

DOI: 10.11779/CJGE202212013

基于空腔膨胀理论的 TBM 盘形滚刀侵岩载荷模型建模分析及试验验证

张魁^{1,2}, 张玉林², 郑学军^{*2}, 周友行², 乔硕³

(1. 湘潭大学土木工程与力学学院力学博士后科研流动站, 湖南 湘潭 411105; 2. 湘潭大学机械工程学院复杂轨道加工技术与装备教育部工程研究中心, 湖南 湘潭 411105; 3. 长沙学院机电工程学院, 湖南 长沙 410022)

摘要: 刃底密实核动态衍生现象严重影响了盘形滚刀的破岩机理, 进而一定程度上影响了全断面岩石隧道掘进机 (TBM) 的掘进效能。参考 H Alehossein 钝楔形压头侵岩模型, 将密实核衍生现象及密实核区周围复杂的应力场纳入考察, 基于空腔膨胀理论和离散化建模思路, 建立了常截面平刃滚刀侵岩模型。随后, 分别以滚刀所受垂直力和刃底无因次平均接触应力为性能指标, 将滚刀侵岩过程中刀圈刃部横截面几何尺寸参数和岩石物理力学性能参数作为考察变量, 针对上述所建侵岩模型开展了十因素两水平的正交试验分析, 探究了各考察变量的敏感程度, 并分析了无因次平均接触应力的变化规律。最后, 选取了 2 种具有不同粒径的岩石试样, 制备了 4 种刀圈压头, 并在 TRW-3000 三轴冲击破岩试验机上开展了侵岩试验验证。研究结果表明: 对于垂直力和无因次平均接触应力而言, 刀刃宽和侵深均为敏感因素; 由于将密实核现象纳入考核, 在滚刀压头侵岩作用下位于刃底的岩石应力水平明显大于单轴抗压强度; 所建模型对于在第一次阶跃破碎之前的侵岩载荷速率的预测误差最大不超过 10%, 这表明模型具有良好的准确性。

关键词: 密实核; TBM 盘型滚刀; 正交试验; 刀岩接触应力; 空腔膨胀理论

中图分类号: TU94 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2022)12-2263-09

作者简介: 张魁(1985—), 男, 博士, 副教授, 硕士生导师, 主要从事大型全断面隧道掘进装备破岩机理及其制造工艺研究。E-mail: zhangk@xtu.edu.cn。

Establishment and experimental verification of rock penetration load model for TBM disc cutters based on cavity expansion theory

ZHANG Kui^{1,2}, ZHANG Yu-lin², ZHENG Xue-jun², ZHOU You-hang², QIAO Shuo³

(1. Post Doctoral Research Station of Mechanics, School of Civil Engineering and Mechanics, Xiangtan University, Xiangtan 411105, China; 2. School of Mechanical Engineering, Xiangtan University, Engineering Research Center of Complex Tracks Processing Technology and Equipment of Ministry of Education, Xiangtan 411105, China; 3. School of Mechanical and Electrical Engineering, Changsha University, Changsha 410022, China)

Abstract: The dynamic derivation of dense core at the cutter bottom seriously affects the rock-breaking mechanism of disc cutter (hereinafter referred to as cutter), and then affects the tunneling efficiency of full face rock tunnel boring machine (TBM) to a certain extent. Referring to the H. Alehossein blunt wedge indenter rock penetration model, the derivation phenomenon of dense core and the complex stress field around the dense core area is investigated, and a constant cross-section flat edge disc cutter (hereinafter referred to as cutter) rock penetration model is established based on the cavity expansion theory and discrete modeling idea. Then, taking the vertical force and dimensionless average contact stress as the performance evaluation indices, and selecting the geometric dimension parameters of the blade section of the cutter ring and the physical and mechanical property parameters of the rock as the variables, the ten-factor and two-level $L_{12} (2^{11})$ orthogonal tests are carried out. It is found that the blade width and penetration depth are the most sensitive factors. After that, the change characteristics of dimensionless contact stress at the cutter ring bottom are analyzed. It is found that because the dense core phenomenon is considered in the model, the stress of the rock under the cutter ring bottom is significantly greater than the uniaxial compressive strength, which is more in line with the engineering practice. Finally, two kinds of rock samples with

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51704256, 11832016, 52175254); 湖南省科技创新计划项目 (2021RC2094, 2020RC2037); 国家重点研发计划项目 (YFB400800); 合肥通用机械研究院有限公司项目 (2021ZKKF043)

收稿日期: 2021-10-11

*通信作者 (E-mail: zhengxuejun@xtu.edu.cn)

different particle sizes are selected, four kinds of indenters are prepared, and the verification experiment of the theoretical model is carried out using the TRW-3000 rock breaking tester. The results show that both the cutter width and the penetration depth are sensitive factors for vertical force and dimensionless average contact stress. Because the dense core phenomenon is included in the assessment, the rock stress level at the cutter bottom is obviously greater than the uniaxial compressive strength under the intrusion of indenter. The maximum prediction error of the proposed model is less than 10%, which shows that it has good accuracy.

Key words: dense core; TBM disc cutter; orthogonal test; cutter-rock contact stress; cavity expansion theory

0 引言

压头侵岩机理及其理论建模一直是岩石力学领域的经典研究课题,受到众多学者的广泛关注。基于弹性力学理论,很多学者相继推导了压头侵岩过程中岩石的应力分布公式^[1]。上述理论研究成果为进一步建立全断面岩石隧道掘进机(TBM)盘形滚刀(以下简称滚刀)破岩载荷模型奠定了基础。然而,由于上述模型对复杂刀岩作用过程进行了较大的假设简化,故其仅在分析压头静压破碎时具有较高的参考价值,尚不能较为准确全面地将岩石宏微观破碎特征纳入考察。

