

DOI: 10.11779/CJGE201507013

深埋隧道 TBM 卡机机理及控制措施研究

温 森^{1,2}, 杨圣奇^{1*}, 董正方², 赵丽敏²

(1. 中国矿业大学深部岩土力学与地下工程国家重点实验室, 江苏 徐州 221116; 2. 河南大学土木建筑学院, 河南 开封 475004)

摘要: 当前 TBM 在中国应用越来越广泛, 然而 TBM 在深埋软弱岩石隧道中施工时, 很容易发生护盾被卡事故, 造成严重后果, 因此对其卡机机理及控制措施研究很有必要。首先, 基于 Hoek-Brown 准则圆形隧道围岩流变变形研究成果, 考虑管片衬砌支护和掌子面效应, 提出了护盾区域围岩变形计算模型; 其次, 根据上述变形计算模型和围岩、护盾变形协调条件, 建立了停机和连续掘进两种工况下卡机状态判断模型, 两种模型均考虑了围岩流变效应; 再次, 在卡机机理研究成果基础上, 进行了卡机控制措施的研究。推导了临界预留变形计算公式; 同时提出了预留变形和超前支护相结合时临界超前支护强度的计算模型; 最后, 将卡机判据和临界预留变形量及超前支护强度理论在工程算例中进行了应用。

关键词: 深埋隧道; TBM 施工; 卡机机理; 临界预留变形量; 临界支护强度

中图分类号: TU452 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2015)07-1271-07

作者简介: 温 森(1981-), 男, 河南信阳人, 博士后, 副教授, 硕士生导师, 主要从事地下工程方面的研究。E-mail: wensn@henu.edu.cn。

TBM jamming mechanism and control measures in deep buried tunnels

WEN Sen^{1,2}, YANG Sheng-qi¹, DONG Zheng-fang², ZHAO Li-min²

(1. State Key Laboratory for Geomechanics and Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China; 2. School of Civil Engineering and Architecture, Henan University, Kaifeng 475004, China)

Abstract: TBM is widely used in China at present. However, when it is driven in deep buried weak rock tunnels, shield is probably jammed and serious consequences may occur, so it is necessary to study shield jamming mechanism and control measures. Firstly, according to the research results of rheological deformation of the surrounding rock of circular tunnels based on the Hoek-Brown criterion and taking segment lining and tunnel face effects into account, a model for calculating the deformation of the surrounding rock in shield area is established. Secondly, the relevant models for judging jamming state during downtime and continuous excavating conditions are proposed based on the above deformation model and coordinating conditions between the surrounding rock and the shield. Moreover, the rheological effects are taken into consideration in two judged models. Thirdly, control measures for jamming are studied based on the research results of jamming mechanism. The formulae for calculating the critical over-excavation amount are deduced; meanwhile, the models for calculating the critical forepoling strength are also deduced when the over-excavation and forepoling measures are used together. Finally, the above proposed models are applied in an engineering example.

Key words: deep buried tunnel; TBM construction; jamming mechanism; critical over-excavation amount; critical support strength

0 引言

当前世界范围内修建的输水隧洞呈现深埋超长和大直径的趋势, TBM 在这些工程中的应用也越来越广泛^[1]。同时, 随着对能源需求量的增加和资源开采强度的增大, 国内外煤矿相继进入深部开采状态, 将 TBM 引入煤矿超千米深部巷道建设也在逐步展开^[2-3]。深部隧道存在高应力, TBM 掘进过程中如果遭遇软弱岩体, 护盾很容易被卡住, 如国内的引黄入晋工程^[4]、

昆明掌鸠河引水工程^[5-6], 国外委内瑞拉的 Yacambú Quibor 隧道^[7]、伊朗 Ghomroud 隧道^[8]等。近年来, 关于 TBM 卡机机理的研究逐步受到了国内外学者的重

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(“973”计划)项目(2014CB046905);
国家自然科学基金青年科学基金项目(51408195); 江苏省博士后科研资助计划(1302104C)

收稿日期: 2014-11-17

*通讯作者

视, 温森等^[1, 9]采用风险理论对卡机机理进行过探讨; 刘泉声等^[2]采用确定性理论对连续掘进工况下的卡机机理进行了研究。国外研究者如 Farrokh 等^[8]采用收敛-约束法研究了 TBM 卡机机理; Ramoni 等^[10]采用数值方法探讨了 TBM 卡机机理。以上对 TBM 卡机机理的研究虽然取得了不少有益的成果, 但研究过程中没有深入考虑围岩的流变特性对 TBM 卡机的影响; 同时 TBM 连续掘进及停机工况下的卡机机理有所区别, 应分别进行研究, 之前研究人员分别对两种工况下机理的研究鲜有报道。此外, 对 TBM 卡机控制措施系统的定量研究也较少。基于此, 在前人的研究基础, 考虑围岩流变效应时分别对两种工况 TBM 卡机机理进行研究; 在卡机机理研究的基础上对预留变形、超前支护两种卡机控制措施进行定量研究。

