

DOI: 10.11779/CJGE201901017

# 围压对 TBM 滚刀破岩影响的数值模拟研究

翟淑芳<sup>1</sup>, 曹世豪<sup>1</sup>, 周小平<sup>2</sup>, 毕 靖<sup>2</sup>

(1. 河南工业大学土木建筑学院, 河南 郑州 450000; 2. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400045)

**摘要:** 采用一种新的无网格数值计算方法—广义粒子动力学(GPD), 研究了水平方向围压为 0, 5, 10, 15, 20 MPa 条件下, 全断面隧道掘进机(TBM)滚刀的破岩过程及破岩模式, 分析了围压对岩体可掘性的影响。得到: ①围压的存在抑制中央裂纹的扩展; ②随着围压的增加, 赫兹裂纹的扩展方向发生偏转, 与水平面的夹角变小; ③相同贯入度下, 随着围压的增加, 滚刀法向力及其掘进指数均增加。利用 GPD 法分析了锦屏二级水电站隧道施工中, 含节理的岩层中高地应力对 TBM 滚刀破岩的影响, 成功模拟出高地应力下节理岩体的板裂化现象, 得到高地应力能够使岩体产生板裂化促进滚刀破岩。

**关键词:** 广义粒子动力学; 围压; 破岩; 板裂化; TBM

中图分类号: TU453 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)01-0154-07

作者简介: 翟淑芳(1989-), 女, 博士, 讲师, 从事 TBM 破岩机理方面的研究工作。E-mail: zhaishufangcqu@126.com。

## Numerical study on effects of confining stress on rock fragmentation by TBM cutters

ZHAI Shu-fang<sup>1</sup>, CAO Shi-hao<sup>1</sup>, ZHOU Xiao-ping<sup>2</sup>, BI Jing<sup>2</sup>

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Henan University of Technology, Zhengzhou 450000, China; 2. Department of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China)

**Abstract:** A novel meshless numerical method known as general particle dynamics (GPD) is used to study the effects of confining stresses on rock fragmentation by TBM cutters. The processes and modes of rock fragmentation and the diggability by TBM cutters under confining pressures of 0, 5, 10, 15 and 20 MPa are studied. The following results are obtained: (1) The confining stress is adverse to the propagation of the central cracks during the process of rock fragmentation. (2) With the increasing confining stress, the propagation direction of the Hertz cracks between two cutters changes, and the angle of cracks decreases. (3) Under the same penetration, the crack initiation forces and the diggability index significantly increase with the increasing confining stress. Moreover, the GPD method is introduced to the tunnels in the Jinping II Hydropower Station, and the influences of high geostress on rock fragmentation are analyzed and plate cracking is discovered. The analysis results show that if the plate cracking is caused by high geostress, the geostress promotes the rock fragmentation by TBM cutters.

**Key words:** general particle dynamics; confining stress; rock fragmentation; plate cracking; TBM

## 0 引言

根据工程实践经验, 当隧道的长度与直径之比较大时, 隧道采用 TBM 施工比传统的矿山法效率更高, 安全性更好, 且更加经济。TBM 剖进过程中会遇到各种不良的地质状况, 如高地应力、节理发育、软弱夹层、岩溶、地下水等, 这些不良地质条件给 TBM 施工带来了很大困难。近些年来, 国内外的专家对 TBM 剖进过程中遇到的高地应力对 TBM 破岩特征及破岩效率的影响进行了研究。TBM 刀盘位于剖进机最前端, 与掌子面岩体直接接触, 是剖进机的主要受力部分, 其上的滚刀更是 TBM 破碎岩体的核心部件, 滚刀的破岩效率及工作状态决定了 TBM 施工效率, 因

此, 研究不同地应力条件对 TBM 滚刀破岩的影响具有重要意义。

国内外研究地应力对 TBM 滚刀破岩的影响时, 采用的研究手段主要包括工程现场原位试验、室内破岩试验和数值模拟。工程现场原位试验研究主要是指根据 TBM 隧道开挖现场记录的数据, 分析高地应力区 TBM 滚刀破岩特征及效率。龚秋明等<sup>[1]</sup>通过在锦屏 II 级水电站工程现场进行的剖进试验得到: 较高地应力将抑制 TBM 刀具破碎完整岩体, 但却促进含裂

基金项目: 河南工业大学博士科研启动基金项目(2018BS005); 河南工业大学科学研究基金青年支持计划项目(2018QNJB27)

收稿日期: 2018-04-10

隙岩体的破碎。Gehring<sup>[2]</sup>根据工程现场掘进数据总结得到: 地应力的增加使岩体的可掘性降低, 岩体破碎所需的破岩力增加。

在室内破岩试验和数值模拟研究中, 国内外大多数学者通常采用滚刀贯入破岩试验来研究围压对 TBM 滚刀破岩的影响。Huang 等<sup>[3]</sup>研究了围压的大小对岩体破裂时拉裂纹起裂应力的影响, 发现随着围压的增加, 最大拉应力的出现位置逐渐偏离滚刀贯入轴线; Chen 等<sup>[4]</sup>发现围压的存在使岩体中产生的侧向裂纹更趋向于自由面方向扩展。