在前述压头侵岩理论研究的基础上,许多学者基于滚刀线切割、滚压破岩实验数据,开展了滚刀载荷预测模型的搭建工作。IEvans等^[2]和Roxborough等^[3]认为,滚刀破岩时所受垂直力与滚刀压入岩石区域后在岩石表面上的投影面积成正比,并假定其比值为岩石的单轴抗压强度,进而基于该推论建立了滚刀垂直力预测公式。Rostami^[4]根据线切割试验和压头压痕试验,建立了滚刀受力预测模型(业界广泛引述为CSM模型)。Rostami^[5]随后进一步完善了滚刀线性切割试验方案,通过在滚刀刀圈侧面等周向间隔地安装多个应变片,以期对滚刀滚压破岩过程中的刀岩接触力进行实时监测,其研究结果表明:刀岩接触力存在前后卸荷破碎区,且应力集中程度较高。除了上述国外学者,国内多家科研院所也对滚刀侵岩载荷开展了理论建模研究。例如,上海交通大学640教研室^[6]、东北工学院岩石破碎研究室^[7]、中南大学^[8]也分别提出了相应的受力预测模型,均具有一定的应用价值。也有很多学者基于现有模型(如CSM模型),对滚刀侵岩过程开展了诸多研究,虽然对侵岩理论的发展作出了贡献,但并未改变侵岩模型的机理。总的来说,由于学术界对于刀岩作用过程认识的局限性,加之岩石本构行为的复杂性,导致上述模型多基于试验数据回归得出,或基于大量简化假设推导得出,忽略了刀岩作用过程中客观存在的一些重要特征。

正如文献研究所表明的,密实核现象就是滚刀破岩过程中必然发生的、且不可忽视的重要现象之一;侵岩试验中绝大部分(70%~85%)能量主要用于形成密实核区域^[9]。也正是因为密实核的存在,使得在

实际破岩过程中刀岩接触力水平要远大于现有理论预估值,进而导致刀具选型与更换缺乏理论指导,最终引起滚刀磨损失效等故障事件频发。据不完全统计,刀具费用约占掘进施工总费用的1/3^[10],TBM停机后有2/3的时间用于刀具更换^[11]。可见,将密实核现象纳入考察,并进一步完善发展滚刀侵岩载荷预测模型,具有一定的理论研究价值与工程应用前景。

在现有科学技术水平的制约下,尽管密实核现象难以被直接加以在线观测与定量研究,但仍然有部分文献对其做出了前瞻性研究。Sanio等^[12]在其空腔膨胀模型中指出,楔形滚刀下方存在应力状态类似于静水压力状态的致密岩粉团(即为密实核),并在此基础上给出了密实核区压力计算模型。Alehossein等^[13]基于空腔膨胀模型,推导出了钝楔形压头垂直侵岩作用下,密实核区域周围的位移场、应力场和速度场的计算公式。张晓平等^[14]对脆性岩石的破坏进行了大量试验研究,指出脆性材料的破坏分为:裂隙压密阶段、弹性阶段、裂纹稳定扩展阶段、裂纹加速扩展阶段和峰后阶段5个阶段。Liu等^[15-16]开展了常截面平刃压头侵入板状花岗岩试验,观测到了致密的密实核。Liu等^[17]采用红外热成像和声发射等无损检测技术,对密实核现象进行了观测,揭示了岩石损伤区的发展规律。李克金等^[18]基于空腔膨胀理论,分析了各因素对密实核等区域边界尺寸的影响规律。此外,也有一些学者在建立常截面滚刀侵岩受力模型时尝试将密实核现象纳入考察。例如,孙伟等^[19]和Huo等^[20]将滚刀破岩过程分为弹性变形阶段、挤压破碎阶段、密实核破碎阶段与卸载阶段4个阶段,并采用分阶段建模思路,建立了滚刀受力预测模型。如何进一步考虑密实核区域周围的复杂场量及刀岩的三维耦合作用,建立出更加精确的侵岩载荷预测模型,依然是目前的研究难点。

为了进一步完善滚刀侵岩载荷模型,特别是将密实核周围的复杂应力场纳入考察,本文基于空腔膨胀理论和离散化建模思路,建立了常截面平刃滚刀侵岩载荷预测模型;随后,以滚刀侵岩垂直力和无因次平均接触应力作为性能评价指标,选取刀圈刃形截面几何尺寸参数和岩石物理力学性能参数作为考察变量,开展了十因素两水平 $L_{12}(2^{11})$ 正交试验分析,并根据正

交试验所确定的敏感因素, 分析了刃底无因次接触应力的变化特征。最后, 为了验证所建理论模型的准确性, 开展了滚刀侵岩试验。

1 滚刀侵岩简化假设、模型参数定义

1.1 基本假设

尽管常截面滚刀与 H Alehossein 侵岩研究所述钝楔形压头在刃形尺寸上存在一定差异, 但是二者所引入的岩石宏观破碎现象较为相似, 故同样假定滚刀侵岩时存在: 弹性变形阶段、弹塑性变形阶段、密实核生成与发育阶段、岩石裂纹衍生与损伤积累阶段和反复阶跃破碎阶段。刀具侵岩时, 在岩石裂纹形成之前, 同样认为岩石内部存在密实核、弹塑性失效区和弹性变形区 3 个应力区。

1.2 滚刀微元定义

不同于钝楔形压头, 滚刀具有相对较为复杂的三维几何形状, 导致滚刀侵岩理论建模困难。为此, 尝试对滚刀进行如下离散化处理。如图 1 所示, 将刀岩接触段 \widehat{PRT} 上的刀圈按等角度间隔 $\Delta\beta$ 剖分成 N 份滚刀微元, 并按照从左到右的顺序依次编号。 N 越大, 则每份滚刀微元厚度 $\Delta\beta$ 就越小。当 N 趋近于无穷大时, 每份滚刀微元厚度 $\Delta\beta$ 近似为零。定义 OP 为剖切角起始位置, 逆时针为正, 则第 i 份滚刀微元对应的剖切角 β_i 为

$$\beta_i = i\Delta\beta \quad (1)$$

当 $i=N$ 时, 称此时的剖切角为刀岩理论接触角 ψ , 由几何关系可得

$$\psi = \arccos(1 - h/r) \quad (2)$$

式中, h 为滚刀侵深, r 为滚刀半径。

滚刀微元在其剖面上的运动可以视为垂直侵岩运动, 由几何关系可得其等效侵深 h_β 为

$$h_\beta = r - (r - h) / \cos(\psi - \beta_i) \quad (3)$$

根据常截面滚刀的几何特征, 如图 2 所示, 可以得到滚刀微元刀岩理论接触半径 a_β 的计算公式为

$$a_\beta = \sqrt{2r_0h_\beta - h_\beta^2} + a_0 \quad (4)$$

式中, r_0 为刃底圆弧段半径, $2a_0$ 为刀刃宽度。

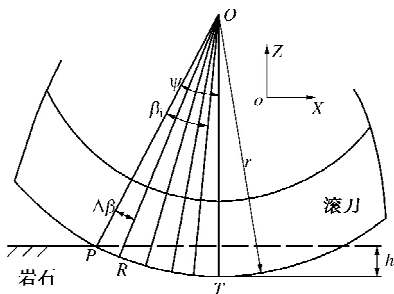


图 1 滚刀离散化及滚刀微元的定义

Fig. 1 Discretization of cutter and definition of cutter element

1.3 无因次化处理及参数定义

为了便于建模, 忽略裂纹衍生与损伤积累阶段中密实核物质的流失, 仅考察首次阶跃破碎前的侵岩过程。在前述滚刀侵岩基本假设基础上, 进一步假定在剖切角为 β_i 的滚刀微元作用下, 且在裂纹形成之前, 其刃底岩体同样存在如图 2 所示的 3 个应力区。图 2 中, 以岩面与滚刀中间对称面的交点 O'' 为极坐标原点, 半径坐标为 R ; 密实核区边界的半径坐标为 a_β , 弹塑性失效区域外边界半径坐标为 r_* 。假设半圆形密实核区域处于静水压力状态, 各点应力大小均为 P 。

