

文章编号: 1007-2993(2023)05-0524-08

# 盾构隧道开挖面被动失稳的不排水效应分析

王海峰<sup>1</sup> 康博<sup>2</sup> 李鹏飞<sup>2</sup> 刘增辉<sup>1</sup> 狄启光<sup>2</sup> 陈柯屹<sup>3</sup>

(1. 南通铁建建设构件有限公司, 江苏南通 226000; 2. 北京工业大学城市安全与灾害工程教育部重点实验室, 北京 100124; 3. 中国奥园集团股份有限公司, 广东广州 511442)

**【摘要】** 当前对富水黏土地层中的盾构隧道开挖面被动失稳破坏模式的研究较少。为此, 提出不排水效应下的盾构开挖面被动失稳破坏理论模型, 分别对均质土和成层土工况下的极限支护力函数未知量进行分析, 将结果拟合后给出了快速估算极限支护力的理论计算公式。通过对比数值计算结果与理论解析结果, 进一步探讨了模型的适用性。结果表明: 在浅埋情况下 ( $C/D \leq 1.0$ ), 拱顶上部破坏区的边界近似竖直, 与提出的破坏模式设想较为相符, 随着埋深比的增大, 破坏区对地表的影响也越来越小。

**【关键词】** 盾构隧道; 被动失稳; 开挖面稳定性; 不排水效应分析; 数值模拟

**【中图分类号】** U 45

**【文献标识码】** A

doi: 10.3969/j.issn.1007-2993.2023.05.003

## Short-term Undrained Analysis of Passive Instability of Shield Tunnel Excavation Face

Wang Haifeng<sup>1</sup> Kang Bo<sup>2</sup> Li Pengfei<sup>2</sup> Liu Zenghui<sup>1</sup> Di Qiguang<sup>2</sup> Chen Keyi<sup>3</sup>

(1. Nantong Railway Construction Component Co., Ltd., Nantong 226000, Jiangsu, China; 2. Key Laboratory of Urban Security and Disaster Engineering, Ministry of Education, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China; 3. China Aoyuan Property Group Limited, Guangzhou 511442, Guangdong, China)

**【Abstract】** The construction environment of shield tunnel becomes more and more complex. However, there are few researches on passive instability failure modes of shield tunnel excavation face in water-rich clay stratum. A theoretical model of passive instability failure of shield excavation face under undrained effect was proposed. The unknown quantity of ultimate support force function was analyzed for homogeneous soil and layered soil respectively. After fitting the results, a theoretical calculation formula for rapid estimation of ultimate support force was given. Finally, the applicability of the model is further discussed by comparing the numerical results with the theoretical results. The results show that under the condition of shallow burial ( $C/D \leq 1.0$ ), the boundary of the upper failure zone of the vault is approximately vertical, which is consistent with the proposed failure mode assumption. With the increase of buried depth ratio, the influence of the damaged area on the surface becomes less and less, and even the damaged area does not extend to the surface when buried deeply.

**【Key words】** shield tunnel; passive failure; stability of excavation surface; undrained effect analysis; numerical simulation

### 0 引言

盾构法凭借其自动化程度高、安全与快速相协调、对既有建筑物扰动小等性能优点, 逐渐成为城市地铁轨道建设的主要施工方法<sup>[1-2]</sup>。维持盾构开挖面稳定一直是盾构施工过程中的重点问题, 其关键在于确定开挖面上合理的支护力范围, 开挖面支护力过小易造成地表不均匀沉降等开挖面失稳事故, 相反, 则

会引起地表开裂隆起等事故。

当前关于开挖面稳定性的理论分析解析方法主要有极限分析法和极限平衡法<sup>[3]</sup>。Leca 和 Dormieux<sup>[4]</sup>构建了一个延伸到地表且开口朝上的倒锥体形态的被动破坏机制。Soubra 等<sup>[5-6]</sup>改进并提出了一种由多个刚性截锥体组成的三维刚性块破坏机制。刘志<sup>[7]</sup>分别从地表隆起破坏模式和开挖面极限支护力