数值模拟方面, Ma 等<sup>[5]</sup>利用基于微观力学的数字码编写的程序, 研究了不同围压条件下滚刀破碎岩体的过程, 并且依据围压与岩体的单轴抗压强度之比定义了“紧箍系数”, 根据此系数将围压划分为 3 种不同的类别; 基于离散元软件 UDEC, 张魁等<sup>[6]</sup>研究了围压条件下滚刀侵入岩体时裂纹的起裂与扩展过程, 得到随着围压的增加, 侧向裂纹沿水平方向扩展长度增加, 最优刀间距增加。

根据上述分析可以得到, 针对围压对滚刀破岩效率的影响, 不同学者的研究结果存在分歧, 目前仍没有达成共识, 主要包括两类观点: ①高地应力抑制滚刀破岩; ②随着地应力的增加, 地应力对滚刀破岩的影响为先抑制后促进。因此, 高地应力对滚刀破岩效率的影响有待进一步研究。

本文采用一种新的无网格数值计算方法——广义粒子动力学 (GPD), 研究不同围压对 TBM 滚刀破岩的影响。GPD 的原理在文献[7]中进行了详细的介绍, 在文献[8~10]中笔者成功地将该方法引入到模拟滚刀破岩问题。本文的侧重点是利用 GPD 方法研究不同围压条件下 TBM 滚刀破岩的过程。

## 1 广义粒子动力学 (GPD) 方法简介

### 1.1 本构关系

总应力张量  $\sigma^{\alpha\beta}$  由两部分组成, 一部分为体积应力  $p$ , 另外一部分为偏应力张量  $\tau^{\alpha\beta}$ :

$$\sigma^{\alpha\beta} = \tau^{\alpha\beta} - p\delta^{\alpha\beta} , \quad (1)$$

式中,  $p = k(\rho/\rho_0 - 1)$ ,  $\rho$  为实时点的密度,  $\rho_0$  为初始密度,  $k$  为体积弹性模量,  $\delta^{\alpha\beta}$  为 Kronecker 符号。

偏应力分量  $\tau^{\alpha\beta}$  为

$$\hat{\tau}^{\alpha\beta} = \dot{\tau}^{\alpha\beta} + \tau^{\alpha\gamma} \dot{\mathbf{R}}^{\beta\gamma} + \tau^{\gamma\beta} \dot{\mathbf{R}}^{\alpha\gamma} , \quad (2)$$

应变率为

$$\dot{\epsilon}^{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \mathbf{v}^\alpha}{\partial \mathbf{x}^\beta} + \frac{\partial \mathbf{v}^\beta}{\partial \mathbf{x}^\alpha} \right) , \quad (3)$$

旋转率为

$$\dot{\mathbf{R}}^{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \mathbf{v}^\alpha}{\partial \mathbf{x}^\beta} - \frac{\partial \mathbf{v}^\beta}{\partial \mathbf{x}^\alpha} \right) , \quad (4)$$

式中,  $\mathbf{x}^\alpha$  和  $\mathbf{v}^\alpha$  分别为沿  $\alpha$  方向的空间坐标向量和速度向量。

应力率由应变率和剪切模量计算可得

$$\dot{\tau}^{\alpha\beta} = 2G\dot{\epsilon}^{\alpha\beta} , \quad (5)$$

式中,  $\dot{\epsilon}^{\alpha\beta} = \dot{\epsilon}^{\alpha\beta} - 1/3\delta^{\alpha\beta}\dot{\epsilon}^{\gamma\gamma}$ ,  $G$  为剪切模量。

由此可得

$$\dot{\tau}^{\alpha\beta} = 2G \left( \dot{\epsilon}^{\alpha\beta} - \frac{1}{3}\delta^{\alpha\beta}\dot{\epsilon}^{\gamma\gamma} \right) + \tau^{\alpha\gamma} \dot{\mathbf{R}}^{\beta\gamma} + \tau^{\gamma\beta} \dot{\mathbf{R}}^{\alpha\gamma} . \quad (6)$$

### 1.2 控制方程

GPD 算法中, 质量守恒方程、动量守恒方程和能量守恒方程可表达为<sup>[11]</sup>

$$\frac{d\rho}{dt} = -\rho \frac{\partial \mathbf{v}^\beta}{\partial \mathbf{x}^\beta} , \quad (7)$$

$$\frac{d\mathbf{v}^\alpha}{dt} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma^{\alpha\beta}}{\partial \mathbf{x}^\beta} , \quad (8)$$

$$\frac{de}{dt} = \frac{\sigma^{\alpha\beta}}{\rho} \frac{\partial \mathbf{v}^\beta}{\partial \mathbf{x}^\beta} , \quad (9)$$