为了建模方便, 对滚刀微元的各项尺寸参数进行无因次化处理: 定义无因次径向坐标为 $\xi = R/a_\beta$, 定义无因次侵深为 $\delta_\beta = h_\beta/2a_0$ 。则密实核边界的无因次半径为 $\alpha = a_\beta/2a_0$, 弹塑性失效区域外边界的无因次半径为 $\xi_* = r_*/a_\beta$ 。如图 2 所示, $\xi \leq 1$ 为密实核区域, $1 < \xi \leq \xi_*$ 为弹塑性失效区域, $\xi > \xi_*$ 为弹性变形区域。

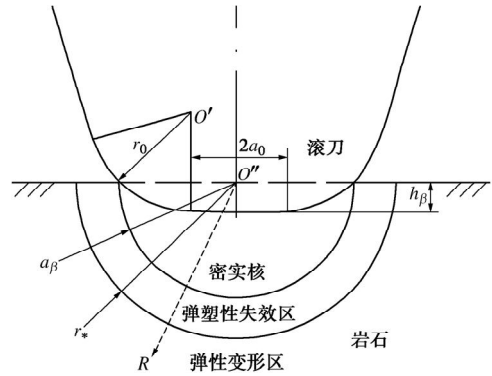


图 2 给定剖切角 β_i 时滚刀微元侵岩理论模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram of theoretical model for rock penetration of cutter element under given cutting angle β_i

1.4 岩石本构模型选取

因任一滚刀微元的厚度远小于其刀刃宽, 故可简化为平面应力问题。根据 H Alehossein 给出的空腔膨胀模型, 滚刀下方存在的 3 个不同区域有着不同的本构模型:

(1) 静水压力状态的半径为 a_β 的密实核区域。

(2) 半径在 a_β 和 r_* 之间的弹塑性失效区, 应力满足 Mohr-Coulomb 屈服条件, 在极坐标下可写为

$$K_p(\sigma_\theta - \zeta) - (\sigma_r - \zeta) = 0 \quad (5)$$

式中, $\zeta = \sigma_c / (K_p - 1)$, $K_p = (1 + \sin \phi_b) / (1 - \sin \phi_b)$, σ_c 为岩石抗压强度, ϕ_b 为岩石内摩擦角。

(3) 半径在 r_* 之外的弹性区域, 应力由 Lamé 解给出。在极坐标系下岩体弹性本构方程为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= (\sigma_r - \nu\sigma_\theta) / E_r, \\ \varepsilon_\theta &= (\sigma_\theta - \nu\sigma_r) / E_r, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中, ν 为岩石泊松比, ε_r , ε_θ 分别为岩体弹性变形区内某点的径向应变和环向应变, σ_r , σ_θ 分别为径

向应力和环向应力。

2 滚刀侵岩理论模型建模

2.1 基本场量公式

基于 H Alehossein 钝楔形压头侵岩模型, 进一步推导出了滚刀微元侵岩模型中应力场、位移场和速度场的基本计算公式。

(1) 应力场

密实核区应力场计算式为

$$P = 2K_p S_o^1 \xi_*^{(K_p-1)/K_p} / (K_p - 1) - \zeta \quad (7)$$

式中, $S_o^1 = \sigma_c / (K_p + 1)$ 。

弹塑性失效区应力场计算公式为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \zeta - \left[(2K_p S_o^1) / (K_p - 1) \right] (\xi_* / \xi)^{(K_p-1)/K_p} \\ \sigma_\theta &= \zeta - \left[(2S_o^1) / (K_p - 1) \right] (\xi_* / \xi)^{(K_p-1)/K_p} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

令 $\xi = \xi_*$, 代入式 (8), 即可得到弹塑性失效区外边界上的应力状态。

(2) 位移场

在弹性变形区域, 由拉美公式可得径向位移:

$$u_r = \kappa a_\beta^2 \xi_*^2 / 2r = a_\beta \kappa \xi_*^2 \xi^{-1} / 2 \quad (9)$$

式中, $\kappa = \sigma_c(1+\nu)(1-\sin\varphi_b) / E_r$ 。

(3) 速度场

给定 ξ_* 和 a_β 时, 定义弹塑性失效区内任一点的位置变化率为 v_r , 则 v_r 关于 ξ 的一阶微分方程为

$$dv_r / (d\xi) + K_d^{-1} v_r / \xi + K_d^{-1} A \xi^{-(K_p-1)/K_p} = 0 \quad (10)$$

式中, $K_d = (1 + \sin\psi_0) / (1 - \sin\psi_0)$, ψ_0 为岩石剪胀角, $A = \lambda \kappa [1 + (a_\beta d\xi_*) / (\xi_* da_\beta)] \xi_*^{(K_p-1)/K_p}$, $\lambda = (1 - \nu K_d + K_p K_d - \lambda = K_p \nu) / [(1 + \nu) K_p]$ 。

解方程后可得速度场的表达式为

$$v_r(\xi) = A_0 \xi^{-1/K_d} - \mu \kappa \xi_* + a_\beta \frac{d\xi_*}{da_\beta} \left(\frac{\xi_*}{\xi} \right)^{(K_p-1)/K_p-1} \quad (11)$$

如果获得弹塑性失效区域外边界的无因次半径 ξ_* 关于无因次侵深 δ_β 的关系式, 就可以利用该式计算出各个区域内任一点的应力、位移和速度值, 以及密实核内应力值 P 。然后, 根据刀岩接触区面积大小, 即可求取滚刀微元的侵岩载荷。

