

刘泉声, 黄兴, 时凯等. 深部挤压性地层 TBM 掘进卡机孕育致灾机理[J]. 煤炭学报, 2014, 39( S1 ): 75-82. doi: 10. 13225/j. cnki. jccs. 2012. 1382

Liu Quansheng, Huang Xing, Shi Kai et al. The mechanism of TBM shield jamming disaster tunnelling through deep squeezing ground[J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39( S1 ): 75-82. doi: 10. 13225/j. cnki. jccs. 2012. 1382

## 深部挤压性地层 TBM 掘进卡机孕育致灾机理

刘泉声<sup>1, 2</sup>, 黄兴<sup>1</sup>, 时凯<sup>3</sup>, 朱元广<sup>1</sup>

(1. 中国科学院 武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室 湖北 武汉 430071; 2. 武汉大学 土木建筑工程学院 水工岩石力学教育部重点实验室 湖北 武汉 430072; 3. 上海建科工程咨询有限公司 上海 200032)

**摘要:** 为揭示 TBM 通过深部高地应力挤压性地层发生卡机的孕育致灾机理, 基于 TBM 卡机孕育致灾机理的理论分析, 通过 FLAC<sup>3D</sup> 计算护盾区域围岩的三维应力场、位移场, 从而计算出护盾前移所受的摩擦阻力, 并根据卡机状态判据判断护盾是否被卡。同时分析了 TBM 护盾长度  $L$ 、超挖量  $\Delta R$  对卡机的影响, 结果表明: ① 护盾前移所受摩擦阻力  $R_f$  随护盾长度  $L$  增加而非线性增大; ② 护盾长度一定时, 超挖量  $\Delta R$  越大, 护盾前移所受的摩擦阻力越小, 但超挖量  $\Delta R$  的增大将受到超挖技术水平和机械制造水平的限制; 此外, 考虑掘进工作面空间效应, 将护盾分节阶梯式设计, 加大尾护盾与围岩间的间隙  $\Delta R$ , 可以很大程度上减少围岩对护盾的挤压力, 减少护盾被卡的风险; ③ 可从护盾长度和超挖量及两者的合理组合角度提出 TBM 卡机的预防措施。

**关键词:** 挤压性地层; TBM; 护盾; 卡机

中图分类号: TD263. 3; TD313

文献标志码: A

文章编号: 0253-9993(2014) S1-0075-08

### The mechanism of TBM shield jamming disaster tunnelling through deep squeezing ground

LIU Quan-sheng<sup>1, 2</sup>, HUANG Xing<sup>1</sup>, SHI Kai<sup>3</sup>, ZHU Yuan-guang<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China; 2. Key Laboratory of Rock Mechanics in Hydraulic Structural Engineering, School of Civil Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China; 3. Shanghai Jianke Consulting Co., Ltd., Shanghai 200032, China)

**Abstract:** In order to reveal the shield jamming mechanism of full face tunnel boring machine (TBM) through the deep high geostress squeezing ground, based on the shield jamming mechanism theoretical analysis, calculating the three-dimensional stress field, displacement field of the surrounding rock by FLAC<sup>3D</sup>, then calculating the frictional resistance of the surrounding rock to shield when TBM shield goes forward, shield jamming state can be judged by the shield jamming state criterion finally. And analyzed the influence of the shield length  $L$ , over-excavation amount  $\Delta R$  to shield jamming, and the results show that ① shield moved forward by the friction resistance  $R_f$  increase with shield length  $L$  nonlinearly; ② When the shield length is constant, within a certain range, the greater amount of over-excavation  $\Delta R$ , the smaller the frictional resistance when it goes forward. But  $\Delta R$  increases under the constraints of the technology level and mechanical manufacturing level of over-excavation. In addition, consider the face effect, the shield will be designed ladder-type, increase the gap  $\Delta R$  between the end shield and surrounding rock, which can reduce the pressure of surrounding rocks on the shield greatly, the shield jamming risk also be reduced certainly; ③ Prevention measures

收稿日期: 2013-08-18 责任编辑: 常琛

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(41130742); 国家重点基础研究发展计划(973)资助项目(2014CB046904); 国家自然科学基金青年基金资助项目(41102198)

作者简介: 刘泉声(1962—), 男, 江苏溧阳人, 研究员, 博士生导师。E-mail: liuqs@whrsm.ac.cn

can be put forward from the shield length and over excavation and their rational combination aspect.

