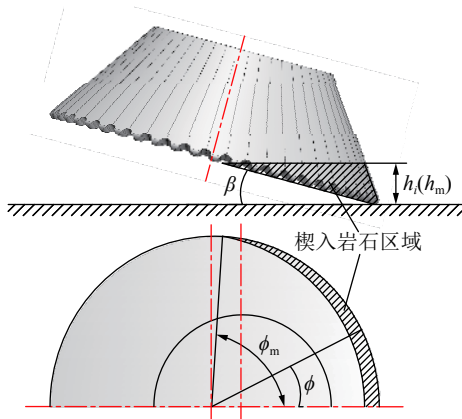


图7 刀具楔入岩石区域

Fig.7 Cutter wedges into rock area

随姿态倾角增大, 碟盘刀具与岩石的接触弧长和面积减小, 可用刀具楔入岩石区域圆心角表征, 由图7可得, 不同姿态倾角下碟盘刀具楔入岩石区域半圆心角 ϕ_m 为

$$\phi_m = \begin{cases} \frac{\pi}{2}, & h_m \geq R \sin \beta \\ \arccos\left(\frac{R - h_m / \sin \beta}{R}\right), & h_m < R \sin \beta \end{cases} \quad (6)$$

不同姿态倾角下, 碟盘刀具截割相同厚度岩石时,

破岩体积不同, 为保证在相同破岩体积下分析姿态倾角对刀具载荷特性的影响规律, 将径向进给方向上刀具正投影破岩面积 S 作为统一尺度, 如图8所示, S_1 为椭圆积分面积, mm^2 ; S_2 为梯形面积, mm^2 ; $2l$ 为梯形上底, $l = R - (h_m - R \sin \beta) / (\tan \alpha \cos \beta)$, mm 。

由图8可得刀具倾斜姿态时齿刃沿进给方向正投影轮廓可用椭圆方程描述, 其短轴和长轴分别为 $2R \sin \beta$ 、 $2R$ 。当 $h_m \leq R \sin \beta$ 时, 正投影破岩面积 S 仅包含椭圆面积 S_1 , 由正投影轮廓椭圆参数方程积分可得正投影面积 S 为

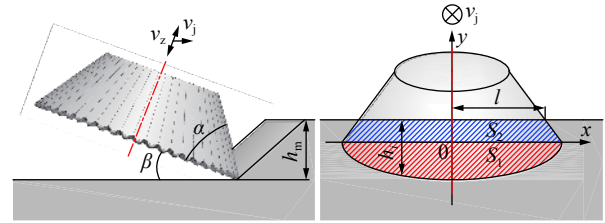


图8 进给方向上刀具正投影破岩面积

Fig.8 Rock-breaking area of cutter's forward projection in feed direction

$$S = S_1 = R^2 \sin \beta \left\{ \frac{\pi}{2} - \arcsin\left(\frac{R \sin \beta - h_m}{R \sin \beta}\right) - \frac{1}{2} \sin \left[2 \arcsin\left(\frac{R \sin \beta - h_m}{R \sin \beta}\right) \right] \right\} \quad (7)$$

当 $h_m > R \sin \beta$ 时, 正投影破岩面积 S 为椭圆参数方程积分面积 S_1 与梯形面积 S_2 之和:

$$S = S_1 + S_2 = \frac{\pi}{2} R^2 \sin \beta + \left(2R - \frac{h_m - R \sin \beta}{\cos \beta \tan \alpha} \right) (h_m - R \sin \beta) \quad (8)$$

由图8可知, 碟盘刀具倾斜姿态截割岩石时, 截割厚度从中心齿处向两侧逐渐减小, 且 $h_m \leq R \sin \beta$ 和 $h_m > R \sin \beta$ 时, 刀具任意位置截割厚度 h_i 表达式相一致。

$$h_i = R \sin \beta (\sqrt{1 - x^2 / R^2} - 1) + h_m \quad (9)$$

式中, x 为图8坐标系中 x 轴上的变量。

2.2 轴向向上振动刀具径向载荷

碟盘刀具倾斜姿态截割岩石时, 主要受齿刃和楔面两部分作用, 如图9所示, $f_1 F_c \sin \delta$ 为齿刃与岩石之间的摩擦力, kN ; F_f 为楔面与岩石之间的摩擦力, kN ; h_y 为齿刃高度, mm ; r 为齿刃等效半径, mm ; r_1 为主压力剪切体半径, $r_1 = r \cos \delta$, mm ; δ 为齿刃作用力与水平方向夹角, $\delta = 0.5(\alpha - \Delta) + \beta$, ($^\circ$); Δ 为轴向振动对齿刃作用力的影响角度, $\Delta = \arctan[v_z \sin(0.5\alpha) / v_j \cos(0.5\alpha + \beta)]$, ($^\circ$); γ 为密实核锥体顶角, ($^\circ$)。

由文献[6]可知, 碟盘刀具齿刃作用分为轴向向上振动和径向截割2种状态, 此处将轴向向上振动时齿

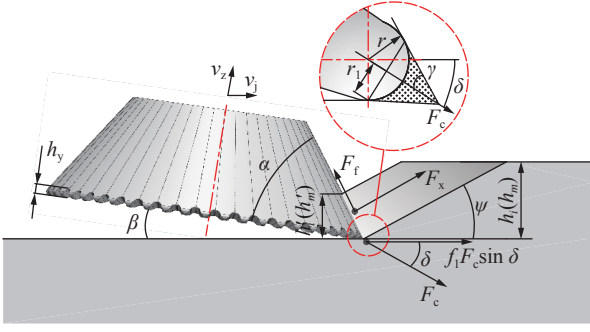


图9 刀具倾斜姿态截割岩石

Fig.9 Cutting rock with cutter of oblique attitude

刀作用与楔面共同分析,齿刃只考虑径向截割时的作用力,得单个牙齿齿刃作用力 ΔF_c 为

$$\Delta F_c = \frac{\tau_0 s}{\cos \gamma - \tan \phi \sin \gamma} = \frac{2\tau_0 B_1 r \cos \delta}{\cos \gamma \sin \gamma - \tan \phi \sin^2 \gamma} \quad (10)$$

式中, s 为主压力剪切体剪切面积, $s=2r_1 B_1 / \sin \gamma$, mm^2 ; B_1 为单个牙齿齿刃弧长, mm 。

随碟盘刀具姿态倾角增大,有效作用于岩石的牙齿个数减少,对有效作用岩石的牙齿作用力进行累加,得碟盘刀具齿刃作用力 F_c 为

$$F_c = 2 \sum_{j=1}^{(n-1)/2} \cos(j\eta) \Delta F_c + \Delta F_c \quad (11)$$

式中, η 为相邻牙齿夹角, $\eta=7.2^\circ$; n 为有效作用岩石牙齿个数, $n=\text{int}[2\phi_m/\eta+0.5]$ 。

由于碟盘刀具不同位置牙齿对应截割厚度不同,采用等效截割厚度近似计算,并且假设不同位置牙齿作用岩石径向进给方向上崩落线长度相等,根据力矩等效原则可得刀具楔面作用力等效力矩平衡方程

$$2q \int_0^{R \sin \lambda} \frac{h_i^2}{2} dx = 2q \left(\int_0^{R \sin \lambda} h_i dx \right) \frac{\bar{h}}{2} \quad (12)$$

