

# 土压平衡盾构半舱掘进模式下的开挖面稳定性分析\*

郑维刚<sup>1</sup> 张涛<sup>2</sup> 吴兴林<sup>2</sup> 李海龙<sup>2</sup> 张宏志<sup>2</sup> 陈鹏<sup>3</sup> 舒计城<sup>3</sup>

(1. 国网辽宁省电力有限公司电力科学研究院, 110006, 沈阳; 2. 国网辽宁省电力有限公司, 110006, 沈阳;

3. 中铁十四局集团大盾构工程有限公司, 211800, 南京)

**摘要** [目的] 在上软下硬或风化岩层等复杂地质环境下,土压平衡盾构满舱掘进模式施工时,渣土液位过高,刀盘产生过大扭矩,盾构耗能大。因此,实际常采用半舱掘进模式施工,降低开挖舱内渣土液位。然而液位过低会增加开挖面失稳风险,故有必要研究土压平衡盾构半舱掘进模式下的开挖面稳定问题。[方法] 基于极限分析法上限定理,提出了一种考虑半舱支护的三维对数螺旋线失效模型。研究了支护压力分布形式与舱内渣土高度对土压平衡盾构隧道开挖面稳定性的影响。研究结合数值模拟和失稳模型探究了舱内渣土合理高度,对多种支护模式下的极限支护压力进行了比对。讨论了覆土厚度、黏聚力、内摩擦角等因素对极限支护压力的影响。[结果及结论] 增加支护介质密度可显著提高开挖面稳定性,而增大隧道直径不利于开挖面稳定。土舱支护压力梯度、舱内渣土高度、黏聚力均与极限支护压力呈负相关。

**关键词** 地铁隧道; 盾构法; 半舱掘进; 半舱系数; 支护梯度; 极限分析法

**中图分类号** U455.43

**DOI:**10.16037/j.1007-869x.2025.04.039

## Excavation Face Stability Analysis of EPB Shield in Half-Chamber Tunneling Mode

ZHENG Weigang<sup>1</sup>, ZHANG Tao<sup>2</sup>, WU Xinglin<sup>2</sup>, LI Hailong<sup>2</sup>, ZHANG Hongzhi<sup>2</sup>, CHEN Peng<sup>3</sup>, SHU Jicheng<sup>3</sup>

(1. State Grid Liaoning Electric Power Supply Research Institute Co., Ltd., 110006, Shenyang, China; 2. State Grid Liaoning Electric Power Supply Co., Ltd., 110006, Shenyang, China; 3. China Railway 14th Bureau Group Large Shield Co., Ltd., 211800, Nanjing, China)

**Abstract** [Objective] In complex geological environments such as soft upper and hard lower or weathered rock layers, during the construction of EPB (earth pressure balance) full chamber tunneling mode, the slag liquid level is too high, the cutterhead generates excessive torque, causing lots of energy consumption in shield tunneling. Therefore, the half-chamber

tunneling mode is often used in practice to reduce the slag liquid level in the excavation chamber. However, excessively low liquid levels will increase the risk of excavation face instability. Thus, it is necessary to study the excavation face stability issue of EPB shield in half-chamber tunneling mode. [Method] Based on the upper limit theorem of the limit analysis method, a 3D logarithmic spiral failure model considering half-chamber support mode is proposed. The influence of support pressure distribution form and in-chamber muck height on the stability of EPB shield tunnel excavation face is studied. Combined with numerical simulation and instability model, the reasonable height of muck in chamber is explored, and the limit support pressure under various support modes is compared. Factors such as cover soil thickness, cohesion, internal friction angle that influence the limit support pressure are discussed. [Result & Conclusion] The stability of the excavation face can be significantly improved by increasing the supporting medium density, while increasing the tunnel diameter is not conducive to the stability of the excavation face. The soil chamber supporting pressure gradient, the height of in-chamber muck and cohesion are all negatively correlated with the limit support pressure.

**Key words** subway tunnel; shield method; half-chamber tunneling; half-chamber coefficient; support gradient; limit analysis method

EPB(土压平衡盾构)在正常满舱掘进时,盾构机的推力及扭矩较大,导致盾构机负荷较大,掘进速度相对较慢,且刀具磨损较为严重<sup>[1]</sup>。EPB半舱掘进时,渣土并未完全填满土舱,而是在土舱上部留有部分空隙,盾构机的推力和扭矩较小,可以降低盾构负荷,提高掘进速度,有利于工期的缩短和施工效率的提高<sup>[2]</sup>。因此,许多小直径地铁隧道及电力隧道会以半舱掘进模式进行掘进。有必要针对半舱掘进工况,分析开挖面的稳定性。

目前,已有学者通过理论分析、模型试验、数值

\* 国家电网有限公司总部管理科技项目(5100-202128376A-0-0-00)

