

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2022.095



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



基于极限分析理论的复合地层中双模盾构 开挖面稳定性研究

黄阜¹, 陈晶晶¹, 王勇涛¹, 杨云强¹, 谭瑞²

(1. 长沙理工大学土木工程学院, 长沙 410114; 2. 中建八局轨道交通建设有限公司, 南京 210046)

摘要:针对目前双模式盾构在复合地层土-岩交界面进行掘进模式转换过程中掘进面稳定性研究中存在的问题,采用空间离散技术构建双模式盾构在穿越土-岩交界面过程中开挖面前方岩土体的二维破坏机制,利用该破坏机制和极限分析上限定理推导得到极限状态下土舱压力的目标函数,通过优化计算得到盾构机在穿越土-岩交界面过程中维持开挖面稳定所需的土舱压力上限解,并讨论不同参数对土舱压力及开挖面前方岩土体破坏模式的影响。在此基础上,基于可靠度理论建立土舱压力的可靠度模型,并给出复合地层中容许可靠度下维持开挖面稳定性最小土舱压力的建议值。结果表明:盾构机在穿越土-岩交界面过程中维持开挖面稳定所需的土舱压力随着盾构机与土-岩交界面距离的减小而减小;开挖面前方岩土体的破坏范围随着界面倾角的增大而增大。

关键词:复合地层;双模式盾构;土舱压力;可靠度;极限分析理论;上限定理

中图分类号:U455.43 **文献标志码:**A **文章编号:**2096-6717(2024)06-0089-11

Study on the stability of double-mode shield excavation face in composite strata based on limit analysis theorem

HUANG Fu¹, CHEN Jingjing¹, WANG Yongtao¹, YANG Yunqiang¹, TAN Rui²

(1. School of Civil Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, P. R. China;

2. China Construction Eighth Engineering Division Rail Transit Construction Co., Ltd., Nanjing 210046, P. R. China)

Abstract: To study the stability of the tunnel face for dual-mode shield machine excavated in a composite strata, a two-dimensional failure mechanism of the tunnel face was constructed by using spatial discretization technique. The objective function of the soil chamber pressure in the limit state was derived by using this failure mechanism and the upper limit theorem of limit analysis. The upper bound solution of the soil chamber pressure to maintain the stability of tunnel face during the shield machine pass through the interface of the soil/rock was obtained from optimization. Moreover, the influence of different parameters on the soil chamber pressure and the failure mode of the tunnel face were discussed. On this basis, based on the probabilistic theory, the

收稿日期:2022-06-18

基金项目:国家自然科学基金(51878074, 52278395);湖南省自然科学基金(2021JJ30714);长沙理工大学研究生科研创新项目(CX2021SS25)

作者简介:黄阜(1983-),男,教授,博士,主要从事隧道与城市地下工程稳定性研究, E-mail: hfcust@csust.edu.cn.

Received: 2022-06-18

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (Nos. 51878074, 52278395); Natural Science Foundation of Hunan Province (No. 2021JJ30714); Changsha University of Science & Technology Postgraduate Innovation Program (No. CX2021SS25)

Author brief: HUANG Fu (1983-), professor, PhD, main research interests: stability of tunnel and urban underground engineering, E-mail: hfcust@csust.edu.cn.

reliability model of the soil chamber pressure was established, and the minimum soil chamber pressure which was used to maintain the stability of tunnel face in composite stratum with a tolerable reliability was given. Parametric analysis shows that the soil chamber pressure decreases as the distance between the shield machine and interface of the soil/rock shortens, and failure region in front of the tunnel face increases with the increase of the interface inclination angle.

Keywords: composite strata; double-mode shield; soil chamber pressure; reliability; limit analysis theorem; upper bound theorem

在种类繁多的交通出行方式中,轨道交通具备低碳环保、绿色节能的优点。因此,在各个城市中掀起了一波新的城市轨道交通建设高潮。截至2021年12月底,中国内地累计有50个城市开通城市轨道交通,运营线路长度为9 192 km,其中地铁占比78.9%,达到7 253 km。中国幅员辽阔,不同地区地质情况差异极大。在珠江三角洲等地区,软硬不均的复合地层分布广泛,隧道在掘进过程中可能遇到从土层到岩层的各种地质情况。为了确保盾构机在土层和岩层中都能够顺利掘进,有必要采用EPB/TBM双模盾构在土-岩交替的复合地层中施工。