式中, $\bar{h}$ 为等效截割厚度, mm 。

将式 (12) 离散化处理,可得等效截割厚度

$$\bar{h} = \frac{\sum h_i^2 \Delta x}{\sum h_i \Delta x} = \frac{\sum h_i^2}{\sum h_i} \quad (13)$$

将等效截割厚度 $\bar{h}$ 对应的岩石崩落角余角和刀具接触岩石厚度,代入式 (5),可得不同破岩模式下碟盘刀具楔面挤压应力 q 。

将碟盘刀具楔面接触岩石区域在进给方向的正投影面积近似为矩形,其正投影面积 S' 为

$$S' = 2R \sin \lambda \bar{h}' \quad (14)$$

式中, $\bar{h}'$ 为刀具楔面等效接触岩石厚度, mm 。

碟盘刀具楔面径向载荷 F_{xj} 为

$$F_{xj} = F_x \sin(\alpha + \beta) - F_f \cos(\alpha + \beta) = \frac{qS'}{\sin(\alpha + \beta)} [\sin(\alpha + \beta) - f_k \cos(\alpha + \beta)] \quad (15)$$

当碟盘刀具姿态倾角 $\beta < \arctan(h_y/R)$ 时,刀具后半周齿刃重复剪切已损伤岩石,故后半周齿刃存在附加载荷 F_y 为

$$F_y = \frac{Rk_c(h_y - R \tan \beta)\tau_1}{\tan \psi'} \approx Rk_c(h_y - R \tan \beta)\tau_0 \quad (16)$$

式中, k_c 为刀具后半周齿刃重复截割高度系数,取值 $1/2 \sim 2/3$; ψ' 为齿刃作用岩石崩落角余角, $(^\circ)$; τ_1 为受损岩石的抗剪强度,令 $\tau_1 \approx \tau_0 \tan \psi'$, MPa 。

由图 9 可得,轴向向上振动时,碟盘刀具倾斜姿态截割岩石的径向载荷 F_j 为

$$F_j = \begin{cases} F_{xj} + F_c \cos \delta + f_1 F_c \sin \delta + F_y, & \beta < \arctan(h_y/R) \\ F_{xj} + F_c \cos \delta + f_1 F_c \sin \delta, & \beta \geq \arctan(h_y/R) \end{cases} \quad (17)$$

3 碟盘刀具倾斜截割破岩模拟

3.1 刀具作用岩石应力状态

采用 ABAQUS 软件建立碟盘刀具倾斜截割岩石数值模型,在保证碟盘刀具等效截割面积均为 3600 mm^2 的条件下,根据表 1 所示参数进行碟盘刀具倾斜截割岩石单因素模拟。刀具楔面角度为 45° ,姿态倾角为 15° 时,刀具运动过程中,中心齿剖面处岩石应力状态如图 10 所示。

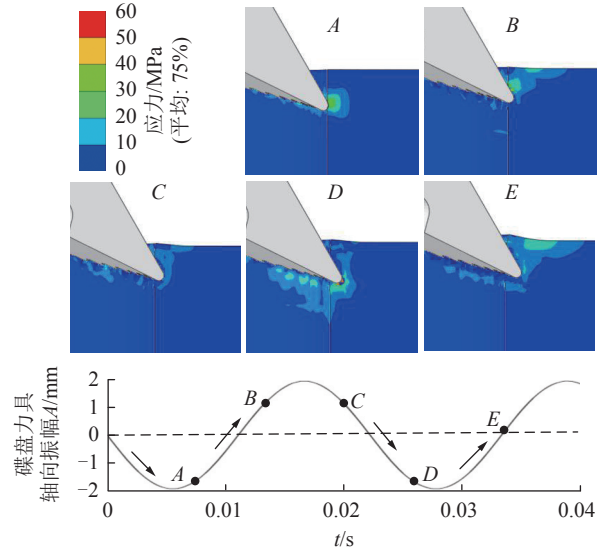


图10 破岩应力变化过程

Fig.10 Rock-breaking stress change process

由图 10 可知,碟盘刀具截割岩石应力状态受轴向振动影响明显, A 点为刀具从负向振幅极点起始向上振动,齿刃处岩石损伤,至 B 点时,损伤区域由齿刃处向楔面处上移且延伸至岩石自由面, C 点转为向下

振动,楔面与齿刃处损伤区域减小,至 D 点时,齿刃作用增大,损伤区域扩大,刀具倾斜后两侧齿刃损伤区域提高, E 点处于向上振动零点附近,齿刃下方损伤减小,楔面处损伤区域扩大,与理论模型中岩石大块崩落状态具有一致性。由此可知刀具轴向向下振动时,主要为齿刃挤压损伤岩石,并在文献[6]中进行了详细分析,轴向向上振动时,主要为楔面挤压岩石形成大块崩落,故以刀具向上振动状态为研究重点。

碟盘刀具轴向向上振动时,不同姿态倾角下刀具

截割岩石俯视应力及不同位置剖面应力,如图11所示。随着碟盘刀具姿态倾角增大,岩石应力损伤区域沿圆周方向减小,刀具两侧作用减弱,结合剖面应力云图可以看出,刀具损伤岩石区域沿径向方向逐渐增大,楔面挤压作用增加。从不同位置剖面应力云图可以看出,当姿态倾角为 0° 时,岩石应力损伤区域基本一致,表明沿圆周方向碟盘刀具楔面作用衰减不明显;刀具倾斜后,从中心齿到边缘齿岩石应力损伤区域逐渐减小,即沿圆周方向刀具楔面作用衰减较为明显。