**基金项目:** 国家自然科学基金(51978019); 北京市自然科学基金(8222004)

**作者简介:** 王海峰, 男, 1971 年生, 汉族, 山西吕梁人, 硕士, 教授级高级工程师, 主要研究盾构隧道施工。E-mail: 1920626582@qq.com

**通讯作者:** 李鹏飞, 男, 1983 年生, 汉族, 河南开封人, 博士, 教授, 主要从事隧道及地下工程方面研究。E-mail: lpf@bjut.edu.cn

两个方面,分析了浅覆地铁盾构的稳定性问题。

一些学者采用数值模拟与室内试验的方法开展了无水地层的盾构隧道开挖面稳定性分析<sup>[8-11]</sup>。工程实际情况往往是盾构需带水作业,针对富水地层盾构隧道开挖面稳定性,国内外也展开了相关的研究和探讨。Anagnostou等<sup>[12-14]</sup>分析了泥水注入和土压盾构施工中地下水渗流产生的渗透力影响。Lee等<sup>[15-16]</sup>以Leca等提出的无渗流破坏模式<sup>[4]</sup>为基础,采用上限法模型推导考虑渗流的总极限支护力公式。Lee等<sup>[17]</sup>分析了管棚预支护情况下考虑渗流的隧道开挖面稳定性。刘维等<sup>[18]</sup>与王浩然等<sup>[19]</sup>认为渗流的影响不仅作用在整个失稳土体内,并采用极限分析上限法推导了考虑渗流影响的总极限支护力的公式。

目前,对于盾构隧道开挖面最小支护力的研究较多,但对于盾构隧道最大支护力的研究相对较少。因此,为降低盾构隧道施工的风险,深入研究被动破坏的失稳机理及规律,具有重要的工程实践意义和科学研究价值。将饱和地层中的静力分析简化为理想情况,分为不排水效应和排水效应两种情形,不排水效应又称为短期效应,适用于渗流来不及发生且土体没有发生体积变形的情况,一般在低渗透性的黏土层或隧道开挖和衬砌的施作速度很快时发生。

本文考虑地下水的渗流效应,整理现有的室内试验和理论研究成果,通过MATLAB编程和FLAC3D数值模拟,提出一种隧道开挖面被动失稳的破坏模式,研究不排水条件下的盾构隧道开挖面稳定性,并在此基础上,分别针对均质土和成层土进行理论分析;选取典型案例开展数值模拟,将开挖面被动极限支护力的解析解与数值解进行对比,分析理论模型的适用性。

## 1 理论分析方法

### 1.1 破坏机制原理

在开挖面破坏机制理论计算方面,通常假定开挖面处的破坏区域形状是一个椭圆形,但当开挖面发生失稳,尤其是整体失稳时,开挖面上的破坏区域形状更接近圆形<sup>[8-20]</sup>。因此,假定开挖面上的破坏区域为内接圆形,土体是均质的各向同性弹塑性材料,符合莫尔-库仑强度准则,若假设土体的不排水抗剪强度 $c_u$ 不随深度变化,根据总应力法,土体的黏聚力应等于不排水的抗剪强度,内摩擦角应等于零。

根据离心机试验结果<sup>[21-23]</sup>,隧道开挖面的破坏区会逐渐向上发展,且向外倾斜,因不排水条件下上部破坏区向外倾斜的程度很小,因而可假定上部破坏区边界是近似竖直的。

成层土不排水条件下的盾构隧道被动破坏机制模型如图1所示,该破坏机制模型在隧道开挖面正前方由 $n$ 个刚性截椭圆圆柱体组成,斜截圆柱体被垂直于纸面的平面相切,并且 $n$ 个截椭圆圆柱体的角度之和为 $\pi/2$ ,图2演示了当 $n=2$ 时的该破坏模式的滑动。假设盾构隧道穿越的土层是均质的,隧道上方覆土层是非均质的且由 $n$ 个水平层组成,当 $n=5$ 时,计算结果的精度提升不大<sup>[7]</sup>,因此取5个刚性截椭圆圆柱体组成开挖面前方的破坏模式,如图1(b)所示。