模拟等方法,针对盾构满舱掘进时的开挖面稳定性进行了研究。文献[3]基于传统筒仓模型进行改进,考虑了三维拱效应的影响,探讨了隧道直径及覆土厚度对盾构顶管开挖面土压力的影响。文献[4]在干砂地层中进行了单重力下的小规模模型试验,对极限支护压力的变化及开挖面失稳过程进行了研究。结果显示,干砂初始密度对坍塌机制的形成和发展具有重要影响。

针对土舱压力均匀分布这一常见假设的不合理性,也有部分学者进行了一定研究。文献[5]对大直径盾构浆体压力梯度对开挖面局部失稳与全面失稳的转变机制进行了研究。文献[6]基于切片法,对支护压力分布形式和自由无支撑跨度对开挖面稳定性的影响进行了研究。

然而,上述研究均针对满舱式掘进模式,并未考虑半舱掘进模式下舱内渣土高度及压气支护压力对极限支护压力的影响。

本文基于三维旋转破坏模型机制<sup>[7]</sup>,以及极限分析法上限定理,对满舱掘进模式、半舱掘进模式及气压掘进模式下极限支护压力的上限解进行求解分析,讨论覆土厚度、土体重度、黏聚力及内摩擦角对开挖面稳定性的影响,以期半舱掘进式隧道开挖面极限支护压力的计算提供依据,并为气压辅助掘进模式下压气值计算提供参考。

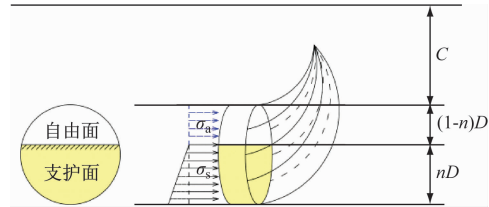
## 1 三维旋转离散化模型

### 1.1 半舱掘进分析

在地下开挖直径为  $D$  的圆形隧道,覆土厚度为  $C$ 。在半舱掘进模式下,对支护面区域采用土压支护,上部开挖面则处于自由状态。半舱掘进模式下的开挖面受力示意图如图 1 所示。在气压模式下,自由面区域  $(1-n)D$  采用均布气压支护,  $n$  为半舱系数。本研究仅考虑主动失稳情况,当双螺旋坍塌体重力做功同其四周摩擦产生的内能与支护力做功总和相平衡时,开挖面处于稳定状态。否则旋转破坏体会向支护力作用反方向旋转滑移,造成主动失稳破坏。

### 1.2 极限分析法上限定理

极限分析法上限定理可对运动学允许的任意破坏机构进行表述。当内能耗散功率与外部力做功相等时,可得到极限荷载的上限值。该值为非安全上限且数值不小于真实极限荷载值<sup>[8]</sup>,即:



注:  $\sigma_a$ —气压支护力;  $\sigma_s$ —土舱支护力。

图 1 半舱掘进模式下开挖面受力示意图

Fig. 1 Schematic diagram of stress distribution on excavation face in half-chamber tunneling mode

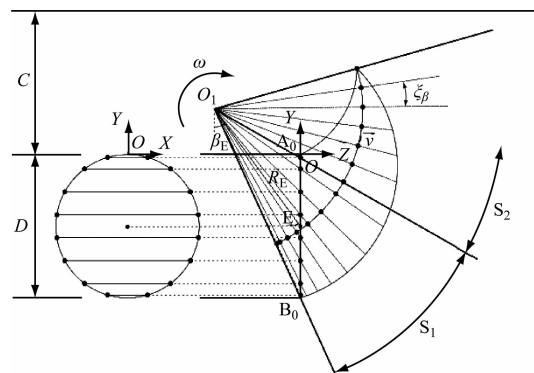
$$\int_{A_T} T_i u_i dA + \int_{A_u} T_i u_i dA + \int_v T_i u_i dv = \int_v \sigma_{ij} \epsilon_{ij} dv \quad (1)$$

式中:

- $T_i$ ——单位面积面力率;
- $\epsilon_{ij}$ ——运动许可速度场中的塑性应变率;
- $\sigma_{ij}$ ——运动许可速度场中的塑性应力率;
- $u_i$ ——满足几何相容条件的速度场;
- $v$ ——速度;
- $A$ ——面积;
- $A_T$ ——规定外表面积;
- $A_u$ ——规定内表面积。

### 1.3 离散化原理

离散化原理如图 2 所示。文献[4]提出的螺旋体旋转破坏机制符合模型试验中观察到的主动失稳机制。整体形状由参数  $\beta_E$  和参数  $(R_E/D)$  确定,其中  $\beta_E$  为离散点与竖直方向的夹角,  $R_E$  为螺旋中心线上离散点与旋转中心  $O_1$  连线的距离。螺旋体绕  $X$  轴以角速度  $\omega$  旋转,失效机制中的任意一点速度都等于角速度与该点到旋转中心轴垂直距离的乘积。