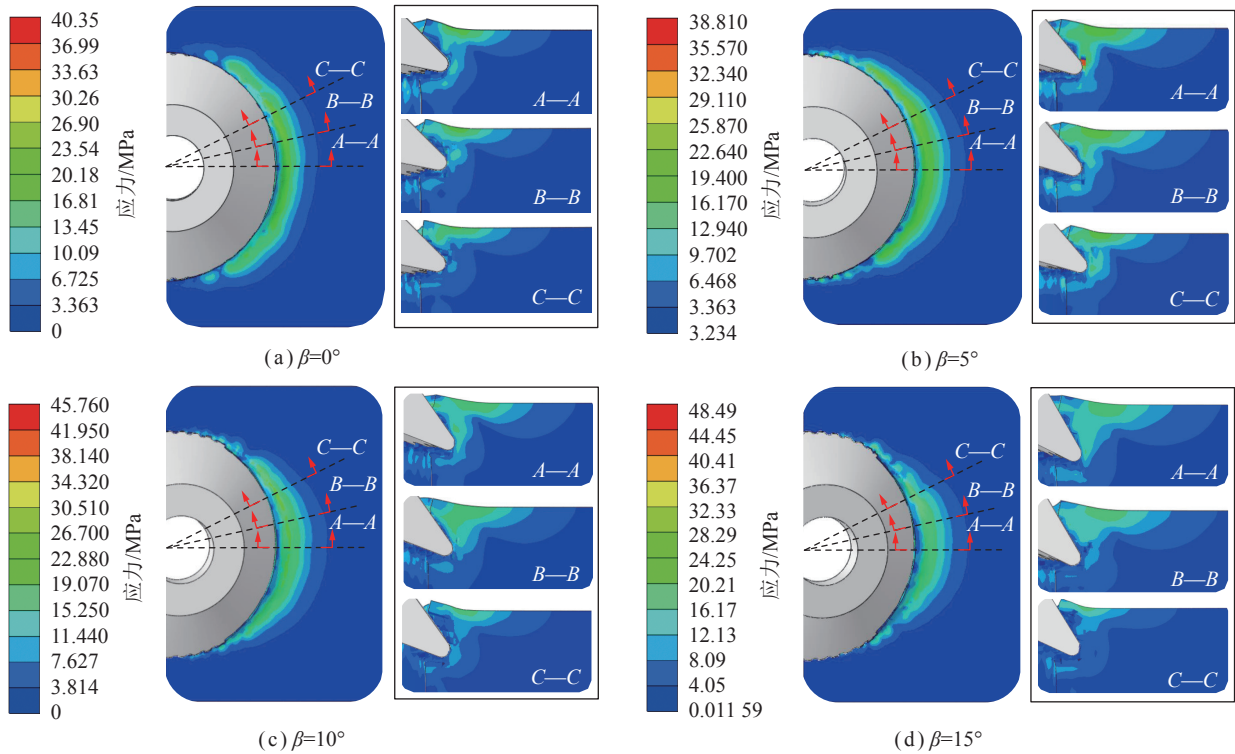


图11 不同姿态倾角下刀具破岩应力

Fig.11 Cutter rock-breaking stress under different attitude inclination angles

碟盘刀具楔面角度为 45° 、姿态倾角为 $0^\circ \sim 15^\circ$ 时,刀具截割岩石径向载荷谱,如图12所示。径向载荷谱受轴向振动影响呈现周期性波动,随着姿态倾角增

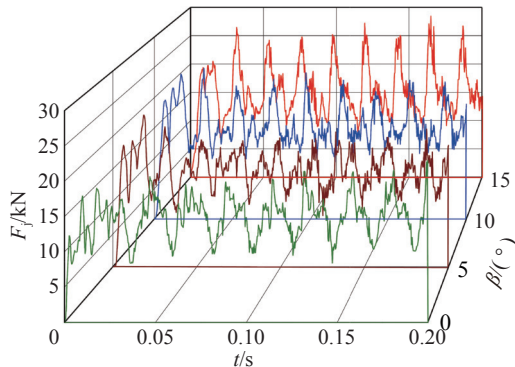


图12 模拟径向载荷谱

Fig.12 Simulated radial load spectrum

大,轴向振动速度沿径向方向分量逐渐增大,导致载荷谱低峰波动逐渐增加,其波动幅度与姿态倾角呈正比,载荷谱复杂性逐渐提高。姿态倾角增大,刀具楔面对岩石挤压作用逐渐增大,岩石破坏模式逐渐趋向压破坏,刀具能耗增加,径向载荷谱表现为载荷数值增大与其高峰波动幅度上升。

3.2 模拟径向载荷特征

调整碟盘刀具截割姿态(即姿态倾角),会导致破岩模式转变,而刀具径向载荷特征是破岩模式转变的宏观表达。不同工况下碟盘刀具倾斜截割岩石模拟径向载荷峰值均值,如图13所示。碟盘刀具姿态倾角对径向载荷影响显著,楔面角度对其影响相对较小;刀具径向载荷与姿态倾角呈下凹抛物线关系,倾斜 5°

左右时,径向载荷存在较小值区域,姿态倾角再增大,径向载荷逐渐增大,即适当倾斜有利于减小刀具径向载荷,并且不同楔面角度的碟盘刀具适用不同的姿态倾角,楔面角度增大时,姿态倾角适当减小,使得刀具径向载荷渐小。

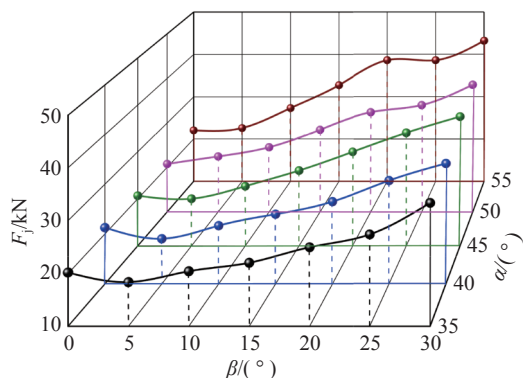


图 13 模拟径向载荷峰值均值

Fig.13 Simulated radial load peak mean

4 截割姿态与破碎特征

4.1 刀具倾斜截割岩石实验过程

碟盘刀具主要用于悬臂式掘进机上,在实际工作中刀具多处于倾斜截割姿态。为探究碟盘刀具截割姿态与破碎特征的关联性,在原碟盘刀具振动截割岩石实验系统^[6,8](采集载荷、压力和加速度等数据)的基础上,增加截割机构姿态调整装置(可调整姿态倾角 $\beta=0^\circ\sim 15^\circ$)、Winner319 型工业激光粒度分析仪(可通

过测量实验过程中漂浮粉尘颗粒群的散射谱来确定粉尘粒度分布情况)以及崩落岩石收集装置,碟盘刀具倾斜姿态截割岩石实验系统,如图 14 所示。

在不同工况下($\alpha=35^\circ$ 、 45° 、 55° ; $\beta=0^\circ$ 、 5° 、 10° 、 15°)进行碟盘刀具振动截割岩石实验。碟盘刀具原始载荷谱包含了高频噪声信息,覆盖隐藏有效截割载荷信息,故采用经验模态分解方法结合盒维数,重构有效截割载荷谱,其改进经验模态分解重构法,如图 15 所示。运用经验模态分解将原始载荷谱分解成不同频段的 IMF(i) 分量和余项,通过主频特征分析剔除部分大于 10 Hz 的 IMF(i) 分量,获得剩余 IMF(i) 分量和余项的盒维数,设定盒维数阈值,保留反映崩落信息的 IMF(i) 分量和余项进行重构。重构后碟盘刀具径向载荷去除了干扰信息,相对原始载荷谱,能够清晰的反映刀具截割岩石过程和主要成分,改进载荷谱重构算法流程图,如图 15 所示。

图 16 为 35° 碟盘刀具倾斜 15° 振动截割岩石过程,包含径向载荷与截割痕迹等信息,共同反映岩石破碎过程。碟盘刀具截割岩石过程大致分为 3 个阶段(I 起始阶段、II 和 III 稳定截割阶段以及结束阶段),区域 I 起始阶段碟盘刀具刚开始接触岩石,存在一定冲击作用,载荷骤增,形成一次大块崩落。紧接着进入稳定截割阶段,径向载荷和截割痕迹表现出 2 种截割状态,即区域 II 和 III,区域 II 载荷波动相对较小,截割面规矩平整,截割痕迹与碟盘刀具齿刃形状相一致,无明显凹坑;区域 III 载荷波动较为剧烈,截割面存在多