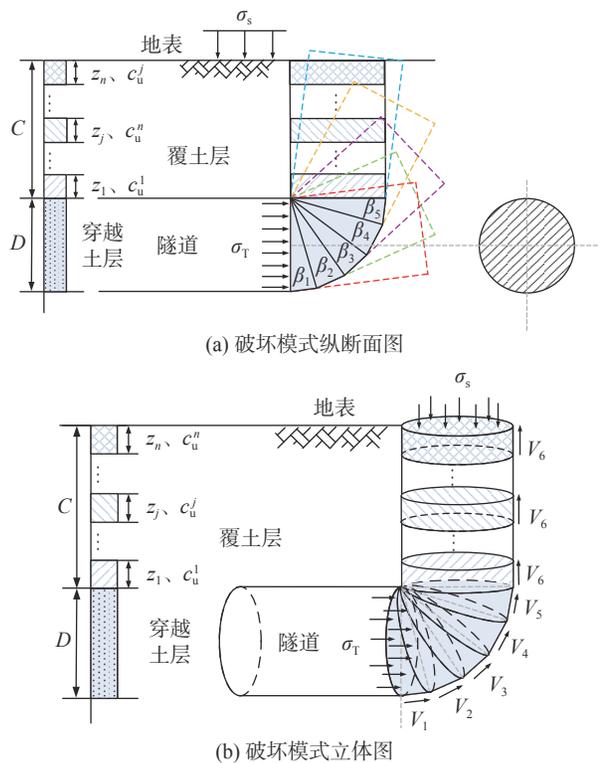


图1 不排水条件下的开挖面稳定性分析模型

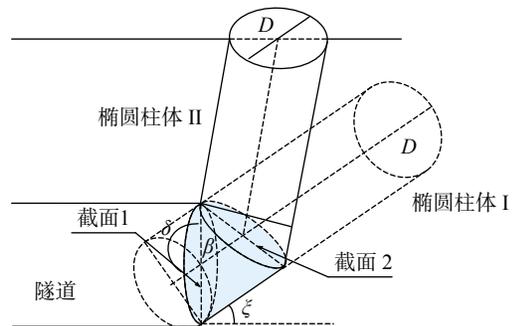


图2 两个块体的椭圆圆柱体破坏模式

### 1.2 几何关系

假定隧道直径为 $D$ ,埋深为 $C$ ,地表超载为 $\sigma_s$ ,开挖面的支护压力假设为均布荷载 $\sigma_T$ 。开挖面前方第 $i$ 个刚性截椭圆圆柱体是由第 $i$ 个椭圆圆柱体被第 $i$ 个和第 $i+1$ 个截面所截( $i=1,2,3,4,5$ ),其截面均为直径为 $D$ 的圆形,而破坏区上方竖直刚性椭圆圆柱体的底面为

椭圆形,其长半轴长为  $D$ ,短半轴长为  $d$ 。 $\beta_i$  为开挖面前方第  $i$  个截面和第  $i+1$  个截面的夹角,  $\delta_i$  为第  $i$  个截面与第  $i$  个椭圆柱体轴线的夹角 ( $i=1,2,3,4$ ),  $\delta_5$  为最后一个斜椭圆柱体的斜截截面与其轴线的夹角。

假设第  $i$  个椭圆柱体的底面长半轴长为  $D$ ,短半轴长为  $a_i$ ,被穿越层土体饱和重度为  $\gamma_0$ ,不排水抗剪强度为  $c_u^0$ ;非均质覆土层第  $j$  层的土体饱和重度为  $\gamma_j$ ,不排水抗剪强度为  $c_u^j$ ,厚度为  $z_j(j=1,2,\dots,n)$ ,且有  $z_1+z_2+\dots+z_j+\dots+z_n=C$ 。

根据几何关系有:

$$\beta_1 + \beta_2 + \beta_3 + \beta_4 + \beta_5 = \pi/2 \quad (1)$$

$$\delta_i = \beta_i/2 + \pi/2, i = 1, 2, 3, 4 \quad (2)$$

$$a_i = \begin{cases} \frac{D \cos \frac{\beta_i}{2}}{2} & (1 \leq i \leq 4) \\ \frac{D \sin \delta_5}{2} & (i = 5) \end{cases} \quad (3)$$

$$d = \frac{2a_5}{\sin(\delta_5 - \beta_5)} \quad (4)$$

刚性截椭圆柱体的体积  $V_i$  和侧面积  $S_i(i=1, 2, 3, 4, 5)$  为

$$V_i = \frac{\pi D}{2} a_i^2 \frac{\sin \beta_i}{\sin \delta_i \sin(\delta_i - \beta_i)} \quad (5)$$

$$S_i = (2\pi a_i + 2D - 4a_i) a_i \frac{\sin \beta_i}{\sin \delta_i \sin(\delta_i - \beta_i)} \quad (6)$$

$$A_1 = A_{i,i+1} = \pi D^2/4 \quad (7)$$

式中:  $A_1$  为开挖面的面积;  $A_{i,i+1}$  为第  $i$  个刚性截椭圆柱体与第  $i+1$  个刚性截椭圆柱体相交的圆截面面积。破坏区上方竖直刚性椭圆柱体底面的椭圆面积  $A_6$  和周长  $l_6^{[5]}$ :

$$A_6 = \pi Dd/4 \quad (8)$$

$$l_6 = \pi \left[ 3 \left( \frac{d}{2} + \frac{D}{2} \right) - \sqrt{\left( 3 \cdot \frac{d}{2} + \frac{D}{2} \right) \left( 3 \cdot \frac{D}{2} + \frac{d}{2} \right)} \right] \quad (9)$$

### 1.3 速度场

各个斜截圆柱体的滑动方向与圆柱体的轴线方向一致,且与速度间断面平行。速度矢量关系如图3所示。

假设第  $i$  个刚性截椭圆柱体的速度为  $v_i$  ( $i=1,2,3,4,5$ ),由于刚体连续性,覆土层中竖直截椭圆柱体的机动速度均设为  $v_6$ ,且方向竖直向下,第  $i$  个刚性截椭圆柱体和第  $i+1$  个刚性截椭圆柱体的相对速度