注:  $\xi_\beta$ —螺旋体轴线微元弧长;  $B_0$ —开挖面拱底;  $E$ —螺旋体旋转轴线与开挖面交点;  $S_1$ —螺旋体与开挖面相交部分;  $S_2$ —螺旋体与开挖面未相交部分;  $A_0$ —螺旋体与开挖面的交界线。

图 2 离散化机理示意图

Fig. 2 Schematic diagram of discretization mechanism

## 2 外功率与内能耗散功率

根据极限分析上限定理,开挖面达到临界安全状态的必要条件是内能损耗功率小于等于外力做功的功率。分析中,外力因素包括土体重力与施加在支护面上的支护力。内能损耗仅发生在螺旋坍塌体内部。土体重度、黏聚力及地面荷载的影响因子分别为  $N_\gamma$ 、 $N_c$ 、 $N_g$ , 则  $\sigma_s$  可表示为:

$$\sigma_s = \gamma DN_\gamma - cN_c + \sigma_g N_g \quad (2)$$

式中:

$c$ ——土体黏聚力;

$\gamma$ ——土体重度;

$\sigma_g$ ——地面加载。

其中  $N_\gamma$ 、 $N_c$ 、 $N_g$  的量纲均为一,表达式为:

$$N_\gamma = \frac{\sum_f (R_{e,f} V_{e,f} \sin \beta_{e,f} + R'_{e,f} V'_{e,f} \sin \beta'_{e,f})}{D \sum_f (\sum_f R_f \cos \beta_f)} \quad (3)$$

$$N_c = \frac{\sum_f (R_{e,f} S_{e,f} + R'_{e,f} V'_{e,f} \sin \beta'_{e,f})}{\sum_f [\sum_f (R_f \cos \beta_f)]} \cos \varphi \quad (4)$$

$$N_g = \frac{\sum_l (S_l R_l \sin \beta_l)}{\sum_f (S_f R_f \cos \beta_f)} \quad (5)$$

式中:

$R_{e,f}$  和  $\beta_{e,f}$ ——坍塌体中第  $f$  个离散点螺旋体外微四面体单元表面重心的  $YOZ$  平面极坐标;

$R'_{e,f}$  和  $\beta'_{e,f}$ ——坍塌体中第  $f$  个离散点螺旋体内微四面体单元表面重心的  $YOZ$  平面极坐标;

$R_f$  和  $\beta_f$ ——开挖面第  $f$  个离散点的极坐标;

$R_l$  和  $\beta_l$ ——失效机制露头时与地面交点  $l$  的极坐标;

$S_{e,f}$ ——第  $f$  个离散点微四面体单元三角面的面积;

$S_f$ ——开挖面第  $f$  个离散点的微四面体面积;

$V_{e,f}$ ——第  $f$  个离散点螺旋体外微四面体单元体积;

$V'_{e,f}$ ——第  $f$  个离散点螺旋体内微四面体单元体积;

$S_l$ ——地面露头  $l$  的面积;

$\varphi$ ——内摩擦角。

满舱掘进模式中,开挖面单位力功率  $W_t$  为:

$$W_t = S_{f,t} R_{f,t} \cos \beta_{f,t}, \quad 1 < f < m-1 \quad (6)$$

式中:

$S_{f,t}$ ——开挖面第  $f$  个离散点条块单元面积;

$R_{f,t}$  和  $\beta_{f,t}$ ——第  $f$  个离散点条块中心点在  $YOZ$  平面上的极坐标。

半舱掘进模式中,开挖面单位力功率  $W_t$  为:

$$W_t = S_{f,t} R_{f,t} P_{f,t} \cos \beta_{f,t}, \quad 1 \leq f \leq m-1 \quad (7)$$

式中:

$P_{f,t}$ ——无气压支护模型下土舱压力系数。

在  $n$  和土舱支护压力梯度系数  $k$  下,支护区中心点做功仍与 Mollon<sup>[4]</sup> 均布压力满舱掘进中心点单位力功率等效。由此计算可得:

$$P_{f,t} = -k \left( \frac{Y_{h+1} - Y_h}{2} \right) + \frac{knD}{2} + 1 \quad (8)$$

式中:

$Y_h$ 、 $Y_{h+1}$ ——开挖面表层相邻的  $h$  点及  $h+1$  点纵坐标。

为保证舱顶土体压力为正值,求得  $0 \leq k \leq 2/(nD)$ 。此时,理论所得结果为支护面中心点竖向坐标  $Y = -nD/2$  处的压力值  $q$ , 即极限支护压力  $\sigma_T = \sigma_s = q$ 。

气压辅助支护模式中,开挖面单位力功率  $W_{tc}$  表达式如下:

$$W_1 = S_{f,t} R_{f,t} P'_{f,t} \cos \beta_{f,t}, \quad 1 \leq f \leq nm-m \quad (9)$$

$$W_2 = S_{f,t} R_{f,t} \cos \beta_{f,t}, \quad nm-m < f < m-1 \quad (10)$$

$$W_{tc} = W_1 + W_2 \quad (11)$$

式中:

$W_1$  和  $W_2$ ——支护面土压力功率与自由面压缩气体压力功率;

$P'_{f,t}$ ——气压辅助反护模式下的土舱压力系数。

由单位土压力与单位气压力之和同均布单位力的功率相等可求得:

$$P'_{f,t} = -k \left( \frac{Y_{h+1} - Y_h}{2} \right) - \frac{kn^2 D}{2} + knD + 1 \quad (12)$$

此时,按 Matlab 软件计算结果,  $Q$  为土压和气压合力作用点。经计算,该点的竖向坐标为

$$y_Q = kn^2 D \left( \frac{n}{6} - \frac{1}{4} \right) - \frac{D}{2} \quad (13)$$

显然  $y_Q \leq -nD/2$ 。因此可判断合力作用位置处于土压与气压交界面以下。通过相似比例计算,可轻松求得  $\sigma_a$ :

$$\sigma_a = \frac{12 - 6kn^2 D}{12knD - 2n^2 n^3 D^2 + 3k^2 n^2 D^2} - \frac{6kn^2 D + 6kD + 12}{12knD - 2n^2 n^3 D^2 + 3k^2 n^2 D^2} \quad (14)$$

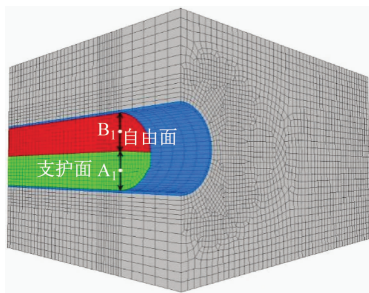
本文研究目的是使坍塌极限支护压力最大化。

应用 Matlab 软件中的 Gradient-Ehanced 优化算法完成。

### 3 开挖面稳定性的数值分析

#### 3.1 建立模型

$n = 0.5$  时的数值模型如图 3 所示。隧道直径  $D$  和覆土厚度  $C$  均为 6 m, 管片衬砌厚度  $d$  为 0.3 m。为避免边界效应影响, 隧道模型长度设置为  $5D$ , 模型尺寸为 30 m (长)  $\times$  24 m (宽)  $\times$  18 m (高)。土体及衬砌参数详见表 1。定义支护区域中心点  $A_1$  极限支护压力比  $\lambda = \text{极限支护压力} / \text{静止土压力}$  ( $\lambda = 1$  时, 极限支护压力 = 静止土压力)。



注:  $A_1$  为支护面中心点;  $B_1$  为自由面中心点。

图 3  $n = 0.5$  时的数值模型

Fig. 3 Numerical model at  $n = 0.5$

表 1 土体及衬砌参数

Tab. 1 Parameters of soil and lining

材料	重度/ ( $\text{kN}/\text{m}^3$ )	黏聚力/ kPa	内摩擦 角/( $^\circ$ )	泊松比	弹性模量/ MPa
土体	18	7	17	0.3	24
衬砌	25			0.2	15 000

#### 3.2 极限支护压力求解

开挖面极限支护压力均采用突变准则确定<sup>[4]</sup>。定义开挖面支护压力微小变化导致支护面中心点水平位移陡增时的支护压力为极限支护压力。计算方法选用改进二分法<sup>[9]</sup>。选取合理的上限与下限是准确计算极限支护压力的关键。选取标准工况 ( $n = 0.5$ ) 时的模型进行计算。本文选取 60 kPa 和 20 kPa 作为支护压力的上下限, 图 4 展示了  $A_1$  点水平速度随计算步  $N$  的变化。当  $\sigma_s = 60$  kPa 时, 计算 1 500 步 (计算步长为 1) 时,  $A_1$  点水平速度已经降为 0; 而  $\sigma_s = 20$  kPa 时, 计算 2 700 步后,  $A_1$  点的水平位移仍在以均匀速率增长。这说明当  $n = 0.50$ 、 $N = 2 700$  步时, 支护压力上下限选取 60 kPa 和 20 kPa 是合理的。

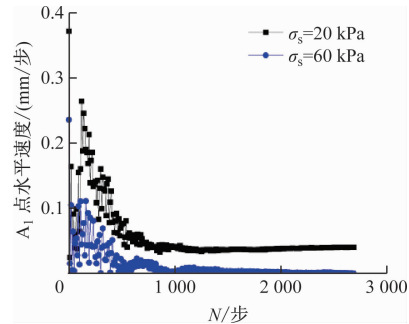


图 4  $A_1$  点水平速度随计算步变化图

Fig. 4 Variation diagram of horizontal velocity at point  $A_1$  with calculation steps