**Key words:** squeezing ground; TBM; shield; shield jamming

由于全断面岩石隧道掘进机(TBM)在建设周期、造价、安全、围岩稳定性等方面比传统的钻爆法具有明显的优势,TBM越来越成为深埋长大隧道和矿山超千米深部巷道掘进施工的首选和重要发展方向<sup>[1-2]</sup>。

TBM在中硬岩中掘进效率最高,然而TBM在西部山岭地区深长隧道和中东部深井软岩巷道中往往要频繁穿越深部高地应力挤压性软弱地层。而深部地层中的高地应力和岩体软弱结构构成了围岩挤压大变形的基本条件,TBM开挖扰动改变了岩体的初始应力状态,造成开挖扰动区围岩体相继进入峰前损伤扩容和峰后破裂碎胀状态,使得围岩产生强烈挤压大变形(图1)。



图1 围岩挤压大变形

Fig. 1 Squeezing deformation of surround ground

TBM对围岩变形适应性差,TBM开挖时护盾区域围岩产生的挤压大变形极易导致TBM的护盾被卡(图2),甚至护盾被损毁。据统计,围岩挤压大变形及其导致的TBM卡机灾害占TBM重大事故的37%,是所占比例最大的地质灾害<sup>[3-4]</sup>(图3)。



图2 挤压大变形导致TBM发生卡机灾害

Fig. 2 TBM jamming caused by squeezing deformation

TBM卡机灾害后果非常严重,围岩挤压大变形不但造成长时间卡机停工,严重威胁设备和施工作业人员的安全,甚至造成护盾损毁,严重影响工程进度,并进一步造成重大经济损失和严重社会影响。如新疆伊犁河流域八十一大坂输水隧洞工程因围岩软弱破碎、大变形,TBM频繁被卡,卡机次数48次,累计

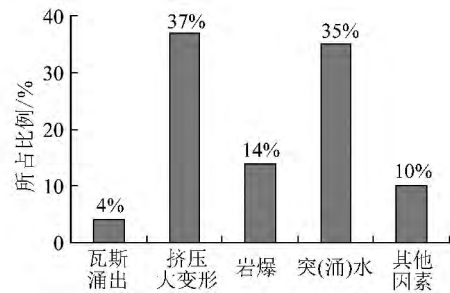


图3 TBM施工中主要工程地质灾害类型所占比例

Fig. 3 Proportion of the main engineering geological disasters during TBM construction

停机379 d,工期延误2 a,经济损失1亿多元。

造成TBM开挖后围岩挤压大变形卡机灾害的根本原因在于目前对高地应力挤压性软弱地层TBM掘进条件下围岩挤压变形机理、TBM卡机的孕育致灾机理研究不够深入,认识不够清楚,缺乏科学、可靠的卡机预测、防控理论。因此,本文拟基于TBM卡机致灾机理理论分析,通过数值仿真再现TBM卡机孕育致灾过程,从而判断TBM的护盾状态——是否被卡,并分析卡机的影响因素,完善TBM卡机孕育致灾机理,将为TBM开挖围岩稳定性分析及卡机防控提供重要的理论支撑,对保障TBM在我国水利、交通、深部矿山资源开发等工程领域的安全施工具有重要作用。

## 1 TBM卡机灾害的孕育致灾过程分析

图4、5分别为深埋隧(巷)道TBM开挖模型和空间剖面图。

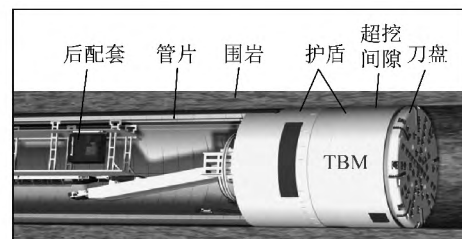


图4 TBM开挖模型

Fig. 4 TBM excavation model

参照图4、5,经分析TBM护盾被卡的触发条件、卡机孕育致灾过程、卡机临界准则,得出TBM卡机灾害的孕育致灾过程为:当护盾周围的围岩变形量超过开挖预留变形量,围岩开始与护盾接触并挤压护盾,进而在TBM推进时围岩对护盾产生摩擦阻力,当TBM的推力无法克服围岩对护盾产生的摩擦阻力

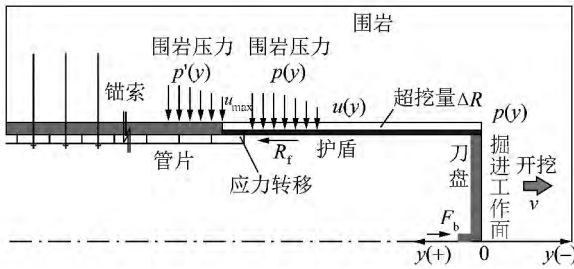


图 5 深埋隧(巷)道 TBM 巷道开挖空间剖面  
Fig. 5 The longitude section of TBM excavation

时, TBM 的护盾便被卡。

通常在浅部中硬岩隧(巷)道中 TBM 很少发生卡机灾害, 国内外关于卡机机理的研究相当少, 有关卡机的研究大多都只是偏向于围岩变形控制和卡机治理措施。

为了描述 TBM 卡机的孕育致灾过程, 笔者在文献 [15] 中已进行了 TBM 卡机致灾机理的理论分析, 主要开展了以下工作: 基于 Hoek-Brown 准则推导了 TBM 开挖围岩的收敛位移、塑性区范围、围岩径向应力, 并根据收敛约束法(“convergence-confinement method”)考虑了 TBM 开挖面空间效应, 研究了 TBM 护盾区域围岩收敛变形沿隧(巷)道轴向的变化规律(式(1)), 给出了作用在护盾上的围岩压力(式(5))及围岩对护盾的摩擦阻力(式(6))的计算公式, 最后根据卡机状态判据(式(7))判断护盾是否被卡。