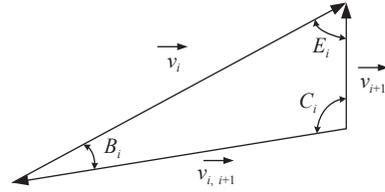


图3 速度矢量图

为  $v_{i,i+1}$ ,这里  $i=1,2,3,4$ ,第5个刚性截椭圆柱体和破坏区上方覆土层竖直刚性椭圆柱体的相对速度为  $v_{5,6}$ ,可得:

$$E_i = \begin{cases} \frac{\beta_i + \beta_{i+1}}{2} & (1 \leq i \leq 3) \\ \delta_5 + \frac{\beta_4}{2} - \frac{\pi}{2} & (i = 4) \end{cases} \quad (10)$$

$$B_i = \begin{cases} \frac{\pi}{2} - \frac{\beta_{i+1}}{2} & (1 \leq i \leq 3) \\ \delta_5 & (i = 4) \end{cases} \quad (11)$$

$$C_i = \frac{\pi}{2} - \frac{\beta_i}{2} \quad (1 \leq i \leq 4) \quad (12)$$

根据三角形正弦定理,得到速度表达式如下:

$$v_i = \begin{cases} v_1 \frac{\cos\left(\frac{\beta_1}{2}\right)}{\cos\left(\frac{\beta_i}{2}\right)} & (1 \leq i \leq 4) \\ v_4 \frac{\cos\left(\frac{\beta_4}{2}\right)}{\sin \delta_5} & (i = 5) \\ v_5 \cos\left(\pi - \sum_{i=1}^4 \beta_i - \delta_5\right) & (i = 6) \end{cases} \quad (13)$$

$$v_{i,i+1} = \begin{cases} v_i \frac{\sin\left(\frac{\beta_i + \beta_{i+1}}{2}\right)}{\cos\left(\frac{\beta_{i+1}}{2}\right)} & (1 \leq i \leq 3) \\ v_4 \frac{\sin\left(\delta_5 - \frac{\pi}{2} + \frac{\beta_4}{2}\right)}{\sin \delta_5} & (i = 4) \\ v_5 \sin\left(\pi - \sum_{i=1}^4 \beta_i - \delta_5\right) & (i = 5) \end{cases} \quad (14)$$

### 1.4 极限支护力求解

根据极限分析法上限定理,维持开挖面稳定的条件为

$$P_e \leq P_v \quad (15)$$

式中:  $P_e$  为外力虚功率;  $P_v$  为土体失稳模式中的内部能量耗散率。外力虚功率  $P_e$  由开挖面支护力的虚功率  $P_T$ 、地表超载的虚功率  $P_S$ 、破坏区土体重力的虚功率  $P_\gamma$  组成,即

$$P_e = P_T + P_S + P_\gamma \quad (16)$$

开挖面支护力做功  $P_T$  为

$$P_T = \sigma_T A_1 v_1 \sin \delta_1 \quad (17)$$

地表超载做功  $P_S$  为

$$P_S = \sigma_S A_6 v_6 \quad (18)$$

破坏区土体重力做功  $P_\gamma$  为

$$P_\gamma = P_{\gamma_1} + P_{\gamma_2} \quad (19)$$

$$P_{\gamma_1} = \gamma [V_1 v_1 \cos(\pi - \delta_1) + V_2 v_2 \cos(\pi - \delta_2 - \beta_1) + V_3 v_3 \cos(\pi - \delta_3 - \beta_1 - \beta_2) + V_4 v_4 \cos(\pi - \delta_4 - \beta_1 - \beta_2 - \beta_3) + V_5 v_5 \cos(\pi - \delta_5 - \beta_1 - \beta_2 - \beta_3 - \beta_4)] \quad (20)$$

$$P_{\gamma_2} = A_6 v_6 \sum_{j=1}^n (\gamma_j z_j) \quad (21)$$

式中:  $P_{\gamma_1}$  为穿越层即模型下部破坏区重力的虚功率;  $P_{\gamma_2}$  为覆土层中  $n$  个截椭圆柱所在破坏区重力的虚功率。

隧道破坏区范围内部能耗散率  $P_v$  为

$$P_v = P_{v_1} + P_{v_2} + P_{v_3} \quad (22)$$

$$P_{v_1} = c_u^0 \cdot \left( \sum_{i=1}^5 S_i v_i + \sum_{i=1}^4 A_{i,i+1} v_{i,i+1} \right) \quad (23)$$

$$P_{v_2} = c_u^{\min} \cdot A_6 v_{5,6} \quad (24)$$

$$P_{v_3} = l_6 v_6 \left( \sum_{j=1}^n c_u^j z_j \right) \quad (25)$$

式中:  $P_{v_1}$  为发生在下部破坏区不同截椭圆柱表面和交界截面之间的内能耗散率之和;  $P_{v_2}$  为下部破坏区与上部竖直截椭圆柱交界面的内能耗散率;  $P_{v_3}$  为覆土层中各竖直截椭圆柱侧表面的内能耗散率。