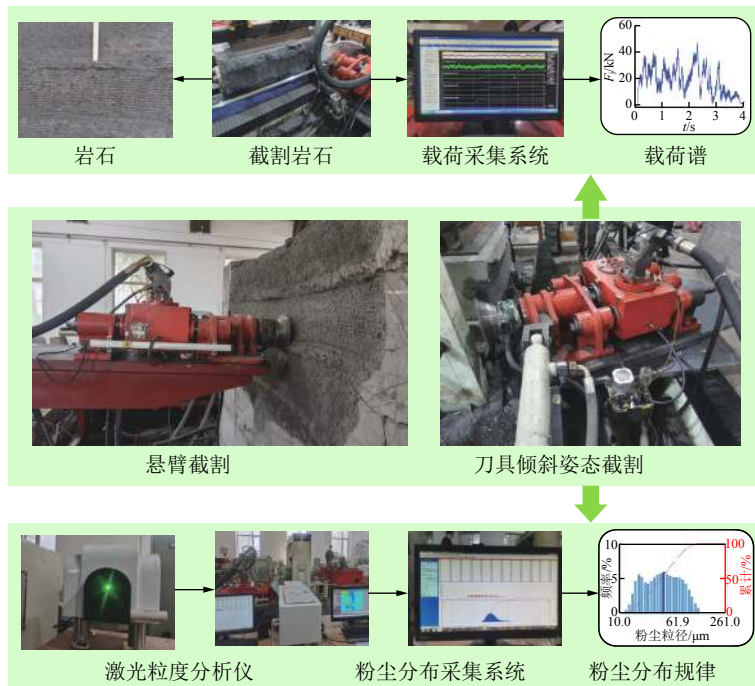


图 14 碟盘刀具倾斜姿态截割岩石实验系统

Fig.14 Experimental system for cutting rock with disc cutter of oblique attitude

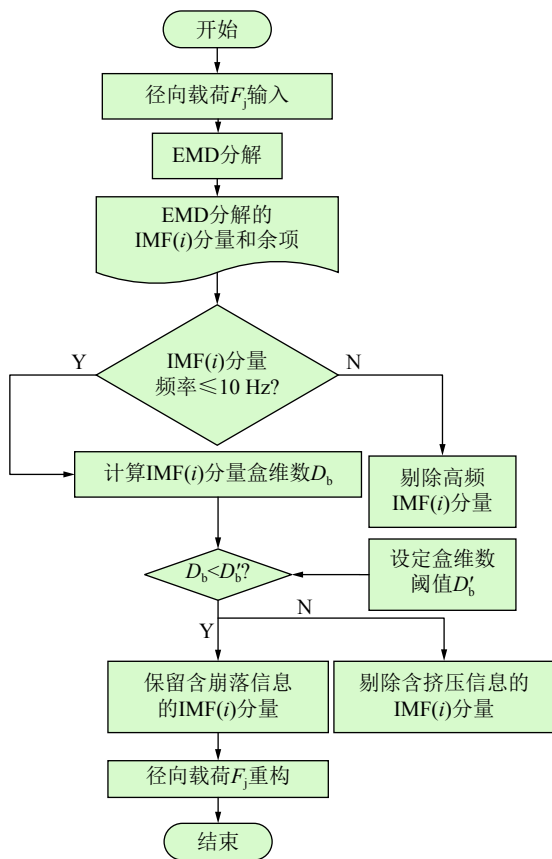


图 15 改进载荷谱 EMD 重构法

Fig. 15 Improved load spectrum EMD reconstruction method

处不规则凹坑, 相比于区域Ⅱ, 区域Ⅲ岩石崩落块度相对较大, 截割过程中振幅发生改变, 区域Ⅱ振幅较小, 区域Ⅲ振幅较大, 导致 2 种不同的截割状态。结束阶段, 圆盘刀具逐渐离开岩石自由面, 载荷逐渐减小。圆盘刀具径向载荷和截割痕迹都能很好地反映截割过程岩石崩落状态。

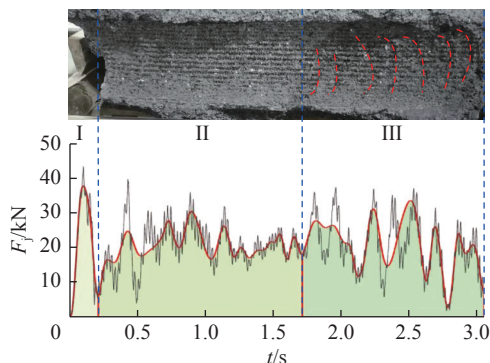


图 16 径向载荷与截割痕迹对应关系

Fig. 16 Corresponding relationship between radial load and cutting traces

4.2 刀具实验径向载荷特征

采用图 15 所示方法重构不同工况下圆盘刀具径向载荷谱, 重构后的径向载荷可以清楚地反映刀具截

割过程和岩石崩落状态。不同工况下圆盘刀具截割岩石径向载荷谱, 如图 17 所示。

由图 17 可以看出, 通过改进 EMD 重构法获得的圆盘刀具重构径向载荷谱能够很好地展现原始径向载荷谱的有效截割信息, 清楚地反映了岩石大块崩落的情况。截割厚度对圆盘刀具产生大块崩落岩石影响显著, 截割厚度增大, 圆盘刀具径向载荷谱波动幅度增大, 刀具截割岩石大块崩落更为显著, 且当截割厚度小于 15 mm 左右时, 岩石基本不存在大块崩落, 多为挤压破碎岩石, 产生粉尘相对较多。当截割厚度相差较少时, 如 35°和 45°楔面角度分别对应姿态倾角 5°和 10°, 以及 55°楔面角度对应姿态倾角 10°和 15°, 可以看出, 随着姿态倾角增大, 圆盘刀具径向载荷包含更多的高频低幅信号, 表明小块崩落岩石增加, 消耗更多的能量, 增加了崩落岩石过程中产生粉尘的比率。既然圆盘刀具径向载荷能清楚地反映岩石破碎特征, 就能间接表明刀具截割姿态与破碎特征内在关联。

将表 1 所示圆盘刀具和岩石参数代入圆盘刀具倾斜截割岩石理论载荷模型中, 求得刀具理论径向载荷; 实验中圆盘刀具实际截割厚度并不完全可控, 为保证实验与模拟和理论在同一等效截割面积下, 参考文献[7]可知刀具径向载荷与截割厚度呈正比关系, 依此将图 17 所示径向载荷进行等效转化处理。圆盘刀具理论、模拟和实验径向载荷峰值均值, 如图 18 所示。

由图 18 可知, 圆盘刀具径向载荷与姿态倾角呈下凹抛物线关系, 载荷存在较小值区间, 且姿态倾角不宜超过 5°~10°, 刀具楔面角度增大时, 姿态倾角 (即载荷较小值处) 应适当减小。圆盘刀具倾斜一定角度后, 刀具后半周齿刀重复剪切岩石作用减小, 载荷下降, 但随着姿态倾角增大, 刀具楔面作用增加, 载荷上升, 理论、模拟和实验变化规律相一致, 且不同楔面角度下圆盘刀具实验与理论径向载荷的平均误差分别为 7.82%、8.94% 和 8.61%, 与模拟径向载荷的平均误差分别为 7.61%、14.40% 和 6.65%, 验证了圆盘刀具破岩模式识辨方法、理论载荷模型和数值模拟的合理性。由理论和模拟结果可以看出, 圆盘刀具姿态倾角不宜超过 5°~15°, 并且实验中刀具可调整姿态倾角最大为 15°, 在此范围内, 通过实验验证了理论和模拟的准确性, 扩大理论和模拟的研究范围只为分析姿态倾角增大后径向载荷的变化趋势和幅度。