式中,  $e$  为比内能,  $d/dt$  为拉格朗日描述下的时间导数。

### 1.3 粒子损伤理论

通常情况下, 岩石材料表现出脆性特性。在模型中, 所有的粒子具有和材料模型相同的强度参数, 因此在 GPD 模型中, 粒子损伤的起裂和扩展均采用与材料模型相同的损伤模型。本文采用 Hoek-Brown 强度准则对损伤的开始和扩展进行判断, 当粒子应力满足 Hoek-Brown 强度准则时, 认为损伤从该粒子扩展。当损伤从某一个粒子开始时, 这个损伤粒子和周围相邻粒子的相互作用与材料未损伤时不同, 损伤粒子不再与其它粒子有相互作用, 并且会产生新的边界, 如图 1 所示。

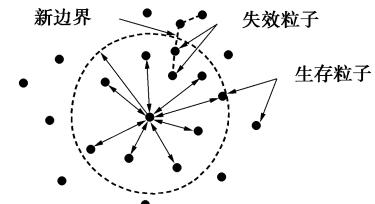


图 1 粒子离散化分布图

Fig. 1 Randomly distributed particle discretization

Hoek-Brown 强度准则可以表述为<sup>[12]</sup>

$$\sigma_1 = \sigma_3 + (m\sigma_3\sigma_c + s\sigma_c^2)^{1/2} . \quad (10)$$

在本文的模拟研究中, Hoek-Brown 强度准则中的强度参数  $m$  和  $s$ , 按照工程经验进行取值, 对于完整花岗岩  $m$  和  $s$  分别取 25 和 1.0; 对于节理岩体,  $m$  和

$s$  分别取 2.1 和 0.003。

引进一个参数  $f$ , 称为“相互作用因子”, 相互作用因子  $f$  是由粒子的损伤状态定义的, 可以反映粒子  $i$  和粒子  $j$  之间的相互作用水平。当粒子未发生破坏时,  $f=1$ ; 粒子发生破坏时,  $f=0$ 。为模拟滚刀作用下压碎区的形成和裂纹的起裂、扩展问题, 粒子采用弹脆性本构关系, 如图 2 所示。

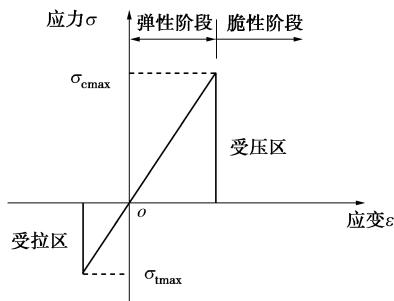


图 2 线性弹脆性法则

Fig. 2 Linear-elastic brittle law

$$D_m = 0, f = 1 \quad (\sigma_{\text{particle}} < \sigma_{\text{max}}) \quad , \quad (11)$$

$$D_m = 1, f = 0 \quad (\sigma_{\text{particle}} \geq \sigma_{\text{max}}) \quad , \quad (12)$$

式中,  $D_m$  为损伤因子,  $f$  为相互作用因子,  $\sigma_{\text{particle}}$  为粒子上的应力分量。

因此, GPD 算法的离散化方程可以表述为

$$\frac{d\rho_i}{dt} = \sum_{j \in U} m_j v_{ij}^\beta W_{ij,\beta} + f \cdot \sum_{j \in D} m_j v_{ij}^\beta W_{ij,\beta} \quad , \quad (13)$$

$$\frac{dv_i^\alpha}{dt} = - \sum_{j \in U} m_j \left( \frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2} + \frac{\sigma_j^{\alpha\beta}}{\rho_j^2} + \Pi_{ij} \right) W_{ij,\beta} - f \cdot \sum_{j \in D} m_j \left( \frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2} + \frac{\sigma_j^{\alpha\beta}}{\rho_j^2} + \Pi_{ij} \right) W_{ij,\beta} \quad , \quad (14)$$

式中,  $U$  为未损伤粒子,  $D$  为损伤粒子。

## 2 TBM 滚刀破岩模型的建立

### 2.1 建立 GPD 模型

如图 3 所示, 建立双滚刀破岩模型, 模型尺寸为  $0.2 \text{ m} \times 0.1 \text{ m}$ , 模型中忽略滚刀的切向滚动力和侧向力, 采用位移加载方式模拟滚刀的法向作用力; 法向作用力与上边界接触宽度为 15 mm, 加载速率为 0.01 m/s, 时间步长  $dt = 3 \times 10^{-5} \text{ s}$ , 取上边界为自由边界。模拟中采用的岩体材料的力学参数如表 1 所示。

表 1 岩体的力学参数<sup>[13]</sup>

Table 1 Mechanical parameters of rock<sup>[13]</sup>

密度 /(kg·m <sup>-3</sup> )	弹性模量 /GPa	泊松比	单轴抗压强度 /MPa
2600	82.5	0.29	233

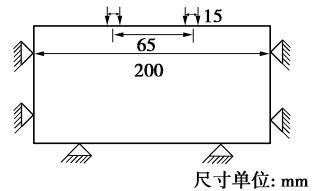


图 3 双滚刀侵入岩体的模型

Fig. 3 Model for intrusion into rock by TBM cutters

### 2.2 GPD 算法中围压施加方法

在 GPD 算法中, 给岩体施加围压的方式有两种: ①在描述岩体的实粒子周边布置虚粒子, 通过给虚粒子施加位移, 从而产生应变再转化为应力, 虚粒子将应力传递给内部实粒子, 达到施加围压的目的; ②通过直接给描述岩体的实粒子一个初始的应力值, 达到施加围压的目的。比较这两种施加围压的方法, 前者是通过应力传递的方式施加围压, 而应力传递需要一个过程, 在应力传递未完成前实粒子中的应力不均匀; 后者围压施加方法更直接, 且每个粒子点的应力都相同, 更符合实际工程中地应力的特征。本文采用方法①施加围压。