护盾周围围岩收敛变形沿隧(巷)道轴向方向(沿  $y$  方向)变化规律:

$$u_r(y) = \left[ 1 + \exp\left(\frac{-y}{1.1R}\right) \right]^{-1.7} \times \left\{ \frac{R^{-\beta}}{2G} [B'(1-2\nu)(r_0^{\beta+1} - R^{\beta+1}) - C'(r_0^{\beta-1} - R^{\beta-1})] + u_r^0\left(\frac{r_0}{R}\right) \right\} \quad (1)$$

式中  $y$  为与掘进工作面距离;  $u_r(y)$  为距离掘进工作面  $y$  处围岩的径向位移;  $R$  为开挖半径;  $r_0$  为塑性区半径;  $G$  为剪切模量;  $\nu$  为泊松比;  $u_r^0$  为弹性区和塑性区交界处的径向位移。

$$\beta = (1 + \sin \psi) / (1 - \sin \psi) \quad (2)$$

$$B' = \frac{r_0^2 \sigma_r^0}{r_0^2 - R^2} - p_0 \quad (3)$$

$$C' = -\frac{r_0^2 R^2 \sigma_r^0}{r_0^2 - R^2} \quad (4)$$

式中  $\sigma_r^0$  为围岩弹、塑性交界面上的径向应力;  $\psi$  为剪胀角。

护盾所受的围岩压力  $p_i(y)$ :

$$p_i(y) = f_s(u_r(y)) = \begin{cases} 0 & \text{当 } 0 \leq y \leq L, \text{ 且} \\ & u_r(y) - u_r(0) \leq \Delta R \\ K_s [u_r(y) - u_r(0) - \Delta R] & \text{当 } 0 \leq y \leq L, \text{ 且} \\ & u_r(y) - u_r(0) > \Delta R \end{cases} \quad (5)$$

护盾所受到的摩擦阻力  $R_f$ :

$$R_f = F_r = 2\pi R \mu \int_0^L p_i(y) dy + \mu W \quad (6)$$

TBM 卡机的状态判据:

$$\begin{cases} F_r + F_b > F_1 \longrightarrow \text{卡机} \\ F_r + F_b < F_1 \longrightarrow \text{不卡机} \end{cases} \quad (7)$$

其中  $F_r$  为护盾前移所需的推力;  $F_b$  为 TBM 正常连续掘进的工作推力;  $F_1$  为 TBM 额定推力;  $p_i(y)$  为护盾所受的围岩压力;  $R$  为开挖半径;  $\mu$  为摩擦因数;  $W$  为 TBM 质量。

## 2 TBM 卡机灾害的孕育致灾过程数值模拟

### 2.1 TBM 施工数值模拟研究现状

目前针对 TBM 开挖从数值模拟角度开展的研究较少, 且主要是软土隧道盾构施工方面的研究, 如朱合华等<sup>[6]</sup>采用平面应变分析方法对盾构施工过程进行了模拟分析, 王敏强<sup>[7]</sup>采用三维非线性有限单元法模拟了盾构推进过程, 刘波等<sup>[8]</sup>利用 FLAC<sup>2D</sup> 模拟分析了盾构施工对临近基础沉降的影响, 杨洁等<sup>[9]</sup>采用二维弹塑性有限元方法进行过相关研究。关于 TBM 开挖围岩应力释放率、围岩扰动方面的研究较少, 关于 TBM 卡机的研究也很少, 尤其是数值模拟方面的研究极少。

对于长大隧道和岩石大巷, 在分析距离掘进工作面较远的断面时, 采用平面应变分析方法效果较好, 但在分析掘进工作面附近围岩状态及地质条件变化较大时, 必须考虑应力和变形的三维状态<sup>[10-11]</sup>。TBM 在高压软岩中掘进时, 为了计算判断护盾是否被卡塞, 必须计算出护盾周围的围岩压力和围岩变形量才能预测判断护盾是否会被卡塞以及卡塞的可能区域, 由于护盾距离掘进工作面很近, 根据收敛约束法知掘进工作面存在空间效应, 护盾周围的围岩为三维应力状态, 不能视为平面应变状态, 因此必须计算 TBM 开挖面附近护盾区域围岩的三维应力场、位移场, 从而计算出护盾前移所受的摩擦阻力。

基于 TBM 卡机致灾机理理论分析, 选用 FLAC<sup>3D</sup> 软件计算分析 TBM 连续掘进时护盾周围围岩的三维受力变形状态。

## 2.2 卡机孕育致灾过程数值仿真

数值计算选用 Hoek-Brown 模型<sup>[12-13]</sup>,将护盾所受摩擦阻力计算式(6)和卡机状态判据式(7)使用 Fish 程序实现,最后使用 log 文件导出 TBM 用于克服围岩压力所需要的推力  $F_r$ (图 6),从而判断护盾状态。