EPB/TBM双模盾构机兼设土压平衡盾构和敞开式TBM两种模式,能够满足从土层过渡到岩层的掘进需求并提高施工效率。但由于双模式盾构在土-岩复合地层中掘进的复杂性,仍然存在很多亟须解决的技术问题,因此,学者们已经开展了一些卓有成效的研究^[1-3]。管会生等^[4]以新街矿区斜井隧道工程为依托,分别计算了双模式盾构在2种掘进模式下的土舱压力及盾构推力等关键掘进参数。朱向飞等^[5]结合已有工程经验与数值模拟技术,研究了TBM/EPB双模式盾构在复合地层掘进过程中围岩应力与变形的变化规律。双模盾构在土层和岩层的分界面处需要进行模式转换,在此过程中,刀盘转速逐渐下降直到停机,土舱无法保持正常压力,导致掌子面存在喷涌、失稳坍塌的风险。若隧道掌子面失稳坍塌诱发的地层损失传递到地表,有可能导致地表发生沉降甚至塌陷。因此,对双模式盾构掘进到土-岩层交界面处的土舱压力和开挖面前方岩土体的破坏特征开展研究具有重要工程意义和实用价值。目前,已有一些学者对盾构机在复合地层掘进过程中开挖面的稳定性开展了研究。Senent等^[6]利用FLAC3D对上软下硬复合地层的极限支护压力进行研究得出,上部地层较软时,支护压力不足会导致开挖面局部破坏的结论。代仲海等^[7]、邱龔等^[8]分别采用对数螺旋线型和三维离散型破坏机制,研究了盾构机在上软下硬水平分层地层掘进过程中开挖面的稳定性。周立基等^[9]基

于改进的部分楔形体理论,分析了盾构穿越上软下硬地层时不同地层复合比和软土内摩擦角对开挖面稳定性的影响。宋洋等^[10]利用模型试验和筒仓理论,提出了适用于砂-砾复合地层的计算模型,推导了极限支护力的表达式。一方面,上述研究主要是针对“上软下硬”这一地层水平分层模式开展,而对于盾构机穿越土-岩竖向或者倾斜分界面过程中的开挖面稳定性研究还鲜有报道。另一方面,大多数盾构隧道稳定性研究仍属于确定性分析范畴,不能有效解释岩土工程中存在的固有不确定性及模糊性的问题,而可靠度理论可以充分考虑岩土体的不确定性^[11-14],科学合理地评价开挖面的稳定性。因此,有必要在双模式盾构隧道开挖面稳定性研究中引入可靠度理论,对基于极限分析法确定的双模式盾构土舱压力可靠性进行研究。

针对目前双模式盾构在复合地层土-岩交界面施工过程中掘进面稳定性研究还不够深入这一现状,基于极限分析上限定理,构建了双模式盾构穿越土-岩交界面过程中二维离散型破坏机制,通过计算该破坏机制中的内能耗散功率和外力功率,建立双模式盾构掘进到土-岩层交界面处土舱建舱压力的目标函数,利用优化计算获得盾构机在这一阶段维持开挖面稳定性所需的土舱压力上限解,并利用可靠度理论对该土舱压力开展可靠性分析。研究成果为双模式盾构穿越土-岩层交界面过程中土舱压力的确定奠定了理论基础。

1 双模式盾构穿越土-岩交界面过程中开挖面二维离散型破坏机制

现有研究中,盾构隧道开挖面前方岩土体的破坏机制大多针对单一岩土体构建^[15-20],而一些复合地层盾构隧道开挖面稳定性研究又主要针对“上软下硬”这一水平分层模式开展。对于双模式盾构穿越垂直或者倾斜状态的土-岩交界面过程中盾构机土舱压力和开挖面前方岩土体破坏模式的研究还鲜有报道。针对这一研究现状,笔者基于Mollon等^[17]提出的盾构隧道开挖面离散型破坏机制构建方法,采用“点到点”的方式生成适用于盾构机穿越倾

斜状态土-岩交界面的二维离散型破坏机制,如图 1 所示。图中,AB为盾构机刀盘,O为破坏机制中速度间断线的旋转中心,D为隧道直径,C为隧道拱顶到地表距离,AE和BE为构成开挖面塌落体的速度间断线,KG为复合地层中处于倾斜状态的土-岩交界面。 α 为土岩交界面 GK与y轴的夹角。假设盾构机刀盘中心到土-岩交界面 KG之间的距离为变量 t ,利用 t 值来表示盾构机刀盘与土-岩交界面的距离变化。

