

DOI: 10.11779/CJGE201708013

# 地下水渗流作用下的盾构隧道开挖面安全系数上限分析

黄 阜<sup>1</sup>, 潘秋景<sup>2</sup>, 凌同华<sup>1</sup>

(1. 长沙理工大学土木工程学院, 湖南 长沙 410004; 2. 约瑟夫傅里叶大学法国国家科学研究院 3SR 实验室, 法国 格勒诺布尔)

**摘要:** 利用数值模拟技术对地下水渗流情况下盾构隧道开挖面的渗流场进行模拟, 获得了隧道开挖面周边各节点的孔隙水压力。基于极限分析上限定理, 利用各节点孔隙水压力计算出隧道开挖面上限破坏机制中的孔隙水压力功率, 并将其视为一个外力功率代入虚功率方程中, 构建出考虑渗流影响的开挖面安全系数目标函数。通过非线性序列二次规划法对该目标函数进行优化计算, 得到开挖面安全系数上限解。利用强度折减法验证了该方法的有效性, 并将其用于考虑地下水渗流作用的盾构隧道工程实例分析。研究表明: 在考虑地下水渗流的情况下, 开挖面安全系数随土体黏聚力、摩擦角、开挖面支护力的增大而增大, 随地下水位的升高而减小; 开挖面的破坏范围随摩擦角的增大而显著减小, 但地下水位线的位置对开挖面的破坏范围影响较小。

**关键词:** 地下水渗流; 上限分析; 孔隙水压力; 安全系数; 强度折减法

中图分类号: TU921 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2017)08-1461-09

作者简介: 黄 阜(1983-), 男, 博士, 副教授, 主要从事隧道与地下工程稳定性研究。E-mail: hfcsu0001@163.com。

## Upper bound analysis of factor of safety for shield tunnel face subjected to underground water seepage

HUANG Fu<sup>1</sup>, PAN Qiu-jing<sup>2</sup>, LING Tong-hua<sup>1</sup>

(1. School of Civil Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410004, China; 2. Laboratory 3SR, Joseph-Fourier University, CNRS UMR 5521, Grenoble, France)

**Abstract:** Based on the numerical simulation technique, the seepage fields of shield tunnel face are simulated, and the pore water pressures of the nodes adjacent to the tunnel face are obtained. Using the pore pressures of the nodes, the work rate of the pore pressures of the upper bound failure mechanism is derived. The work rate of the pore pressures regarded as a work rate of external force is included in the equation for virtual work rate, and the objective function for factor of safety for tunnel face is established in the framework of upper bound theorem. Using the nonlinear sequential quadratic programming, the upper bound solution of the factor of safety is obtained. By comparing the solution with the results derived from strength reduction method, the validation of the proposed method is verified. Moreover, this method is applied to a shield tunnel which takes account of the effect of seepage to investigate the stability of the tunnel face. The study indicates the factor of safety for tunnel face increases with the increase of cohesion, friction angle and supporting pressure, but decreases with the increase of underground water level. The failure range of the tunnel face decreases with the increase of friction angle observably, but the underground water level has slight influence on the failure range of the tunnel face.

**Key words:** underground water seepage; upper bound analysis; pore water pressure; factor of safety; strength reduction method

## 0 引言

目前, 中国已经有 29 个城市建成了以地下铁道为主体的城市轨道交通系统, 而且还有一些城市的轨道交通线路正在建设中。为了在施工过程中不妨碍地面交通的正常运行, 地铁区间隧道大都采用盾构法进行施工。在盾构机的掘进过程中, 开挖面上施加的支护力大小需要根据盾构机的推进阻力随时调整以维持开挖面的稳定性。因此, 需要有一个标准来判断开挖面在现有支护力作用下是否能够维持稳定。目前, 盾构

隧道开挖面稳定性研究大都是针对开挖面极限支护力的计算进行的<sup>[1-4]</sup>, 而对于已有支护力作用下盾构隧道开挖面稳定性的研究, 取得的成果还比较少。因此, 构建一套计算隧道开挖面安全系数的理论方法, 对于

基金项目: 国家自然科学基金项目(51308072, 51678071); 湖南省教育厅科研项目(15C0052); 长沙理工大学土木工程优势特色重点学科创新性项目(15ZDXK13); 国家留学基金项目(国家建设高水平大学公派研究生项目)

收稿日期: 2016-05-17

盾构隧道开挖面在设定支护力作用下稳定性的评估有实际工程意义。

另一方面,当盾构隧道穿越富水地层时,地下水渗流对盾构隧道开挖面的稳定性有很大的影响,媒体已经公开报导过多起由于地下水渗流导致的盾构隧道开挖面失稳事故,造成了比较严重的经济损失和人员伤亡。鉴于地下水对盾构隧道开挖面稳定性的不利影响,一些学者已经开始对这一问题开展研究。LEE 等<sup>[5]</sup>将渗透力视为一个外力引入极限分析上限定理,计算了管棚预加固作用下隧道开挖面的极限支护力,并通过与极限平衡法得到的结果对比,证明了研究结果的有效性。王浩然等<sup>[6]</sup>通过模拟地下水渗流条件下开挖面的破坏形态,构建了渗流条件下盾构隧道开挖面的上限破坏模式,然后在此基础上计算了渗流条件下维持开挖面稳定的支护压力上限解。Perazzelli 等<sup>[7]</sup>基于极限平衡理论,采用改进的开挖面楔形体破坏模型推导了地下水渗透力作用下维持隧道开挖面稳定的支护力闭合解,并与其他方法进行了对比。

为了评估地下水渗流情况下盾构隧道开挖面的稳定性,本文先采用数值模拟技术,对考虑地下水渗流情况下的盾构隧道掘进过程进行模拟,得到隧道开挖面周边土体各节点的孔隙水压力。然后提取出各个节点上的孔隙水压力,并将其视为一个外力代入上限定理的虚功率方程中,推导出地下水渗流作用下隧道开挖面安全系数目标函数。通过对该目标函数进行优化计算,得到盾构隧道开挖面安全系数的上限解。最后,将开挖面安全系数上限解和基于强度折减法得到的数值解进行对比,验证了本文方法的正确性。