4.3 岩石破碎特征

4.3.1 岩石破碎状态

煤矿井下从业人员吸入粉尘严重危害身体健康。为降低粉尘危害, 学者们主要从降尘和减少粉尘产生

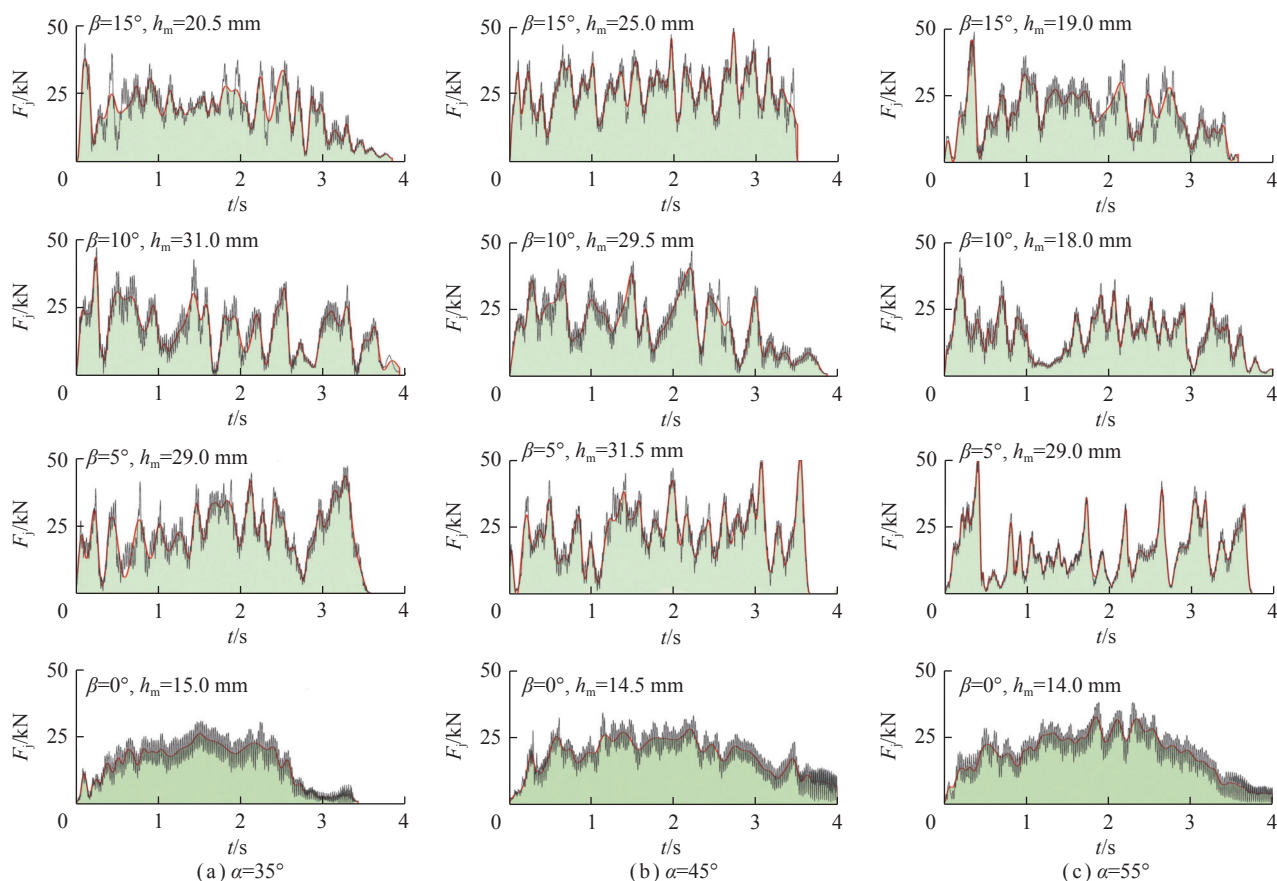


图 17 实验径向载荷谱与重构

Fig. 17 Experimental radial load spectrum and reconstruction

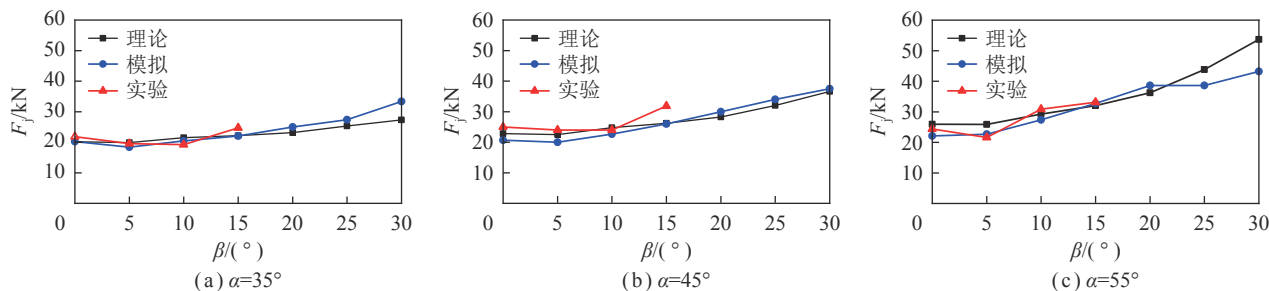


图 18 理论、模拟和实验径向载荷峰值均值

Fig. 18 Theoretical, simulated and experimental radial load peak mean

2 方面进行了研究,为了尽量减少粉尘产生,文中初步探讨了粉尘产生原因以及截割姿态参数和粉尘粒径分布的关系。利用图 19 所示破岩状态分析系统可观测到崩落岩石从宏观到细观的破碎状态。通过粉尘采集仪收集实验过程中漂浮性粉尘,用 FEI Quanta 250 扫描电镜观测不同粒径粉尘的形态,另外,收集实验后崩落岩石,记录岩石大块崩落状态,并采用标准筛分类大块崩落以外的岩石碎片。圆盘刀具截割岩石破碎形态,如图 20 所示。

圆盘刀具作用岩石状态对岩石破碎形态影响显著,由图 20(a)可知,刀具截割岩石易形成大块片状崩落,且大块片状岩石呈现月牙状的弧刃,与载荷模型

假设大块崩落岩石呈月牙状基本一致,当崩落岩石块度较小时,月牙状的形态不再明显。从岩粉细观形态可以看出,图 20(b)所示大粒径粉尘大多为类多面体,此形态多为圆盘刀具楔面大块分离岩石或小块崩落岩石而形成的;图 20(c)所示小粒径粉尘以及空气中漂浮的呼吸性粉尘,其中相当数量的粉尘形态为类球形,由刀具齿刃碾挤压岩石产生类球形粉尘,增加作业人员吸入粉尘的概率。从刀具作用岩石状态出发,应尽量避免刀具挤压岩石,促进岩石以拉剪破坏为主,减少小粒径类球形粉尘(或呼吸性粉尘)的产生。