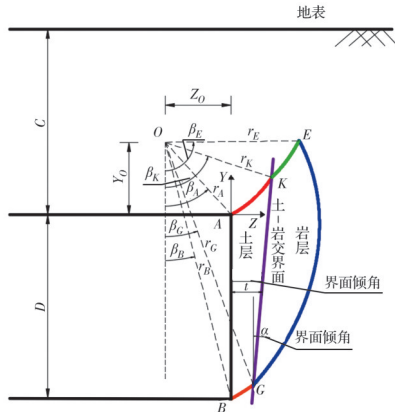


图 1 盾构隧道穿越土岩交界面过程中开挖面二维破坏机制

Fig. 1 2D failure mechanism of tunnel face for shield machine drilled in soil/rock interface

在图 1 所示的破坏机制中,对数螺旋线 AK、BG、KE 和 GE 的极坐标方程为

$$\begin{cases} r_1(\beta) = r_A \exp[(\beta - \beta_A) \tan \varphi_1] \\ r_2(\beta) = r_B \exp[(\beta_B - \beta) \tan \varphi_1] \\ r_3(\beta) = r_K \exp[(\beta - \beta_K) \tan \varphi_2] \\ r_4(\beta) = r_G \exp[(\beta_G - \beta) \tan \varphi_2] \end{cases} \quad (1)$$

式中: r_A, r_B, r_K, r_G 分别为 OA、OB、OK、OG 的长度; $\beta_A, \beta_B, \beta_K, \beta_G$ 分别为 OA、OB、OK、OG 与竖直向的夹角。 φ_1 和 φ_2 分别为土岩交界面左右两侧土体和岩石的摩擦角。

从图 1 可以看出,盾构机在掘进至土-岩分界面附近时,由于盾构机需要进行掘进模式转换,土舱压力下降从而导致前方岩土体有向刀盘方向发生坍塌的趋势,形成了“牛角型”塌落体。因为此时盾构机已经掘进至离土岩交界面很近的位置,该塌落体被交界面分为了左右两个部分,其中靠近刀盘的部分为土体(假设该土体的摩擦角为 φ_1),另外一部分为岩体(假设该岩体的摩擦角为 φ_2)。由于分界线两侧的岩土体参数不同,被分界线分隔成两段的速度间断线 BG 和 GE 必须采用不同的参数来生成。根据 Mollon 等^[17]提出的离散型破坏机制构建方法,组成该塌落体的速度间断线采用“点到点”的方式

生成。下面以速度间断线 BG 的生成过程为例,说明 BG 的生成方法。假设刀盘前方岩土体沿整个刀盘发生坍塌,因此令刀盘下沿 B 点为起始点, B_i 为速度间断线 BG 上的任意一点, j 为旋转中心 O 与 B_i 的径向连线,且 j 与起始方向的夹角为 β_j 。假设 j 绕旋转中心 O 逆时针旋转一个很小的角度 $d\beta$ 得到另一条径向直线 $j+1$,如图 2 所示。根据相关联流动法则和正交定律,速度间断线上每一个点的速度矢量 v_i 与速度间断线本身的夹角等于土体的摩擦角 φ_1 。因此,将点 B_i 处的速度矢量 v_i 偏移 φ_1 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。按照这个方式循环下去,就可以形成速度间断线 $B_i B_{i+1}$,直到 $B_i B_{i+1}$ 与地层分界线 KG 相交,则生成了土层中的速度间断线 BG。由于土岩交界面 KG 右侧为岩体,因此,GE 段需要重新按照复合地层中岩体的地质参数重新生成。此时,以 G 点为起始点,按照上述方式生成下一个点。此时速度间断线上任意一点 G_i 处的速度矢量 v_i 需要偏移岩体的摩擦角 φ_2 。按照上述方法分别生成速度间断线 AK 和 KE,直到 KE 和 GE 相交于 E 点,则整个穿越土岩交界面的二维离散型破坏机制就完全生成了。

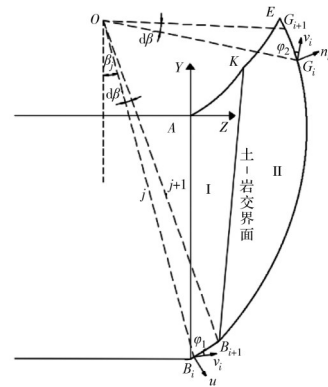


图 2 基于空间离散技术的速度间断线生成过程

Fig. 2 Generation process of speed interruption lines based on the spatial discretization technique

2 双模式盾构穿越土-岩交界面过程中内外能耗功率计算

根据极限分析理论,符合盾构机刀盘前方岩土体破坏特征的上限破坏机制构建完成之后,需要计算该破坏机制中的外力功率和内能耗散功率^[21],以建立虚功率方程。构建的破坏机制中,外力功率为塌落体土体重力功率和土舱压力做功功率,内能耗散功率为所构建的破坏机制中塌落体与周边岩土体相对滑移,在塌落面上产生的耗散功率。