1 TBM 卡机机理

TBM 卡机包括刀盘被卡和护盾被卡。刀盘被卡主要发生在围岩破碎带, 通常采用刀盘瞬时脱困扭矩(可达到 1.7 倍左右额定扭矩)进行脱困处理。护盾被卡指围岩大变形导致 TBM 护盾被卡且作用护盾上的围岩应力引起的阻力超过了 TBM 脱困推力。这种事故通常发生在高地应力软弱围岩洞室内, 随着时间的推移, TBM 护盾被卡的越来越紧, 主要是围岩变形随着时间的增加不断增大, 即围岩变形出显著的流变特性。所以在研究卡机机理时应当考虑围岩的流变特性。TBM 施工时有停机和连续掘进两种工况, 后面分析卡机机理时也按这两种工况分别进行分析。

1.1 掌子面及支护效应下的洞室变形确定

文献[11]假设围岩为理想弹脆塑性的, 采用 Hoek-Brown 广义屈服准则及非关联流动法则, 推导了静水压力状态下考虑流变的圆形洞室变形解析解。其中圆形洞室径向位移 $u(t)$ 计算公式为

$$u(t) = \frac{r_0(\varepsilon_{\text{rp1}} + h\varepsilon_{\theta\text{pl}})}{h+1} + \frac{-\alpha_2 \pm \sqrt{\alpha_2^2 - 4\alpha_1[2\lambda^2 - 4.5(\psi(t, \sigma_i)\sigma_t)^2]}}{2\alpha_1 r^h}, \quad (1)$$

式中, $\lambda = \frac{(\varepsilon_{\text{rp1}} + h\varepsilon_{\theta\text{pl}})}{h+1}$, $\alpha_1 = \frac{2h^2 + 2h + 2}{R^{2h+2}}$, $\alpha_2 = \frac{2\lambda - 2\lambda h}{R^{h+1}}$, $h = \frac{1 + \sin\psi_s}{1 - \sin\psi_s}$ 。 $\psi(t, \sigma_i)$ 为蠕变柔量、 σ_{rp1} 为弹性区和塑性接触面的径向应力, P_0 、 R 、 r 、 r_0 分别为原岩应力、塑性区、计算位置处及洞室的半径。其中 σ_{rp1} 、 R 的求解方法参见文献[12]。 $\varepsilon_{\theta\text{pl}}$ 和 ε_{rp1} 分别为弹性区与塑性区接触处的切向和径向应变, 可以通过弹性区应变令 $r=R$ 求得, 其中弹性区应变计算参见

文献[13], G_0 、 ψ_s 分别为初始剪切模量、膨胀角。

TBM 掘进时由于掌子面效应的存在, 使得 TBM 护盾区域不同位置处洞室的径向位移有所不同, 关于掌子面效应的研究已有不少成果, 其中 Chern 等在一个工程中进行了实地的数据测量。Hoek 根据这些实测值拟合了以下公式:

$$\frac{u_x(t)}{u^m(t)} = \left[1 + \exp\left(\frac{-x/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7}, \quad (2)$$

式中, $u^m(t)$ 表示 t 时刻掌子面影响范围之外处的径向收敛, $u_x(t)$ 表示 t 时刻距离掌子面 x 处的径向收敛, r_0 表示洞室半径。

护盾区域围岩收敛变形除受到掌子面效应的影响外, 同时还受到后方管片衬砌支护的影响。设护盾后方的管片衬砌支护后豆粒石充填发挥支护作用处距离护盾尾部距离为 w , 围岩作用在管片上的应力为 $p_l(x)$, 如此时管片尚未达到屈服强度, 则有如下关系^[10]:

$$p_l(t, x) = K_l \cdot u_l(t, x), \quad (3)$$

式中,

$$K_l = \frac{E_l d_l}{r_l^2},$$

式中, $p_l(t, x)$ 表示 t 时刻距离掌子面 x 处管片的应力, K_l 、 E_l 、 d_l 、 r_l 分别为管片的刚度、弹性模量、厚度及半径。