2.2 速度场边值条件

由于滚刀微元具有与所述钝楔形压头截然不同的刃形特征, 因此需要重新修正速度场的边值条件。当刀岩接触半径增加 da_β 时, 在密实核边界上 ($\xi = 1$), 密实核膨胀体积与刀岩挤占体积的关系如图 3 所示, 边界上的速度满足如下关系式:

$$v_r(1) = dS_c / dS_r = 2 \tan \eta / \pi \quad (12)$$

式中, dS_r 为密实核膨胀面积 $dS_r = \pi a_\beta da_\beta$, dS_c 为刀

刃挤压面积 $dS_c = 2a_\beta \tan \eta da_\beta$, η 满足关系式:

$$\tan \eta = (a_\beta - a_0) / \sqrt{r_0^2 - (a_\beta - a_0)^2} \quad (13)$$

令 $\xi = \xi_*$, 对式 (9) 求解拉格朗日时间导数可得

$$v_r(\xi_*) = \kappa \left(\xi_* + a_\beta \frac{d\xi_*}{da_\beta} \right) \quad (14)$$

式 (12), (14) 为式 (11) 的边值条件。

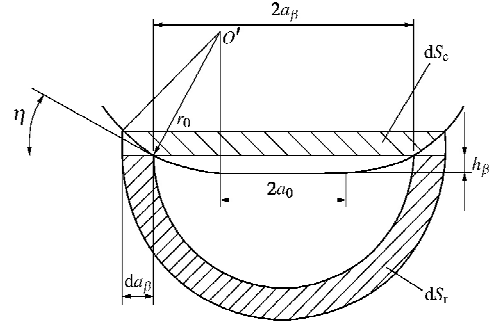


图 3 侵岩过程中刀岩体积协调关系示意图

Fig. 3 Schematic diagram of cutter-rock volume coordination during rock penetration

2.3 滚刀侵岩模型

将 $\xi = \xi_*$ 代入式 (11) 可得

$$v_r(\xi_*) = A_0 \xi_*^{-1/K_d} - \mu \kappa \left(\xi_* + a_\beta \frac{d\xi_*}{da_\beta} \right) \quad (15)$$

联立式 (12), (14), (15) 可得 ξ_* 关于 a_β 的一阶常微分方程:

$$\frac{d\xi_*}{da_\beta} = \frac{1}{a_\beta} \left[-\xi_* + \frac{\gamma(a_\beta)}{(1 + \mu) \xi_*^{1/K_d} - \mu \xi_*^{(K_p-1)/K_p-1}} \right] \quad (16)$$

式中,

$$\gamma(a_\beta) = 2 \tan \eta / (\pi \kappa) \quad (17)$$

根据 δ_β 的定义, 可将式 (4) 改写为

$$a_\beta = a_0 + 2\sqrt{a_0 r_0 \delta_\beta - a_0^2 \delta_\beta^2} \quad (18)$$

联立式 (13), (18), 可将式 (18) 改写为

$$\gamma(\delta_\beta) = 4\sqrt{a_0 r_0 \delta_\beta - a_0^2 \delta_\beta^2} / [\pi \kappa (r_0 - 2a_0 \delta_\beta)] \quad (19)$$

对式 (18) 两边取微分得

$$da_\beta = \left[(a_0 r_0 - 2a_0^2 \delta_\beta) / (\sqrt{a_0 r_0 \delta_\beta - a_0^2 \delta_\beta^2}) \right] d\delta_\beta \quad (20)$$

将式 (18) ~ (20) 代入式 (16), 即可得到弹塑性失效区外边界无因次半径 ξ_* 关于无因次侵深 δ_β 的方程:

$$\frac{d\xi_*}{d\delta_\beta} = \frac{r_0 - 2a_0 \delta_\beta}{\sqrt{a_0 r_0 \delta_\beta - a_0^2 \delta_\beta^2} + 2(r_0 \delta_\beta - a_0 \delta_\beta^2)} \left[-\xi_* + \frac{\gamma(\delta_\beta)}{(1 + \mu) \xi_*^{1/K_d} - \mu \xi_*^{(K_p-1)/K_p-1}} \right] \quad (21)$$

令 $\gamma(\delta_\beta) = 1$ 即可得到所述方程的初始条件。

给定滚刀侵深 h 以及滚刀微元任一剖面位置 β_i ,

参考 3.1 节基本场量公式, 可获得岩体内任一位置处的应力、位移和速度大小。

如图 4 所示, 从图 1 中任取一剖切角为 β_i 的滚刀微元, F_i 为该滚刀微元所受合力, 类比滚刀在滚压过程中的受力, 可进一步将 F_i 分解为垂直于掌子面方向的垂直力 ΔF_v 、平行于滚刀运动方向的切向力 ΔF_t 和垂直于滚刀运动方向的侧向力 ΔF_s 。

$$\left. \begin{aligned} \Delta F_v &= 2P(\beta_i)a(\beta_i)r \cos(\psi - \beta_i)\Delta\beta, \\ \Delta F_t &= 2P(\beta_i)a(\beta_i)r \sin(\psi - \beta_i)\Delta\beta, \\ \Delta F_s &= P(\beta_i)r h_\beta \Delta\beta. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

根据叠加原理, 对滚刀微元各切削力分量进行累加求和, 即可得到滚刀侵岩时总的切削力分量:

$$\left. \begin{aligned} F_v / 2 &= \sum_{i=1}^N \Delta F_v, \\ F_t &= \sum_{i=1}^N \Delta F_t, \\ F_s &= \sum_{i=1}^N \Delta F_s. \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

为了探究考虑密实核现象后刀岩接触应力水平的变化差异, 进一步推导了刃底无因次平均接触应力 σ'_m 为

$$\sigma'_m = \frac{\sum_{i=1}^N \Delta F_v}{\sum_{i=1}^N 2ra(\beta) \cos(\psi - \beta)\Delta\beta} / \sigma_c. \quad (24)$$