为验证改进二分法的合理性,  $\sigma_s$  从 100 kPa 开始逐步减小, 每一工况计算 10 000 步以确保系统处于塑性流动状态。计算结果如图 5 所示, 曲线拐点出现  $\sigma_s = 45.00$  kPa 处。运用改进二分法进行计算, 所得结果为 46.81 kPa。此结果也与理论结算结果 42.51 kPa 相近, 证明了改进二分法与研究理论的准确性。

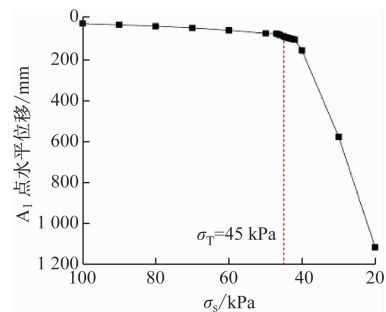


图 5  $A_1$  点水平位移随  $\sigma_s$  变化图

Fig. 5 Variation curve of horizontal displacement of point  $A_1$  with  $\sigma_s$

#### 3.3 理论有效性分析

为验证理论的有效性, 图 6 为  $\lambda$ - $n$  关系曲线。根据理论计算结果与数值模拟所得结果,  $\lambda$  均随  $n$

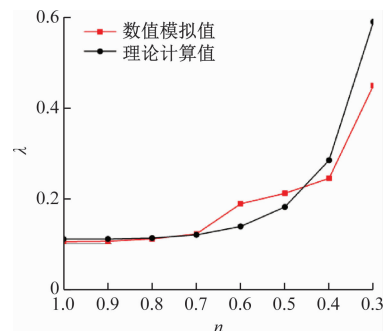


图 6  $\lambda$ - $n$  关系曲线

Fig. 6  $\lambda$ - $n$  relationship curve



的减小而增大。当  $n \geq 0.70$  时,  $\lambda$  的理论计算结果与数值模拟结果呈现较好的一致性, 理论计算值与数值模拟值的差值  $\Delta\lambda \leq 5.00\%$ ; 当  $n = 0.70$  时,  $\Delta\lambda = 4.86\%$ ; 当  $n < 0.70$  时, 两方法所得结果的一致性较差。

此外, 在计算中, 当施加改进二分法所得压力值时,  $B_1$  点水平位移值在  $n = 0.60 \sim 0.70$  区间出现陡增 ( $n = 0.60 \sim 0.70$  时,  $B_1$  点水平位移值增长率为  $746.25\%$ )。根据图 7 中速度云图所示: 当  $n = 0.70$  时, 隧道仍发生全局破坏, 坍塌体下边界由拱底向上延伸; 当  $n \leq 0.70$  时, 施加改进二分法所得极限支护压力不能使得自由面土体继续维持稳定状态。所以, 本文提出的理论计算结果具有一定的限制性, 当  $0.70 \leq n \leq 1.00$  时, 结果具有较强的可信性。

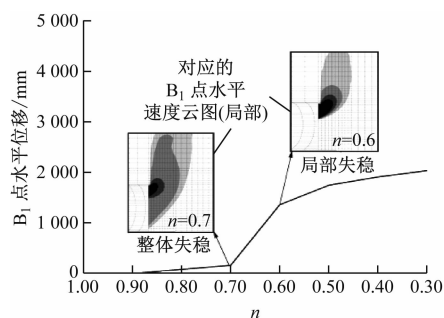


图7  $B_1$  点水平位移与半舱系数关系曲线

Fig. 7 Relation ship curve between horizontal displacement at point  $B_1$  and half-chamber coefficient

## 4 极限支护压力计算结果分析

### 4.1 满舱支护模式下

#### 4.1.1 覆土厚度的影响

极限支护压力比随覆土厚度变化规律如图 8 所示。对于  $n = 0.70, k = 0 \sim 0.30$  的工况, 当  $C \leq 0.5D$  时,  $\lambda$  呈非线性增加, 增长率逐渐减小。除此之外,  $k$  每降低  $0.10$ ,  $\lambda$  的增量就会显著增加。以图 10 中  $C = 0.70D$  工况为例,  $k$  由  $0.30$  降低至  $0.20$  时,  $\sigma_T$

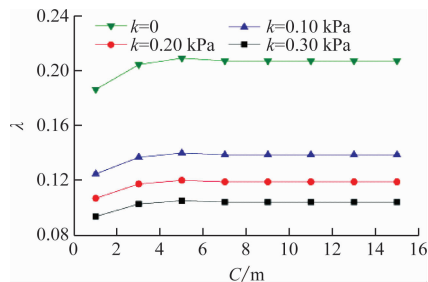


图8 满舱支护下  $\lambda$  随覆土厚度  $C$  变化 ( $n = 0.70$ )

Fig. 8 Variations of full-chamber support  $\lambda$  with cover soil depth  $C$  ( $n = 0.70$ )