TBM 在掘进时为了防止卡盾通常采用扩挖刀具进行一定的超挖, 即在洞壁与护盾之间预留一定的间隙, 实际中预留间隙通常是变化的, 故用 $\Delta r(x)$ 表示预留的间隙。管片与洞壁之间间隙通常充填豆粒石, 当管片与围岩相互接触挤压后, 由于管片与洞室围岩的接触处协调变形, 则满足以下变形协调关系:

$$u_l(t, x) = u(t, x) - u(t, 0) - \eta \cdot \Delta r(x), \quad (4)$$

式中, $u_l(t, x)$ 为 t 时刻距离掌子面 x 处管片的径向变形, 下标 l 代表管片, $u(t, x)$ 、 $u(t, 0)$ 分别表示为 t 时刻距离掌子面 x 和 0 处的围岩径向位移, t 在连续掘进状态的取值 1.3 节有详述, η 为小于 1 的系数。

通过式(1)~(4)可以计算出管片所承受的压力, 由于管片支撑作用的影响, 使得护盾区域围岩变形受到一定的约束, 文献[1]曾研究过这一效应,

$$\frac{u_x(t)}{u^m(t)} = \left[1 + \exp\left(\frac{-x'/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7(p_l/p_0)^{0.758}}, \quad (5)$$

式中, x' 为距离支护边界的距离, $u_x(t)$ 为 t 时刻距离支护边界 x' 处的围岩径向收敛。

1.2 停机工况下卡机机理

停机状态是指 TBM 在连续掘进中遇到事故需要停下进行处理, 护盾区域某一点围岩揭露的时间包括两部分, 即停机时间 T_p 和掘进时护盾区域某一点对应

围岩揭露的时间 T_A 。下面解释 T_A 计算方法。

掘进过程中虽然 TBM 护盾的位置一直处于动态变化中, 但是护盾上某一处始终距离掌子面的距离是不变的, 若始终以掌子面为参照点, 如图 1 中的护盾 A 点, 与之接触的围岩不断变化, 但是与其接触的围岩始终滞后掌子面的时间为:

$$T_A = \frac{x_A}{AR} , \quad (6)$$

式中, x_A 为 A 点距离掌子面的距离, AR 为 TBM 的施工进度 (AR 在 TBM 施工过程始终是变化的, 在计算时可以近似取临近段的平均施工进度)。

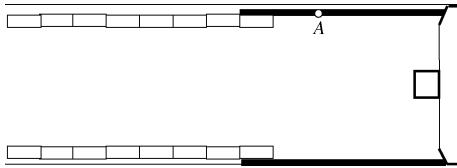


图 1 TBM 掘进示意图

Fig. 1 Schematic sketch of TBM tunneling

因此, 停机状态计算护盾区域某位置变形, 时间 $t=T_I+T_A$ 。所以在停机状态, 护盾区域在没有受到护盾约束时, 综合考虑掌子面、管片支护效应, 则 t 时刻距离掌子面 x 处的洞室围岩流变变形 $u(t,x)$ 为

$$\left. \begin{aligned} u(t,x) &= u^m(t) \left[1 + \exp\left(\frac{-x'/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7}, \\ &\left. \left\{ u^m(t) - u^m(t) \left[1 + \exp\left(\frac{-(L+\omega-x)/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7(p_1/p_0)^{0.758}} \right\} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中, L 表示护盾的长度, $u^m(t)$ 表示 t 时刻不考虑掌子面和管片效应的洞室径向位移, 可以采用式(1)计算, x 满足 $0 \leq x \leq L$ 。

洞室围岩与 TBM 接触的条件为

$$u(t, x) - u(t, 0) \geq \Delta r(x) . \quad (8)$$

式(8)中等号表示围岩与护盾刚好接触, 随着变形的持续增大, 围岩变形受到护盾的约束, 则围岩开始对护盾施加应力。护盾在围岩应力作用下也会产生变形, 假设护盾尚未达到屈服强度, 处于线弹性状态 (实际工程中护盾也有进入屈服状态, 破损的实例), 则作用在护盾上的压力可以表示为

$$p_s(t, x) = K_x \cdot u_s(t, x) , \quad (9)$$

式中, K_s 、 E_s 、 d_s 、 r_s 分别为护盾的刚度、弹性模量、厚度及半径。

当围岩与护盾相互接触挤压后, 由于护盾与围岩接触面处协同变形, 则有如下关系式^[2, 10]:

$$u_s(t, x) = u(t, x) - u(t, 0) - \Delta r(x) , \quad (10)$$

式中, $u_s(t, x)$ 表示 t 时刻距离掌子面 x 处护盾的径向变形, 下标 s 代表护盾, $u(t, x)$ 、 $u(t, 0)$ 可以通过式(7)