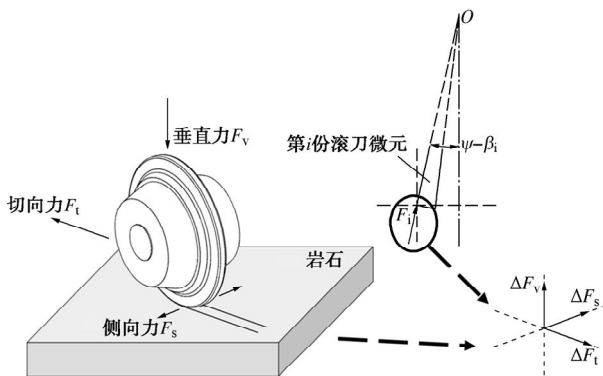


图 4 滚刀及其微元受力分析示意图

Fig. 4 Schematic diagram of force analysis of cutter and cutter element

3 正交试验与应力分析

为了后续有针对性地开展滚刀侵岩过程的析因研究, 现分别以侵岩垂直力 F_v 和无因次平均接触应力 σ'_m 为性能指标, 将滚刀侵岩过程中刀圈刃部横截面几何尺寸参数 (刀刃宽、刀刃角、过渡圆弧半径、刀刃半径)、岩石物理力学性能参数 (抗压强度、抗拉强度、剪切强度、内摩擦角、剪胀角) 以及侵深作为考察变量, 各设计了一组十因素两水平的正交试验, 标记为

$L_{12}(2^{11})$, 其正交试验方案见表 1。如表 2, 3 所示, 分别为以侵岩垂直力 F_v 和无因次平均接触应力 σ'_m 为性能指标, 获得的极差分析表。

(1) 对于侵岩垂直力 F_v 而言, 各因素的显著性顺序为侵深 > 刀刃半径 > 剪胀角 > 刀刃宽 > 内摩擦角 > 抗压强度 > 刀刃角 > 抗拉强度 > 过渡圆弧半径 > 剪切强度, 其中, 侵深、刀刃半径、剪胀角和刀刃宽的影响最为显著, 内摩擦角和抗压强度次之, 其他因素均为不显著。上述分析结论与孙剑萍等^[21]基于四因素正交试验所获结果相类似, 即侵深和刀刃半径对滚刀的破岩受力影响最为显著, 进而对滚刀磨损的影响也最为显著。林赉贻等^[22]开展了安装参数和掘进参数对滚刀破岩阻力影响的正交试验, 同样指出侵深为影响滚刀切削阻力的最显著因素之一。

(2) 对于无因次平均接触应力 σ'_m 而言, 各因素的显著性顺序为刀刃宽 > 侵深 > 剪胀角 > 抗压强度 > 过渡圆弧半径 > 抗拉强度 > 内摩擦角 > 刀刃半径 > 刀刃角 > 剪切强度, 其中, 刀刃宽和侵深的影响较为显著, 其他因素均为不显著因素。

为了进一步确定刃底无因次平均接触应力的变化特征, 给定花岗岩物理力学参数: $\sigma_c=158 \text{ MPa}$, $E_r=41.0 \text{ GPa}$, $\nu=0.234$, $\varphi_b=60^\circ$, $\psi_0=30^\circ$ 。给定平刃滚刀的尺寸参数: $a_0=6.5 \text{ mm}$, $r_0=2.3 \text{ mm}$ 。初始条件: $\xi_*=1$, $a=6.5073 \text{ mm}$, $\delta_{\max}=0.09$ 。给定刀刃宽 $2a_0$ 为 9, 13, 17, 21 mm, 利用式 (24) 计算得到刃底无因次平均接触应力 σ'_m 随着侵深 h 的变化曲线图, 如图 5 所示。

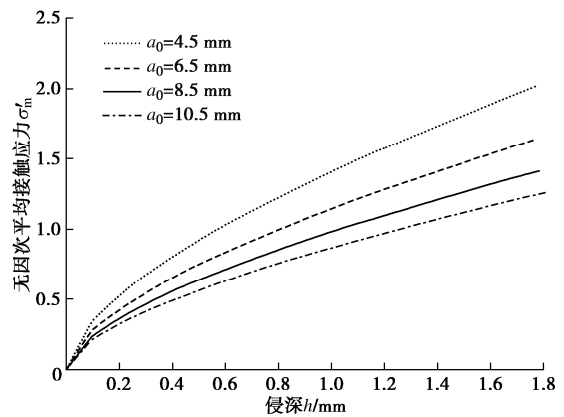


图 5 无因次平均接触应力随侵深的变化曲线

Fig. 5 Variation of dimensionless average contact stresses with penetration depths

由图 5 可知, 刃底无因次平均接触应力 σ'_m 并非一个固定值, 而是随着侵深 h 的增加而增加; 当侵深 h 相同时, 平均接触应力 σ'_m 随着刀刃宽 $2a_0$ 的增加而减少; 当侵深 h 较大时, 由于侵岩过程中位于刃底的密实核受周围完整原岩的限制作用, 平均接触应力 σ'_m 明显大于岩石抗压强度 σ_c (图 5 中表现为当侵深 h 增大

表 1 $L_{12}(2^{11})$ 正交试验方案表

Table 1 List of $L_{12}(2^{11})$ orthogonal level

水平	侵深 <i>A/mm</i>	刀刃宽 <i>B/mm</i>	刀刃角 <i>C/(°)</i>	过渡圆弧半 径 <i>D/mm</i>	滚刀半径 <i>E/mm</i>	内摩擦角 <i>F/(°)</i>	剪胀角 <i>G/(°)</i>	抗压强度 <i>H/MPa</i>	抗拉强度 <i>I/MPa</i>	剪切强度 <i>J/MPa</i>
1	1.0	4.5	5	2.3	108	45	15	97	7.2	15
2	1.6	8.5	10	6.9	216	55	25	137	8.2	25

表 2 极差分析表 (垂直力 F_v)

Table 2 Range analysis table (normal force F_v)

项目	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>E</i>	<i>F</i>	<i>G</i>	<i>H</i>	<i>I</i>	<i>J</i>	空列
K_1	496.59	609.07	676.11	657.22	547.92	697.65	602.71	631.23	650.54	661.67	673.91
K_2	824.04	711.56	644.51	663.40	772.70	622.97	717.91	870.77	670.09	658.96	646.71
k_1	82.76	101.51	112.69	109.54	91.32	116.27	100.45	105.21	108.42	110.28	112.32
k_2	137.34	118.59	107.42	110.57	128.78	103.83	119.65	145.13	111.68	109.83	107.79
R_j	327.45	102.49	31.60	6.18	224.78	74.68	115.20	58.16	19.55	2.71	27.20

注: $A>E>G>B>F>H>C>I>D>J$ 。

表 3 极差分析表 (无因次接触应力 σ'_m)

Table 3 Range analysis table (dimensionless contact stress σ'_m)

