

# 基于极限下限法的水下盾构带压开仓支护力确定方法及应用

游钰阳<sup>1</sup>, 李雨哲<sup>2</sup>, 阳军生<sup>\*1</sup>, 郑响凑<sup>1</sup>, 孙锐<sup>3</sup>, 耿传政<sup>4</sup>

(1. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075; 2.中国电建集团中南勘测设计研究院有限公司, 湖南 长沙 410075; 3. 安徽理工大学土木建筑学院, 安徽 淮南 232001; 4. 中铁十四局集团隧道工程有限公司, 山东 济南 250000)

**摘要:** 水下盾构带压开仓是盾构施工风险管控的关键难点, 维持开挖面稳定对确保开仓安全至关重要。本文提出一种考虑稳态渗流影响的网格自适应下限有限元分析方法, 基于此建立了水下盾构隧道带压开仓开挖面稳定性分析模型, 分析考虑渗流作用下的开挖面失稳主动和被动破坏模式并确定了相应的极限支护力。结果表明, 渗流作用在一定程度上改变了开挖面失稳破坏模式, 进而加大了开挖面失稳风险。在此基础上, 依托实际海底盾构隧道工程, 提出了基于下限有限元法的盾构带压开仓支护气压动态设定方法, 相比传统规范设定方法可安全、有效地减少48%以上的安全冗余, 优化后的支护气压仅为传统设定值的50.7%。此外, 整体开仓作业时间缩短为1~3天, 现场应用效果良好, 该方法可为现场停机工点开挖面稳定性评价及带压进仓工作的支护气压优化设定提供指导和依据。

**关键词:** 下限有限元; 地下水渗流; 稳定性分析; 极限支护力; 带压开仓

中图分类号: TU432 文献标识码: A 文章编号:

## Optimizing method for support pressure in the underwater shield tunnel excavation chamber opening using lower bound finite element method and its applications

YOU Yuyang<sup>1</sup>, LI Yuzhe<sup>2</sup>, YANG Junsheng<sup>\*1</sup>, ZHENG Xiangcou<sup>1</sup>, SUN Rui<sup>3</sup>, GENG Chuanzheng<sup>4</sup>

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China; 2. Power China Zhongnan Engineering Co., Ltd., Electrical Engineering, Changsha 410014, China; 3. School of Civil Engineering and Architecture, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China; 4. China Railway 14th Bureau Group Tunnel Engineering Co., Ltd., Jinan 250000, China))

**Abstract:** The excavation chamber opening in underwater shield tunneling is a critical challenge in risk management during tunnel construction, and maintaining the stability of the excavation face at shutdown work site is crucial for ensuring the safe excavation. This study proposes an adaptive lower bound finite element analysis method that considers the effects of seepage, establishing a stability analysis model for the excavation face during pressurized chamber operations in underwater shield tunneling. The model analyzes both active failure mode and passive failure mode of the excavation face under seepage influence and determines the corresponding ultimate support pressure. The results indicate that seepage force significantly alters the failure modes of the excavation face and greatly increases the risk of instability. Based on the undersea shield tunnel project, a dynamic setting method for support pressure during pressurized chamber operations is proposed, utilizing lower bound finite element analysis. Compared to traditional conservative methods, this approach safely and effectively reduces safety redundancy by over 48%, and the optimized support pressure is only 50.7% of the traditional value. In addition, the overall excavation chamber opening operational time is shortened to 1 to 3 days. The proposed method provides guidance and a basis for evaluating the stability of the excavation face and optimizing support pressure settings for excavation chamber opening operations.

**Key words:** lower limit finite element; groundwater seepage; stability analysis; ultimate support force; opening bunker with pressure

## 0 引言

盾构法目前广泛应用于我国各类隧道及地下工程的建造与开发。在采用盾构法施工时, 需要停机开仓进行刀具检查和更换, 根据压力仓气压条件可将停机开仓分为常压开仓作业和带压开仓作业。常压开仓因其成本较低、快速高效等特点成为换刀作

业的首选方法<sup>[1]</sup>。然而, 水下盾构由于地层自稳能力差、渗透性大, 为维持开挖面稳定, 通常需要控制支护压力与开挖面土水压力保持平衡, 进行带压开仓作业。相较于常压开仓, 带压开仓作业施工风险

基金项目: 国家自然科学基金项目(52378422、52408412、52308425)

收稿日期:

\*通信作者 (jsyang@csu.edu.cn)

高、成本高，技术难度高<sup>[2]</sup>。在富水地层中，受地层强渗透性及高地下水位的影响，渗流作用将对开挖面开挖土体产生渗流力，对开挖面稳定性产生不利影响，在停机开仓时设定合理的开仓支护力是保持开挖面稳定性、保障盾构安全开仓换刀的重要前提<sup>[3]</sup>。

目前研究盾构隧道开挖稳定性及支护力设定问题主要采用模型试验<sup>[4,5]</sup>、理论分析<sup>[6]</sup>、数值模拟<sup>[7,8]</sup>等手段，其中极限分析法有着较严格的力学理论基础，能够准确获取临界破坏荷载上下限解，该类方法在隧道开挖面稳定性分析中取得了较多成果：LECA等<sup>[9]</sup>基于极限分析法提出双锥体坍塌破坏模式，对隧道稳定性进行分析；孙锐等<sup>[10-12]</sup>和Zheng等<sup>[13]</sup>利用基于自适应网格加密技术的极限分析下限有限元法，从二维或三维上对隧道开挖面稳定性问题进行了分析；Di等<sup>[14]</sup>基于极限分析上限法建立了各向异性渗流隧道围岩稳定性的分析模型，认为水压力和渗透作用各向异性对极限支护力和破坏范围均有显著影响；Hou等<sup>[15]</sup>采用极限分析的动力学方法，从地层类型、渗透时间和埋深三个方面分析了非饱和瞬态条件下三维隧道开挖面稳定性。

上述研究表明极限上下限法均适用于确定极限支护力和破坏形态，并指出隧道开挖面发生渗流作用的不利影响不容忽视，然而既有研究仍存在以下不足：一方面，既有研究多以无渗流的假定破坏模式考虑渗透力作用或结合数值模拟手段对破坏模式进行修正，难以符合真实破坏情况，一定程度上影响了极限支护力的计算精度。另一方面，在水下盾构带压开仓支护气压确定方法上仍缺乏成熟的研究。目前关于盾构停机带压开仓的研究则多集中在完善工艺流程和优化施工技术方面，重点关注压力仓的气密性及保压技术<sup>[16]</sup>，优化换刀作业技术<sup>[17]</sup>以提高工作效率，实际工程中多依据规范<sup>[17]</sup>保守设定带压开仓支护气压值。因此，亟需根据实际地质条件对停机位置开挖面稳定性进行快速评价，确定开仓支护力。