均质土不排水条件下盾构隧道开挖面被动破坏时的极限支护力上限解为

$$\sigma_T = N_S \sigma_S + \gamma_0 D N_{\gamma_0} + c_u^0 N_c \quad (26)$$

其中,

$$N_S = \frac{A_6 v_6}{A_1 v_1 \sin \delta_1} \quad (27)$$

$$N_{\gamma_0} = \frac{1}{D} \left[ \frac{V_1 \cos(\pi - \delta_1)}{A_1 \sin \delta_1} + \frac{V_2 v_2 \cos(\pi - \delta_2 - \beta_1)}{A_1 v_1 \sin \delta_1} + \frac{V_3 v_3 \cos(\pi - \delta_3 - \beta_1 - \beta_2)}{A_1 v_1 \sin \delta_1} + \frac{V_4 v_4 \cos(\pi - \delta_4 - \beta_1 - \beta_2 - \beta_3)}{A_1 v_1 \sin \delta_1} + \frac{V_5 v_5 \cos(\pi - \delta_5 - \beta_1 - \beta_2 - \beta_3 - \beta_4)}{A_1 v_1 \sin \delta_1} + \sum_{j=1}^n \left( \frac{\gamma_j}{\gamma_0} z_j \right) \right] \quad (28)$$

$$N_c = \sum_{i=1}^5 \frac{S_i v_i}{A_i v_i \sin \delta_i} + \sum_{i=1}^4 \frac{A_{i,i+1} v_{i,i+1}}{A_1 v_1 \sin \delta_1} + \left( \frac{c_u^{\min}}{c_u^0} \right) \frac{A_6 v_{5,6}}{A_1 v_1 \sin \delta_1} + \frac{D l_6 v_6}{A_1 v_1 \sin \delta_1} \left( \sum_{j=1}^n \frac{c_u^j z_j}{c_u^0 D} \right) \quad (29)$$

式中:  $N_S$  为地表超载对开挖面极限支护力的影响系数;  $N_{\gamma_0}$  为饱和重度对开挖面极限支护力的影响系数;  $N_c$  为土体不排水抗剪强度对开挖面极限支护力的影响系数。化简各个角度的几何关系后可得

$$N_S = 1 \quad (30)$$

$$N_{\gamma_0} = \frac{1}{2} + \sum_{j=1}^n \frac{\gamma_j z_j}{\gamma_0 D} \quad (31)$$

此时, 式(23)可以化为

$$\sigma_T = \sigma_S + \left( \sum_{j=1}^n \gamma_j z_j + \gamma_0 \frac{D}{2} \right) + c_u^0 N_c \quad (32)$$

将式(29)无量纲化后可得

$$\frac{\sigma_T - \sigma_S}{c_u^0} = \frac{\gamma_0 D}{c_u^0} N_{\gamma_0} + N_c \quad (33)$$

其中,  $N_c$  由公式(29)确定。

将各个角度变量的变化范围作为约束条件, 以式(26)为目标函数, 采用 MATLAB 软件对破坏区的形状进行优化, 根据破坏模式编写约束条件函数如下 ( $i=1, 2, 3, 4, 5$ ):

$$\beta_i > 0 \quad (34)$$

$$\delta_5 > \frac{\pi}{2} \quad (35)$$

$$\sum_{i=1}^4 \beta_i \leq \frac{\pi}{2} \quad (36)$$

$$\delta_5 + \sum_{i=1}^4 \beta_i \leq \pi \quad (37)$$

利用 fmincon 函数求解可得到该破坏模式下  $\sigma_T$  的最优解, 即为不排水条件下的盾构隧道开挖面的极限支护力。

### 1.5 均质土不排水

当覆土层与隧道穿越层的土体参数取值相同时, 隧道的工况转化为均质土不排水条件, 其破坏模式变化如图 4 所示。

不排水条件下浅埋隧道开挖面被动破坏时极限支护力上限解表达式为

$$\sigma_T = \sigma_S + \gamma \left( C + \frac{D}{2} \right) + c_u N_c \quad (38)$$