### 2.3 不同围压条件下花岗岩的强度特性

根据岩石力学试验, 随着围压的增加岩石的抗压强度增加。张流等<sup>[14]</sup>采用以铅为围压介质的三轴试验装置在围压高达 750 MPa 的范围内测定了中国不同产地的花岗岩的应力 - 应变曲线, 得到了岩石抗压强度与围压的关系式为

$$C = C_0 + \alpha \sigma_3^n \quad . \quad (15)$$

特征参数  $C_0 = 2.33 \text{ kb}$ ,  $\alpha = 7.14$ ,  $n = 0.51$ 。由此可以得到不同围压下, 花岗岩的抗压强度值, 如表 2 所示, 表中数据的单位统一由千巴 (kb) 换算为兆帕 (MPa)。

表 2 不同围压下花岗岩的抗压强度

Table 2 Compressive strengths of granite under different confining pressures

围压/MPa	0	5	10	15	20
抗压强度/MPa	233	388	454	504	547

## 3 数值模拟分析

### 3.1 无围压条件下双滚刀破岩过程

图 4 给出了双滚刀破岩过程中压碎区的形成及裂纹的起裂、扩展过程。图中红色代表破坏粒子, 蓝色代表非破坏粒子。如图 4 (a) 所示, 滚刀向岩体加载时, 在滚刀的下方形成扇形压碎区, 压碎区的中间存在完整岩块, 这是因为这个区域有高约束力存在, 处于静水压力状态<sup>[15]</sup>。当滚刀贯入度  $P=0.42 \text{ mm}$  时, 较大的压碎区在刀盘下方直接形成, 通过粒子点的应力

分析, 得出压碎区由压破坏单元和拉破坏单元组成。其中压破坏单元集中于压碎区的内部, 拉破坏单元集中在压碎区的边缘处, 中央裂纹和赫兹裂纹均起裂于拉破坏单元。此后, 压碎区的面积不再增加, 压碎区的正下方出现长度大于 2 mm, 并且扩展方向垂直向下的裂纹, 称之为中央裂纹; 压碎区的侧边缘出现侧向裂纹, 这些不规则的锥形裂纹称之为赫兹裂纹<sup>[15]</sup>。随着时间步的增加, 由于滚刀之间的相互作用, 两滚刀中间的赫兹裂纹会改变方向, 沿水平方向向着彼此扩展并最终连接, 形成岩片。双滚刀破岩过程主要分为 3 个阶段: ①压碎区形成阶段; ②裂纹区形成阶段; ③岩片形成阶段。从 TBM 破岩效率出发, 压碎区形成阶段会吸收大量的能量, 但它对破岩面积的贡献远不如裂纹区, 所以在 TBM 滚刀破岩过程中, 裂纹区的扩展长度是重点控制的因素。

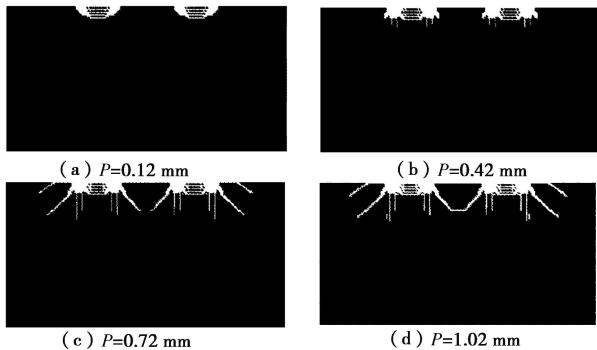


图 4 双滚刀破岩过程

Fig. 4 Processes of interaction of two cutters

### 3.2 围压条件下 TBM 滚刀破岩模式

在图 3 的双滚刀作用模型中, 给定每个粒子不同的初始水平应力如 5, 10 MPa 等, 研究围压条件下滚刀破岩过程。图 5 给出了水平方向围压为 5 MPa 时, 双滚刀的破岩过程。与无围压情况下双滚刀破岩过程相比较, 可以看出: ①中央裂纹的扩展长度明显减小; ②赫兹裂纹的扩展方向与水平面之间的夹角明显减小; ③两滚刀之间的破岩深度明显变小。由此可以得到, 水平围压由 0 逐渐增加至 5 MPa 时, 围压的增加会抑制压碎区边缘裂纹的起裂和中间裂纹的扩展、影响侧向裂纹起裂角的大小, 同时破岩深度减小, 这与 Liu 等<sup>[16]</sup>通过理论推导及室内试验得到的结论一致。