TBM 开挖的 FLAC<sup>3D</sup> 数值模型如图 7 所示。

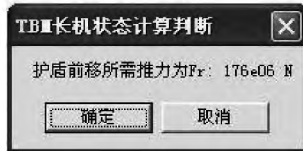


图 6 护盾前移所需推力  $F_r$  计算结果窗口

Fig. 6 The calculate results window of the required thrust force  $F_r$

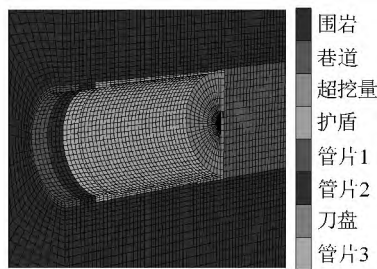


图 7 TBM 巷道开挖数值模型

Fig. 7 Numerical model of TBM excavation

TBM 安装了超挖滚刀,开挖时存在适当的超挖量,使得护盾与巷道轮廓间有一定的超挖间隙(图 5),围岩卸荷变形预留一定的空间和时间<sup>[14-15]</sup>。开挖后超挖量处的围岩是空的,FLAC<sup>3D</sup> 数值计算时,采用材料参数很软弱的实体单元来模拟超挖量。计算时采用逐步模拟法,设开挖步距为 1 m/步,管片宽 1 m/片。

该模型(图 7)详细模拟了 TBM 的刀盘、护盾、围岩与护盾间的超挖间隙以及管片支护,能够模拟 TBM 的步进、同步管片安装,解决了对 TBM 精确模拟的难题,又能获取开挖后围岩的变形破坏规律,从而预测判断 TBM 护盾是否被卡。

## 2.3 TBM 卡机判断算例

文献[12,5,16]已阐述了在解决关键岩石力学问题及相关适应性设计制造的基础上将 TBM 引入煤矿超千米深井巷道建设的思想,并进行了详细的可行性论证。

淮南矿业集团朱集矿-906 m 轨道大巷,长达 4 km,围岩为花斑泥岩,局部埋深 1 200 m,为典型的深部高地应力挤压性软弱地层,巷道开挖直径为 6 m,地应力 31.2 MPa。设该巷道拟使用 TBM 开挖,

计算判断护盾是否被卡塞。

### (1) 计算参数。

计算参数有 3 类:① 开挖参数(表 1);② 机器参数(表 2);③ 围岩材料参数(表 3)。

表 1 TBM 开挖参数

Table 1 TBM excavation parameters

开挖直径 $D/m$	护盾长 $/m$	超挖量 $\Delta R/cm$	护盾自重 $W/MN$	埋深 $/m$	地应力 $/MPa$
6	8	12	14	1 200	30

表 2 TBM 机器参数

Table 2 TBM machine parameters

名称	模型	弹性模量 $/GPa$	泊松比	体积模量 $/GPa$	剪切模量 $/GPa$	厚度 $/cm$
护盾	线弹性	212	0.30	175	80.8	10
超挖量	线弹性	$7.168 \times 10^{-6}$	0.28	$5.47 \times 10^{-6}$	$2.8 \times 10^{-6}$	12
管片	线弹性	34.5	0.20	19.17	14.375	30

表 3 花斑泥岩参数

Table 3 Piebald mudstone parameters

材料参数		Hoek-Brown 参数	
密度 $/(kg \cdot m^{-3})$	2 500	$m$	1.7
弹性模量 $/GPa$	3.6	$S_r$	0
泊松比	0.3	$m_r$	1
单轴抗压强度 $\sigma_b/MPa$	30	$S$	$3.90 \times 10^{-3}$
体积模量 $/GPa$	3.00	$\psi/(^\circ)$	5
剪切模量 $/GPa$	1.38	$\beta$	1.191
黏聚力 $/MPa$	1		
内摩擦角 $/(^\circ)$	30		

### (2) 计算模型。

计算模型如图 7 所示,其中:

① 模型尺寸为 40 m×20 m×40 m。

② 模型均采用实体单元,其中护盾和管片均为 cshell 单元,单元数 136 192,节点数 141 987。

③ 边界条件:模型底部、前后、左右侧面均采用位移边界条件,其中底部的水平位移、数值位移限定为 0,前后、左右边界上该面法向方向的水平位移限定为 0;上边界采用应力边界条件,该面上竖直方向的应力设置成等于地应力的竖直分量,应力的方向竖直向下垂直于上边界。

④ 荷载施加方式:模型初始应力条件设置成与地应力一致,开挖前进行初始地应力平衡,待开挖后再计算二次应力状态,从而计算得围岩的收敛位移和围岩塑性区等结果。

⑤ 模型采用的是线性弹性-应变软化本构关系

和 Hoek-Brown 非线性破坏准则及非关联流动法则。因为在深部地下工程中, 采用非线性的强度准则较合理; 而 Hoek-Brown 强度准则能较为准确地反映岩体开挖时内聚力和内摩擦角的动态变化, 能弥补目前 FLAC<sup>3D</sup> 中所采用的 Mohr-Coulomb 准则在模拟破坏岩体中的不足, 因此研究选用 Hoek-Brown 准则; 当围岩应力达到初始屈服应力后, 围岩强度急剧降低, 表现出峰后应变软化特性, 所以选择弹性-应变软化本构模型<sup>[5]</sup>。