### 3 影响因素敏感性分析

图 6 给出了不同  $\frac{c_u^{\min}}{c_u^0}$  值条件下,  $N_c$  随  $\sum_{j=1}^n \frac{c_u^j z_j}{c_u^0 D}$  的变化关系, 可以看出,  $N_c$  随  $\sum_{j=1}^n \frac{c_u^j z_j}{c_u^0 D}$  的增大而线性增大, 若此时假定穿越层和覆土层的饱和重度保持不变, 保持开挖面稳定性的被动极限支护力也会增大。且无论  $\frac{c_u^{\min}}{c_u^0}$  取值为多少,  $N_c$  的变化速度都一样。

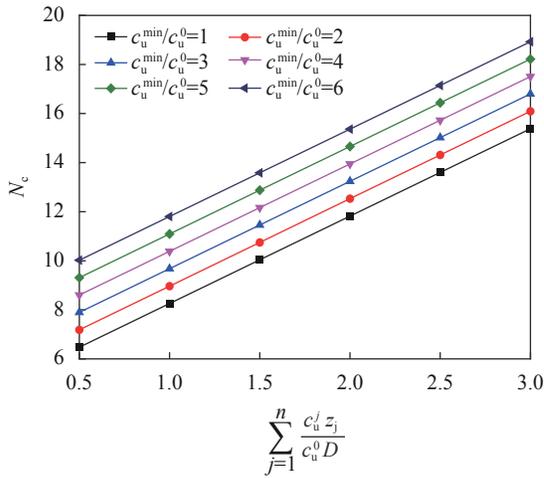


图 6 不同  $(c_u^{\min}/c_u^0)$  情况下  $N_c$  与  $\sum_{j=1}^n (c_u^j z_j / c_u^0 D)$  关系

不同  $\sum_{j=1}^n \frac{c_u^j z_j}{c_u^0 D}$  值条件下  $N_c$  与  $\frac{c_u^{\min}}{c_u^0}$  的变化关系如图 7 所示, 可以看出,  $N_c$  随  $\frac{c_u^{\min}}{c_u^0}$  的增大而增大, 且无论  $\sum_{j=1}^n \frac{c_u^j z_j}{c_u^0 D}$  取值为多少,  $N_c$  的变化速度不变。

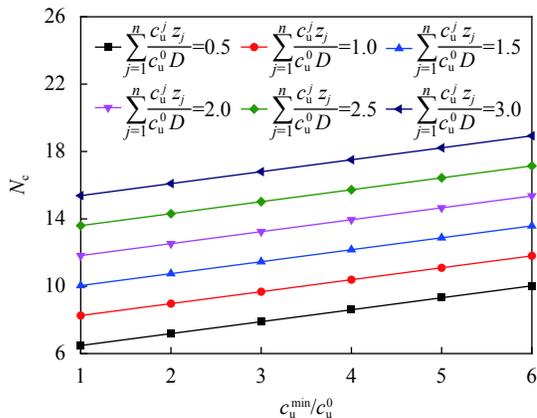


图 7 不同  $\sum_{j=1}^n (c_u^j z_j / c_u^0 D)$  情况下  $N_c$  与  $(c_u^{\min}/c_u^0)$  的关系

不同  $\gamma D/c_u$  情况下, 荷载参数  $(\sigma_T - \sigma_s)/c_u$  与埋深比  $C/D$  的关系如图 8 所示。从图 8 可以看到, 当重度参数  $\gamma D/c_u$  一定时, 荷载参数  $(\sigma_T - \sigma_s)/c_u$  随埋深比

$C/D$  的增大而线性增大, 即同一地层, 饱和重度和不排水抗剪强度为确定值时, 隧道埋深比越大, 保持开挖面被动稳定所需的极限支护力就越大。

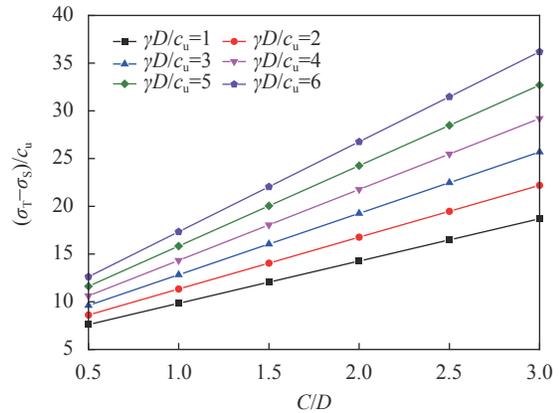


图 8 不同  $\gamma D/c_u$  情况下荷载参数  $(\sigma_T - \sigma_s)/c_u$  与埋深比  $C/D$  的关系

图 9 给出了埋深比  $C/D$  一定时, 荷载参数  $(\sigma_T - \sigma_s)/c_u$  与重度参数  $\gamma D/c_u$  的关系。可以看到, 随重度参数  $\gamma D/c_u$  的增大, 荷载参数  $(\sigma_T - \sigma_s)/c_u$  呈线性增大, 这表示无论隧道埋深取什么值, 当饱和重度增大或土体不排水抗剪强度减小时, 被动极限支护力也逐渐增大, 且隧道埋深取较大值时极限支护力的增大速度更快。