图 6 (a)、(b) 为围压 5 MPa 的水平方向应力和最大主应力分布图。从图 6 (a) 可以看出, 在初始时刻, 每个粒子的初始水平应力为 5 MPa, 水平方向应力场是对称的, 在两滚刀下方存在应力集中。图 6 (b) 为最大主应力分布图, 最大主应力场是对称的, 随着距离加载点的距离的增加, 应力逐渐较小。

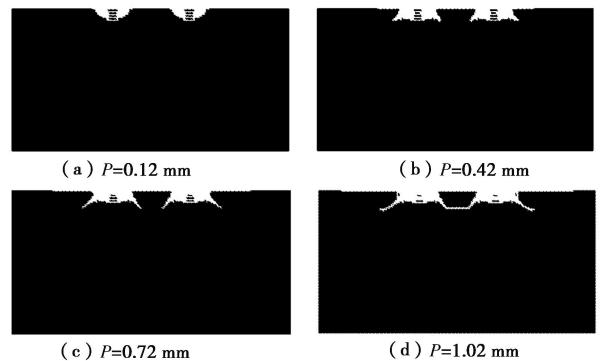


图 5 围压为 5 MPa 时滚刀破岩过程

Fig. 5 Processes of rock fragmentation at confining stress of 5 MPa

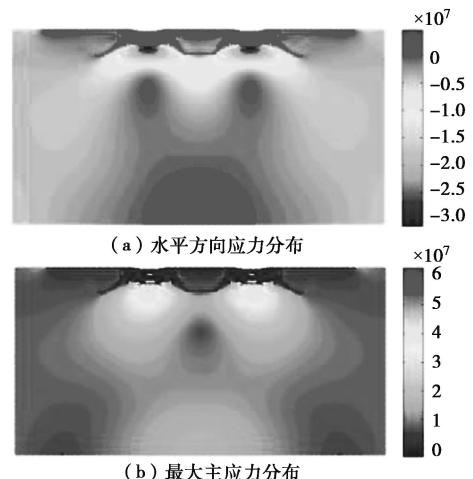
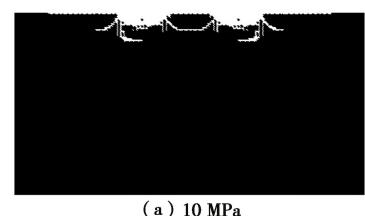


图 6 围压为 5 MPa 时应力分布情况

Fig. 6 Distribution of stress under confining stress of 5 MPa

图 7 为滚刀贯入度达到 1.02 mm 时, 围压分别为 10, 15, 20 MPa 的情况下, 不同围压下岩石破坏模式, 表 3 给出了不同围压时双滚刀破岩特征参数。综合不同围压时滚刀破岩模式, 可以得到裂纹扩展具有以下特征: ①随着围压的增加, 滚刀下方压碎区的深度明显变小, 即地应力的增大, 会使相同滚刀力下的滚刀贯入深度减小。②围压的存在抑制中央裂纹的扩展, 且最强抑制作用发生在围压为 5 MPa。③随着围压的增加, 赫兹裂纹的扩展方向发生明显的偏转, 与水平面的夹角变小, 扩展方向趋向水平方向。④随着围压的增加, 两滚刀相互作用下的破岩深度逐渐变小。⑤随着围压的增加, 压碎区深度、面积均变小, 粉末状岩石占的比重变小, 且随着地应力的增加, 这种现象更加明显。



(a) 10 MPa

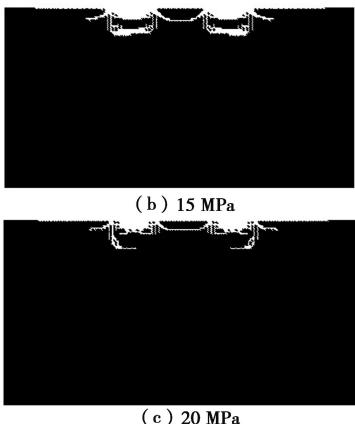


图 7 围压分别为 10, 15, 20 MPa 时滚刀破岩模式

Fig. 7 Patterns of rock fragmentation at confining stress of 10, 15, 20 MPa

表 3 不同围压下岩石破坏特征参数

Table 3 Failure parameters of rock under different confining pressures

围压值 / MPa	压碎区深度 / mm	中央裂纹长度 / mm	破岩深度 / mm
0	9	40	15
5	8	0	13
10	8	9	10
15	7	8	8
20	7	8	6