增量为  $0.02\gamma D$ , 而  $k$  由  $0.10$  变为均布压力时,  $\sigma_T$  增量为  $0.06\gamma D$ 。说明覆土厚度一定时, 土舱支护压力梯度对  $\sigma_T$  的影响随  $k$  的增大而增大。

#### 4.1.2 土体黏聚力的影响

满舱支护下  $\lambda$  随黏聚力  $c$  变化 ( $n = 1.0$ ) 如图 9 所示。在图 9 中, 随着  $k$  的增加,  $\lambda$  逐渐减小, 且降幅也逐渐减小。除此之外, 在相同的  $k$  和不同的  $c$  下, 随着  $k$  的增大,  $\lambda$  的差值逐渐减小, 说明舱内土体重度越大,  $k$  对  $\lambda$  的影响越小。当  $c = 10$  kPa 时, 对于  $k = 0$  的工况,  $n$  每降低  $0.10$ ,  $\sigma_T$  的最大增长率为  $6.71\%$ 。对于  $n = 0.70$  的工况,  $k$  每降低  $0.1$ ,  $\sigma_T$  的最小增长率为  $19.75\%$ , 这说明当土体黏聚力一定时,  $k$  变化对  $\sigma_T$  的影响远大于支护面高度对  $\sigma_T$  的影响。

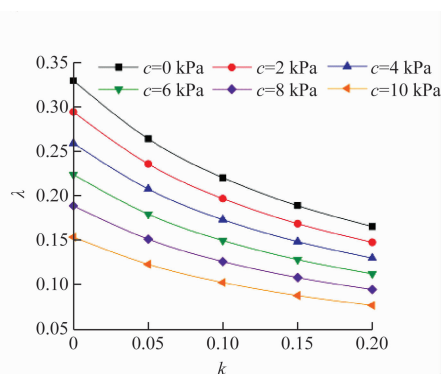


图9 满舱支护下  $\lambda$  随黏聚力  $c$  变化 ( $n = 1.00$ )

Fig. 9 Variations of full-chamber support  $\lambda$  with cohesion  $c$  ( $n = 1.00$ )

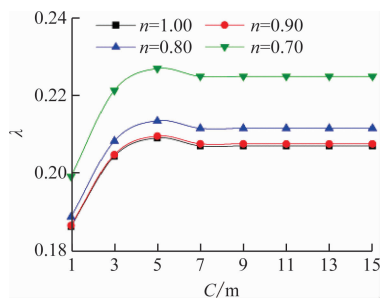
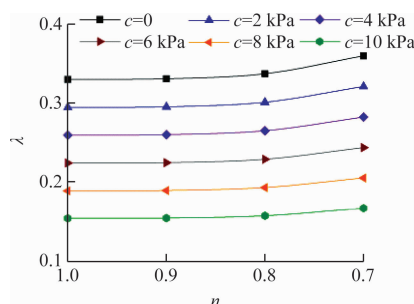
### 4.2 半舱掘进模式

#### 4.2.1 覆土厚度的影响

半舱支护下  $\lambda$  随覆土厚度  $C$  的变化 ( $k = 0$ ) 如图 10 所示。在图 10 中, 对  $C \leq 0.50D$  的工况,  $\lambda$  的平均增长率为  $14.01\%$ 。  $C \geq 0.70D$  时, 由于土拱效应的存在<sup>[3]</sup>,  $\lambda$  达到稳定状态, 基本不发生变化。除此之外, 在相同的覆土厚度和不同的半舱系数  $n$  下, 支护面高度每降低  $0.10D$ ,  $\lambda$  的增量显著增大。以  $C = 0.70D$  的工况为例:  $n \geq 0.90$  时,  $\sigma_T$  没有较大变化, 均为  $0.207\gamma D$ ;  $n$  由  $0.90$  降至  $0.80$  时,  $\sigma_T$  增量为  $0.004\gamma D$ ; 而  $n$  由  $0.80$  降低至  $0.70$  时,  $\sigma_T$  增量为  $0.010\gamma D$ 。

#### 4.2.2 土体黏聚力的影响

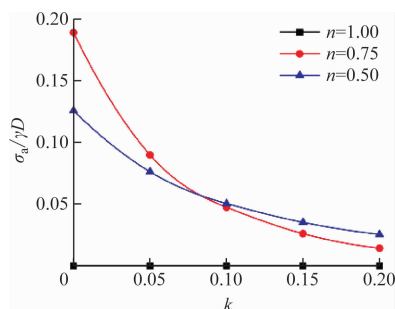
不同土体黏聚力  $c$  下,  $n$  对  $\lambda$  的影响如图 11 所示。随着自由面高度的增加, 极限支护压力呈线性增加, 且增幅较小。  $n = 0.70 \sim 0.80, c = 0$  时, 增长