4.3.2 岩石块率分布

圆盘刀具截割姿态不同,导致岩石块率分布不同。

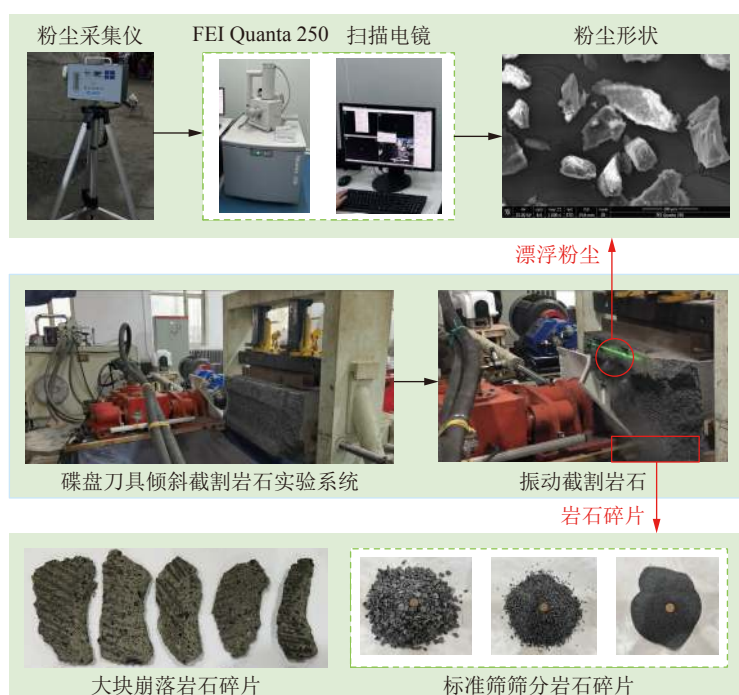


图 19 破岩碎片状态分析系统

Fig.19 Analysis system of rock-breaking debris form

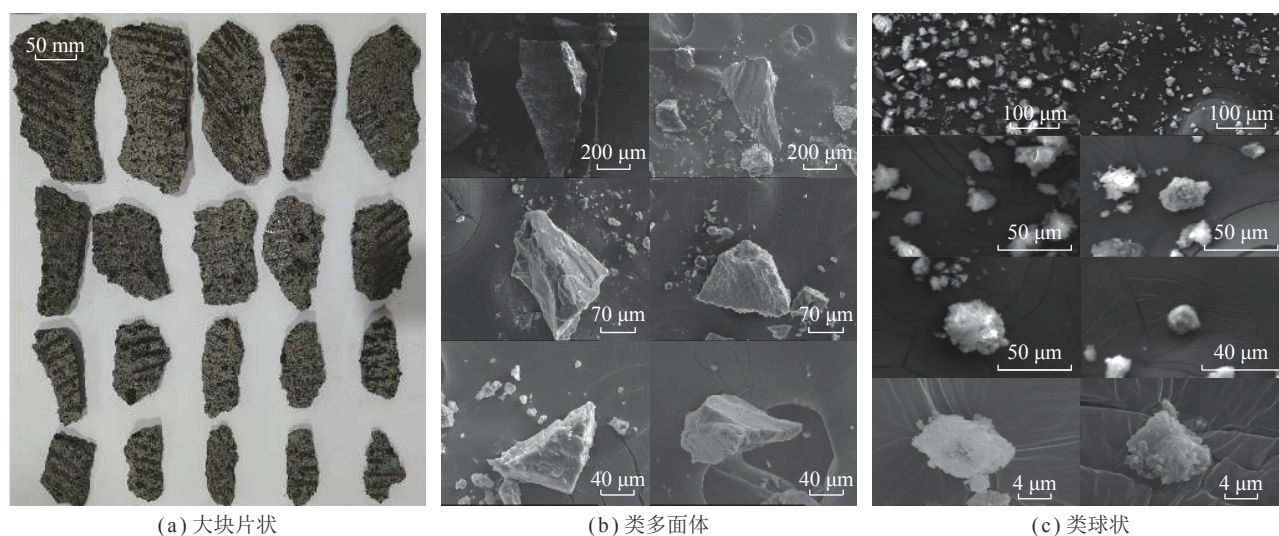


图 20 岩石破碎尺度与形态

Fig.20 Scale and form of rock-breaking

采用标准筛分类岩石碎片 (图 19), 对不同粒径岩石碎片进行称重, 统计不同粒径下岩石碎片的质量占比 (相对于岩石碎片总质量), 即为岩石的块率分布, 其标准筛粒径对应编号分别为 A1(< 0.4 mm)、A2($0.4 \sim 0.6$ mm)、A3($0.6 \sim 0.8$ mm)、A4($0.8 \sim 1.6$ mm)、A5($1.6 \sim 2.0$ mm)、A6($2.0 \sim 4.0$ mm)、A7($4.0 \sim 5.0$ mm)、A8($5.0 \sim 6.0$ mm)、A9($6.0 \sim 12.5$ mm)。文献[17]给出不同工况下岩石的粗糙度指数, 即不同标准筛的筛上累积岩石碎片质量与岩石碎片总质量之比的累加, 岩石的块率分布以及粗糙度指数, 如图 21 所示。

由图 21 可知, 岩石粗糙度指数与碟盘刀具姿态倾角呈反比, 同时, 从岩石块率分布也可以看出, 姿态倾角增大, A1~A6 粒径岩粉占比总体增加, 而 A7~A9 粒径岩石碎片占比总体呈下降趋势, 即岩石碎片中块状岩石逐渐减少, 岩粉增加, 楔面挤压作用加剧, 其能耗增多, 与破岩模式识辨时, 楔面能耗变化规律一致, 表明岩石块率分布也是破岩模式识辨的另外一种宏观表现形式。

4.3.3 粉尘粒度分布

岩石块率分布分析对象仅为实验后可供收集的

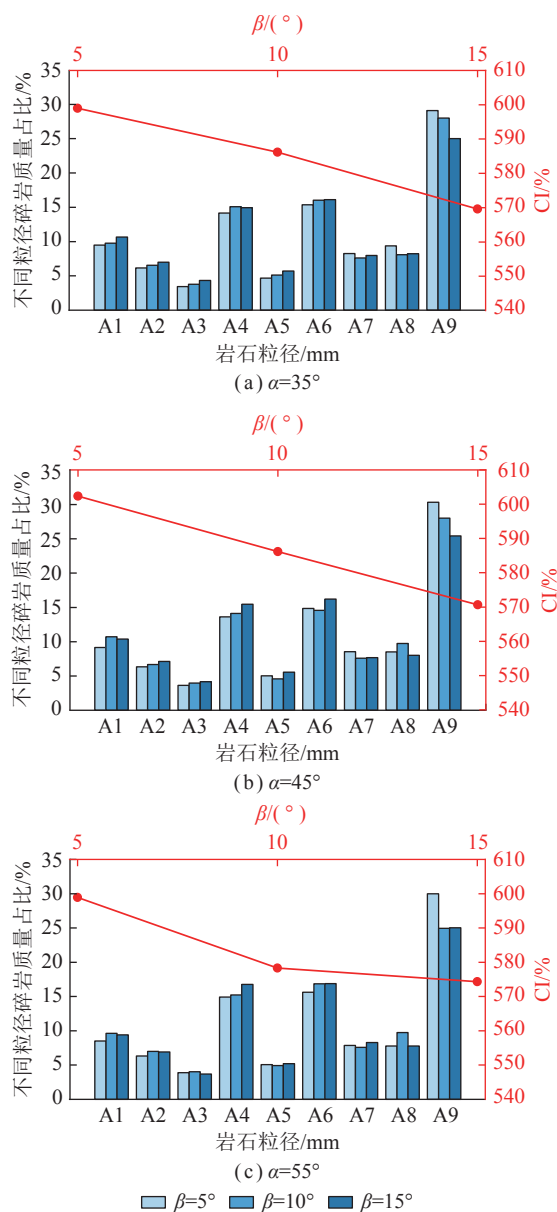


图 21 岩石块率分布与粗糙度指数

Fig.21 Rock fragmentation distribution and roughness index

岩石碎片,在此基础上,采用激光粒度仪分析实验过程中崩落岩石产生的漂浮性粉尘的粒度分布情况。不同粒径下粉尘体积占比实验原始数据,如图 22 所示,统计后不同工况下粉尘占比及其累积占比,如图 23 所示。