### 3.3 围压对岩体可掘性的影响

岩体的可掘性是描述岩体在开挖工具作用下的反映的重要参数, 它是一个综合参数, 既可反映岩体条件, 又体现隧道 TBM 的掘进反映。根据掘进机的施工, Hamilton 等<sup>[17]</sup>将单刀推力与每转进尺的比值定义为岩体的可掘性指数 (FBI)。由此, 将可掘性指数推广到贯入试验中, 可定义法向力可掘性指数为

$$BI_{FN} = F_n / P \quad (16)$$

式中,  $F_n$  为法向力,  $P$  为滚刀贯入度。

下面分析不同围压下花岗岩法向力可掘性指数的变化规律, 表 4 分别列出了时间刻为 0.012, 0.042, 0.072, 0.102 s 时, 不同围压条件下, 随着滚刀贯入度的增加, 滚刀法向力及其可掘性指数的变化情况。得到: ①不同围压下, 随着滚刀贯入度的增加, 滚刀法向力均呈非线性增加, 且滚刀法向力掘进指数均减小, 即随着滚刀贯入度的增加, 岩体的可掘性较好, 岩体越容易破碎; ②相同滚刀贯入度下, 围压越大, 滚刀法向力及其掘进指数均越大, 即围压越大, 岩体的可

掘性较差, 岩体越难破碎。

将表 4 中数据进行拟合分析得到图 8, 可以看出不同围压时, 滚刀贯入度和可掘性指数呈幂函数关系, 拟合较好。围压为 5, 10, 15, 20 MPa 时, 岩体特征可掘性指数分别为 57.4, 60.7, 62.4, 77.6 kN/mm, 指数变化范围为  $-0.79 \sim -0.76$ 。

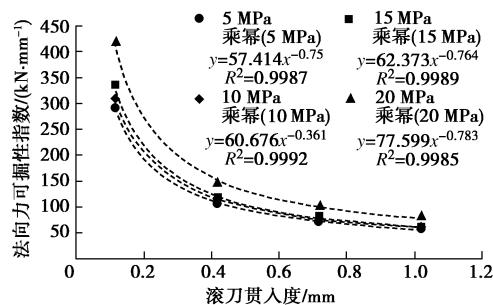


图 8 不同围压下滚刀法向力可掘性指数与贯入度的关系

Fig. 8 Relationship between diggability index and penetration for normal force under different confining pressures

### 4 工程实例分析

锦屏二级水电站是雅砻江干流锦屏大河湾上重要的梯级电站, 由 7 条隧洞组成, 其中有 3 条隧洞采用 TBM 掘进机开挖的方式掘进。在锦屏 II 级水电站引水隧洞工程区进行地应力测试, 测试结果显示地应力随着埋深的增加逐渐增加, 实测地应力最高可达 69.44 MPa。锦屏二级水电站 1 号引水隧洞沿线主要由大理岩、石灰岩组成, 鉴于本文主要分析 TBM 在高地应力大理岩中的破岩过程, 表 5 仅列出了引水隧洞区的大理岩的力学参数及有代表性的一组岩体特征。

针对大理岩的岩体特征建立 GPD 数值模型进行分析, 如图 9 (a) ~ (d) 所示, 用 GPD 算法模拟研究 TBM 滚刀作用下地应力为 20 MPa 时,  $45^\circ$  节理岩体的破碎过程。在 GPD 模拟过程中采用将对应位置的粒子挖空的方式布置节理。初始阶段, 两滚刀下方出现面积较小的压碎区, 压碎区边缘开始出现中央裂纹和赫兹裂纹。随着加载时间步的增加, 在节理和较高地应力的共同作用下, 左滚刀下方压碎区的边缘出现垂直于节理面扩展的裂纹; 右滚刀下方左侧的中央裂纹沿着加载方向扩展较长距离, 赫兹裂纹几乎没有扩展; 右滚刀下方右侧的中央裂纹沿着加载方向扩展较

表 4 不同围压下法向力及法向力可掘性指数大小

Table 4 Normal forces and field penetration indices of normal forces under different confining pressures

围压 / MPa	0.12 mm		0.42 mm		0.72 mm		1.02 mm	
	法向力 / kN	可掘性指数 / (kN·mm⁻¹)						
5	35	291.7	45	107.1	53	73.6	59	57.8
10	37	308.3	48	114.3	56	77.8	62	60.8
15	40	333.3	50	119	58	80.6	64	62.7
20	50	416.7	62	147.6	72	100	80	78.4



短距离, 赫兹裂纹扩展一小段后, 改变扩展方向开始沿水平方向扩展。随着加载时间步的进一步增加, 在节理和较高地应力的作用下, 两滚刀压碎区下方均出现沿水平方向扩展的劈裂裂纹, 且右侧滚刀下方劈裂裂纹数量明显多于左侧滚刀。随着加载步的进一步增加, 左侧滚刀下方的劈裂裂纹扩展至节理面, 大大增加了左侧滚刀的破岩面积; 右侧滚刀下方的劈裂裂纹继续沿水平方向扩展。

表 5 大理岩物理力学参数及岩体特征

Table 5 The mechanical parameters of marble

重度 ( $\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$ )	单轴抗压 强度/MPa	单轴抗拉 强度/MPa	弹性模 量/GPa	泊松 比	地应力 比/MPa	节理 倾角/(°)
280	120	6.0	50	0.23	20	45