针对上述问题和不足，本文提出考虑开挖面渗流作用的自适应极限下限有限元方法，分析考虑渗透力作用下的开挖面破坏模式，进行极限支护力计算，从而实现对水下盾构开挖面稳定性的快速评价，同时提出带压开仓工作支护气压设定的动态优化方法，并结合工程案例进行验证，为水下盾构带压开仓开挖面稳定性分析及开仓支护力设定提供依据。

## 1 渗流作用下极限分析下限有限元法

### 1.1 渗流作用下极限下限法分析流程

极限分析下限有限元法的基本思路是通过构造静力许可应力场，进而求解极限荷载的下限值。考虑渗流作用下的极限下限法分析流程如图1所示，首先通过引入有限元法的思想，将力学模型计算域进行离散，从而以单元节点应力为未知量，在整个计算域构造静力许可应力场。在此基础上，采用水土分算法考虑渗流作用，单独求解土体渗流场并将水的作用效应转化为单元体等效体力，并构建基于Mohr-Coulomb 屈服准则约束的二阶锥优化模型，作为优化问题进行求解。最后，引入自适应网格加密技术进行迭代求解，从而获得不断逼近严格下限解的最优求解结果。

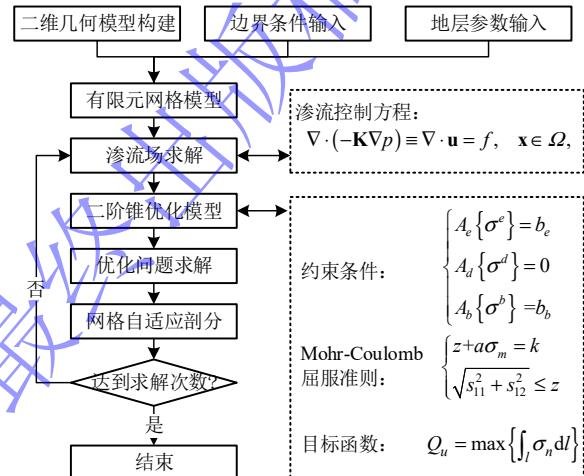


图1 渗流作用下的极限分析下限法求解流程

Fig.1 Lower bound method solution process with seepage

### 1.2 渗流条件处理方法

在岩土工程中考虑地下水作用时，主要采用水土分算与水土合算两种分析计算模式(如图2所示)，可以证明二者在稳态渗流场中具有等效性<sup>[18]</sup>。本文采用水土分算法，将水的作用效应采用浮力 $G_w$ 和渗透力 $\gamma_w$ 来实现，并将其作为等效体力 $\gamma'_w$ 进行施加，即在计算域离散后对处于渗流域内的每一个单元体施加相应的渗透力、浮力来等效考虑地下水渗流作用。

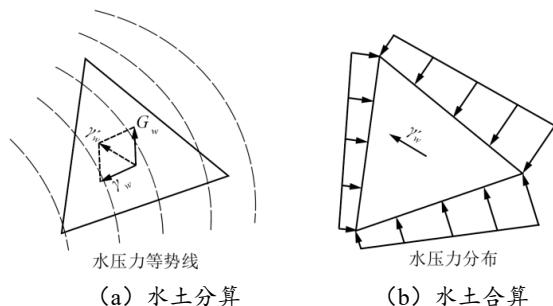


图2 渗流作用的两种表现形式  
Fig.2. Two manifestations of seepage effects

在稳态渗流条件下描述岩土体渗流场内部总水头分布规律, 利用不可压缩流体的连续性原理, 可采用满足达西定律的二维平面渗流场控制方程描述:

$$\nabla \cdot (-\mathbf{K} \nabla p) = \nabla \cdot \mathbf{u} = f, \quad \mathbf{x} \in \Omega \quad (1)$$

式中:  $\Omega \subset \mathbb{R}^2$  为渗流计算域,  $p$  为待求解的水压力,  $\mathbf{u}$  为达西速度,  $\mathbf{K}$  为渗透率张量,  $f$  为流体的源项或汇项。

在进行下限分析时, 首先采用三节点三角形线性单元对二维几何模型进行离散, 进而在离散区域内进行渗流场及优化问题求解。通过有限差分原理编制相应计算程序实现渗流场求解, 获得各单元节点水头。假定单元内部的水头线性变化, 可结合线性插值法求解单元内部的渗透力  $\gamma'_w$ , 将其视为与重力  $\gamma'$  相似的体力  $\gamma'_w$ , 单元内部体力如图3所示。

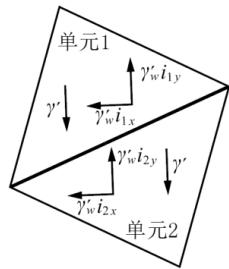


图3 渗流作用下的相邻单元内部体力示意图

Fig. 3 Schematic illustration of internal body forces in neighboring elements with seepage

### 1.3 约束条件构建

#### (1) 静力平衡条件

在渗流条件下, 为满足单元静力平衡条件, 每个三角形单元内部的应力须遵守以下约束:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= \frac{\partial h}{\partial x} \gamma'_w, \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} &= \gamma' + \frac{\partial h}{\partial y} \gamma'_w. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中:  $\gamma'$  和  $\gamma'_w$  分别为重力和渗流等效体力,  $(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy})$  为单元内部任意点的应力分量, 式(2)转化为矩阵形式为:

$$A_e \{ \sigma^e \} = b \quad (3)$$

#### (2) 应力间断条件

为提高计算精度, 允许相邻单元在公共边上应力间断。为满足平衡条件, 应力间断面上的法向正应力  $\sigma_n$  和切向剪应力  $\tau$  须连续。假设任意相邻的单元为A和B, 相邻单元的两对相邻节点分别编号为1和2, 可求得相邻节点对上的应力分量满足如下关系:

$$\sigma_{n1}^A = \sigma_{n1}^B; \sigma_{n2}^A = \sigma_{n2}^B; \tau_1^A = \tau_1^B; \tau_2^A = \tau_2^B \quad (4)$$

进一步的, 公共边上的正应力  $\sigma_n$  和剪应力  $\tau$  与整体坐标系下的单元节点应力分量  $(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy})$  的转化关系如下:

$$\begin{bmatrix} \sigma_n \\ \tau \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中  $T$  为:

$$T = \begin{bmatrix} \sin^2 \theta_d & \cos^2 \theta_d & -\sin 2\theta_d \\ -\frac{1}{2} \sin 2\theta_d & \frac{1}{2} \sin 2\theta_d & \cos 2\theta_d \end{bmatrix} \quad (6)$$