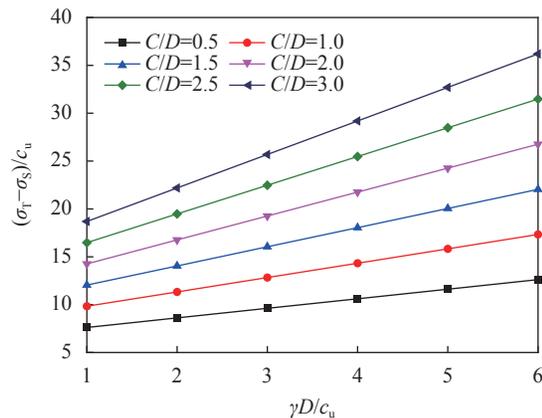


图 9 不同  $C/D$  情况下荷载参数  $(\sigma_T - \sigma_s)/c_u$  与重度参数  $\gamma D/c_u$  的关系

### 4 工程应用与分析

针对盾构隧道的不排水效应分析, 本文选取典型案例开展数值模拟。

#### 4.1 计算工况及参数

假定土体的不排水抗剪强度不随深度变化, 隧道穿越土层和覆土层都为均质土层, 列出 3 种不同的工况, 各工况的物理力学参数见表 1。其中, 隧道直径取 6 m, 保持水位线始终位于地表, 地表超载假设为零。

表1 不排水条件数值模拟的物理力学参数

工况	土层	饱和重度 $\gamma/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	不排水抗剪强度 $c_u/\text{kPa}$
1	覆土层	$\gamma_1=18$	$c_u^1=20$
	穿越层	$\gamma_0=18$	$c_u^2=20$
2	覆土层	$\gamma_1=19$	$c_u^0=15$
	穿越层	$\gamma_0=18$	$c_u^1=20$
3	覆土层	$\gamma_1=19$	$c_u^2=25$
	穿越层	$\gamma_0=18$	$c_u^0=20$

## 4.2 结果对比分析

### (1) 均质土情况(工况1)

将本文提出的不排水理论解析解与三维数值模拟解进行对比,结果如表2所示。可以看出,当隧道埋深较浅( $C/D < 1$ )时,理论解析得到的上限解与三维数值模拟解比较接近。随着隧道埋深比 $C/D$ 的增大,理论解析解与数值模拟解的差距逐渐变大。

表2 不同埋深比情况下解析解与数值解的对比

$C/D$	FLAC3D/kPa	本文解析解/kPa
0.5	225	233.9
1	316.3	324.6
1.5	395	413.8
2	469	501.7
2.5	539	588.6
3	610	674.9

工况2和工况3对应的成层土极限支护力解析解与数值解的对比如表3所示。可以看到,对于非均质地层且覆土层为均一地层的情况,本文提出的模型得到的极限支护力解析解与数值解的结果偏差均在可接受的范围,能够较好吻合。

表3 成层土解析解与数值解对比

工况	本节解析解/kPa	FLAC3D数值解/kPa	结果偏差/%
工况2	311.29	302.34	2.96
工况3	351.46	339.28	3.59

成层土两种工况下的开挖面前方破坏区位移云图如图10所示,可以看出,工况2和工况3的破坏区都发展到了地表,且上部破坏区的边界是近似竖直的。值得注意的是,虽然本文采用了整体失稳模型分析不排水条件下的盾构开挖面被动稳定性,工况2和工况3在开挖面上的破坏区也出现了局部失稳现象,尤其是工况2更加明显,这可能是因为工况2覆土层的不排水抗剪强度小于穿越层,而工况3覆土层的不排水抗剪强度大于穿越层。