## 1 基于有限差分法的开挖面渗流场分析

评估地下水渗流效应对隧道开挖面稳定性的影响,首先要对盾构隧道掘进过程中开挖面前方的渗流场进行分析。Viratjandr 等<sup>[8]</sup>通过严格的理论推导,得出了以下结论:在考虑地下水渗流作用的上限机动许可速度场中,水压力(包括渗透力和浮力)做的功等于孔隙水压力在土骨架上做的功和在速度场边界上做的功之和。鉴于目前还没有有效的理论方法能够计算出渗流场中每一个节点的渗透力,本文也利用这一结论,通过计算上限破坏机制中孔隙水压力做的功来考虑渗透力对开挖面安全系数上限解的影响。

为了得到速度场中各节点的孔隙水压力,本文采用有限差分软件 FLAC<sup>3D</sup>对隧道开挖面周边土体孔隙水压力的分布情况进行计算。在模拟过程中,假设渗流场为恒定渗流场,模型中各处的渗透系数相等,隧

道衬砌为不透水衬砌,地下水只从开挖面渗入隧道内。此外,假设有稳定的水源对渗流场进行补给,以确保地下水位不会在渗流过程中发生变化。采用图 1 所示的模型,当隧道直径  $D=10$  m,上覆土层厚度  $C=1.5D$ ,地下水位位于地表,计算得到了开挖面前方区域 1 中的孔隙水压力等值线分布图,如图 2 所示。

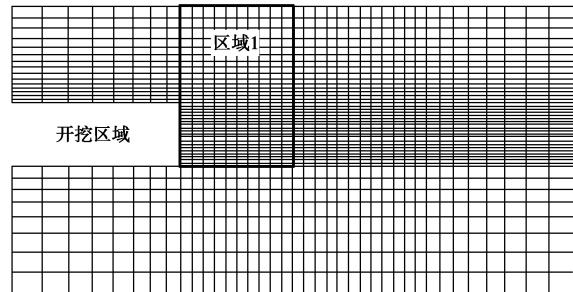


图 1 盾构隧道开挖面渗流场计算模型

Fig. 1 Seepage field model for shield tunnel face

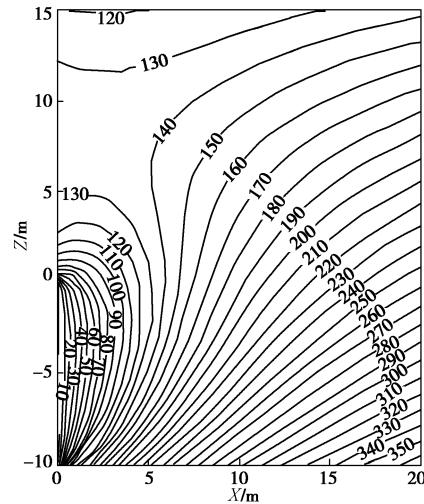


图 2 隧道开挖面周边区域的孔隙水压力等值线分布图

Fig. 2 Contours of pore pressure adjacent to tunnel face

通过数值计算得到盾构隧道周边的孔隙水压力分布之后,利用 FISH 程序将各个节点的孔隙水压力数值提取出来,然后导入到上限破坏机制相对应的节点中,计算出所需要的孔隙水压力功率。由于本文构建的盾构隧道开挖面上限机动速度场中,开挖面的破坏只发生在开挖面前方的一定区域内,所以在提取盾构隧道周边的孔隙水压力的数值时,只要提取图 1 中区域 1 内相应节点的孔隙水压力值就能够满足计算的需要。

## 2 地下水渗流作用下的盾构开挖面安全系数上限解

### 2.1 地下水渗流作用下盾构隧道开挖面上限破坏机制

采用上限定理对盾构隧道开挖面的安全系数进行

计算时, 首先要构建一个符合隧道开挖面破坏特征的破坏机制。Mollon 等<sup>[9]</sup>提出了一种基于空间离散技术的破坏机制构建方法, 通过“点到点”的方式生成组成破坏机制的速度间断线。利用这一方法构建的开挖面破坏机制, 与模型试验得到的开挖面破坏模式十分吻合, 得到了学术界的广泛认可, 因此本文采用这种破机制对地下水渗流情况下的盾构隧道开挖面安全系数进行计算。破坏机制示意图如图 3 所示,  $AB$  为盾构隧道开挖面,  $O'$  为开挖面的中心,  $D$  为盾构隧道直径,  $C$  为隧道埋深,  $H_w$  为地下水位线,  $\sigma_T$  为以均布力形式作用在开挖面上的支护力。开挖面前方由空间离散技术生成的速度间断线  $AE$  和  $BE$  相交于  $E$  点, 构成了刚性塌落体  $ABE$ 。假设塌落体  $ABE$  以  $\omega$  的角速度绕旋转中心  $O$  发生转动, 根据速度场中力和速率的关系可以计算出上限分析中所需要的外力和内能耗散功率。速度间断线  $AE$  和  $BE$  与开挖面分别交于点  $A$  和点  $B$ , 意味着整个开挖面在极限状态下都发生塌落破坏。

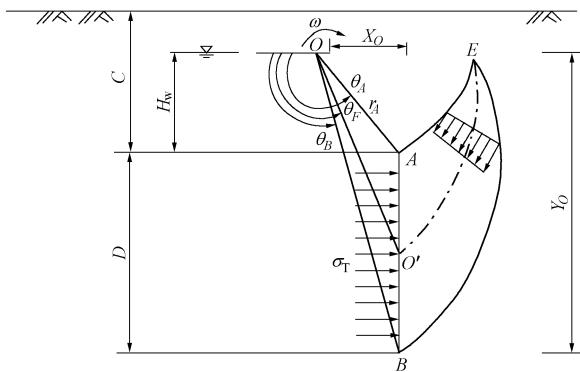


图 3 基于空间离散技术的隧道开挖面上限破坏机制

Fig. 3 Failure mechanism of tunnel face based on spatial discretization technique