⑥ 研究对应的是 TBM 连续掘进的工况, 由于 TBM 连续掘进时的掘进速度较快, TBM 刚掘出的这一部分围岩时效变形还来不及表现出来时 TBM 便已经往前掘进了, 护盾便已经脱离了刚才开挖出来的那部分围岩, 因而只需考虑围岩开挖卸荷后的瞬时变形。

(3) 计算结果。

根据建立的数值模型和计算参数, 计算出了 TBM 开挖后掘进工作面附近护盾周围围岩的应力场、位移场, 得到了围岩收敛位移沿轴向的变化规律 (LDP 曲线, 图 8~10, 其中, 图 10 中  $y$  为距离掘进工作面距离, 掘进工作面后方为正, 掘进工作面前方为负)。

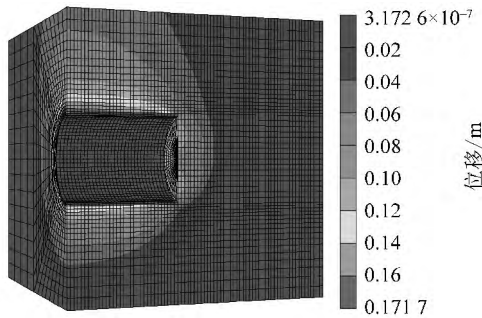


图 8 TBM 开挖后围岩位移量云图

Fig. 8 Contour of the surround rock displacement after excavating by TBM

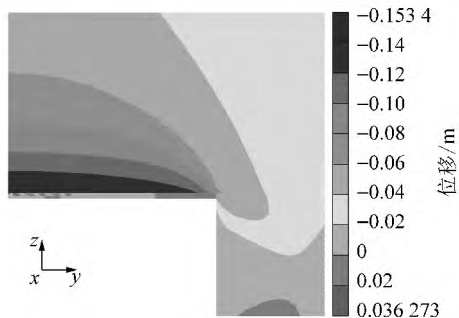


图 9 TBM 开挖径向位移纵剖面

Fig. 9 Radial displacement along the longitude orientation

计算得:  $u_r^{\max} = 151.75 \text{ mm}$ , 护盾所受摩擦阻力  $R_f = 121.573 \text{ MN}$ , 即护盾前移所需推力  $F_r =$

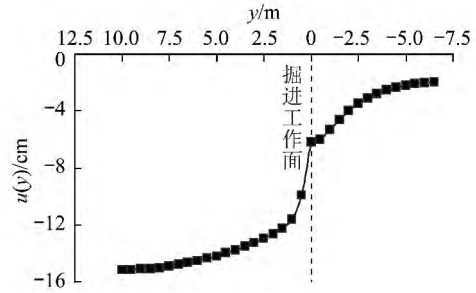


图 10 护盾周围围岩收敛变形特征曲线(LDP)

Fig. 10 LDP curves of the surround rock around the shield

121.573 MN。

(4) 护盾状态判断。

文献[14]给出了常规 TBM 的推力参数: 额定推力  $F_1 = 150 \text{ MN}$ , 开挖推力  $F_b = 18 \text{ MN}$ , 该 TBM 为常见的 TBM 类型, 具有典型代表性, 因此本文的推力也参照文献[14]中的推力参数, 但在软硬复合地层中开挖, 适当加大开挖推力  $F_b$ ,  $F_b = 50 \text{ MN}$ 。即 TBM 开挖推力  $F_b = 50 \text{ MN}$ , 额定推力  $F_1 = 150 \text{ MN}$ , 则  $F_r + F_b > F_1$ , 此时 TBM 护盾将被卡。

3 TBM 卡机影响因素分析

从 TBM 用于克服护盾所需摩擦阻力公式(3)可以看出, 卡机的影响因素有超挖量  $\Delta R$ 、掘进速率  $v$ 、护盾长度  $L$ 、开挖直径  $D$ 、围岩参数、摩擦因数  $\mu$  等。

$$F_r = R_f = 2\pi R\mu \int_0^L p_i(y) dy + \mu W = f(L, \Delta R, p_i(y), y) \quad (8)$$

本文主要分析护盾被卡的 2 个主要影响因素: 护盾长度  $L$  和超挖量  $\Delta R$ 。

3.1 护盾长度对卡机的影响

通过 4 种工况的计算 ( $L = 6, 8, 10, 12 \text{ m}$ ) 来分析护盾长度  $L$  对护盾卡塞的影响。

计算结果见表 4、图 11。

表 4 护盾长度对卡机的影响

Table 4 Influence of the shield length to shield jamming

护盾长度 $L/\text{m}$	最大径向位移 $u_r^{\max}/\text{mm}$	护盾所受摩擦 阻力 $R_f/\text{MN}$
6	133.62	106.697
8	151.75	121.573
10	190.35	146.933
12	202.86	188.734