项目	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>E</i>	<i>F</i>	<i>G</i>	<i>H</i>	<i>I</i>	<i>J</i>	空列
K_1	7.82	10.36	8.89	9.59	8.88	9.23	8.06	9.96	9.32	9.17	8.97
K_2	10.27	7.74	9.2	8.50	9.22	8.87	10.04	9.99	8.78	8.93	9.13
k_1	1.30	1.73	1.48	1.60	1.48	1.54	1.34	1.66	1.55	1.53	1.49
k_2	1.71	1.29	1.54	1.42	1.54	1.48	1.67	1.66	1.46	1.49	1.52
R_j	2.45	2.62	0.33	1.09	0.34	0.35	1.98	1.83	0.53	0.24	0.16

注: $B>A>G>H>D>I>F>E>C>J$ 。

时, 无因次平均接触应力 $\sigma'_m > 1$ 。这明显与 Evans 等^[2]给出的“刃底平均接触应力近似为 σ_c ”的假设不同。由于侵岩模型将密实核现象纳入了考察, 因此更符合客观实际。

4 试验验证

4.1 试验准备

为了验证前述侵岩理论模型的准确性, 在图 6 所示 TRW-3000 三轴破岩试验平台上开展了近似无围压条件下滚刀压头侵岩试验。该试验平台利用位于水平方向的 *X*, *Y* 向油缸提供侧向围压以夹持岩石试样 (侧向围压设定为 0.5 MPa, 故可近似视作无围压条件), 同时利用位于垂直方向的 *Z* 向油缸提供侵岩压力。

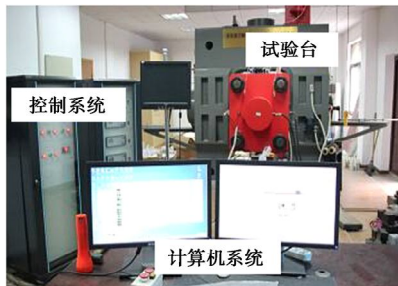


图 6 TRW-3000 三轴冲击破岩试验平台

Fig. 6 TRW-3000 rock-breaking test machine

试验采用 4 种编号为 C1, C2, C3, C4 的常截面滚刀压头, 其中 C1, C4 为自制压头, 其余压头均由工程用线圈经电火花加工而成。各压头的截面尺寸参数如表 4 所示。试验采用编号为 R1, R2 的两种不同

粒径的中国花岗岩, 即汨罗麻岩 (细花) 和金点隋麻 (粗花)。如图 7 所示, 为制备的用于性能标定测试的标准圆柱形岩样, 其在 0.5 MPa 围压下所测得的物理力学性能参数如表 5 所示。为了降低岩样尺寸边界效应的不利影响, 试验采用几何尺度远大于滚刀压头的块状岩样。

表 4 滚刀压头截面尺寸参数表

Table 4 Cross-sectional size parameters of indenters

编号	$2a_0$ /mm	$2\theta_0$ /($^\circ$)	r_0 /mm	r /mm
C1	6.5	20	1.75	108
C2	11.3	13	2.80	216
C3	11.7	18	5.70	216
C4	13.0	20	3.50	216

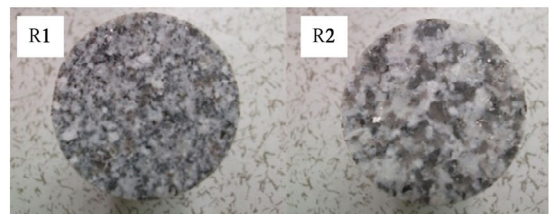


图 7 试验所用柱形花岗岩截面图

Fig. 7 Sections of columnar granite used in tests

表 5 0.5 MPa 围压下岩石试样物理力学性能参数表

Table 5 Mechanical property parameters of rock samples under 0.5 MPa confining pressure

编号	弹性模量 /GPa	泊松比	抗压强度 /MPa	抗拉强度 /MPa	黏聚力 /MPa	内摩擦角 /($^\circ$)	剪胀角 /($^\circ$)
R1	41.94	0.18	136.81	8.19	22.25	52.73	20.08
R2	41.74	0.15	97.43	7.25	16.59	54.12	21.75

4.2 试验步骤

(1) 预压固定: X, Y 方向按 100 N/s 的加载速度同时施加向紧固围压。随后, Z 向加载单元按 100 N/s 的加载速度对压头施加 10 kN 垂直预压。

(2) 正式加载及数据记录: 保持侧向紧固围压恒定, 静置 10 min 后, 将 Z 向位移/载荷读数清零以消除载荷曲线调整期的影响。 Z 向加载单元以 1 mm/min 的加载速度侵入试样至给定侵深或产生第一次阶跃破碎, 期间记录刀具垂直侵岩载荷曲线。

(3) 卸载观察: 一次试验完成后, 按照先 Z 向后 X, Y 向的顺序卸载油缸压力, 卸载速率不大于 10 N/s 以防止发生岩爆。待完全卸载后, 取出岩样对压痕进行拍照观察, 并记录压痕形状尺寸。

(4) 重复试验: 分别开展 4 种压头侵入 $R1$ 和 $R2$ 共计 8 组侵岩试验。其中, 每组至少进行 3 次重复性试验, 以获取相似度较高的 3 条载荷曲线样本。

4.3 密实核形态观察

按照格里菲斯理论^[23]可知, 岩石试样等天然材料内部存在诸多微裂隙、气孔等缺陷, 因此在外力作用下, 所述缺陷周围极易产生应力集中现象^[24]。在侵岩试验中, 同样也观测到了上述现象, 例如部分试样在加载末期沿压头中间对称面发生了脆断, 如图 8 所示。



图 8 岩样脆断面的密实核形态图

Fig. 8 Dense core morphology of brittle section of rock sample

可以看出, 这些脆断面上均存在充满致密岩粉的弧形密实核区, 其特征为中间区域厚边缘薄, 且左右基本对称。该形态特征与 Yin 等^[25]在 TBM 滚刀侵岩试验中所观测到的密实核形态基本一致。

4.4 试验结果分析

针对每组试验所获侵岩载荷曲线, 对其在第一次阶跃破碎前的曲线段进行拟合, 获得实测拟合曲线及其拟合斜率, 并求取拟合斜率的平均值。类似地, 对相似条件下的理论侵岩载荷曲线, 进行拟合, 获得理论拟合曲线及其拟合斜率。为了便于对比分析, 针对每一种岩石试样, 将不同压头的实测/理论载荷曲线及其拟合曲线绘制于同一张图中, 如图 9 所示。