下面以速度间断线  $BE$  的生成过程为例, 对基于空间离散技术构建的破坏机制进行阐述。 $A$  和  $B$  分别为速度间断线  $AE$  和  $BE$  生成的起点,  $E$  为终点。 $B_i$  为速度间断线  $BE$  上任意一点,  $j$  为旋转中心  $O$  与  $B_i$  的径向连线, 且  $j$  与水平方向的夹角为  $\theta_i$ 。假设  $j$  绕旋转中心  $O$  逆时针转动一个很小的角度  $\delta_\theta$  后, 得到另一条径向直线  $j+1$ , 如图 4 所示。根据正交定律, 速度间断线上每一个点的速度矢量  $v_i$  与速度间断线本身夹角就是摩擦角  $\varphi$ 。因此, 将点  $B_i$  处的速度矢量  $v_i$  按照初始运动方向旋转  $\varphi$  角, 并与径向直线  $j+1$  交于  $B_{i+1}$  点, 则  $B_{i+1}$  就是按照空间离散技术确定的下一个点。按照这种方式循环下去, 就可以得到整条速度间断线  $BE$ 。以同样的方法从  $A$  点开始, 可以生成上半速度间断线  $AE$ , 当生成的速度间断线  $AE$  和  $BE$  交于  $E$  点时,

组成上限破坏机制的完整的速度间断线就全部生成了。从上述间断线的生成过程中可以看出, 速度间断线  $AE$  和  $BE$  的长度以及破坏面的面积都可以采用与  $O$  点相关的距离 ( $r_B$ ,  $r_A$ ) 和角度参数 ( $\theta_A$ ,  $\theta_B$ ) 来表示。而上限计算过程中所需要的外力功率和内能耗散功率又都是基于破坏面的面积以及速度间断线的长度计算得到的。因此, 由外力功率和内能耗散功率构成的开挖面安全系数目标函数中包含了用于确定  $O$  点位置的参数。由于本文所计算的安全系数上限解是通过对目标函数进行优化计算得到的, 所以当目标函数取得最小值时, 可以得到对应的  $O$  点位置参数 ( $r_B$ ,  $r_A$ ,  $\theta_A$ ,  $\theta_B$ ) 的精确值, 利用这些参数, 可以绘制出破坏面的形状并确定旋转中  $O$  点的位置。

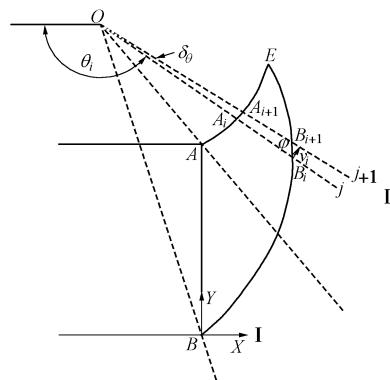


图 4 基于空间离散技术的速度间断线生成过程

Fig. 4 Generation process of velocity discontinuity lines based on spatial discretization technique

## 2.2 考虑地下水渗流的盾构开挖面能耗计算

### (1) 孔隙水压力功率计算

当土工结构位于地下水位线以下时, 水压力会对土工结构的稳定性产生很大影响。Viratjandr 等<sup>[8]</sup>提出, 采用上限定理对考虑地下水渗流边坡的稳定性进行计算时, 由渗透力和浮力组成的水压力做的功等于孔隙水压力在破坏机制内部做的功和在破坏机制边界上做的功之和, 可以用下式表示:

$$W_u = - \int_V u \dot{\varepsilon}_{ii} dV - \int_S u n_i v_i dS , \quad (1)$$

式中,  $u$  是孔隙水压力,  $\dot{\varepsilon}_{ii}$  是土骨架的体积应变增量,  $V$  为上限破坏机制的体积,  $n_i$  为破坏面外法线单位矢量,  $v_i$  为机动速度场中的速度矢量,  $S$  为上限破坏机制的边界。由于上限定理假设破坏机制为一个忽略体积应变的刚性体, 式 (1) 中体积应变增量  $\dot{\varepsilon}_{ii}$  为零, 孔隙水压力做的功全部由作用在破坏机制边界上的那一部分产生, 由下式表示:

$$W_u = - \int_S u n_i v_i dS . \quad (2)$$

因此, 考虑地下水渗流效应的上限定理可以用下式表示:

$$\int_V \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dV \geq \int_S T_i v_i dS + \int_V X_i v_i dV - \int_S n_i v_i u dS. \quad (3)$$

式中  $\sigma_{ij}$  是机动许可速度场中的应力张量;  $T_i$  是作用在边界  $S$  上的荷载;  $X_i$  是体力。将数值模拟得到的开挖面前方土体渗流场中各个节点的孔隙水压力值代入式(2), 即可计算出上限计算中所需要的孔隙水压力功率  $w_u$ 。

## (2) 土体重力功率的计算

本文采用的破坏机制是基于离散技术构建的, 因此该破坏机制由有限个离散单元构成。将各个离散单元的重力进行迭加, 即可得到破坏机制的总重力功率。为了方便计算, 将破坏机制分成如图 5 所示的 I 和 II 两个部分分别计算其重力功率。