通过以上几种工况计算结果比较, 可以看出随着护盾长度的增加, 护盾前移所受围岩的摩擦阻力也增大。护盾越长, 所受摩擦阻力增加得越快, 护盾所受摩擦阻力  $R_f$  随护盾长度  $L$  非线性增加。较短的护

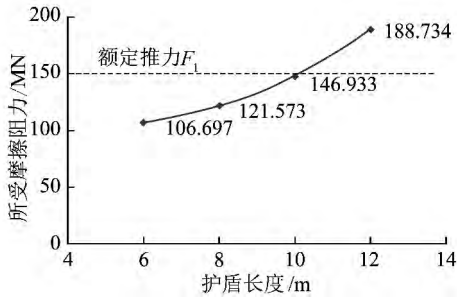


图 11 护盾长度对卡机的影响

Fig. 11 Influence of the shield length  $L$  to shield jamming

盾使得 TBM 暴露在围岩下的面积减小,受围岩收敛变形造成对护盾的挤压作用也减小,即计算摩擦阻力时积分公式中的面积减小了,从而减小了护盾前移时所受的摩擦阻力,有利于应对卡机事故。但较短的护盾使得安装在护盾末端的管片承担更大的荷载,要求增大管片的刚度。

### 3.2 超挖量对卡机的影响

超挖量  $\Delta R$  大小是影响卡机的另一重要因素。护盾与开挖轮廓的间隙通常为 6 ~ 10 cm,在挤压大变形围岩中,可以调整到 15 ~ 20 cm,给围岩变形预留更大的空间。护盾长度一定 ( $L = 8$  m),本文进行了 4 种不同超挖量工况下的比较(表 5)。

表 5 超挖量对护盾所受摩擦阻力的影响

Table 5 Influence of overcut  $\Delta R$  to shield frictional resistance

工况	超挖量 $\Delta R/cm$	护盾所受摩擦阻力 $R_f/MN$
1	8	172.392
2	10	159.836
3	12	121.573
4	前 10,后 15	96.735

根据收敛约束法<sup>[13,17]</sup>,可知存在掘进工作面空间效应,即靠近掘进工作面处围岩变形量较小,距离掘进工作面较远处(靠近护盾的末端)围岩变形量较大,因此可将护盾按分节阶梯状设计制造,增大后部护盾预留空隙,它将为围岩变形提供更大的空间(工况 4,表 6、图 12), $\Delta R_1 = 10$  cm, $\Delta R_2 = 15$  cm,平均  $\Delta R \approx 12$  cm。

表 6 超挖量工况 4

Table 6 The 4<sup>th</sup> case of over-excitation amount  $\Delta R$

前护盾长 $L_1/m$	前超挖量 $\Delta R_1/cm$	尾护盾长 $L_2/m$	尾超挖量 $\Delta R_2/cm$
4	10	4	15

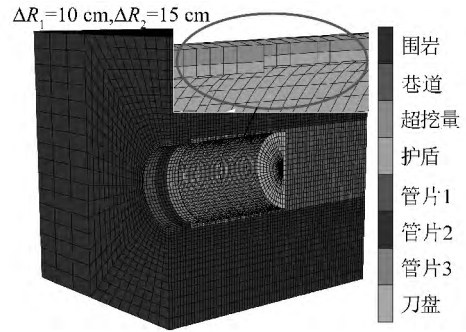


图 12 工况 4 数值计算模型

Fig. 12 Numerical model of the 4<sup>th</sup>  $\Delta R$  case

其他计算参数与表 1 ~ 3 一致。超挖量工况 4 下的计算结果,如图 13,14 所示。

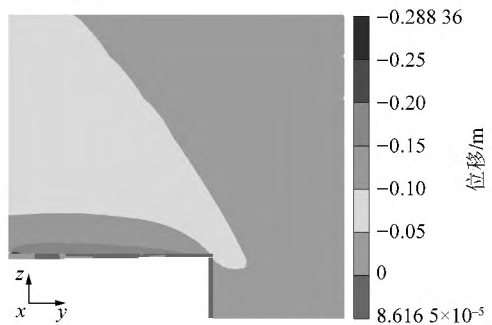


图 13 超挖量工况 4 下围岩径向位移纵剖面

Fig. 13 Radial displacement along the longitude orientation of the 4<sup>th</sup>  $\Delta R$  case