图 10 半舱支护下  $\lambda$  随覆土厚度  $C$  的变化 ( $k=0$ )Fig. 10 Variations of half-chamber support  $\lambda$  with cover soil depth  $C$  ( $k=0$ )图 11 半舱支护下  $\lambda$  随黏聚力  $c$  的变化 ( $k=0$ )Fig. 11 Variations of half-chamber support  $\lambda$  with cohesion  $c$  ( $k=0$ )

率仅为 6.71%。在相同的支护区域下,  $\sigma_T$  随土体黏聚力  $c$  的减小而增大, 且增长幅度基本不变。

### 4.3 气压辅助工法

采用气压辅助工法时, 在气压支护模式下,  $n$  和  $k$  对气压极限支护压力比 ( $\sigma_a/\gamma D$ ) 的影响如图 12 所示。当  $n=1.00$  时, 此时为满舱掘进模式,  $\sigma_a$  为 0。当  $n=1.00$  时,  $k \leq 0.20$ , 故本文仅讨论  $k$  取 0 ~ 0.20 的情况。可以看出, 随着  $k$  的增加,  $\sigma_a$  呈非线性下降趋势, 且降幅逐渐减小。以  $n=0.75$  工况为例, 对  $k=0 \sim 0.05$  区间的工况,  $\sigma_a$  的降幅为  $0.10\gamma D$ , 对  $k=0.15 \sim 0.20$  区间的工况,  $\sigma_a$  的降幅仅为  $0.012\gamma D$ 。除此之外, 研究发现, 当  $k=0$  时,  $\sigma_a$

图 12 气压支护下 ( $\sigma_a/\gamma D$ ) 随  $k$  及  $n$  的变化Fig. 12 Variations of air pressure support ( $\sigma_a/\gamma D$ ) with  $k$  and  $n$ 

随着支护面高度的增大逐渐升高。  $k$  处于 0.05 ~ 0.10 区间时, 曲线出现交汇点, 此时  $n$  对  $\sigma_a$  的影响较小。而对于  $k=0.10 \sim 0.20$  区间的工况,  $\sigma_a$  的变化规律与  $k=0$  的工况相反,  $\sigma_a$  随着支护面高度的增大逐渐降低。

## 5 结语

一直以来, EPB 盾构半舱掘进以及气压辅助工法对开挖面稳定性的影响都是盾构领域内所关注的问题。本文在前人研究的基础上, 建立了半舱掘进三维对数螺旋线坍塌模型, 考虑了支护面高度和支护压力梯度的影响, 探讨了多种掘进模式下覆土厚度、隧道直径、土体参数对极限支护压力的影响, 主要结论如下:

半舱掘进模式下, 在有效自由面高度范围内, 随着支护面高度的降低, 支护面中心点极限支护压力呈增大趋势, 且增长率也缓慢增大。覆土厚度、黏聚力、内摩擦角对极限支护压力的影响也逐渐增强。当舱内渣土高度  $\leq 0.80D$  时, 影响效果逐渐显现。当支护压力系数取极限值时, 极限支护压力结果与均布形式结果相差近 50%。因此, 在开挖面稳定性问题中考虑舱内渣土重度对支护力分布形式的影响是十分有必要的。随着支护压力梯度的增大, 覆土厚度、隧道直径、土体黏聚力、内摩擦角对极限支护压力的影响逐渐减弱。随着支护面高度的降低, 土舱压力系数对压气极限支护压力的影响越来越小。土舱支护压力梯度较小时, 支护面高度越大, 压气极限支护压力越大。土舱压力梯度接近极限值时, 支护面高度越大, 压气极限支护压力越小。

## 参考文献

- [1] 朱伟, 钱勇进, 王璐, 等. 土压平衡盾构不满舱施工遇到的问题及对策[J]. 中国公路学报, 2020, 33(12): 224.  
ZHU Wei, QIAN Yongjin, WANG Lu, et al. Problems and measures of earth pressure balance shield during construction with the unfilled chamber[J]. China Journal of Highway and Transport, 2020, 33(12): 224.
- [2] 朱合华, 张子新, 廖少明. 地下建筑结构[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005.  
ZHU Hehua, ZHANG Zixin, LIAO Shaoming. Underground Structures[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2005.
- [3] JI X, NI P, BARLA M, et al. Earth pressure on shield excavation face for pipe jacking considering arching effect[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2018, 72: 17.