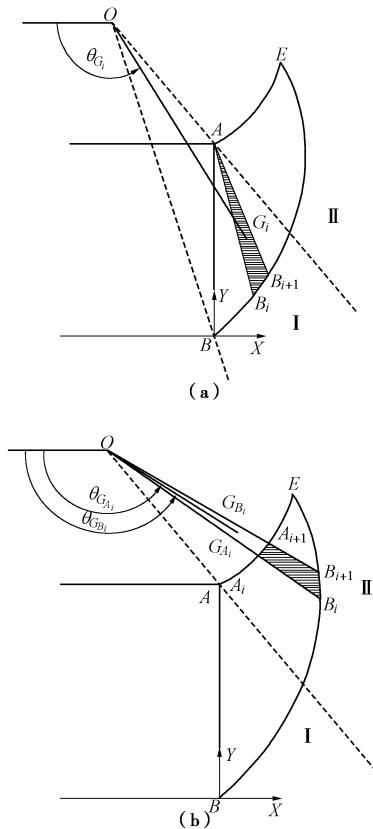


图 5 重力功率计算示意图

Fig. 5 Schematic diagram of gravity work rate calculation

首先计算 I 部分中任意一个单元  $AB_iB_{i+1}$  的重力功率, 然后将所有单元的重力功率进行迭加, 则可以得到破坏机制 I 部分的总重力功率:

$$W_1 = -\gamma \omega \sum_i S_i R_{G_i} \cos \theta_{G_i}, \quad (4)$$

式中,  $S_i$  为三角形  $AB_iB_{i+1}$  的面积,

$$S_i = \frac{1}{2} \delta \theta \sqrt{(x_i - x_A)^2 + (y_i - y_A)^2} \cdot \sqrt{(x_{i+1} - x_A)^2 + (y_{i+1} - y_A)^2}. \quad (5)$$

式中,  $x_A$  与  $y_A$  为  $A$  点的坐标, 可以由下式计算:

$$\left. \begin{array}{l} x_A = 0, \\ y_A = 2R. \end{array} \right\} \quad (6)$$

$G_i$  为三角形  $AB_iB_{i+1}$  的重心, 其坐标为

$$\left. \begin{array}{l} x_{G_i} = \frac{x_A + x_{i+1} + x_i}{3}, \\ y_{G_i} = \frac{y_A + y_{i+1} + y_i}{3}. \end{array} \right\} \quad (7)$$

$R_{G_i}$  为点  $O$  到三角形  $AB_iB_{i+1}$  重心  $G_i$  的距离,

$$R_{G_i} = \sqrt{(x_{G_i} - x_O)^2 + (y_{G_i} - y_O)^2}. \quad (8)$$

根据几何关系, 推导出  $\theta_{G_i}$  的表达式:

$$\theta_{G_i} = \arccos \frac{-(x_{G_i} - x_O)}{\sqrt{(x_{G_i} - x_O)^2 + (y_{G_i} - y_O)^2}}. \quad (9)$$

采用相同的迭加方法, 可求出破坏机制 II 部分的重力功率:

$$W_2 = -\gamma \omega \sum_i (S_{B_i} R_{G_{B_i}} \cos \theta_{G_{B_i}} - S_{A_i} R_{G_{A_i}} \cos \theta_{G_{A_i}}), \quad (10)$$

式中,  $S_{B_i}$  和  $S_{A_i}$  分别为三角形单元  $OB_iB_{i+1}$  和三角形单元  $OA_iA_{i+1}$  的面积,  $R_{G_{B_i}}$  为点  $O$  到三角形单元  $OB_iB_{i+1}$  重心  $G_{B_i}$  的距离,  $R_{G_{A_i}}$  分别为点  $O$  到三角形单元  $OA_iA_{i+1}$  重心  $G_{A_i}$  的距离,  $\theta_{G_{B_i}}$  为  $OG_{B_i}$  与起始方向的夹角,  $\theta_{G_{A_i}}$  为  $OG_{A_i}$  与起始方向的夹角。由此可以得到整个破坏机制的重力功率为

$$W = W_1 + W_2. \quad (11)$$

## (3) 开挖面支护力功率计算

由于本文的开挖面安全系数是在支护力已经确定的情况下计算的, 因此可以将给定的支护力视为一个已知均布力作用在开挖面上, 然后根据该均布力与破坏机制的速度关系计算得到其功率:

$$P_f = \frac{1}{2} \sigma_T \omega r_B^2 \left( \frac{\cos^2 \theta_B}{\cos^2 \theta_A} - 1 \right), \quad (12)$$

式中,  $r_B$ ,  $\theta_A$ ,  $\theta_B$  分别为图 1 中所示的与旋转中心  $O$  有关的距离和角度参数。

## (4) 内能耗散功率计算

开挖面前方的塌落体  $ABE$  是一个刚性体, 在绕旋转中心  $O$  转动的过程中, 与周围土体发生相对运动, 导致在速度间断线  $AB$  和  $BE$  上发生内能损耗。而速度间断线  $AB$  和  $BE$  是由各个单元边界线构成的。因此, 将各个单元边界线的内能耗散功率计算出来, 然后进行迭加, 即可以得到整个速度间断线上的内能耗散功率:

$$D = c \omega \cos \varphi \sum_{i=1} L_{B_i} R_{B_i} + c \omega \cos \varphi \sum_{i=1} L_{A_i} R_{A_i}, \quad (13)$$

式中,  $c$  为土体黏聚力,  $\varphi$  为土体内摩擦角,  $L_{B_i}$  为间断线  $BE$  上任一单元边界线  $B_iB_{i+1}$  的长度,  $R_{B_i}$  为  $O$  点

到  $B_iB_{i+1}$  中点的距离,  $L_{A_i}$  为间断线  $AE$  上任一单元边界线  $A_iA_{i+1}$  的长度,  $R_{A_i}$  为  $O$  点到  $A_iA_{i+1}$  中点的距离。

### 2.3 盾构隧道开挖面安全系数上限解

上限定理表明, 当一个土工结构能够维持稳定时, 其机动速度场中的外力功率是小于等于内能耗散功率的。Saada 等<sup>[10]</sup> 根据上限定理的原理, 认为上限意义上的边坡安全系数可以定义为机动速度场中内能耗散功率与总外力功率的比值, 即

$$F_s = \frac{D}{W}, \quad (14)$$

式中,  $D$  为机动速度场中的总内能耗散功率,  $W$  为机动速度场中的总外力功率。利用数值方法对安全系数  $F_s$  进行优化计算, 求出满足约束条件的最小值, 即可得到安全系数的最优上限解。采用这一方法, DE Buhan 等<sup>[11]</sup> 计算了位于饱和砂土层中浅埋圆形隧道开挖面的安全系数上限解。鉴于基于上限理论计算的安全系数能够对隧道开挖面的安全性进行有效地评估, 本文也采用这一方法计算了地下水渗流作用下隧道开挖面的安全系数。具体计算过程为: 将计算得到的外力功率和内能耗散功率代入式(14), 得到地下水渗流作用下的盾构隧道开挖面安全系数的上限目标函数。由于上限目标函数包含多个变量, 而且各个变量之间有复杂的非线性关系, 难以采用解析方法进行求解。因此, 本文采用了 Matlab 优化工具箱中的 Fminsearch 函数对目标函数的最小值进行搜索, 得到了无约束条件下安全系数的最优解。