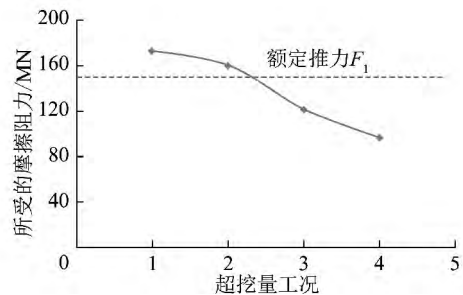


图 14 超挖量对卡机的影响

Fig. 14 Influence of over-excitation amount  $\Delta R$  to shield jamming

由表 5 和图 14 可以看出,当护盾长度一定时,在一定范围内,超挖量  $\Delta R$  越大,护盾前移所受的摩擦阻力越小。这是由于大的超挖量  $\Delta R$  将为护盾周围的围岩变形提供更大的空间,有利于围岩应力释放,围岩变形后与护盾接触的范围也相应减小,围岩对护盾的挤压力也明显减小,因此护盾前移所受的摩擦阻力也减小,自然有利于应对 TBM 卡机事故。因此,在 TBM 通过高应力挤压性围岩时,可以适当加大超挖量,即加大护盾与围岩间的间隙。但超挖量  $\Delta R$  的增大是有限度的,将受到超挖技术水平和机械制造水平的限制。

工况 4 护盾所受摩擦阻力相对前面 3 种工况大减小。这是由于受收敛约束法启示, 工况 4 考虑了掘进工作面空间效应, 将护盾分节阶梯状设计, 加大尾护盾与围岩间的间隙  $\Delta R$ , 为围岩变形提供更大的空间, 释放更多的围岩压力, 可以很大程度上减少作用在护盾上的围岩压力, 进而减少护盾被卡的风险。

根据上述卡机影响因素分析, 可从护盾长度和超挖量及两者的合理组合角度提出预防护盾被卡塞的措施。通过高应力挤压性围岩时, 为了应对围岩挤压变形造成的卡机事故, 可适当缩短护盾的长度, 适当加大 TBM 的超挖量, 甚至可将护盾分节设计制造, 阶梯状变化(图 15), 增大后部护盾预留空隙, 它将为围岩变形提供更大的空间。根据掘进工作面空间效应, 这将有利于应对围岩挤压变形, 避免 TBM 护盾被卡。

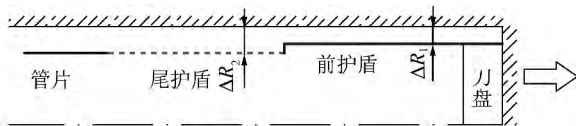


图 15 护盾分节设计成阶梯状

Fig. 15 The shield will be designed ladder-type

#### 4 结论与展望

(1) TBM 护盾区域围岩状态不能简化为平面应变状态, 必须分析其三维受力状态。

(2) 基于卡机机理理论分析, 建立了 TBM 卡机预测判断的三维数值模型, 详细模拟了刀盘、护盾、围岩与护盾间的超挖间隙以及管片支护, 能够模拟 TBM 的步进、同步管片安装, 能够准确计算出围岩变形量沿巷道纵向分布规律和护盾区域围岩压力, 从而计算出护盾前移所受的摩擦阻力, 再根据卡机状态判断才能预测判断护盾是否会被卡塞及卡塞的区域。

(3) 护盾长度  $L$ 、超挖量  $\Delta R$  对卡机状态影响显著。护盾前移所受摩擦阻力  $R_f$  随护盾长度  $L$  增长而非线性增加, 较短的护盾使得 TBM 暴露在围岩下的面积减小, 受围岩收敛变形造成对护盾的挤压作用也减小, 从而减小了护盾前移时所受的摩擦阻力, 有利于应对卡机事故; 护盾长度一定时, 在一定范围内, 超挖量  $\Delta R$  越大, 护盾前移所受的摩擦阻力越小, 但超挖量  $\Delta R$  的增大是有限度的, 将受到超挖技术水平和机械制造水平的限制。

(4) 为了应对围岩挤压变形造成的卡机事故, 可从护盾长度和超挖量及两者的合理组合角度提出预防护盾被卡塞的措施。可适当缩短护盾的长度, 适当加大 TBM 的超挖量, 或是将护盾分节设计制造, 阶梯状变化, 增大后部护盾预留空隙, 它将为围岩变形提

供更大的空间有利于应对围岩的挤压变形, 避免护盾被卡。

本文研究对应的是 TBM 连续掘进的工况, 计算时只需考虑围岩开挖卸荷后的瞬时变形。然而深部挤压性软弱围岩时效变形特性显著, 在 TBM 暂停机器时, 卡机预测模型中必须考虑围岩的时效特性, 这将在后续研究中进一步探讨分析。