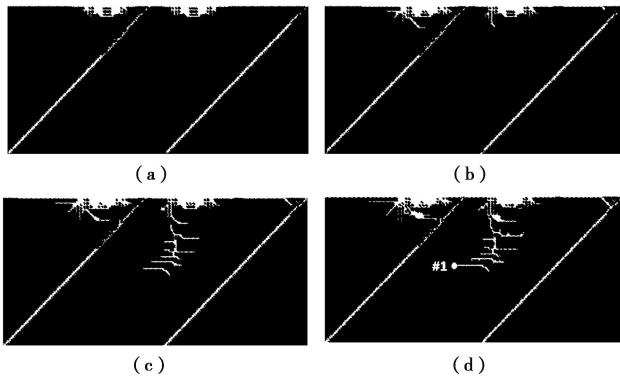


图9 大理岩中地应力为 20 MPa 时 GPD 模拟结果

Fig. 9 Simulated results of marble at geostress of 20 MPa

当地应力为 20 MPa 时, 滚刀下方压碎区面积较小, 这意味着滚刀破岩时消耗的能量减少; 地应力为 20 MPa 时, 劈裂裂纹的产生和扩展不仅增加了滚刀的破岩面积, 也增大了滚刀损伤岩体的深度。总结得到: 如果地应力水平足够高, 且能够使岩体产生水平向的劈裂裂纹, 即在岩体中出现板裂化的现象, 那么此时的高地应力将有利于岩石破碎, 可以提高 TBM 破岩效率。

图 10 (a)、(b) 显示了地应力为 20 MPa 时最大主应力和最小主应力分布图, 图 10 (c) 给出了劈裂裂纹尖端的监测点<sup>#1</sup> (如图 9 (d) 所示) 的应力分布图。可以得到: ①压碎区的下方, 最大主应力和最小主应力均为正值, 推断出压碎区内单元破坏是由压应力引起的; ②水平劈裂裂纹扩展时最小主应力为负值, 监测点<sup>#1</sup> 的最小主应力为拉应力, 该点的破坏是由于最小主应力达到岩体的抗拉强度造成的, 该点为拉破坏点, 即劈裂裂纹为拉裂纹。

在锦屏引水隧道施工时, 由于高地应力的影响, 在大理岩中出现沿层面拉裂, 掌子面发生了成片掉块, 塌塌严重等现象, 与数值分析结果一致。图 11 为排水

洞 K10+716—721 m 处洞壁围岩非剧烈板裂化片帮破坏现象的实拍照片, 图 (a) 为高应力作用下岩体的板裂化片帮坑, 图 (b) 为板裂化片帮脱落后的岩板。最大破坏深度 0.5~0.6 m。岩板最大厚度约 10 cm, 最小约 0.5 cm, 平均厚度 3~6 cm。

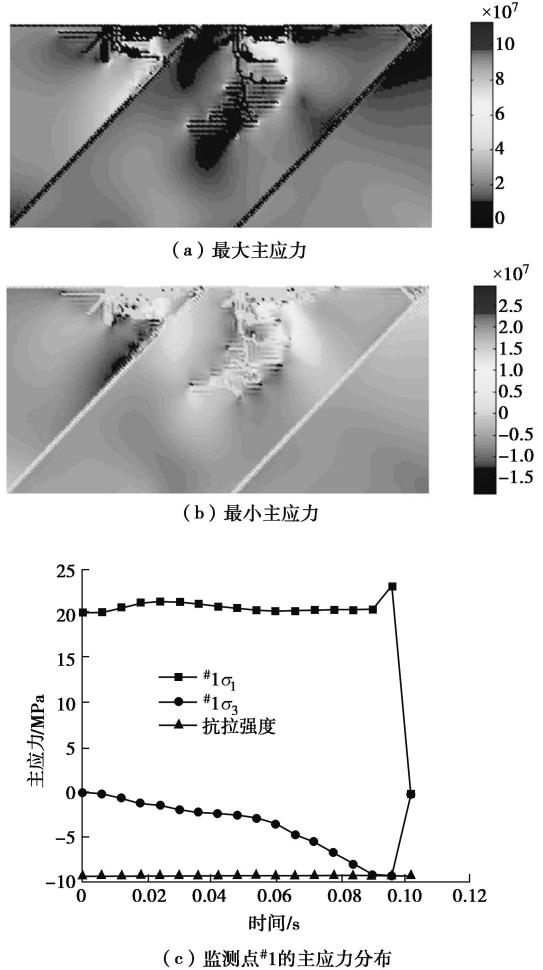


图 10 地应力为 20 MPa 时主应力分布

Fig. 10 Distribution of main stress at geostress of 20 MPa

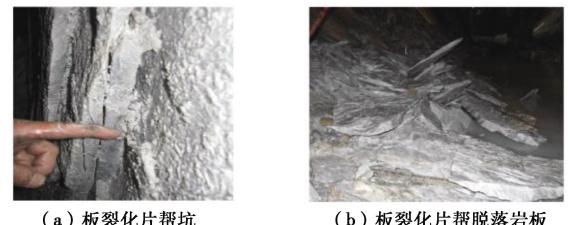
图 11 大理岩中高地应力岩体板裂化现象<sup>[1]</sup>

Fig. 11 Fracturing phenomena of marble under high stress

## 5 结 论

本文采用 GPD 法, 研究了无围压及水平围压为 5, 10, 15, 20 MPa 条件下, TBM 滚刀破岩过程及破岩模式, 分析了围压对岩体可掘性的影响。研究了锦屏二级水电站隧道工程施工过程中, 高地应力对 TBM