由图 22 可知,碟盘刀具倾斜截割岩石的粉尘粒度基本符合双峰分布,且两峰分界基本都在 $23.7\ \mu\text{m}$ 粒径处,当 $\alpha=45^\circ$ 、 $\beta=10^\circ$ 时,粉尘粒度双峰分布后移,检测到的小粒径粉尘较少,当 $\alpha=55^\circ$ 、 $\beta=10^\circ$ 时,前峰特征不显著。总体来说,前峰对应粒径相对较小,考虑多为碟盘刀具齿刃挤压产生的类球状粉尘,后峰对应粒径相对较大,应多为碟盘刀具楔面挤压崩落岩石过程中分离出来的类多面体粉尘。

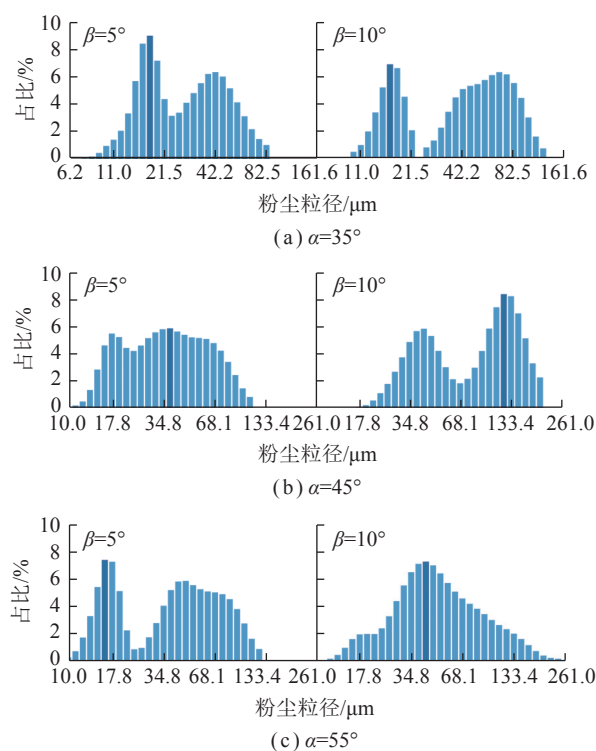
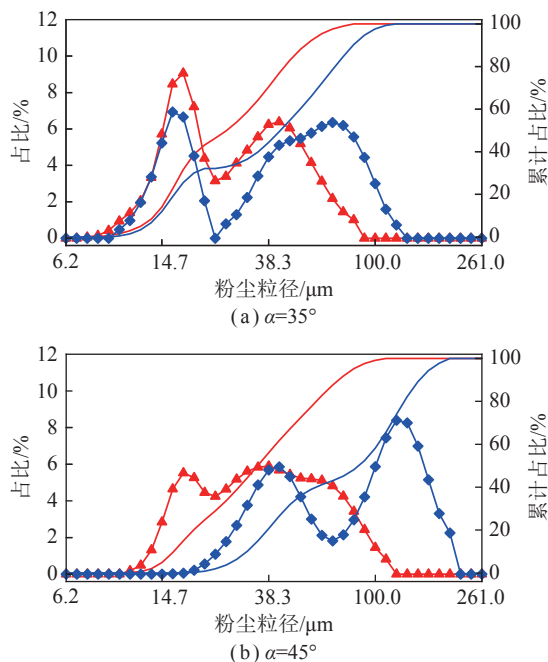


图 22 实验粉尘粒径分布数据

Fig.22 Experimental dust size distribution data

由图 23 可知,随着碟盘刀具姿态倾角增大,前峰对应小粒径粉尘占比减少,而后峰对应大粒径粉尘相对增加,表明碟盘刀具齿刃作用减弱,楔面作用加强,其楔面用于挤压岩石产生粉尘所消耗的能量增加,其粉尘粒度分布与崩落岩石块率分布情况类似,可共同反映碟盘刀具截割姿态与岩石破碎特征的内在联系。



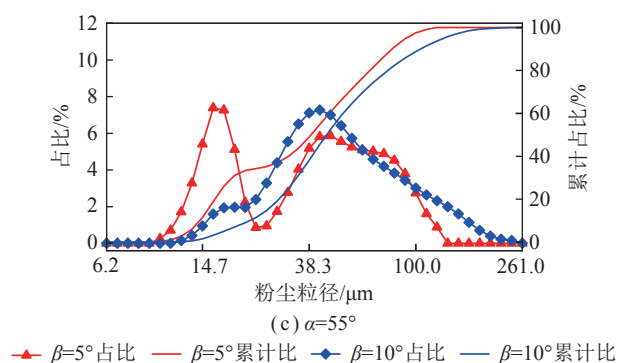


图 23 岩石粉尘粒径分布统计

Fig.23 Statistics of rock dust size distribution

5 结 论

(1) 考虑碟盘刀具结构形式和破岩状态, 将非线性岩石破坏准则简化扩展成三段式线性岩石破坏全域准则, 给出了不同破岩模式下碟盘刀具楔面挤压应力的数学描述, 建立了相应的刀具倾斜姿态截割岩石的载荷模型, 基于楔面作用的最小能量原则, 提出了刀具破岩模式识辨方法, 反演刀具截割姿态, 为调整截割姿态实现高效低耗破岩提供参考。

(2) 给出了碟盘刀具截割姿态参数和动力参数对破岩模式识辨特征量 (楔面能耗表征值) 的影响规律。随着姿态倾角增大, 破岩模式由拉剪耦合破坏向压剪耦合破坏转变, 在给定截割姿态参数范围内, 刀具振动截割岩石较无振动截割时更有利于形成拉剪耦合破坏, 且楔面能耗更小; 轴向速度和进给速度的楔面分量影响楔面摩擦力的方向和大小, 摩擦力沿楔面向上助力刀具破岩。

(3) 探究了碟盘刀具截割姿态参数与其载荷特性和破碎特征的影响关系。刀具径向载荷与姿态倾角呈下凹曲线规律, 存在载荷较小区间, 姿态倾角不宜超过 $5^{\circ} \sim 10^{\circ}$, 理论、模拟和实验载荷规律相一致; 分析载荷谱频幅特征、岩石块率和粉尘粒度分布可知, 刀具姿态倾角增大, 载荷谱高频低幅特征明显, 且岩石粗糙度指数下降, 齿刃碾挤压产生的类球状粉尘减少, 而楔面分离岩石的类多面体粉尘增加, 楔面能耗同比增长, 与破岩模式识辨特征量变化趋势一致。

参考文献(References):

[1] 刘送永, 李洪盛, 江红祥, 等. 矿山煤岩破碎方法研究进展及展望[J]. 煤炭学报, 2023, 48(2): 1047–1069.
LIU Songyong, LI Hongsheng, JIANG Hongxiang, et al. Research progress and prospect of coal-rock breaking methods in mines[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(2): 1047–1069.

[2] GOSPODARCZYK P, KOTWICA K, STOPKA G. A new generation mining head with disc tool of complex trajectory[J]. Arch Min

Sci, 2013, 58(4): 985–1006.

[3] KOTWICA K. Asymmetrical mini disk tools-possibilities of use and directions for further development[J]. New Trends in Production Engineering, 2019, 2(1): 224–232.

[4] STOPKA G. Laboratory research on the influence of selected technological parameters on cutting forces during hard rock mining with asymmetric disc tools[J]. Acta Montanistica Slovaca, 2020, 25(1): 94–104.

[5] 刘春生, 徐玉芸, 李德根, 等. 边缘牙齿形碟盘破碎煤岩的力学机理及其模型[J]. 煤炭学报, 2018, 43(1): 272–279.
LIU Chunsheng, XU Yuyun, LI Degen, et al. Mechanical mechanism and model of rock breaking by edge tooth disk[J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(1): 272–279.