#### 参考文献:

- [1] 黄兴. 超千米深井岩石巷道全断面掘进机(RBM)卡机机理及预测防治[D]. 武汉: 中国科学院武汉岩土力学研究所, 2011.  
Huang Xing. Study on full face roadway boring machine(RBM) jamming mechanism and prevention in super kilometers deep well[D]. Wuhan: Wuhan Institute of Rock and Soil Mechanics of the Chinese Academy of Sciences, 2011.
- [2] 刘泉声, 黄兴, 时凯, 等. 煤矿超千米深部全断面岩石巷道掘进机的提出及关键岩石力学问题[J]. 煤炭学报, 2012, 37(12): 2006-2013.  
Liu Quansheng, Huang Xing, Shi Kai, et al. Utilization of full face roadway boring machine in coal mines deeper than 1 000 m and the key rock mechanics problems [J]. Journal of China Coal Society, 2012, 37(12): 2006-2013.
- [3] 尚彦军, 杨志法, 曾庆利, 等. TBM 施工遇险工程地质问题分析和失误的反思[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(12): 2404-2411.  
Shang Yanjun, Yang Zhifa, Zeng Qingli, et al. Retrospective analysis of TBM accidents from its poor flexibility to complicated geological conditions [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(12): 2404-2411.
- [4] 尚彦军, 史永跃, 曾庆利, 等. 昆明上公山隧道复杂地质条件下 TBM 卡机及护盾变形问题分析和对策[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(21): 3858-3863.  
Shang Yanjun, Shi Yongyue, Zeng Qingli, et al. TBM jamming and deformation in complication geological conditions and engineering measures [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(21): 3858-3863.
- [5] 刘泉声, 黄兴, 时凯, 等. 超千米深部全断面岩石掘进机卡机机理[J]. 煤炭学报, 2013, 38(1): 78-84.  
Liu Quansheng, Huang Xing, Shi Kai, et al. Jamming mechanism of full face roadway boring machine in over thousand-meter depths [J]. Journal of China Coal Society, 2013, 38(1): 78-84.
- [6] 朱合华, 丁文其, 桥本正. 盾构隧道施工过程模拟分析[J]. 岩石力学与工程学报, 1999, 18(S): 860-864.  
Zhu Hehua, Ding Wenqi, Qiao Benzhen. Simulation analysis of shielded tunnelling process [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1999, 18(S): 860-864.
- [7] 王敏强. 盾构施工隧洞结构三维非线性有限元仿真[D]. 武汉: 武汉水利电力大学, 2000.  
Wang Minqiang. 3-dimensional non-linear finite element emulation of tunnel structure by shield construction [D]. Wuhan: Wuhan University of Hydraulic and Electrical Engineering, 2000.
- [8] 刘波, 叶圣国, 陶龙光, 等. 地铁盾构施工引起邻近基础沉降

- 的 FLAC 元数值模拟[J]. 煤炭科学技术 2002, 30(10): 9-11.
- Liu Bo, Ye Shengguo, Tao Longguang, et al. Simulation of FLAC element value for adjacent foundation subsidence caused by metro shield construction [J]. Coal Science and Technology, 2002, 30(10): 9-11.
- [9] 杨洁, 王芝银, 尚彦军. 引黄入晋联结段 7 号隧洞 TBM 卡机事故原因数值模拟分析[J]. 西安科技学院学报 2004, 24(1): 53-56.
- Yang Jie, Wang Zhiyin, Shang Yanjun. Numerical simulation of cause of tunnel boring machine jamming in section of connection works No. 7 tunnel of Yellow River diversion project in China [J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology 2004, 24(1): 53-56.
- [10] Ebrahim Farrokh, Ali Mortazavi, Gholamreza Shamsi. Evaluation of ground convergence and squeezing potential in the TBM driven Ghomroud tunnel project [J]. Tunnelling and Underground Space Technology 2006, 21: 504-510.
- [11] Cantieni L, Anagnostou G. The effect of the stress path on squeezing behaviour in tunneling [J]. Rock Mech. Rock Eng. 2009, 42(2): 289-318.
- [12] Evert Hoek, Carlos Carranza-Torres, Brent Corkum. Hoek-Brown failure criterion-2002 edition [A]. Proceedings of NARMS-TAC 2002, Mining and Tunnelling Innovation and Opportunity [C]. Toronto: University of Toronto 2002: 267-273.
- [13] Carmaza-Torres C, Fahltsur C. Application of the convergence-confinement method of tunnel design to rock masses that satisfy the Hoek-Brown failure criterion [J]. Tunnelling and Underground Space Technology 2000, 15(2): 187-213.
- [14] Ramoni M, Anagnostou G. The interaction between shield, ground and tunnel support in TBM tunnelling through squeezing ground [J]. Rock Mech. Rock Eng. 2011, 44: 37-61.
- [15] Ramoni M, Anagnostou G. TBM drives in squeezing rock-shield-rock interaction [A]. Building underground for the future, AFTES International Congress Monaco, Montecarlo [C]. 2008: 163-172.
- [16] 刘泉声, 时凯, 黄兴. TBM 应用于深部煤矿建设的可行性及关键科学问题[J]. 采矿与安全工程学报 2013, 30(5): 633-641.
- Liu Quansheng, Shi Kai, Huang Xing. Feasibility of application of TBM in construction of deep coal mine and its key scientific problems [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2013, 30(5): 633-641.
- [17] 唐雄俊. 隧道收敛约束法的理论与运用 [D]. 武汉: 华中科技大学 2009.
- Tang Xiongjun. Study on the convergence-confinement method and its application in tunnel construction [D]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology 2009.