## 3 对比计算

目前, 被广泛应用于岩土构筑物稳定性评估的安全系数大多是基于有限元强度折减法计算的。强度折减法通过不断折减岩土材料的强度参数, 在相应的失稳判别准则基础上, 得到土工结构极限状态下的安全系数。由于强度折减法能够给出一个安全系数对土工构筑物的稳定性进行定量评估, 因而在边坡、隧道等各种岩土构筑物的稳定性研究中得到了广泛的应用<sup>[12-14]</sup>。鉴于这一方法的有效性, 本文采用有限差分软件 FLAC<sup>3D</sup> 结合强度折减法, 通过模拟地下水渗流作用下盾构隧道的开挖过程, 得到了开挖面安全系数的数值解, 在此基础上与上限解进行对比, 验证上限解的正确性。

本文构建的盾构隧道模型直径  $D=10$  m, 上覆土层  $C=20$  m, 地下水位线  $H_w$  位于地表, 模型上边界取至地面, 下边界取至隧道底部以下 20 m, 开挖面后方的拼装式衬砌采用衬砌单元进行模拟, 支护力以均布力的形式作用在开挖面上, 如图 6 所示。隧道开挖过程中的渗流场采用恒定渗流场, 假设模型中各处的渗

透系数均相等, 隧道衬砌为不透水衬砌, 隧道开挖面为自由排水边界, 同时固定孔隙水压力为零, 使得地下水能在孔隙水压力的作用下从开挖面向隧道内渗入。在运算过程中, 调用 Mohr-Coulomb 本构模型, 利用强度折减法对土体的黏聚力和摩擦角进行折减, 当计算模型中的不平衡力比率小于程序设定的值, 即认为模型达到了极限平衡状态, 此时的折减系数就是所求解的安全系数。根据上述方法, 当土体重度  $\gamma=20$  kN/m<sup>3</sup>, 内摩擦角  $\varphi=20^\circ$ , 开挖面支护力  $\sigma_t=100$  kPa, 地下水位与隧道直径比  $H_w/D=2$ , 黏聚力  $c=10\sim60$  kPa 时, 计算了开挖面安全系数上限解和数值解, 如表 1 所示。从表 1 中可以看出, 安全系数上限解和数值解都随黏聚力  $c$  的增大而增大, 且基于同一组参数计算得到的安全系数上限解和数值解非常接近, 最大差值不超过 17%。图 7 为极限状态下, 由数值模拟得到隧道开挖面前方土体的剪切应变率 (SSR) 云图和上限计算得到开挖面破坏模式对比图。从图中可以看出, 开挖面前方土体形成了一个由塑性剪切应变带构成的破坏面, 且此破坏面与上限计算得到的破坏面的形状类似, 范围也比较接近, 这说明上限计算结果和数值模拟结果得到了相互验证。此外, 相对于数值模拟方法, 采用上限法进行计算时, 破坏机制构建更加简单, 需要输入的原始参数更少, 计算速度更快。因此, 在大规模的计算分析中采用上限法有利于提高计算效率, 节省计算时间。

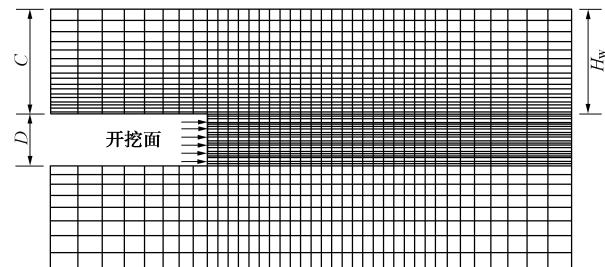


图 6 隧道开挖面安全系数数值计算模型

Fig. 6 Numerical model for factor of safety for tunnel face

表 1 隧道开挖面安全系数的上限解和数值解对比

Table 1 Comparison of factor of safety between upper bound and numerical solutions

黏聚力/kPa	安全系数上限解	安全系数数值解
10	0.8231	0.8100
20	1.0007	0.9400
30	1.1783	1.0600
40	1.3558	1.1800
50	1.5334	1.3000

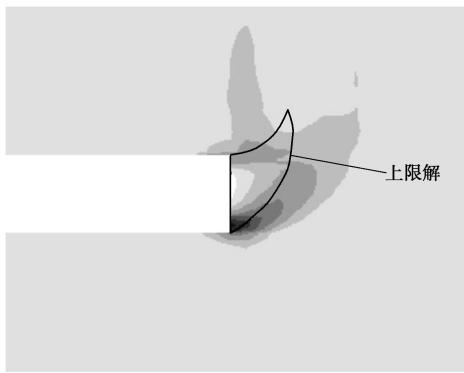


图 7 隧道开挖面破坏模式的上限解和数值解对比

Fig. 7 Failure mode of tunnel face between upper bound and numerical solutions

#### 4 影响参数分析

为了分析地下水渗流效应对开挖面安全系数的影响, 分别计算了考虑地下水渗流和不考虑地下水渗流两种情况下开挖面的安全系数, 并将这两种情况下安全系数随内摩擦角变化的规律进行了对比, 如图 8 所示。从图中可以看出, 在考虑地下水渗流的情况下, 开挖面安全系数明显小于不考虑地下水渗流情况下的值。由此可见, 地下水渗流会对开挖面的稳定性产生重大影响。