(下转第 226 页)

线运行中产生的问题,双方提前协商或及时协调解决;统一管理模式下,不同层级轨道交通设置统一的共线协调运营控制中心进行集中调度指挥。

4) 运营单位应结合线路资产权限和共线段管理模式,明确不同运营单位间调度指挥权限的划分范围,确定共线段调度指挥的协调方式和协调办法,以及正常、非正常和应急情况下调度指挥方案。

5) 运营单位应根据共线段线路设计运能、客流需求和设备技术条件,编制共线段列车运行图,并根据列车运行情况 and 旅客出行规律及变化,及时调整和优化共线段列车运行图。

## 4 结语

1) 目前国内不同层级调度指挥独立运行,都市圈轨道交通一体化依赖于调度指挥一体化管理。

2) 代管模式、集中办公模式和统一管理方式是解决共线段调度指挥一体化问题的可选择方案。

3) 采用 TOPSIS 评估法对方案进行评价,结果表明,代管模式或统一管理调度指挥模式具有综合优势,可作为运营企业科学决策的依据。

## 参考文献

- [1] 朱资岳,何嘉祺,叶玉玲. 市域列车与城际列车共线运营开行方案优化研究[J]. 铁道学报, 2024, 46(5): 1.  
ZHU Ziyue, He Jiaqi, YE Yuling. Optimization research on train operation plan for co-line mode between suburban railway and intercity railway [J]. Journal of the China Railway Society, 2024, 46(5): 1.
- [2] 胡康琼. 基于长三角一体化的上海轨道交通融合发展策略

- [J]. 城市轨道交通研究, 2024, 27(1): 6.  
HU Kangqiong. Shanghai rail transit integration development strategy based on Yangtze River Delta integration [J]. Urban Mass Transit, 2024, 27(1): 6.
- [3] 叶玉玲,周文涛,何嘉祺,等. 都市圈轨道交通网互联互通运营模式研究[J]. 现代城市轨道交通, 2023(2): 1.  
YE Yuling, ZHOU Wentao, HE Jiaqi, et al. Research on interoperability patterns for metropolitan rail transit [J]. Modern Urban Transit, 2023(2): 1.
- [4] 杨金凤. 市域铁路调度指挥系统管控一体化方案探讨[J]. 交通与港航, 2024, 11(1): 28.  
YANG Jinfeng. Discussion on the integrated management and control scheme of urban railway dispatching command system [J]. Communication & Shipping, 2024, 11(1): 28.
- [5] 彭磊,王多宏. 重庆轨道交通一体化运营调度系统研究[J]. 铁道运输与经济, 2024, 46(1): 133.  
PENG Lei, WANG Duohong. Integrated operation and dispatching system in Chongqing rail transit [J]. Railway Transport and Economy, 2024, 46(1): 133.
- [6] 禹丹丹,陈文,徐晓波,等. 国外地铁线网调度指挥模式对北京地铁的启示[J]. 都市快轨交通, 2023, 36(4): 154.  
YU Dandan, CHEN Wen, XU Xiaobo, et al. Dispatch and command mode of foreign urban rail transit network: lessons for Beijing subway [J]. Urban Rapid Rail Transit, 2023, 36(4): 154.

· 收稿日期:2024-09-20 修回日期:2024-10-25 出版日期:2025-04-10  
Received:2024-09-20 Revised:2024-10-25 Published:2025-04-10  
· 第一作者:曹锋,高级工程师,caofeng@163.com  
通信作者:朱资岳,博士研究生,ziyue\_zhu94@163.com  
· ©《城市轨道交通研究》杂志社,开放获取 CC BY-NC-ND 协议  
© Urban Mass Transit Magazine Press. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license

(上接第 222 页)

- [4] KIRSCH A. Experimental investigation of the face stability of shallow tunnels in sand [J]. Acta Geotechnica, 2010, 5(1): 43.
- [5] LI Y, EMERIAULT F, KASTNER R, et al. Stability analysis of large slurry shield-driven tunnel in soft clay [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2009, 24(4): 472.
- [6] ANAGNOSTOU G, PERAZZELLI P. The stability of a tunnel face with a free span and a non-uniform support [J]. Geotechnik, 2013, 36(1): 40.
- [7] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A H. Rotational failure mechanisms for the face stability analysis of tunnels driven by a pressurized shield [J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2011, 35(12): 1363.
- [8] 陈惠发. 极限分析与土体塑性 [M]. 詹世斌,译. 北京: 人民交通出版社, 1995.

- CHEN Huifa. Limit analysis and soil plasticity [M]. ZHAN Shibin, trans. Beijing: China Communications Press, 1995.
- [9] 王发民,孙振川,李凤远,等. 浅覆土超大直径泥水盾构隧道开挖面稳定性研究 [J]. 施工技术, 2020, 49(7): 58.  
WANG Famin, SUN Zhenchuan, LI Fengyuan, et al. Study on face instability of shallow slurry shield tunnel with large diameter [J]. Construction Technology, 2020, 49(7): 58.

· 收稿日期:2023-01-18 修回日期:2023-02-18 出版日期:2025-04-10  
Received:2023-01-18 Revised:2023-02-18 Published:2025-04-10  
· 通信作者:郑维刚,高级工程师,1030420486@qq.com  
· ©《城市轨道交通研究》杂志社,开放获取 CC BY-NC-ND 协议  
© Urban Mass Transit Magazine Press. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license