计算, $\Delta r(x)$ 为已知量。综上, 可以得到 t 时刻 x ($0 \leq x \leq L$) 处的护盾压力计算模型:

$$p_s(t, x) = \begin{cases} 0, & u(t, x) - u(t, 0) \leq \Delta r(x) \\ K_s[u(t, x) - u(t, 0) - \Delta r(x)], & u(t, x) - u(t, 0) > \Delta r(x) \end{cases} . \quad (11)$$

由式(11)通过积分可以计算 t 时刻作用在整个护盾上的围岩压力, 即

$$P_s(t) = \int_0^L 2\pi r_s p_s(t, x) dx . \quad (12)$$

围岩压力引起的前进阻力 $R_p(t)$ 为

$$R_p(t) = \mu P_s(t) = 2\pi r_s \mu \int_0^L p_s(t, x) dx . \quad (13)$$

同理, 由于自重引起的阻力 R_w 为

$$R_w = \mu W , \quad (14)$$

式中, W 表示 TBM 主机自重, μ 表示护盾围岩的摩擦系数。

关于 TBM 是否被卡住, 文献[1, 2, 10]均进行过研究, 即当护盾上围岩压力产生的阻力 $R_p(t)$ 、TBM 自重产生的阻力 R_w 和 TBM 掘进所需的动力 F_r 之和大于 TBM 的额定推力 F_l 时, TBM 即被卡住, 可以通过下式表示:

$$R_p(t) + R_w + F_r > F_l . \quad (15)$$

1.3 连续掘进工况下卡机机理

连续掘进状态时由于 TBM 的护盾位置处于动态变化当中, 如果护盾较短、掘进速度较快且围岩收敛速率较小, 忽略流变变形引起的误差不大, 反之则需要考虑流变变形。该工况下计算护盾某一点对应的围岩流变变形时, 时间 t 只有 T_A , 具体计算公式如式(6)。根据上面的分析, 连续掘进状态下, 护盾区域在没有受到护盾约束时, 综合考虑掌子面、管片支护效应, 任意时刻距离掌子面 x 处护盾对应围岩的流变变形 $u'(x)$ 为

$$\left. \begin{aligned} u'(x) &= u^m\left(\frac{x}{AR}\right) \left[1 + \exp\left(\frac{-x/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7} - \\ &\left. \left\{ u^m\left(\frac{x}{AR}\right) - u^m\left(\frac{x}{AR}\right) \left[1 + \exp\left(\frac{-(L+\omega-x)/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7(p_1/p_0)^{0.758}} \right\} \right\} \end{aligned} \right\} , \quad (16)$$

式中, $0 \leq x \leq L$, $u^m(x/AR)$ 表示 x/AR 时刻不考虑掌子面和管片效应的洞室径向位移, 用式(1)进行计算。

式(16)和式(7)不同处在于将等式右侧的 t 和 x/AR 进行了替换, 替换的原因是连续掘进状态下没有停机时间 T_I , 因此 $t=T_A=x/AR$ 。因此, 式(16)是计算连续掘进状态下护盾 x (x 表示距离掌子面的距离) 处对应围岩的流变变形, 而式(7)用于计算停机 T_I 时间后距离掌子面 x 处的围岩流变变形。

该工况下的围岩应力计算和停机工况下相似, 只是计算时将时间 t 改为 x/AR , 在计算总的围岩应力时,

停机工况只有距离是变量，连续掘进工况有两个变量即距离和时间，但是时间与距离不是独立变量即 $t=x/AR$ ，则应将式（12）变化为

$$P_s = \int_0^L 2\pi r_s p_s(x/AR, x) dx \quad . \quad (17)$$

式（17）计算的是任意时刻围岩总应力，因此等式左侧将时间符号 t 去掉。

同理，围岩压力引起的前进阻力 R_p 为

$$R_p = \mu P_s = 2\pi r_s \mu \int_0^L p_s(x/AR, x) dx \quad . \quad (18)$$

式（18）用于计算连续掘进状态围岩压力引起的前进阻力，式（13）用于计算停机状态下围岩压力引起的前进阻力。停机状态下，式（13）中的 t 的取值在 1.2 节处有阐述，即 $t=T_T+T_A$ 。连续掘进时 $T_T=0$ ，则 $t=T_A=x/AR$ ，此时，将式（13）中 t 替换为 x/AR 即变为式（18）。

2 卡机控制措施研究

2.1 预留变形

预留变形是预防卡机有效经济的手段，由于 TBM 刀具的扩挖能力有限，一般在 60 mm 左右，如果需要较大的扩挖能力，需要在刀盘上布置带液压缸的伸缩刀具^[14]，因此并非所有情况下都能采用预留变形预防卡机事故。以下分别讨论停机状态及连续掘进状态合理的预留变量。