从整体上来看, 左侧理论载荷拟合曲线基本上与右侧的实测载荷拟合曲线关于 Y 轴基本对称。这说明理论载荷曲线与实测曲线大致重合。如表 6 所示, 为

不同条件下实测侵岩载荷曲线的拟合斜率平均值、理论拟合斜率及其误差值的汇总表; 由表可知, 最大预测误差不超过 10% ; 这说明本论文所提出的滚刀侵岩理论模型在预测滚刀压头侵入特定花岗岩时垂直力变化速率方面具有一定的准确性。当然, 由于所建理论模型是在上述特定简化假设的基础上推导完成, 故所述模型仍存在如下局限性:

(1) 忽略了裂纹衍生与损伤积累阶段密实核物质的流失, 仅考察了首次阶跃破碎前的侵岩过程, 对于首次阶跃破碎之后的侵岩过程还需要进行深入研究。

(2) 仅针对两种花岗岩试样进行了试验验证, 因此对于其他种类岩石的适用性尚待进一步研究。

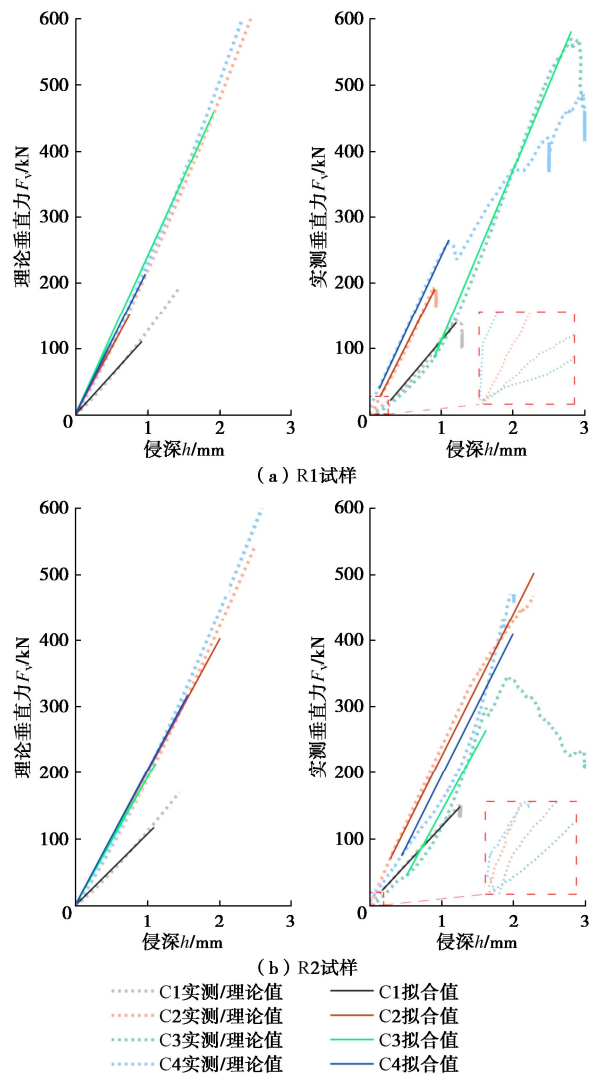


图 9 0.5 MPa 围压下各压头的实测、理论曲线

Fig. 9 Measured and theoretical curves of each indenter under confining pressure of 0.5 MPa

此外, 需要补充解释的是, 部分试验曲线在侵岩初期出现了小幅波动(如图 9 中虚线框所示), 导致理论预测载荷曲线相对实测出现了一定的偏离。这可能是由于试验装置的局限性所导致的, 而并非是理论建

模预测精度的问题；未来可通过提高压头加工精度和增加紧固装置的方式来进一步提高试验过程稳定性。

表6 侵岩载荷曲线斜率的误差分析

Table 6 Slope error analysis of cutting load curves

组号	实测值 (/kN·mm ⁻¹)	理论值 (/kN·mm ⁻¹)	相对误差 /%
C1-R1	126.6	119	6
C2-R1	212.6	200	6
C3-R1	257.4	239	7
C4-R1	231.3	219	5
C1-R2	115.1	107	7
C2-R2	215.3	201	7
C3-R2	197.2	192	3
C4-R2	214.9	203	6

5 结 论

本文基于空腔膨胀理论，采用离散化建模思路，将滚刀侵岩过程中的密实核现象纳入考察，建立了可反映密实核区周围复杂应力关系的常截面平刃滚刀侵岩载荷预测模型，并以垂直力和无因次平均接触应力为指标，分别对所建模型开展了十因素两水平正交分析和试验验证，得到4点结论。

(1) 正交试验结果表明，对于垂直力和无因次平均接触应力而言，其敏感因素大为不同，前者的敏感因素为侵深、刀刃半径、剪胀角、刀刃宽、内摩擦角和抗压强度；后者为刀刃宽和侵深。

(2) 侵岩理论研究表明，刃底无因次平均接触应力并非一个固定值，而是随着侵深的增加而增加；最为重要的是，由于将密实核现象纳入考核，在滚刀压头侵岩作用下位于刃底的岩石应力水平明显大于单轴抗压强度。这与 Evans I, Roxborough F F 等给出的“刃底平均接触应力近似为 σ_c ”的假设明显不同，而更符合 Rostami J 提出的“刃底接触应力呈高度集中分布”的论断。

(3) 在侵岩验证试验过程中，观察到了充满致密岩粉的弧形密实核区，其形态与理论假设以及其他学者得到的观察结果基本相符，但相关定量分析有待后续深入研究。

(4) 侵岩验证试验表明，在给定条件下，所建模型对于在第一次阶跃破碎之前的侵岩载荷速率的预测误差最大不超过10%。这说明所建模型准确性良好。

参考文献:

[1] 徐小荷, 余 静. 岩石破碎学[M]. 北京: 煤炭工业出版社, 1984. (XU Xiao-he, YU Jing. Rock Fragmentation[M]. Beijing: China Coal Industry Publishing House, 1984. (in Chinese))

[2] EVANS I, POMEROY C D. The Strength, Fracture and

Workability of Coal[M]. London: Pergamon Press, 1966.