将式(6)代入式(5), 节点在整体坐标下的应力分量矩阵形式表示为:

$$A_d \{ \sigma^d \} = 0 \quad (7)$$

#### (3) 边界条件

对于二维平面问题, 只要边界上的每个单元边的两个节点均满足应力边界条件, 即能够保证边界条件在整个边界上满足; 进一步地可转化为整体坐标系下的应力边界约束条件, 其矩阵形式可表示为:

$$A_b \{ \sigma^b \} = b_b \quad (8)$$

### 1.4 屈服准则条件构建

假定岩土体遵循Mohr-Coulomb屈服准则, 对于平面应变问题, 假定拉应力为正, 其屈服函数为:

$$\sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} + (\sigma_x + \sigma_y) \sin \phi \leq 2c \cos \phi \quad (9)$$

式中:  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}$  为土体应力,  $c$  为土体黏聚力,  $\phi$  为土体内摩擦角。进一步可将屈服函数转为二阶锥域形式如下<sup>[11]</sup>:

$$\left. \begin{aligned} z + a\sigma_m &= k \\ \sqrt{s_x^2 + \tau_{xy}^2} &\leq z \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

式中:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_m &= \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y), \\ s_x &= \sigma_x - \sigma_m, \\ a &= \sin \phi, \\ k &= c \cos \phi. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

综上所述, 可构建出极限分析下限有限元法的标准求解方程组如下:

$$\left. \begin{aligned} \max \beta & , \\ A_e \sigma = b_e & , \\ A_d \sigma = 0 & , \\ A_b \sigma = b_b & , \\ f(\sigma) \leq 0 & . \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式中:  $A_e$ 、 $b_e$ 为单元内部应力平衡条件的系数矩阵;  $A_d$ 为单元之间应力平衡条件(应力间断)的系数矩阵;  $A_b$ 、 $b_b$ 为边界条件系数矩阵;  $\sigma$ 为单元节点应力矩阵;  $f(\sigma) \leq 0$ 为屈服准则条件;  $\max \beta$ 为目标函数, 将作用在开仓开挖面边界上的支护荷载作为破坏荷载, 则目标函数可定义为:

$$Q_u = \max \left\{ \int_l \sigma_n dl \right\} \quad (13)$$

式中:  $Q_u$  为破坏荷载;  $\sigma_n$  为边界上法向荷载。

### 1.5 自适应网格加密技术

本文在分析过程中引入基于屈服残余的网格自适应加密策略, 采用单元屈服残余即单元接近屈服的程度  $\eta_j$  来作为加密权重, 单元按照  $\eta_j$  从大到小进行排序并选取靠前一定比例  $k$  的单元进行加密<sup>[11,19]</sup>。根据更新后的网格信息从渗流分析开始重新进行优化计算。该方法不仅能实现较高求解精度和计算效率, 而且能对核心破坏区域的单元进行自动识别与加密, 加密后的网格能够将破坏形态清晰的呈现出来, 从而有效自动构建出考虑渗流影响下的真实破坏模式。

## 2 水下盾构隧道停机开仓开挖面稳定性分析及支护力确定

### 2.1 停机开仓开挖面失稳类型与风险

在开展盾构进仓工作前会在开挖面前方施作一层致密的泥膜和其他封堵措施保证仓内的水密封性。在带压开仓的条件下, 还需通过增加仓内空气压力提供开挖面支护力, 以维持开挖面稳定。盾构开仓时开挖面的失稳破坏通常分为主动破坏和被动破坏, 主要原因是开挖面缺乏合理的支护力。当支护力过小或未及时支护时, 发生主动破坏(如图4 (a)), 导致前方岩土体向后方刀盘挤入, 并引发地表塌陷; 而支护力过大时, 则可能出现被动破坏(见图4 (b)), 进而引起地表隆起。与此同时, 开挖面失稳也会引起封堵措施失效, 导致水体突涌, 严重影响开仓作业施工安全。

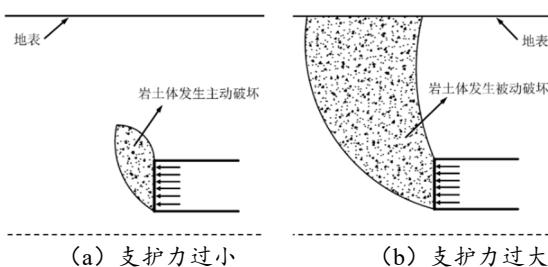


图4 开挖面破坏模式示意图<sup>[21,14]</sup>

Fig 4 Schematic diagram of failure mechanisms of tunnel faces

### 2.2 停机开仓开挖面稳定性分析

#### (1) 模型构建与参数设置

采用极限分析下限有限元法, 建立水下盾构隧道停机开挖面稳定性计算模型及相应边界条件如图5所示。根据第3节的工程实际情况, 将盾构开挖直径  $D$  取 10m,  $C$  为埋深, 覆跨比  $C/D$  设置为 3, 隧道长取 20m; 隧道下方延伸长度初始设置为 20m, 模型水平宽度初始设置为 70m, 并根据试算获得的破坏范围动态调整隧道下方延伸长度和水平宽度以完整反映破坏形态。假定岩土体为均一的强透水性地层且服从 Mohr-Coulomb 屈服准则, 地层处于稳态渗流。盾构开挖面为完全排水边界, 隧道上下方边界及模型两侧边界均为不透水边界。为简化分析, 水位线以下饱和重度  $\gamma$  取 20kN/m<sup>3</sup>, 水位线以上地层的天然重度取 18kN/m<sup>3</sup>, 内摩擦角和黏聚力根据工况设定, 并假定水位线上下地层强度一致。进行岩土体强度、隧道埋深等参数的影响规律分析时, 水位线均设置于地层上表面。

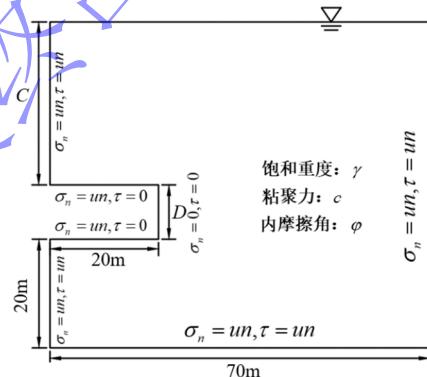


图5 水下盾构隧道计算模型及边界条件

Fig5 Model and boundary conditions for underwater shield tunnel

#### (2) 极限支护力分析

对开挖面发生两种破坏模式下的极限支护力  $P$  进行求解。计算当  $c$  取 5kPa、15kPa 及 30kPa 时, 不同  $\varphi$  值下主动破坏极限支护力  $P_1$  和被动破坏极限支护力  $P_2$ , 并采用既有极限有限元分析软件 OPUTM G2 进行验证, 相关计算结果如图6和图7所示。极限支护力  $P_1$ 、 $P_2$  计算结果均与 OPUTM G2 计算结果接近(误差 2% 以内), 可见本文方法可以实现地下水渗流条件下开挖面极限支护力的有效计算。