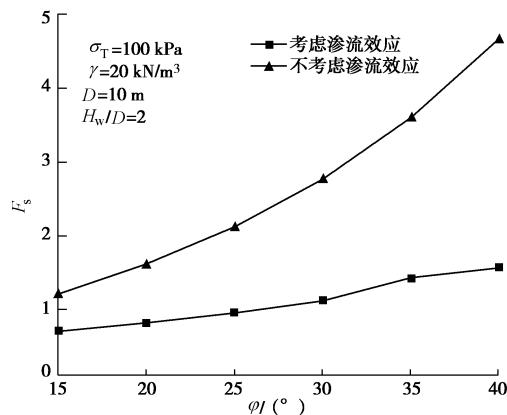


图 8 考虑地下水渗流和不考虑地下水渗流情况下开挖面安全系数对比

Fig. 8 Comparison of factor of safety for circumstanc-

es considering seepage and without considering seepage

在考虑地下水渗流效应的基础上, 有必要分析各个参数对开挖面安全系数的影响。根据上限计算结果, 绘制了当隧道直径  $D=10\text{ m}$ , 土体黏聚力  $c=10\sim60\text{ kPa}$ , 重度  $\gamma=20\text{ kN/m}^3$ , 内摩擦角  $\varphi=10^\circ\sim40^\circ$ , 开挖面支护力  $\sigma_T=80\sim180\text{ kPa}$ , 地下水位与隧道直径比  $H_w/D=1\sim4$  时, 开挖面安全系数随单一参数变化的曲线图, 如图 9 所示。从图 9 (a) 中可以看出, 土体黏聚力和内摩擦角对开挖面的安全系数有很大的影

响, 在其它参数不变的情况下, 安全系数随黏聚力和摩擦角的增大而增大。图 9 (b) 反映了开挖面安全系数随支护力  $\sigma_T$  的变化规律。在其它参数不变的情况下, 安全系数随支护力的增大而增大。当隧道位于地下水位线以下时, 地下水位的变化会改变孔隙水压力的分布, 从而对开挖面的安全系数产生重要影响。利用地下水位与隧道直径比  $H_w/D$  这一参数, 分析了地下水位变化对开挖面安全系数的影响。从图 9 (c) 中可以看出, 在其它参数不变的情况下, 开挖面安全系数随地下水位的升高而减小。

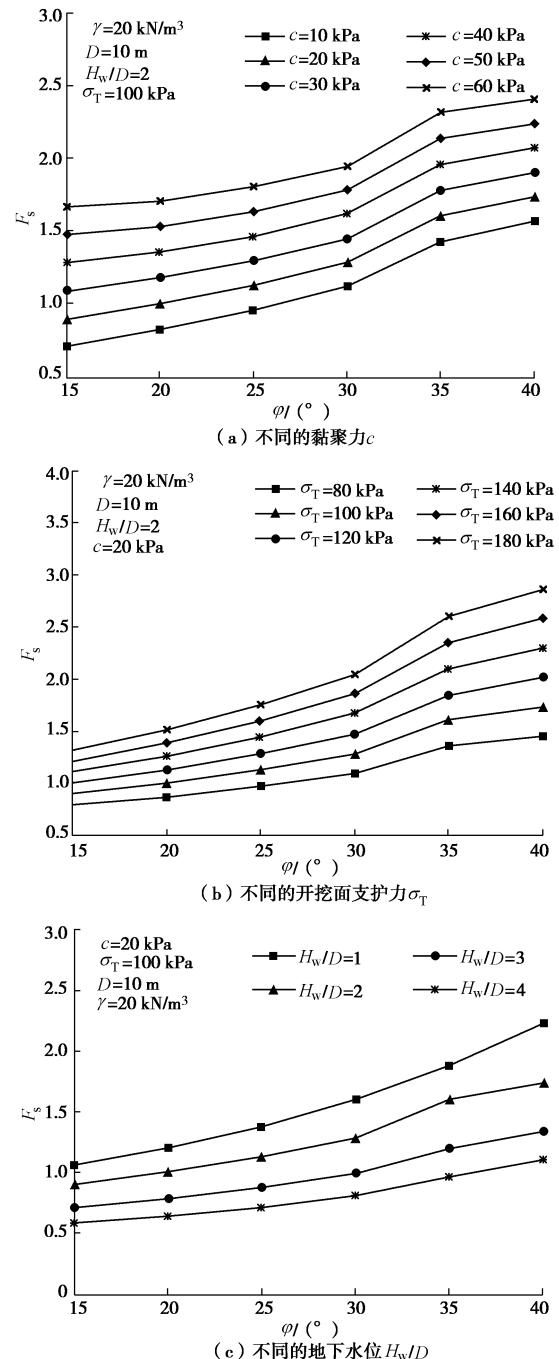


图 9 地下水渗流情况下各个参数对开挖面安全系数的影响

Fig. 9 Influences of various parameters on factor of safety subjected to underground water seepage

将优化计算得到的开挖面速度间断线上每个点的坐标提取出来, 可以绘制出基于上限定理计算的破坏面, 从而为分析开挖面潜在失稳破坏范围提供理论依据。图 10 为考虑地下水渗流和不考虑地下水渗流两种情况下的破坏面对比图, 从图中可以看出地下水的渗流对开挖面的破坏模式的影响比较明显。在考虑地下水渗流的情况下, 开挖面的破坏范围要大于不考虑渗流的情况。此外, 在考虑渗流的情况下, 破坏面的下半部分扩大比较明显, 而上半部分则与不考虑渗流情况下的破坏面比较接近, 这与王浩然等<sup>[6]</sup>得到的地下水渗流对开挖面破坏形态的影响规律是一致的。图 11 为隧道直径  $D=10$  m, 土体黏聚力  $c=10$  kPa, 重度  $\gamma=20$  kN/m<sup>3</sup>, 开挖面支护力  $\sigma_T=100$  kPa, 内摩擦角  $\varphi=20^\circ \sim 40^\circ$ , 地下水位与隧道直径比  $H_w/D=1 \sim 3$  时, 隧道开挖面的破坏模式。从图中可以看出, 在其他参数确定的情况下, 开挖面的破坏范围随内摩擦角  $\varphi$  的减小而显著增大。地下水位线的位置则对开挖面的破坏范围影响相对较小, 当地下水位线从一倍隧道直径处上升到三倍隧道直径处, 破坏面的顶点位置发生了移动, 而破坏范围的变化则不够明显。