[6] 刘春生, 刘延婷, 李德根, 等. 轴向振动截割下碟盘刀与煤岩作用机制及其载荷模型[J]. 煤炭学报, 2023, 48(1): 484–496.
LIU Chunsheng, LIU Yanting, LI Degen, et al. Interaction mechanism and load model between disc blade and coal rock under axial vibration cutting[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(1): 484–496.

[7] 刘春生, 李德根, 袁昊. 碟盘刀具振动切削煤岩的理论力学模型与载荷特性[J]. 煤炭学报, 2020, 45(8): 3015–3023.
LIU Chunsheng, LI Degen, YUAN Hao. Theoretical mechanical model and load characteristics of coal rock vibration cutting with disc cutter[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(8): 3015–3023.

[8] 刘春生, 党振乾, 刘延婷, 等. 碟盘刀具截割煤岩温度及磨损行为研究[J]. 煤炭学报, 2023, 48(9): 3589–3603.
LIU Chunsheng, DANG Zhenqian, LIU Yanting, et al. Study on temperature and wear behavior of disc cutter in cutting coal rock[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(9): 3589–3603.

[9] NISHIMATSU Y. The mechanics of rock cutting[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1972, 9(2): 261–270.

[10] EVANS I. The force required to cut coal with blunt wedges[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts, 1965, 2(1): 1–12.

[11] 王成勇, 刘培德, 胡荣生. 花岗岩切削破碎过程研究[J]. 岩石力学与工程学报, 1991, 10(2): 185–196.
WANG Chengyong, LIU Peide, HU Rongsheng. Study of granite a cutting process[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1991, 10(2): 185–196.

[12] 余静. 岩石机械破碎规律和破岩机理模型[J]. 煤炭学报, 1982(3): 10–18.
YU Jing. Rules of rock fragmentation with mechanical methods and model of rock failure mechanism[J]. Journal of China Coal Society, 1982(3): 10–18.

[13] 谭昊, 纪洪广, 曾志远, 等. 基于硬脆性岩石特征粒径的锥齿滚刀最优钻压分析[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(4): 782–789.
TAN Hao, JI Hongguang, ZENG Zhiyuan, et al. Optimal drilling pressure of cone-tipped cutters based on characteristic size of hard and brittle rocks[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(4): 782–789.

[14] TUNCDEMIR H, BILGIN N, COPUR H, et al. Control of rock cutting efficiency by muck size[J]. International Journal of Rock Mech-

- anics & Mining Sciences, 2008, 45(2): 278–288.
- [15] HEYDARI S, HARMIDI J K, MONJEZI M, et al. An investigation of the relationship between muck geometry, TBM performance, and operational parameters: A case study in Golab II water transfer tunnel[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2019, 88(6): 73–86.
- [16] MOHARMADI M, HAMIDI J K, ROSTAMI J, et al. A closer look into chip shape/size and efficiency of rock cutting with a simple chisel pick: A laboratory scale investigation[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2019, 53(3): 1375–1392.
- [17] 闫长斌, 姜晓迪, 刘章恒, 等. 基于岩渣粒径分布规律的 TBM 破岩效率分析[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(3): 466–474.
- YAN Changbin, JIANG Xiaodi, LIU Zhangheng, et al. Rock-breaking efficiency of TBM based on particle-size distribution of rock detritus[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(3): 466–474.
- [18] 闫长斌, 樊明辉, 陈馈, 等. 基于岩渣粒径分布规律的 TBM 刀具消耗分析[J]. 煤炭学报, 2020, 45(12): 4216–4227.
- YAN Changbin, FAN Minghui, CHEN Kui, et al. Analysis on TBM cutter consumption based on the particle size distribution of rock debris[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(12): 4216–4227.
- [19] 周文东, 王和堂. 基于塑性区体积的新式掘进机源头减尘方法研究[J/OL]. 煤炭科学技术: 1–7[2023–09–04]. <https://doi.org/10.13199/j.cnki.cst.2022-1690>
- ZHOU Wendong, WANG Hetang. Study of a novel dust reduction method from the source for roadheader based on the volume of plastic zone[J/OL]. Coal Science and Technology: 1–7[2023–09–04]. <https://doi.org/10.13199/j.cnki.cst.2022-1690>
- [20] 王庆国, 王德明, 王和堂. 矿尘的产生机理研究[J]. 煤矿安全, 2014, 45(2): 12–14.
- WANG Qingguo, WANG Deming, WANG Hetang. Research on generation mechanism of mine dust[J]. Safety in Coal Mines, 2014, 45(2): 12–14.
- [21] 万丽荣, 高冠顺, 逯振国, 等. 截齿破岩力学特性与碎片分离数值模拟研究[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(9): 207–214.
- WAN Lirong, GAO Guanshun, LU Zhenguo, et al. Numerical simulation of rock breaking mechanical characteristics and debris separation of pick[J]. Coal Science and Technology, 2022, 50(9): 207–214.
- [22] 肖建成, 卢景景, 周辉, 等. 贯入角度对截齿破岩性能与几何排布的影响研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(12): 3372–3384.
- XIAO Jiancheng, LU Jingjing, ZHOU Hui, et al. Influence of penetration angle on rock breaking performance and geometrical arrangement of picks[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(12): 3372–3384.
- [23] 秦承帅, 孙宏斌, 李利平, 等. 复合冲击作用下 PDC 钻齿破岩过程连续–非连续数值模拟研究[J]. 煤田地质与勘探, 2023, 51(9): 109–120.
- QIN Chengshuai, SUN Hongbin, LI Liping, et al. Continuous and discontinuous numerical simulation of the breaking process for PDC cutter under composite impact loading[J]. Coal Geology & Exploration, 2023, 51(9): 109–120.
- [24] 祝效华, 王燕飞, 刘伟吉, 等. PDC 单齿切削破碎非均质花岗岩性能的评价新方法[J]. 天然气工业, 2023, 43(4): 137–147.
- ZHU Xiaohua, WANG Yanfei, LIU Weiji, et al. A new method for evaluating the rock cutting and breaking performance of PDC cutters in heterogeneous granites[J]. Natural Gas Industry, 2023, 43(4): 137–147.
- [25] 曹久磊, 俞缙, 张竹清, 等. 考虑破岩模式的 TBM 滚刀破岩力计算模型[J]. 煤炭学报, 2023, 48(8): 3300–3311.
- CAO Jiulei, YU Jin, ZHANG Zhuqing, et al. Force calculation model of TBM disc cutter based on rock breaking mode[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(8): 3300–3311.
- [26] 刘春生, 刘爽, 刘若涵, 等. 多自由度悬臂截割机构碟盘刀具的空间位姿模型[J]. 黑龙江科技大学学报, 2022, 32(5): 641–648.
- LIU Chunsheng, LIU Shuang, LIU Ruohan, et al. Space pose of disc cutter based on multi-degree freedom cantilever cutting mechanism[J]. Journal of Heilongjiang University of Science, 2022, 32(5): 641–648.
- [27] 李守定, 李晓, 郭静芸, 等. 岩石拉伸剪切破裂试验研究[J]. 工程地质学报, 2014, 22(4): 655–666.
- LI Shouding, LI Xiao, GUO Jingyun, et al. Research of rock failure testing under combined shear and tension[J]. Journal of Engineering Geology, 2014, 22(4): 655–666.