由图6和图7可知, 在渗流条件下  $c$  和  $\varphi$  均与  $P_1$  呈负相关, 而与  $P_2$  呈正相关。此外在渗流排水条件下保持开挖面稳定所需的极限支护力  $P_1$  比无渗流时要大, 即便土体强度参数较高, 地下水渗流对开挖面稳定性的不利影响也不可忽视, 其所需的最小支护力  $P_1$  明显高于无渗流情况。而在支护力过大的情况

下, 富水地层开挖也更容易发生被动破坏。上述分析表明, 地下水渗流对不同强度参数岩土体的开挖稳定性影响均是不利的, 具有更大失稳风险。进一步通过对比还可发现, 渗流排水与无渗流的极限支护力差值随着 $\phi$ 和 $c$ 的增大而增大。以 $c$ 取5kPa的计算工况为例, 当 $\phi=5^\circ$ 时,  $P_1$ 在考虑渗流条件下比无渗流大13.6%,  $P_2$ 考虑渗流比无渗流小7.95%; 当 $\phi=35^\circ$ 时,  $P_1$ 在考虑渗流条件下比无渗流大311.6%,  $P_2$ 考虑渗流比无渗流小29.5%, 说明地下水渗流对土体强度较高的地层稳定性影响更大, 充分表明在水下盾构开挖面稳定性分析时考虑渗流计算的必要性。

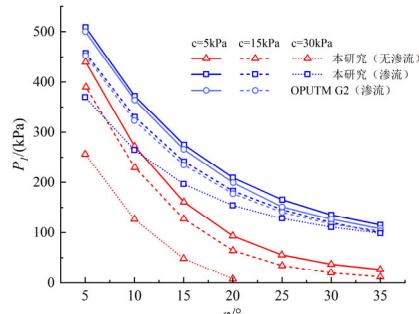


图6 主动破坏临界支护力 $P_1$ 对比

Fig6 Comparison of active limit support pressure  $P_1$

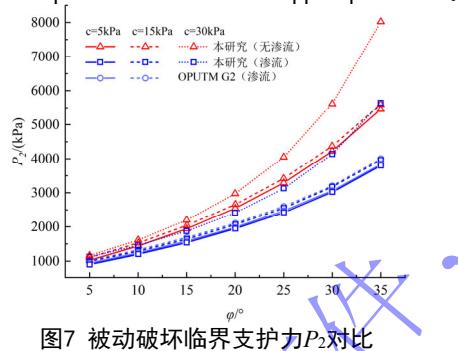


图7 被动破坏临界支护力 $P_2$ 对比

Fig7 Comparison of passive limit support pressure  $P_2$

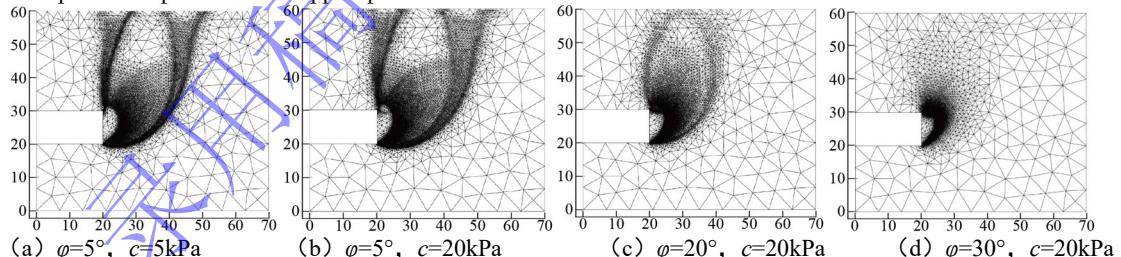


图8 渗流条件下主动破坏模式的破坏形态(自适应加密12次, 单位: m)

Fig8 Active failure mode under seepage condition (Adaptive refinement 12 times, unit: m)

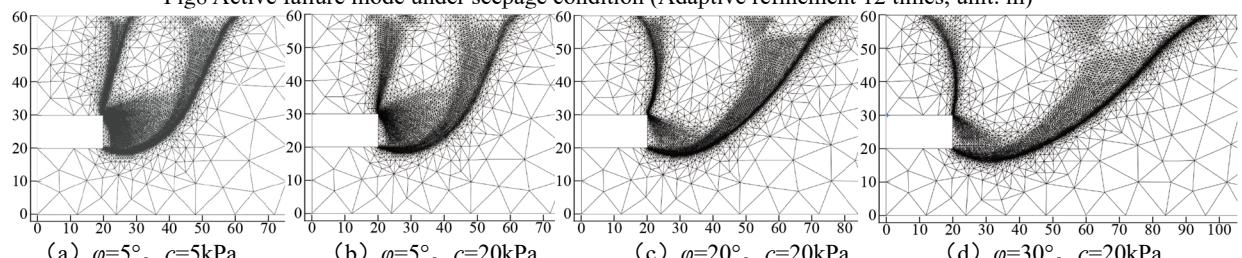


图9 渗流条件下被动破坏模式的破坏形态(自适应加密12次, 单位: m)

Fig9 Passive failure mode under seepage condition (Adaptive refinement 12 times, unit: m)

### (3) 破坏模式分析

利用自适应网格加密技术可直观反映出开挖面失稳的破坏形态, 图8和图9分别给出了渗流排水条件下加密后的网格呈现出的主动破坏和被动破坏临界状态的破坏形态。

对比图8 (a) 和 (b) 以及如图9 (a) 和 (b) 可以发现, 在相同的 $\phi$ 下,  $c$ 取5kPa和20kPa的破坏区域和形态基本相似, 可见 $c$ 值对发生主动破坏或被动破坏的形态和范围影响很小。由图8 (b) ~ (d) 可知, 随着内摩擦角 $\phi$ 增大, 开挖面前方的主动破坏范围逐渐减小。当内摩擦角 $\phi$ 较小时, 开挖面前方土体发生大范围破坏, 并向上发展延伸至地表的滑动破坏带, 呈现一种整体破坏模式, 内摩擦角 $\phi$ 较大时, 仅在开挖面前方土体发生局部破坏, 这与文献<sup>[20]</sup>和文献<sup>[21]</sup>中得到的渗透力对开挖面主动破坏形态的影响规律相似。