（1）停机工况下预留变形量的确定

设 t 时刻预留变形的临界值，即 t 时刻 TBM 刚好处于卡机状态的预留变形值为 $\Delta r_c(x)$ ， Δr_{max} 为 TBM 的最大扩挖量， $\Delta r_c(x)$ 可以通过如下推导获取：

$$R_p(t) = F_i - F_r - R_w \quad . \quad (19)$$

将式（7）、（11）、（13）代入式（19），则有（只考虑围岩与护盾接触的情况）：

$$\int_0^L \Delta r_c(x) dx = \frac{F_i - F_r - R_w}{2\pi r_s \mu K_s} + \int_0^L A dx - L \cdot B \quad , \quad (20)$$

式中，

$$A = u^m(t) \cdot \left[1 + \exp\left(\frac{-x/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7} - 1 + \left[1 + \exp\left(\frac{-(L+\omega-x)/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7 \times (p_i/p_0)^{0.758}} \quad ,$$

$$B = u^m(t) \cdot \left\{ -0.69 + [1 + \exp(-L/(1.1r_0))]^{-1.7 \times (p_i/p_0)^{0.758}} \right\} \quad .$$

式（20）计算的是护盾区域所有预留变形之和，将其两侧均除以护盾长度 L 即可得到平均预留变形量，

$$\bar{\Delta r}_c = \frac{\int_0^L \Delta r_c(x) dx}{L} = \frac{F_i - F_r - R_w}{2\pi r_s \mu K_s L} + \frac{1}{L} \int_0^L A dx - B \quad . \quad (21)$$

需要强调的是采用以上推导计算得是在没有考虑支护作用下的临界预留变形量，因此计算时需要设定支护力 $P_i=0$ ，后面推导的连续掘进的工况也需要同样处理，不再强调。

实际开挖过程应当根据预留变形沿护盾方向的变化，采用式（20）变化进行求解。

如果 $\Delta r_c(x)$ 满足以下不等式

$$\Delta r_c(x) < \Delta r_{max} \quad . \quad (22)$$

则表示可以通过预留变形消除卡机事故；反之，单一采用预留变形则不能阻止卡机事故的发生。因此，进行 TBM 掘进过程中，预留的变形量 $\Delta r(x)$ 要满足下列要求：

$$\Delta r_c(x) < \Delta r(x) < \Delta r_{max} \quad . \quad (23)$$

（2）连续掘进工况下预留变形量的确定

连续掘进工况时，将式（11）、（16）代入式（19）得

$$\int_0^L \Delta r_c(x) dx = \frac{F_i - F_r - R_w}{2\pi r_s \mu K_s} + \int_0^L A' dx - L \cdot A' \quad , \quad (24)$$

式中，

$$A' = u^m(x/AR) \cdot \left[1 + \exp\left(\frac{-x/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7} - 1 + \left[1 + \exp\left(\frac{-(L+\omega-x)/r_0}{1.1}\right) \right]^{-1.7 \times (p_i/p_0)^{0.758}} \quad ,$$

$$B' = u^m(x/AR) \cdot \left\{ -0.69 + [1 + \exp(-L/(1.1r_0))]^{-1.7 \times (p_i/p_0)^{0.758}} \right\} \quad .$$

式（24）可以计算该工况下的护盾区域内的临界预留变形之和，其余确定和停机工况下确定方法一致，参见式（22）、（23）。

2.2 超前支护强度的确定

当采用预留变形满足下列不等式：

$$\Delta r_c(x) \geq \Delta r_{max} \quad . \quad (25)$$

则采用仅预留变形不能消除卡机事故，需要采用超前支护与预留变形的联合措施。

超前支护主要目的是限制围岩径向位移，为了使用前述研究成果，将超前支护等效于预留变形进行计算，卡机临界状态仍采用式（19），以下讨论如何进行等效。

设采用超前支护时 TBM 开挖预留变形量为 $\Delta r_p(x)$ ，前面已经求出了只采用预留变形时的临界预留变形量 $\Delta r_c(x)$ ，则达到卡机临界状态时超前支护作用的等效径向变形量为

$$\Delta r_{eq}(x) = \Delta r_c(x) - \Delta r_p(x) \quad . \quad (26)$$

$\Delta r_c(x)$ 可以通过式（20）、（24）在支护力 $P_i=0$ 时求得， $\Delta r_p(x)$ 为 TBM 掘进时设定的超挖量，为已知量。式（1）推导时考虑了支护力 P_i 的作用，即将其假设为在作用在洞室内壁均匀分布的径向力。确定预