- [3] ROXBOROUGH F F, PHILLIPS H R. Rock excavation by disc cutter[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1975, 12(12): 361 - 366.
- [4] ROSTAMI J. Design Optimization, Performance Predictions, and Economic Analysis of TBM Application in the Proposed Yucca Mountain Nuclear Waste Repository[D]. Golden: Colorado School of Mines, 1991.
- [5] ROSTAMI J. Development of a Force Estimation Model for Rock Fragmentation With Disc Cutters Through Theoretical Modeling and Physical Measurement of Crushed Zone Pressure [D]. Golden: Colorado School of Mines, 1997.
- [6] 孙鸿范, 陈健元, 陈 刚. 掘进机盘形滚刀破岩力及计算载荷的研究[J]. 工程机械, 1980, 8: 1 - 7. (SUN Hong-fan, CHEN Jian-yuan, CHEN Gang. Research on rock-breaking force and calculated load of disc cutter of cutterhead[J]. Construction Machinery and Equipment, 1980, 8: 1 - 7. (in Chinese))
- [7] 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. (in Chinese))
- [8] XIA Y M, TAO O Y, ZHANG X M, et al. Mechanical model of breaking rock and force characteristic of disc cutter[J]. Journal of Central South University, 2012, 19(7): 1846-1852.
- [9] 刘泉声, 刘建平, 时 凯, 等. 评价岩石脆性指标对滚刀破岩效率的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(3): 498 - 510. (LIU Quan-sheng, LIU Jian-ping, SHI Kai, et al. Evaluation of rock brittleness indexes on rock fragmentation efficiency by disc cutter[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35(3): 498 - 510. (in Chinese))
- [10] 夏毅敏, 罗德志, 周喜温. 盾构地质适应性配刀规律研究[J]. 煤炭学报, 2011, 36(7): 1232-1236. (XIA Yi-min, LUO De-zhi, ZHOU Xi-wen. Study on the law of geology adaptability cutter selection for shield[J]. Journal of China Coal Society, 2011, 36(7): 1232-1236. (in Chinese))
- [11] ZHAO J, GONG Q M, EISENSTEN Z. Tunnelling through a frequently changing and mixed ground: a case history in Singapore[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2007, 22(4): 388 - 400.
- [12] SANIO H P. Prediction of the performance of disc cutters in anisotropic rock[J]. International Journal of Rock Mechanics

- and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1985, **22**(3): 153 - 161.
- [13] ALEHOSSEIN H, DETOURNAY E, HUANG H. An analytical model for the indentation of rocks by blunt tools[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2000, **33**(4): 267 - 284.
- [14] 张晓平, 王思敬, 韩庚友, 等. 岩石单轴压缩条件下裂纹扩展试验研究: 以片状岩石为例[J]. *岩石力学与工程学报*, 2011, **30**(9): 1772 - 1781. (ZHANG Xiao-ping, WANG Si-jing, HAN Geng-you, et al. Crack propagation study of rock based on uniaxial compressive test—a case study of schistose rock[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2011, **30**(9): 1772 - 1781. (in Chinese))
- [15] LIU J, CAO P. Study on rock fracture with TBM cutter under different confining stresses[J]. *Indian Geotechnical Journal*, 2016, **46**(1): 104 - 114.
- [16] LIU J, CAO P, HAN D Y. Sequential indentation tests to investigate the influence of confining stress on rock breakage by tunnel boring machine cutter in a biaxial state[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2016, **49**(4): 1479 - 1495.
- [17] LIU Q, LIU Q S, PAN Y C, et al. Experimental study on rock indentation using infrared thermography and acoustic emission techniques[J]. *Journal of Geophysics and Engineering*, 2018, **15**(5): 1864 - 1877.
- [18] 李克金, 李文, 张德文, 等. 基于空腔膨胀理论的 TBM 滚刀破岩模型研究[J]. *武汉大学学报(工学版)*, 2020, **53**(7): 583 - 590. (LI Ke-jin, LI Wen, ZHANG De-wen, et al. Study on rock breakage model of TBM disc cutter based on cavity expansion theory[J]. *Engineering Journal of Wuhan University*, 2020, **53**(7): 583 - 590. (in Chinese))
- [19] 孙伟, 张旭, 赵奎山. 基于密实核理论的单滚刀多阶段受力预测模型[J]. *机械设计与制造*, 2015(6): 9 - 12. (SUN Wei, ZHANG Xu, ZHAO Kui-shan. Multi-stage force prediction model of single disc cutter based on the dense nuclear theory[J]. *Machinery Design & Manufacture*, 2015(6): 9 - 12. (in Chinese))
- [20] HUO J Z, WANG W Z, SUN W, et al. The multi-stage rock fragmentation load prediction model of tunnel boring machine cutter group based on dense core theory[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, **90**(1/2/3/4): 277 - 289.
- [21] 孙剑萍, 胡瑜涛, 汤兆平, 等. 基于正交试验法的盾构机盘形滚刀磨损影响因素研究[J]. *中国科技论文*, 2018, **13**(10): 1158 - 1163. (SUN Jian-ping, HU Yu-tao, TANG Zhao-ping, et al. Influences on wear of disc cutter in the shield machine based on orthogonal test method[J]. *China Sciencepaper*, 2018, **13**(10): 1158 - 1163. (in Chinese))
- [22] 林赉侃, 夏毅敏, 贾连辉, 等. 安装参数与掘进参数对滚刀破岩阻力的影响[J]. *浙江大学学报(工学版)*, 2018, **52**(6): 1209 - 1215. (LIN Lai-kuang, XIA Yi-min, JIA Lian-hui, et al. Influence of installation and tunnelling parameters on rock-breaking resistance of disc cutter[J]. *Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 2018, **52**(6): 1209 - 1215. (in Chinese))
- [23] 俞茂宏, 咎月稳, 范文, 等. 20 世纪岩石强度理论的发展: 纪念 Mohr-Coulomb 强度理论 100 周年[J]. *岩石力学与工程学报*, 2000, **19**(5): 545 - 550. (YU Mao-hong, ZAN Yue-wen, FAN Wen, et al. Advances in strength theory of rock in 20 century—100 years in memory of the Mohr-coulomb strength theory[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2000, **19**(5): 545 - 550. (in Chinese))
- [24] 谭青, 易念恩, 夏毅敏, 等. TBM 滚刀破岩动态特性与最优刀间距研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2012, **31**(12): 2453 - 2464. (TAN Qing, YI Nian-en, XIA Yi-min, et al. Research on rock dynamic fragmentation characteristics by TBM cutters and cutter spacing optimization[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2012, **31**(12): 2453 - 2464. (in Chinese))
- [25] YIN L J, GONG Q M, MA H S, et al. Use of indentation tests to study the influence of confining stress on rock fragmentation by a TBM cutter[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2014, **72**: 261 - 276.