由图9 (b) ~ (d) 可知, 渗流排水条件下开挖面发生被动破坏时, 均从开挖面顶部发展出一条向上延伸至地表的破坏带, 并从前方发展出一条斜向上、同样延伸至地表的破坏带, 使得中间大范围的岩土体向上挤出, 呈现“漏斗”状的隆起破坏模式。随着内摩擦角 $\phi$ 增大, 发生被动隆起破坏的范围也越大, 两条破坏带明显向两侧扩张, 地层上表发生隆起的区域随之明显变宽, 在当前设置工况下, 当 $\phi$ 取 $30^\circ$ 时地层上表甚至隆起的区域长度可达7倍洞径, 这与Di等<sup>[4]</sup>和Wong等<sup>[5]</sup>通过模型试验和有限元模拟获得的破坏机制相同, 且与Yang等<sup>[22]</sup>利用OptumG2软件获得的破坏形态相似。

#### (4) 水位高度影响分析

考虑水位高度对开挖面稳定性影响, 以模型底面做水头基准线, 设置不同水位高度(控制水位线距盾构隧道拱顶高度 $H_w$ 与盾构直径 $D$ 之比), 计算不同水位高度下开挖面的主动临界支护力 $P_1$ , 绘制不同水位下 $\varphi$ 与 $P_1$ 的关系曲线如图10所示。对于水位线在地层之上时, 上覆水自重以等值均布荷载的形式施加在地层上表面。

由图10可知, 水位高度对 $P_1$ 的影响较显著, 总体呈现 $H_w/D$ 越大,  $P_1$ 越大的规律, 并且水位高度对 $P_1$ 的影响随着 $\varphi$ 值减小而加强。此外, 水位高度在地层中与在地表以上对 $P_1$ 的影响强度表现有所不同, 且与 $\varphi$ 值大小有关。 $\varphi$ 值较小时, 水位在地表以上时 $P_1$ 随覆水高度增加而显著增大, 而水位在地层时增幅较小, 这表明 $P_1$ 在 $\varphi$ 值较低的地层中对地表水位变化较为敏感。在 $\varphi$ 值较大时,  $P_1$ 则随 $H_w/D$ 近似线性增长。总体而言, 在盾构开挖时, 水位越高、内摩擦角越低的地层更容易发生主动破坏。

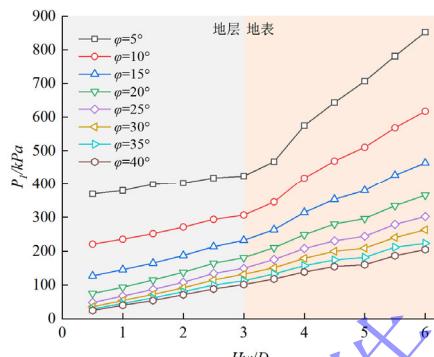


图10 不同 $\varphi$ 值下水位高度 $H_w/D$ 对 $P_1$ 的影响曲线 ( $c=20\text{kPa}$ )  
Fig10 Curve of water level height  $H_w/D$  on  $P_1$  for different values of  $\varphi$  ( $c=20\text{kPa}$ )

### 2.3 带压开仓支护气压动态设定方法

带压进仓作业前设定合理的支护气压是保证作业安全的重中之重, 《盾构法开仓及气压作业技术规范》(CJJ 217-2017)<sup>[17]</sup>给出的进仓气压 $P_s$ 计算方法如下:

$$P_s = \sum K_i \gamma_i Z_i + \sum K_j \gamma'_j Z_j + \gamma_w Z_w \quad (14)$$

式中:  $K_i$ 、 $K_j$ 分别为水位上下各岩土层的静止土压力系数;  $\gamma_i$ 、 $\gamma'_j$ 、 $\gamma_w$ 分别为水位上下各土层的重度、浮重度及水的重度;  $Z_i$ 、 $Z_j$ 、 $Z_w$ 分别为水位上下各土层厚度及水位高度。

由上式可知, 规范法给出的支护气压能完全平衡水土分算叠加的水压和土体侧压, 但其未考虑岩土体自稳能力和渗流对稳定性的不利影响。这导致在地层条件较好、围岩自稳能力强时, 支护气压设

定过于保守, 导致完整开仓流程耗时过长、保压困难、人员进仓作业效率低且存在高压作业安全风险, 在很大程度上延缓了工程进展, 耗时耗力。因此, 有必要提出一种考虑岩土体自稳能力和渗流作用的支护气压优化设定方法。

为保证在开挖面不排水的情况下, 初始设定支护气压 $P_s$ 能够维持围岩稳定, 同时在发生开挖面渗流排水时具有安全余量, 保证开挖面围岩在渗透力作用下不发生失稳破坏,  $P_s$ 应同时满足上述两种情况的围岩稳定要求:

$$P_s \geq P_0 = P_{lu} + \omega P_w \quad (15)$$

$$P_s \geq P_{ld} \quad (16)$$

式中:  $P_{lu}$ 为不排水条件下采用极限分析下限有限元法计算的主动临界支护力, 自稳时取0;  $P_{ld}$ 为排水条件下采用极限分析下限有限元法计算的主动临界支护力, 自稳情况下取0;  $P_w = \gamma_w Z_w$ , 即全部静水压力;  $\omega$ 为静水压力折减权重。值得注意的是, 实际地层具有一定的隔水性, 本文考虑极端情况, 以应对特殊断裂带、详勘孔等影响可能造成地表水连通等极端风险, 分析过程中考虑不折减静水压力, 即 $\omega=1$ 。

在满足式(15)、式(16)的前提下, 根据现场施工条件、地质情况以及开挖面稳定性分析, 提出一种适用于富水地层中正常不排水条件和极端排水条件下维持开挖面围岩稳定的支护气压动态优化设定方案如下:

#### (1) 设定仓内支护气压初始值

首先定义初始仓内支护气压设定值 $P_s$ :

$$P_s = \max(P_0, K_d P_{ld}) \quad (17)$$

式中:  $K_d$ 为考虑极端排水条件下的仓内支护气压设定安全系数, 本文中取 $K_d=2.0$ 。

#### (2) 分级减压和保压试验

考虑到现场地质复杂多样, 因此有必要结合现场的减压和保压试验进行确定最终实际工作气压 $P_s$ , 以检验停机位置地下水情况并观察开挖面的完整性, 验证用于计算采用的地层参数的可靠性。减压试验初始气压设置为 $1.5P_s$ , 采用分级减压形式, 以 $0.1P_s$ 的梯度进行分级减压试验, 每级停留10min, 同时观察液位高度变化, 停留期间液位上涨方量不超过 $10\text{m}^3$ 且均为清水的情况下, 可减压至下一梯度。当减压试验过程中出现液位上涨较快的情况, 立即提高支护气压至 $1.5P_s$ , 并进行气密性检测等检查工作, 同时过程中实时观察开挖面有无异常。