留变形为 $\Delta r_p(x)$ 时超前支护的临界强度, 选取停机工况作为例子进行说明, 连续掘进工况计算工况计算方法同理。

将式(20)进行变化, 则有

$$\int_0^L \Delta r_p(x) dx = \frac{F_l - F_r - R_w}{2\pi r_s \mu K_s} + \int_0^L A dx - L \cdot B, \quad (27)$$

式中, A, B 均为临界超前支护强度的函数。

式(27)计算时由于等式左侧为已知量, 等式右侧只有支护力为未知量, 因此可求出预留变形为 $\Delta r_p(x)$ 时 t 时刻临界超前支护强度 $P_{ic}(t)$ 。 $P_{ic}(t)$ 的大小与 $\Delta r_p(x)$ 有关, 同时由于围岩变形为非线性的, 时间 t 变化时 $P_{ic}(t)$ 也会呈现不同的变化趋势。

采用式(27)求解临界支护强度 $P_{ic}(t)$ 时, 由于公式较为复杂, 得不到支护力显式的表达式, 因此计算时采用迭代计算, 图2为求解临界支护力的流程图。

为了预防卡机 t 时刻实际超前支护强度 $P_i(t)$ 应当满足

$$P_i(t) > P_{ic}(t). \quad (28)$$

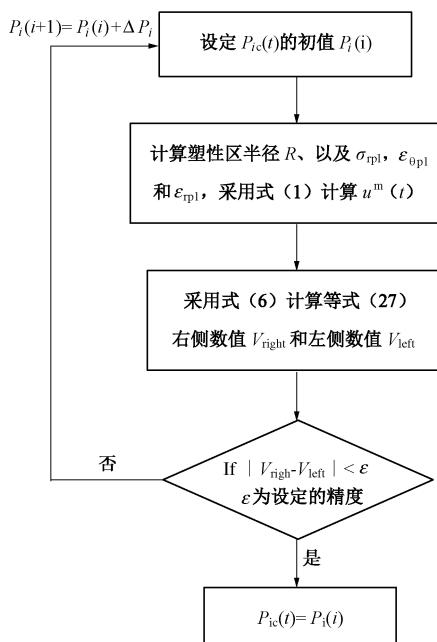


图2 临界支护力计算流程图

Fig. 2 Flow chart of support pressure calculation

3 工程算例分析

3.1 参数选取

参考文献[1]中的算例, 选取南水北调西线泥曲—杜柯河中的引水隧洞的一段作为研究对象。拟开挖洞室直径为 9.6 m。计算段选为 14+985—16+700 段, 该段隧洞埋深 370~685 m。选取各参数进行如下组合, 则围岩参数: $\sigma_{ci}=30$ MPa, GSI=35, $m=12$, $P_0=15.9$, $\mu=0.3$ 。

文献[13]中的相关公式计算出广义 Hoek-Brown 中参数 m_b, s, a 。根据 Hoek 提出的式(29)、(30) (TBM 施工, 公式中 $D=0$) 计算围岩弹性模量、剪切模量、岩体强度。 $\sigma_{ci} \leq 100$ MPa 时,

$$E_{rm} = \left(1 - \frac{D}{2}\right) \sqrt{\frac{\sigma_{ci}}{100}} \cdot 10^{((GSI-10)/40)}, \quad (29)$$

$$\sigma_{cm} = (0.0034m_i^{0.8})\sigma_{ci} \{1.029 + 0.025e^{(-0.1m_i)}\}^{GSI}. \quad (30)$$

结合文献[1, 2, 14]对 TBM 相关参数进行取值: 护盾长度为 12 m, 护盾厚度为 10 cm, 护盾弹性模量为 212 子力学 GPa, $w=20$ m, 管片弹模=34.5 GPa, $\eta=0.9$, 额定推力=150 MN, TBM 总重 $t=1800$, 护盾围岩摩擦系数=0.20。

TBM 掘进过程预留间隙的并不是常量, 一般阶梯形设置, 本算例中如下设定:

$$\Delta r(x) = \begin{cases} 0.05 & (x \in [0, 6]) \\ 0.07 & (x \in (6, 12]) \end{cases}. \quad (31)$$

计算中选取西原体作为流变模型, 蠕变柔量为

$$\psi(t, \sigma_i) = \begin{cases} \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} \left(1 - e^{-\frac{k_2}{\eta_1} t}\right) + \frac{1 - \sigma_s / \sigma_i}{\eta_2} t & (\sigma_i > \sigma_s) \\ \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} \left(1 - e^{-\frac{k_2}{\eta_1} t}\right) & (\sigma_i < \sigma_s) \end{cases}. \quad (32)$$