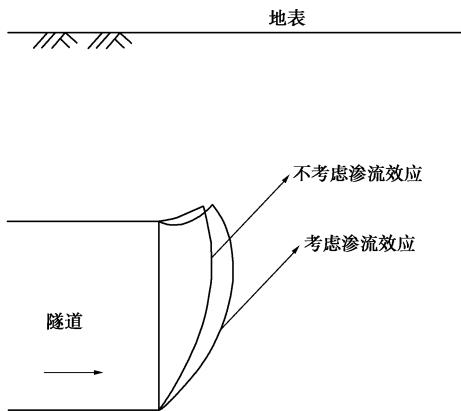


图 10 考虑地下水渗流和不考虑地下水渗流情况下开挖面上限破坏模式对比

Fig. 10 Comparison of failure modes for circumstances considering seepage and without considering seepage

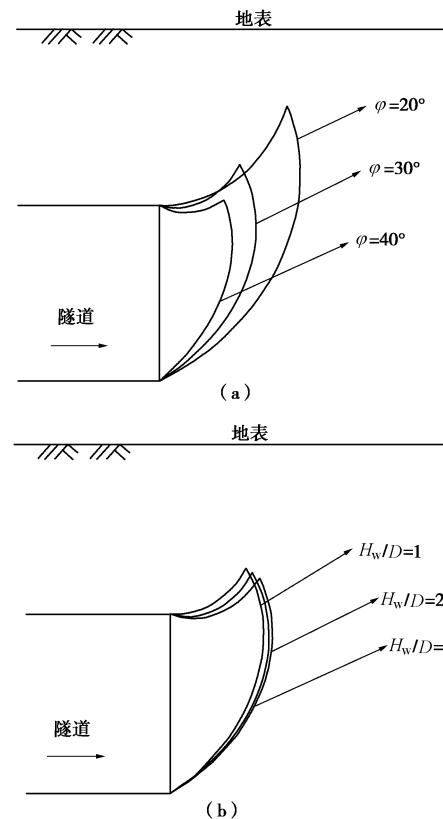


图 11 不同参数对开挖面上限破坏模式的影响

Fig. 11 Influences of different parameters on failure modes

## 5 工程实例分析

长沙市轨道交通 2 号线一期工程溁湾镇至橘子洲站, 区间隧道全长 0.993 km, 隧道外径 6.29 m, 采用盾构法掘进。由于整个区间隧道地下水位比较高, 因此开挖面的安全系数计算需要考虑地下水渗流的影响。盾构隧道所穿越的地层从上到下分为杂填土、细砂、砾石、全风化泥质粉砂岩、强风化泥质粉砂岩和中风化泥质粉砂岩 6 层, 各层的标高及厚度如表 2 所示, 各土层的物理力学参数见表 3。本文在隧道的纵向选取了 3 个截面, 采用上限法和数值计算方法, 对 3 个截面处的安全系数进行计算, 各截面的位置如图

表 2 隧道穿越的土层类型

Table 2 Types of soil strata for shield tunnel

序号	层号	岩土名称	时代成因	高程/m	埋深/m	厚度/m	
						范围值	平均值
1	1-1	人工填土	$Q_4^{ml}$	35.0~36.5	0	11.4~17.9	15.42
2	3-2	细砂	$Q_2^{al}$	18.9~24.1	11.4~17.6	0.7~3.6	1.88
3	3-5	圆砾	$Q_2^{al}$	18.7~23.2	12.2~17.7	0.8~1.4	1.10
4	5-1	泥质粉砂岩	$K$	19.7	15.7	3.8	3.80
5	5-2	泥质粉砂岩	$K$	15.9~22.4	13.0~19.5	0.3~5.65	1.96
6	5-3	泥质粉砂岩	$k$	11.3~21.9	13.9~24.1	20.9~36.4	29.07

表 3 土层物理力学参数

Table 3 Parameters of soil strata

层号	土层名称	天然重度/(kN·m <sup>-3</sup> )	黏聚力/kPa	内摩擦角/(°)	变形模量/MPa	渗透系数/(cm·s <sup>-1</sup> )
1-1	杂填土	1.92	36	10.7	32	$9.84 \times 10^{-4}$
3-3	细砂	1.87	2	26.0	15	$4.63 \times 10^{-3}$
3-5	砾石	1.92	37	31.0	80	$5.78 \times 10^{-3}$
5-1	全风化泥质粉砾岩	1.96	40	18.0	40	$3.47 \times 10^{-4}$
5-2	强风化泥质粉砾岩	2.04	96	31.7	110	$6.94 \times 10^{-4}$
5-3	中风化泥质粉砾岩	2.46	138	35.8	30	$1.5 \times 10^{-4}$

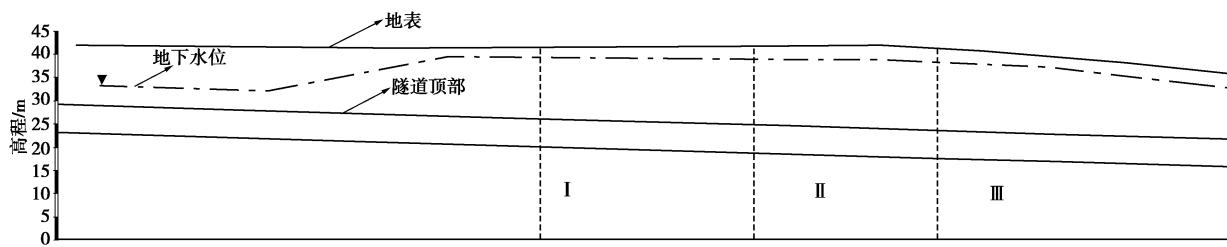


图 12 二号线溁湾镇至橘子洲区间段纵断面图

Fig. 12 Vertical sectional profile of running tunnel for second line between Yingwanzhen and Juzizhou