进仓工作气压根据减压试验反馈动态调整, 当仓内减压至 $P_s$ 时若液位高度满足上述条件, 开始进

行2个小时的保压试验。当保压期间,仓内液位较稳定,且空压机的补气量<10%时,即可以满足进仓要求,可在工作气压 $P_s$ 下进行带压进仓作业。此外式(15)由于不折减静水压力,在实际施工中相当保守,而排水渗流条件下开仓总是作为最不利工况,因此当 $P_0 > K_d P_{ld}$ 时设定工作气压还留有充足安全余量(见3.2节分析),可依照上述分级减压方法继续减压至 $K_d P_{ld}$ ,并进行保压试验。当保压期间满足进仓要求,可在该工作气压下进行带压进仓作业。

### 3 工程案例分析

#### 3.1 工程概况

穗莞深城际深圳机场~固戍工作井区间海域段隧道为标准双洞单线圆形断面,采用盾构法施工,区间地层厚度10.6m~53.4m。采用2台开挖直径为9.14m的间接式泥水平衡盾构机施工,盾构主要穿越:粉质黏土、粗砂、砂砾质黏性土以及全~微风化花岗岩。由于刀具更换等需求,需要进行多次停机开仓工作,尤其在穿越软土地层及全风化花岗岩地层必须停机换刀时,由于地层自稳能力较差,且存在一定透水性,需采用带压开仓方式进仓作业。

采用所提方法对该工程开挖面进行稳定性分析和极限支护力精细化计算,以主动及被动临界破坏支护力做支护力设定的上下限,利用本文提出的支护气压优化设定方法进行支护气压设定,同时对比传统带压开仓支护力计算方法,以验证本文所提出方法的有效性。

#### 3.2 停机开仓开挖面稳定性分析

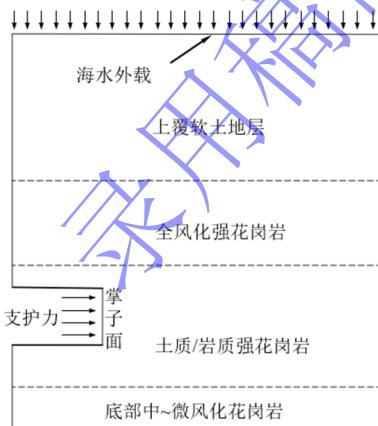


图11 分析模型示意图

Fig11 Schematic diagram of the analyzed model

##### (1) 停机开挖面稳定性分析模型

基于实际地层条件和盾构尺寸,构建停机开挖面分析计算模型,典型分析模型如图11所示。以计算获取带压开仓维持开挖面稳定所需的最小支护力

$P_1$ ,以及避免发生被动破坏的最大支护力 $P_2$ 。开挖面稳定性分析模型说明如下:

① 模型按停机工点的实际地质条件做分层地层考虑,由于模型宽度不大,土层分界线和水位线简化为直线,各地层物理力学性质均按表1取值,且服从Mohr-Coulomb屈服准则。选取停机工点的水位高度在-10m~6m之间,水位高度线均在软土地层中或在地表以上;除软土地层外,隧道上覆地层基本位于水下(天然重度即为饱和重度),对于水下软土地层的饱和重度按20kN/m<sup>3</sup>考虑。

表1 软弱地层主要物理力学指标表

Table 1 Physical and mechanical parameters of weak ground

地层类型	天然 重度 (kN/m <sup>3</sup> )	黏聚 力 c/kPa	内摩擦 角 φ/°	泊松 比 μ	渗透 系数 m/d
软土	18.7	15.4	14.76	0.32	0.1
全风化花 岗岩	18.9	33.34	21.21	0.28	0.1
土质强风 化花岗岩	19.5	39.67	22.6	0.27	0.1

② 根据实际水位考虑,当水位高度在地层之上时,上覆海水以均布荷载形式作用在地层上表,并基于保守考虑将全部地层均作为强透水层。

③ 考虑按最不利条件进行考虑设计工况,当洞身穿越复合地层时,由于地质勘探的地层分界线与开挖面实际揭露的围岩分层情况很难完全一致,基于安全性考量,将洞身围岩均按复合地层中强度较低的地层考虑,例如洞身穿越全风化+强风化花岗岩地层时均按全风化花岗岩考虑。

④ 停机工点分析模型均设置一种正常工况和一种极端工况,即前者开挖面设置为不排水边界,后者开挖面设置为排水边界。

##### (2) 极限支护力计算与稳定性评价

施工现场进行过多次带压开仓作业,选取左线2次较典型的停机工况为例进行分析,2次停机位置的地层、埋深、海水深度均存在差异(如图12所示),开挖面极限支护力计算结果如表2所示,主动失稳破坏模式如图12所示。结果表明当洞身穿越全~强风化地层且上覆强风化地层较厚,埋深不大时,在不排水情况下能维持开挖面自稳,不需要提供主动支护。而排水时的失稳风险均远大于不排水时的情况,这表明做好隔水措施在水下带压开仓中是保证施工安全至关重要的一环。同时由于破坏发生时,隔水措施也会随着开挖面前方土体破坏挤出而瞬时失效,故而对拟停机工点进行开挖面破坏模式分析时,应

按排水渗流条件作为最不利工况进行考虑。现场可参考开挖面发生失稳破坏的前方核心破坏区域范围,有针对性地确定开挖面前方注浆加固范围。

表2 极限支护力计算结果  
Table 2 Limit support pressure calculation results

停机	$P_1/\text{kPa}$		$P_2/\text{kPa}$		
	工点	排水	不排水	排水	不排水
653 环	115.34	自稳	2163.8	2936.5	
849 环	95.37	自稳	2202.8	2950.7	

图12 渗流下典型工点开挖面主动失稳模式(单位:m)  
Fig12 Active failure mode of tunnel face at typical work site with seepage (unit: m)

### 3.3 支护气压优化设定

为验证所提出带压开仓支护气压优化设定方法的有效性,对比计算传统规范法给出的带压开仓支护气压结果,同时定义在开挖面发生渗流排水情况下(此时为最不利工况)主动与被动支护力安全系数如下:

$$K_1 = \frac{P_s}{P_{1d}}, K_2 = \frac{P_{2d}}{P_s} \quad (18)$$

式中:  $K_1$  和  $K_2$  分别为开挖面发生渗流排水情况下主动和被动 支护力的安全系数,  $P_{1d}$  和  $P_{2d}$  分别为开挖面发生渗流排水情况下采用极限分析下限有限元法计算的主动和被动极限支护力,  $P_s$  为带压开仓初始设定支护气压, 分别采用传统规范法(式14)与所提出方法(式17)计算获得。