滚刀破岩的影响,成功模拟出高地应力下岩体的板裂化现象。得到以下 5 点结论。

(1) 随着围压的增加,滚刀下方压碎区的深度变小,即地应力的增大,会使相同滚刀力下的滚刀贯入深度减小。

(2) 围压的存在抑制中央裂纹的扩展,且最强抑制作用发生在围压为 5 MPa 时。围压为 5 MPa 时,无中央裂纹扩展;围压大于 5 MPa 时,中央裂纹扩展长度均小于无围压的情况。

(3) 随着围压的增加,赫兹裂纹的扩展方向发生明显的偏转,与水平面的夹角变小,扩展方向趋向水平方向。

(4) 相同滚刀贯入度下,围压越大,滚刀法向力及其掘进指数越大,即随着围压的增加,岩体的可掘性越差,岩体越难破碎。

(5) 在锦屏二级水电站 TBM 施工中,在地应力较高的地区,若地应力能够使岩石产生板裂化现象,则此时地应力有利于滚刀破岩。

## 参考文献:

- [1] 龚秋明,余祺锐,侯哲生,等.高地应力作用下大理岩岩体的 TBM 挖进试验研究[J].岩石力学与工程学报,2010,29(12): 2522 - 2532. (GONG Qiu-ming, SHE Qi-rui, HOU Zhe-sheng, et al. Experimental study of TBM penetration in marble rock mass under high geostress[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(12): 2522 - 2532. (in Chinese))
- [2] GEHRING K. Design criteria for TBMs with respect to real rock pressure[C]// Proceedings of the Tunnel Boring Machines: Trends in Design and Construction of Mechanized Tunneling. Hagemberg, 1995: 43 - 53.
- [3] HUANG H, DAMJANAL B, DETOURNAY E. Normal wedge indentation in rocks with lateral confinement[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 1998, 31(2): 81 - 94.
- [4] CHEN L H, LABUZ J F. Indentation of rock by wedge-shaped tools[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2006, 43(7): 1023 - 1033.
- [5] MA H S, YIN L J, JI H G. Numerical study of the effect of confining stress on rock fragmentation by TBM cutters[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2011, 48(6): 1021 - 1033.
- [6] 张魁,夏毅敏,谭青,等.不同围压条件下 TBM 刀具破岩模式的数值研究[J].岩土工程学报,2010,32(11): 1780 - 1787. (ZHANG Kui, XIA Yi-min, TAN Qing, et al. Numerical study on models of breaking rock by TBM cutter under different confining pressure[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 32(11): 1780 - 1787. (in Chinese))
- [7] ZHOU X P, BI J, QIAN Q H. Numerical simulation of crack growth and coalescence in rock-like materials containing multiple pre-existing flaws[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2015, 48(3): 1097 - 1114.
- [8] ZHAI S F, ZHOU X P, BI J, et al. Validation of GPD to Model Rock Fragmentation by TBM Cutters[J]. International Journal of Geomechanics, 2017, 17(6): 06016036.
- [9] ZHAI S F, ZHOU X P, BI J, et al. The effects of joints on rock fragmentation by TBM cutters using General Particle Dynamics[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2016, 57: 162 - 172.
- [10] ZHOU X P, ZHAI S F, BI J. Two-dimensional numerical simulation of rock fragmentation by TBM cutting tools in mixed-face ground[J]. International Journal of Geomechanics, 2018, 18(3): 1 - 17.
- [11] LUCY L B. A numerical approach to the testing of the fission hypothesis[J]. Astronomical Journal, 1977, 82: 1013 - 1024.
- [12] HOEK E, BROWN E T. Empirical strength criterion for rock masses[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1980, 106: 1013 - 1035.
- [13] ZHAO J. Construction and utilization of rock caverns in Singapore part a: the Bukit Timah granite bedrock resource[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 1996, 11(1): 65 - 72.
- [14] 张流,王绳祖,施良骥.我国六种岩石在高围压下的强度特征[J].岩石力学与工程学报,1985,4(1): 10 - 19. (ZHANG Liu, WANG Sheng-zu, SHI Liang-qi. Strength character of six types of rocks of China under pressure[J]. Journal of Mechanics of Engineering of Rock, 1985, 4(1): 10 - 19. (in Chinese))
- [15] PANG S S, GOLDSMITH W. Investigation of crack formation during loading of brittle rock[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 1990, 23(1): 53 - 63.
- [16] LIU J, CAO P, LI K H. A study on isotropic rock breaking with TBM cutters under different confining stresses[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2015, 33(6): 1379 - 1394.
- [17] HAMILTON W H, DOLLINGER G L. Optimizing tunnel boring machine and cutter design for greater boreability[C]// Rapid Excavation and Tunneling Conference Proceedings. Atlanta, 1979: 280 - 296.