表 4 不同截面处的盾构隧道开挖面安全系数

Table 4 Factors of safety for tunnel face at different sections

截面	隧道直径/m	上覆土层厚度/m	地下水位高度/m	黏聚力c/kPa	内摩擦角/(°)	渗透系数/(10 <sup>-4</sup> cm·s <sup>-1</sup> )	支护力/kPa	安全系数上限解	安全系数数值解
I	6.29	15.30	12.13	36	10.7	9.84	100	1.98	1.77
II	6.29	17.01	14.13	36	10.7	9.84	110	1.94	1.78
III	6.29	17.59	14.61	36	10.7	9.84	130	2.04	1.85

12 所示。

由于隧道基本上在第一层的杂填土中掘进。因此，在计算过程中，将隧道穿越的地层视为均质土层，以降低数值模拟的难度。根据这 3 个截面处的土层厚度、地下水位线高度（以隧道顶部高程作为基准高程）、土体参数，和对应截面处盾构机土舱压力的实测值，计算出 3 个截面处的安全系数，如表 4 所示。从表 4 中可以看出，两种方法计算得到的安全系数大小基本一致。此外，计算得到的开挖面安全系数大于 1，说明在长沙市轨道交通 2 号线溁湾镇至橘子洲站区段的盾构施工过程中，盾构机设置的土舱压力有效维持了开挖面的稳定性，而实际工程中该盾构区段的顺利完工也印证了这一结论。由此可见，本文计算得到隧道开挖面安全系数上限解是可靠的，可以用于实际工程中隧道开挖面的稳定性分析。

## 6 结 论

基于极限分析上限定理，本文提出了可以用于定量分析盾构隧道开挖面稳定性安全系数的计算方法，在此基础上结合数值模拟技术，对地下水渗流条件下盾构隧道开挖面的安全系数进行了计算。通过与强度折减法得到的安全系数进行对比，验证了本文方法的

正确性，并将其用于考虑地下水渗流的盾构隧道开挖面安全系数计算。研究表明：

(1) 地下水渗流对盾构隧道开挖面的安全系数和破坏模式均有较大影响。在考虑地下水渗流的情况下，开挖面安全系数显著降低，开挖面破坏范围明显增大。若盾构隧道在地下水含量丰富的地层中掘进，不能忽略地下水渗流对盾构隧道开挖面稳定性的影响。

(2) 在考虑地下水渗流的情况下，土体黏聚力、摩擦角、开挖面支护力和地下水位位置等因素都会对开挖面的安全系数产生影响。开挖面安全系数随土体黏聚力、摩擦角、开挖面支护力的增大而增大，随地下水位的升高而减小。在实际工程中，土体参数和地下水位线是确定的，选取一个合理的开挖面支护力是提高开挖面稳定性的有效途径。

(3) 内摩擦角和地下水位线的位置对开挖面前方土体的潜在破坏范围的影响规律有所不同。随摩擦角  $\varphi$  的减小开挖面的破坏范围显著增大，随着地下水位的上升破坏面发生整体向下的移动，但破坏范围变化不明显。

## 参 考 文 献：

- [1] 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 – 1388.
- [2] 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, 2009, **136**(1): 215 – 229.
- [3] PAN Q J, DIAS D. Face stability analysis for a shield-driven tunnel in anisotropic and nonhomogeneous soils by the kinematical approach[J]. International Journal of Geomechanics, 2015, **16**(3): 04015076.
- [4] 张 箭, 杨 峰, 刘 志, 等. 浅覆盾构隧道开挖面挤出刚性锥体破坏模式极限分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **36**(7): 1344 – 1349. (ZHANG Jian, YANG Feng, LIU Zhi, et al. Three-dimensional limit analysis of blow-out failure modes of shallow shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **36**(7): 1344 – 1349. (in Chinese))
- [5] 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.
- [6] 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 Hao-Ran, HUANG Mao-Song, LÜ Xi-Lin, 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))
- [7] PERAZZELLI P, LEONE T, ANAGNOSTOU G. Tunnel face stability under seepage flow conditions[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2014, **43**: 459 – 469.
- [8] VIRATJANDR C, MICHALOWSKI R L. Limit analysis of submerged slopes subjected to water drawdown[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2006, **43**(8): 802 – 814.
- [9] MOLLON G, PHOON K K, DIAS D, et al. Validation of a new 2D failure mechanism for the stability analysis of a pressurized tunnel face in a spatially varying sand[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2011, **137**(1): 8 – 21.
- [10] SAADA Z, MAGHOUS S, GARNIER D. Stability analysis of rock slopes subjected to seepage forces using the modified Hoek–Brown criterion[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2012, **55**: 45 – 54.
- [11] DE BUHAN P, CUVILLIER A, DORMIEUX L, et al. Face stability of shallow circular tunnels driven under the water table: a numerical analysis[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1999, **23**(1): 79 – 95.
- [12] 陈力华, 靳晓光. 有限元强度折减法中边坡三种失效判据的适用性研究[J]. 土木工程学报, 2012, **45**(9): 136 – 146. (CHEN Li-Hua, JIN Xiao-Guang. Study on the applicability of three criteria for slope instability using finite element strength reduction method[J]. China Civil Engineering Journal, 2012, **45**(9): 136 – 146. (in Chinese))
- [13] 李秀地, 郑颖人, 袁 勇, 等. 沉管海底隧道强度折减法分析探讨[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1876 – 1882. (LI Xiu-di, ZHENG Ying-ren, YUAN Yong, et al. Strength reduction method for submarine immersed tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1876 – 1882. (in Chinese))
- [14] 陈国庆, 黄润秋, 石豫川, 等. 基于动态和整体强度折减法的边坡稳定性分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, **33**(2): 243 – 256. (CHEN Guo-qing, HUANG Run-qiu, SHI Yu-chuan, et al. Stability analysis of slope based on dynamic and whole strength reduction methods[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, **33**(2): 243 – 256. (in Chinese))