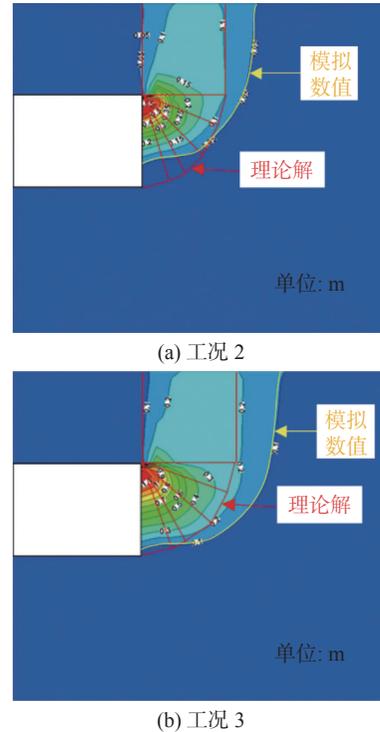


图10 成层土情况下的破坏区位移云图

## 5 结论

(1) 针对不排水地层,提出了可以快速估算均质土层不排水条件下盾构隧道开挖面被动破坏时的极限支护力的计算公式。

(2) 基于提出的模型开展了影响因素敏感性分析,结果表明: $N_c$ 随 $c_u^{\min}/c_u^0$ 的增大而增大,且无论 $\sum_{j=1}^n (c_u^j z_j / c_u^0 D)$ 取值为多少, $N_c$ 的变化速度不变;随重度参数 $\gamma D / c_u$ 的增大,荷载参数 $(\sigma_T - \sigma_s) / c_u$ 呈线性增大,这表示无论隧道埋深取什么值,当饱和重度增大或土体不排水抗剪强度减小时,被动极限支护力也逐渐增大,并且当隧道埋深取较大值时,极限支护力的增大速度更快。

(3) 采用提出的模型分别针对均质土和均一覆土层的成层土两种情况进行计算,将得到的解析解与数值模拟得到的数值解进行对比,结果表明,本文提出的破坏模式具有一定的合理性和适用性。

## 参考文献

- [1] ZHANG M J, LIU Y, FAN L F, et al. Performance of constructing a double-deck subway station by combining the shield method and cavern-pile method[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2017, 67: 120-131.
- [2] 李少华. 曲线并行盾构隧道施工控制研究[J]. *兰州理工大学学报*, 2022, 48(1): 128-133.
- [3] 李 昀. 软土中超大直径泥水平衡盾构开挖面稳定性

- 研究[D]. 上海: 同济大学, 2008.
- [4] LECA E, DORMIEUX L. Upper and lower bound solutions for the face stability of shallow circular tunnels in frictional material[J]. *Géotechnique*, 1990, 40(4): 581-606.
- [5] SOUBRA A H. Three-dimensional face stability analysis of shallow circular tunnels[C]//Proceedings ISRM international symposium. International Society for Rock Mechanics, Melbourne, 2000.
- [6] SOUBRA A H, DIAS D, EMERIAULT F. Three-dimensional face stability analysis of circular tunnels by a kinematical approach[J]. *Geocongress*, 2008, (311): 894-901.
- [7] 刘志. 浅覆地铁盾构隧道地表隆起破坏模式与开挖面极限支护力研究[D]. 长沙: 中南大学, 2012.
- [8] 汤旅军, 陈仁朋, 尹鑫晟, 等. 密实砂土地层盾构隧道开挖面失稳离心模型试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2013, 35(10): 1830-1838.
- [9] SORANZO E, WU W, TAMAGNINI R. Face stability of shallow tunnels in partially saturated soil: centrifuge testing and numerical analysis[J]. *Géotechnique*, 2015, 65(6): 454-467.
- [10] LV X L, ZHOU Y C, HUANG M S, et al. Experimental study of the face stability of shield tunnel in sands under seepage condition[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2018, 74: 195-205.
- [11] 刘海宁, 张亚峰, 刘汉东, 等. 砂土地层中泥水盾构掌子面主动破坏模式试验研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2019, 38(3): 572-581.
- [12] ANAGNOSTOU G, KOVARI K. The face stability of slurry-shield-driven tunnels[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 1994, 9(2): 165-174.
- [13] ANAGNOSTOU G, KOVARI K. Face stability conditions with Earth Pressure Balanced shields[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 1996, 11(2): 165-173.
- [14] ANAGNOSTOU G, KOVARI K. Face stability in slurry and EPB shield tunneling[J]. *Tunnels and Tunnelling*, 1996, 28(12): 27-29.
- [15] 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.
- [16] LEE I M, NAM S W, Ahn J H. Effect of seepage forces on tunnel face stability[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2003, (40): 342-350.
- [17] LEE I M, LEE J S, NAM S W. Effect of seepage force on tunnel face stability reinforced with multi-step pipe grouting[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2004, 19(6): 551-565.
- [18] 刘维, 张祥杰, 唐晓武, 等. 饱和沙土中土压盾构开挖面极限支护力[J]. *浙江大学学报*, 2012, 46(4): 665-671.
- [19] 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.
- [20] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A H. Face stability analysis of circular tunnels driven by a pressurized shield[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2010, 136(1): 215-229.
- [21] SCHOFIELD A N. Cambridge geotechnical centrifuge operations[J]. *Geotechnique*, 1980, 30(3): 227-268.
- [22] KIMURA T, MAIR R J. Centrifugal testing of model tunnels in soft soil[C]//10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Blakema, 1981.
- [23] RAMANUJAN S. Modular equations and approximations to  $\pi$ [J]. *Quarterly Journal of Mathematics*, 1914, 45: 350-372.

收稿日期: 2022-05-02