参考文献[15], 式中围岩弹性系数 k_1, k_2 取值分别近似取为 5.5, 8.1 GPa, 黏滞系数 η_1, η_2 分别近似取为 3.3, 24 GPa·d。文献[14]统计直径在 9.01~10 m 之间的罗宾斯 TBM 平均月进尺为 715 m, 即平均 AR 为 0.99 m/h, 此处计算选取 AR=0.85 m/h。

3.2 卡机状态判断

如果 TBM 掘进所需的动力 $F_r=50$ MN, 则 TBM 若不被卡住, $R_p(t)$ 与 R_w 之和即总摩阻力之和应当小于 100 MN。

计算得出连续掘进状态总摩阻力为 3.6 MN, 远小于 100 MN, 故不会出现卡机。停机状态总摩阻力和停机的时间 T_T 有关, 图3给出了不同停机时间与总摩阻力的变化曲线图。

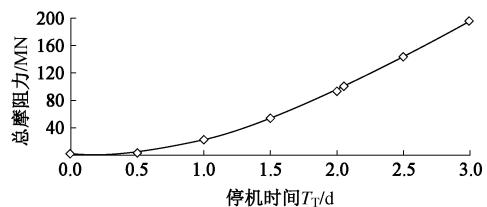


图3 总摩阻力与停机时间曲线图

Fig. 3 Relationship between total frictional resistance and downtime

由图2可以看出, 在预留变形满足式(31)时,

停机 T_T 达到 2.05 d 左右时, TBM 总阻力超过 100 MN, 可能出现卡机事故, 为了避免卡机事故发生应当采取额外的控制措施。

3.3 临界预留变形量的计算

连续掘进工况时, 若施工中采用统一的预留变形, 即 $\Delta r(x)$ 为常量, 计算得到临界预留变形量 $\Delta r_c(x)=4.98$ cm。若采用阶梯设置预留变形, 设定 $6 < x < 12$ 时预留变形取 6 cm, 则 $0 < x < 6$ 时的临界预留变形 $\Delta r_c(x)=1.72$ cm。同理, 算得 $0 < x < 6$ 时预留变形取 3 cm, $6 < x < 12$ 时的临界预留变形 $\Delta r_c(x)=5.08$ cm。

停机工况下, 临界预留变形量同停机时间有关。计算中假设 $0 < x < 6$ 时预留变形取 4 cm, 只计算在 $6 < x < 12$ 时的临界预留变形。图 4 为根据计算结果绘制的临界变形与停机时间关系曲线。

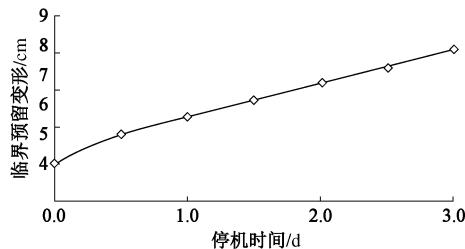


图 4 临界预留变形与停机时间曲线图

Fig. 4 Relationship between critical over-excavation amount and downtime

3.4 临界超前支护强度的计算

此处计算假设已经预留变形量 $\Delta r_p(x)$ 满足下列方程:

$$\Delta r_p(x) = \begin{cases} 0.035 & (x \in [0, 6]) \\ 0.055 & (x \in (6, 12]) \end{cases}$$

由于围岩变形的非线性, 随着时间 t 变化时 $P_{ic}(t)$ 也会随之变化。图 5 给出了停机时间与临界支护强度的关系曲线图。

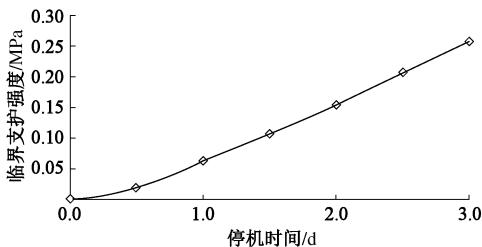


图 5 临界支护强度与停机时间曲线图

Fig. 5 Relationship between critical forepoling strength and downtime

随着停机时间的增加, 围岩流变变形也随之增加, 为了防止卡机事故发生, 应当增加超前支护的强度。同理, 为了避免卡机事故, 应当根据施工现场超前支护能力合理调整停机时间。

4 结 论

(1) 考虑围岩的流变变形、管片支护作用及掌子面效应提出了护盾区域围岩变形计算模型, 同时, 结合围岩压力与 TBM 掘进参数提出了停机和连续掘进两种工况下的卡机状态判据。