选取该工程17个停机开仓环段进行主动和被动支护力的安全系数计算,对比两种方法的开仓支护气压设定安全系数计算结果如图13所示。如图13(a)所示,两种方法设定的初始支护气压均能保证开挖面发生渗流排水时保持围岩稳定;对于盾构开挖面围岩为软土时(例如左线602环),  $K_1$  较小,可见在埋深较浅的富水软土地层中根据传统方法的支护气压设定虽然大于主动临界支护力,但其安全余量较小。然而采用规范法设定的安全系数已经低于设定

安全系数  $K_d=2$ ,而所提出方法可通过控制  $K_d$  的取值对最小安全系数进行调整,始终确保支护气压设定预留充足的安全余量;对于开挖面均为全~强风化花岗岩且上覆的全~强风化地层仍有一定厚度时(例如左线849环),  $K_1$  较大,此时根据传统法设定支护气压其安全余量较大,而采用所提出方法给出的安全系数则在强度较高的风化岩地层中则更为适中。如图13 (b) 所示,从  $K_2$  的计算结果来看,各停机带压开仓工点的支护气压设置均远未达到使得开挖面发生被动失稳的程度。可见富水地层盾构停机进行带压开仓作业时,一般情况下不需考虑支护气压设置过大会带来被动失稳风险,但  $P_{2d}$  的计算结果可以为掘进时的掘进推力设置提供有效参考。

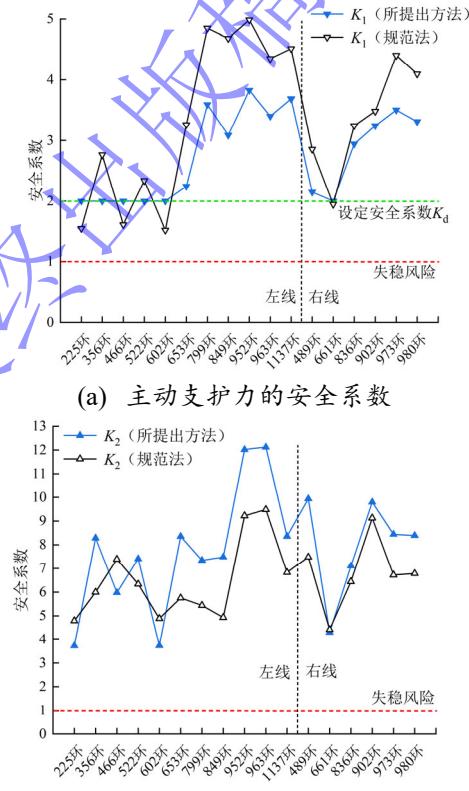


图13 所提出方法与规范法计算的开仓支护气压设定安全系数对比  
Fig 13 Comparison of the safety factor of air support pressure setting for tunnel excavation chamber opening calculated by the proposed method and the normative method

为定量对比两种方法设定的带压开仓支护气压的安全余量经济效果,分别计算两种方法  $K_1$  与  $K_d$  的在选取停机开仓环段的绝对偏差平均值  $R$ ,公式如下:

$$R = \frac{\sum_{i=1}^n |K_{1i} - K_d|}{n} \quad (19)$$

式中  $K_{1i}$  为第  $i$  个停机开仓环段的  $K_1$  值;  $n$  为选取停机开仓总环数。计算获得的传统规范法和所提出方

法的 $R$ 值分别为1.48和0.76, 所提出方法在该工程中可有效降低48%以上的安全余量。由此可见, 所提出支护气压设定方法相比于传统规范设定方法, 可有效降低带压开仓设定支护气压, 且最小的安全余量可控, 在保障开仓安全的同时, 具有经济性。

### 3.4 现场应用效果

现场左线自963环, 右线自973环起, 停机开仓均开始采用本所提出的开挖面稳定性分析方法和带压开仓支护气压优化设定方案作为带压开仓判据和支护气压的设定参考。以左线963环带压开仓为例, 现场如图14所示, 采用所提议方法设定的支护气压初始设定值 $P_s=337.5\text{kPa}$ , 现场开挖仓支护气压从 $1.5P_s=506.3\text{kPa}$ 开始进行减压试验, 由于 $P_0=337.5\text{kPa} > K_d P_{ld} = 198.5\text{kPa}$ , 继续分级减压至 $218.8\text{kPa}$ , 同时进行保压试验, 在该支护气压下仓内液位稳定。在此基础上, 将进仓工作气压 $P_a$ 设定为 $218.8\text{kPa}$ 并顺利进行了开仓作业。优化后的支护气压仅为传统设定值的50.7%。在能够保障开挖面稳定的前提下, 较低的支护气压可以有效降低工作人员进仓作业难度, 由于仓内外气压差别缩小, 人员在过渡仓准备时间也明显降低, 同时换刀作业难度和保压难度下降。采用所提出支护气压优化设定方案后, 现场一次停机带压开仓作业由原先的3~5天缩短为1~3天, 从而有效提高整体海底盾构施工的效率。

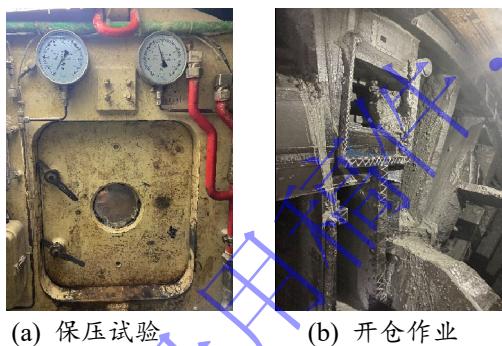


图14 现场保压试验和开仓作业  
Fig 14 On-site pressure maintaining test and excavation chamber opening operation

## 4 结论

本文提出了一种考虑稳态渗流作用和Mohr-Coulomb屈服准则的下限有限元分析计算方法, 建立了简化地层及边界条件的水下盾构开仓开挖面稳定性分析评价模型, 基于此提出了带压开仓支护气压动态优化设定方法, 并开展工程验证及应用, 获得如下结论:

(1)本文所考虑渗流作用下的下限有限元能用于富水地层盾构开挖面极限支护力计算及稳定性分析, 在计算获得极限支护力的同时可获得最终破坏形态, 通过对比验证表明该方法具有可靠性。

(2)地下水渗流作用强度与土体强度有较大关联, 渗流作用对土体强度较高的地层稳定性影响更大, 而水位越高、强度越低的地层则更容易发生主动破坏, 水下盾构开挖面稳定性分析时有必要考虑渗流作用对开挖面的稳定性影响。

(3)提出一种适用于水下盾构维持开挖面围岩稳定的支护气压动态优化设定方法, 依托海底盾构隧道工程项目实例对本文开挖面稳定性分析方法及支护气压设定方法展开应用, 相比于传统规范设定方法可有效降低安全余量48%以上, 实际应用中优化后的支护气压仅为传统设定值的50.7%, 应用效果良好。

### 参考文献:

- [1] 陈健, 刘红军, 闵凡路, 等. 盾构隧道刀具更换技术综述[J]. 中国公路学报, 2018, 31(10): 36-46. (CHEN Jian, LIU Hongjun, MIN Fanlu, et al. Technical review of cutter replacement in shield tunneling[J]. China Journal of Highway and Transport, 2018, 31(10):36-46. (in Chinese))
- [2] 于宝敏, 季玉国. 国内盾构开舱技术现状与风险管控[J]. 隧道建设 (中英文), 2018, 38(4): 683-693. (YU Baomin, JI Yuguo. State-of-art and risk management of shield chamber opening technology[J]. Tunnel Construction, 2018, 38(4): 683-693. (in Chinese))
- [3] 张宗喜, 辛振省. 复杂地层泥水盾构开仓换刀施工技术研究[J]. 铁道工程学报, 2013, 30(3): 62-65, 96. (ZHANG Zongxi, XIN Zhenxing. Research on technology for opening compartment and changing cutters of slurry shield under complicated geological conditions[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2013, 30(3): 62-65, 96. (in Chinese))
- [4] DI Q, LI P, ZHANG M, et al. Experimental study on stress distribution characteristics of a shield tunnel under passive failure[J]. Engineering Failure Analysis, 2023, 154: 107725.
- [5] WONG K S, NG C W W, CHEN Y M, et al. Centrifuge and numerical investigation of passive failure of tunnel face in sand[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2012, 28: 297-303.
- [6] MAN J, HUANG H, AI Z, et al. Stability of complex rock tunnel face under seepage flow conditions using a novel

- equivalent analytical model[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2023, 170: 105427.
- [7] MINGHUI S, QIXIANG Y, YUNHUI Q, et al. Collapse mechanism of shield tunnel face and evaluation method for the minimum required support pressure considering soil strain softening effect[J]. Engineering Failure Analysis, 2023, 151: 107339.
- [8] 俞超杰, 陈健, 陈胜, 等. 泥水盾构带压开舱时压力舱内不同泥浆液位下开挖面稳定性分析[J]. 防灾减灾工程学报, 2020, 40(2): 251-259. (YU Chaojie, CHEN Jian, CHEN Sheng, et al. Stability analysis on excavation face at different slurry levels when chamber opens under pressure in slurry shield[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2020, 40(2): 251-259. (in Chinese))
- [9] LEE I M, NAM S W. The study of seepage forces acting on the tunnel lining and tunnel face in shallow tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2001, 16(1): 31-40.
- [10] 孙锐, 阳军生, 李雨哲, 等. 基于广义 Hoek-brown 屈服准则的极限分析下限有限元法[J]. 岩土力学, 2021, 42(6): 1733-1742. (SUN Rui, YANG Junsheng, LI Yuzhe, et al. Lower bound finite element limit analysis method based on generalized Hoek-Brown yield criterion[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, 42(6): 1733-1742. (in Chinese))
- [11] 孙锐, 阳军生, 张庆贺, 等. 基于网格自适应加密策略的隧道稳定性三维极限分析下限有限元法研究[J]. 岩土力学, 2024, 45(4): 1256-1264. (SUN Rui, YANG Junsheng, ZHANG Qinghe, et al. Three-dimensional lower bound finite element limit analysis method for tunnel stability based on adaptive mesh refinement strategy[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(4): 1256-1264. (in Chinese))
- [12] SUN R, YANG J, LAN Y, et al. Undrained face stability analysis of dual circular tunnels using three-dimensional adaptive lower bound finite element limit analysis method[J]. Computers and Geotechnics, 2024, 173: 106484.
- [13] ZHENG X, YANG F, SHIAU J, et al. Unlined Length Effect on the Tunnel Face Stability and Collapse Mechanisms in  $c\phi$  Soils: A Numerical Study with Advanced Mesh Adaptive Strategies[J]. Computers and Geotechnics, 2023, 161: 105576.
- [14] DI Q, LI P, ZHANG M, et al. Influence of permeability anisotropy of seepage flow on the tunnel face stability[J]. Underground Space, 2023, 8: 1-14.
- [15] HOU C T, YANG X L. 3D stability analysis of tunnel face with influence of unsaturated transient flow[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2022, 123: 104414.
- [16] 蔡博文, 金大龙, 李兴高, 等. 盾构气压开舱条件下的泥膜闭气失效理论研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(5): 1395-1404, 1415. (CAI Bowen, JIN Dalong, LI Xinggao, et al. Theory of failure of filter cake airtightness during chamber opening in a pressurized shield[J]. Rock and Soil Mechanics, 2023, 44(5): 1395-1404, 1415. (in Chinese))
- [17] 广州地铁设计研究院有限公司. 盾构法开仓及气压作业技术规范:CJJ 217-2014 j 1837-2014[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
- [18] 尹晓萌, 晏鄂川, 刘旭耀, 等. 土体稳定性计算中地下水作用力探讨[J]. 岩土力学, 2019, 40(1): 156-164. (YIN Xiao-meng, YAN Echuan, LIU Xuyao, et al. Study on force of underground water in soil stability calculation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(1): 156-164. (in Chinese))
- [19] 孙锐, 杨峰, 阳军生, 等. 基于二阶锥规划与高阶单元的自适应上限有限元研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(2): 687-694. (SUN Rui, YANG Feng, YANG Junsheng, et al. Investigation of upper bound adaptive finite element method based on second-order cone programming and higher-order element[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, 41(2): 687-694. (in Chinese))
- [20] 王浩然, 黄茂松, 吕玺琳, 等. 考虑渗流影响的盾构隧道开挖面稳定上限分析[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(9): 1696-1704. (WANG Haoran, HUANG Maosong, LV Xilin, et al. Upper-bound limit analysis of stability of shield tunnel face considering seepage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(9): 1696-1704. (in Chinese))
- [21] 黄阜, 潘秋景, 凌同华. 地下水渗流作用下的盾构隧道开挖面安全系数上限分析[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(8): 1461-1469. (HUANG Fu, PAN Qiujing, LING Tonghua. Upper bound analysis of factor of safety for shield tunnel face subjected to underground water seepage[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, 39(8): 1461-1469. (in Chinese))
- [22] Yang Z W, Chen F Q, Fang S Q. Slip-Line Analysis of Passive Limit Support Pressure for Shallow-Buried Shield Tunnel Face[J]. International Journal of Geomechanics, 2024, 24(12): 04024295.