(2) 在卡机判据研究基础上, 提出了停机和连续掘进两种工况下的临界预留变形量及临界超前支护强度的计算模型。

(3) 通过算例对卡机判据、临界预留变形量及临界超前支护强度计算理论进行了应用。

参 考 文 献:

- [1] 温森, 徐卫亚. 洞室变形引起的双护盾 TBM 施工事故风险分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(增刊 1): 3060 - 3065. (WEN Sen, XU Wei-ya. Risk analysis of double shield TBM construction accident induced by tunnel deformation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(S1): 3060 - 3065. (in Chinese))
- [2] 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 Quan-sheng, HUAN Xing, SHI Kai, et al. Jamming mechanism of full face tunnel boring machine in over thousand-meter depths[J]. Journal of China Coal Society, 2013, 38(1): 78 - 84. (in Chinese))
- [3] 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 Quan-sheng, HUAN Xing, SHI Kai, et al. Utilization of full face roadway boring machine in coal mines deeper than 1000 km and the key rock mechanics problems[J]. Journal of China Coal Society, 2012, 37(12): 2006 - 2013. (in Chinese))
- [4] 刘波. 全断面双护盾掘进机在引黄工程断层破碎带的卡及处理[J]. 山西水利科技, 2007(2): 13 - 15. (LIU Bo. Treatment of seizing machine of double shield TBM in cracked faulted zone of tunnel of YRDP[J]. Shangxi Hydro Technics, 2007(2): 13 - 15. (in Chinese))
- [5] 宋天田, 肖正学, 苏华友, 等. 上公山 TBM 施工 2.22 卡机事故工程地质分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(增 1): 4544 - 4546. (SONG Tian-tian, XIAO Zheng-xue, SU Hua-you, et al. Engineering geological analysis on 2.22 blockage accident in TBM construction of Shanggongshan tunnel[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(S1): 4544 - 4546. (in Chinese))
- [6] 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(1): 3858 - 3863. (SHANG Yan-jun, SHI Yong-yue, ZENG Qing-li, et al. TBM jamming and deformation in complicated geological condition and engineering measures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(1): 3858 - 3863. (in Chinese))
- [7] HOEK E, BROWN E T. Practical estimate of rock mass strength[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1997, 34(8): 1165 - 1186.
- [8] FARROKH E, MORTAZAVI A, SHAMSI G. Evaluation of ground convergence and squeezing potential in the TBM driven Ghomroud tunnel project[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2006, 21(5): 504 - 510.
- [9] 温 森, 徐卫亚. 深埋隧洞 TBM 卡机事故风险分析[J]. 长江科学院院报, 2008, 25(5): 135 - 138. (WEN Sen, XU Wei-ya. Risk analysis on TBM jamming in deep buried tunnel[J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, 2008, 25(5): 135 - 138. (in Chinese))
- [10] RAMONI M, ANAGNOSTOU G. The interaction between shield, ground and tunnel support in TBM tunnelling through squeezing ground[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2011, 44: 37 - 61.
- [11] 温 森, 杨圣奇. 基于 Hoek-Brown 准则的圆形洞室围岩流变变形研究[J]. 现代隧道技术(待刊). (WEN Sen, YANG Sheng-qi. Study on rheological deformation of circular tunnel surrounding rock based on Hoek-Brown criterion[J]. Modern Tunnelling Technology, (in press). (in Chinese))
- [12] SHARAN S K. Analytical solutions for stresses and displacements around a circular openings in a generalized Hoek-Brown rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2008, 45(1): 78 - 85.
- [13] 温 森, 杨圣奇. 基于 Hoek-Brown 准则的隧洞围岩变形研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(1): 63 - 69. (WEN Sen, YANG Sheng-qi. Study of deformations of surrounding rock of tunnel based on Hoek-Brown criterion[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(1): 63 - 69. (in Chinese))
- [14] 杜彦良, 杜立杰. 全断面岩石隧道掘进机—系统原理与集成设计[M]. 武汉: 华中科技大学出版社, 2011. (DU Yan-liang, DU Li-jie. Full face rock tunnel boring machine-system principles and integrated design[M]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology Press, 2011. (in Chinese))
- [15] 侯公羽, 李晶晶, 裴彬, 等. 恒载作用下轴对称圆巷围岩的流变变形方程求解[J]. 岩土力学, 2011, 32(2): 341 - 346. (HOU Gong-yu, LI Jing-jing, QIU Bin, et al. Solving equation of rheological deformation in axisymmetric round well under dead load[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(2): 341 - 346. (in Chinese))

本期广告索引

- 封 2 北京理正软件股份有限公司
封 3 西安力创材料检测技术有限公司
封 4 南瑞集团水利水电技术分公司