2.1 重力功率的计算

由于构建的开挖面破坏机制被土-岩交界面分为了两个部分,所以重力功率的计算与均质土层重力功率计算不同。假设土-岩交界面将塌落体分为 I 和 II 两部分,需要分别对这两个部分的重力功率进行计算。如图 3 所示,区域 ABGK 为 I 部分,区域 KGE 为 II 部分。

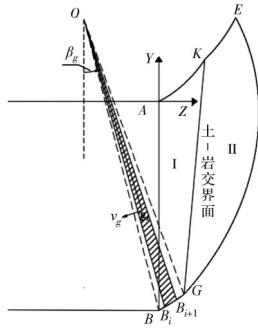


图3 I部分重力功率计算示意图

Fig. 3 Schematic diagram of gravity work rate calculation of part I

1) I部分土体重力功率计算

利用叠加法可以计算区域 ABGK 部分的外力功率。先分别计算出 OAB、OGK、OBG、OAK 部分土体重力做功,然后进行组合,可以得到破坏机制中的总重力功率。

$$W_I = W_{OBG} + W_{OGK} - (W_{OAB} + W_{OAK}) = \gamma_1 \omega [r_B^3 (f_1 - f_3) + r_G^3 f_4 - r_A^3 f_2] \quad (7)$$

式中:

$$f_1 = \frac{1}{3} \int_{\beta_B}^{\beta_G} e^{3(\beta_B - \beta) \tan \varphi_1} \sin \beta d\beta = \frac{1}{3(9 \tan^2 \varphi_1 + 1)} \left[-e^{3(\beta_B - \beta) \tan \varphi_1} \cdot (3 \tan \varphi_1 \cdot \sin \beta_G + \cos \beta_G) + \cos \beta_B + 3 \tan \varphi_1 \cdot \sin \beta_B \right] \quad (8)$$

$$f_2 = \frac{1}{3} \int_{\beta_A}^{\beta_K} e^{3(\beta - \beta_A) \tan \varphi_1} \sin \beta d\beta = \frac{1}{3(9 \tan^2 \varphi_1 + 1)} \left[-e^{3(\beta_K - \beta_A) \tan \varphi_1} \cdot (\cos \beta_K - 3 \tan \varphi_1 \cdot \sin \beta_K) + \cos \beta_A - 3 \tan \varphi_1 \cdot \sin \beta_A \right] \quad (9)$$

$$f_3 = \frac{1}{3} \int_{\beta_B}^{\beta_A} \frac{1}{3} \left(\frac{r_B \sin \beta_B}{\sin \beta} \right)^3 \sin \beta d\beta = \frac{1}{3} \sin^3 \beta_B \left(\frac{\cos \beta_B}{\sin \beta_B} - \frac{\cos \beta_A}{\sin \beta_A} \right) \quad (10)$$

$$f_4 = \frac{1}{3} \int_{\beta_G}^{\beta_K} \frac{1}{3} \left(\frac{r_G \sin \beta_G}{\sin \beta} \right)^3 \sin \beta d\beta = \frac{1}{3} \sin^3 \beta_G \left(\frac{\cos \beta_G}{\sin \beta_G} - \frac{\cos \beta_K}{\sin \beta_K} \right) \quad (11)$$

2) II部分土体重力功率计算

II部分指区域 GKE, F 点为 OK 的延长线与速度间断面 GE 的交点,以 GF 为界可将该部分土体重

区域 OBG 可取微元。如图 3 所示,微元面积 $dA = r_2^2 d\beta/2$, g 点为微元的重心,重心处的速度, $v_g = 2/3 \omega r_2$ 。该微元的土体重力做功为

$$dW_{OBG} = \gamma_1 dA v_g \sin \beta = \gamma_1 \cdot \frac{1}{2} r_2^2 d\beta \cdot \frac{2}{3} \omega r_2 \sin \beta = \frac{1}{3} \gamma_1 \omega r_2^3 \sin \beta d\beta \quad (2)$$

对该区域进行积分,可得

$$W_{OBG} = \int_{\beta_B}^{\beta_G} dW_{OBG} = \int_{\beta_B}^{\beta_G} \frac{1}{3} \gamma_1 \omega r_2^3 \sin \beta d\beta = \frac{1}{3} \gamma_1 \omega \int_{\beta_B}^{\beta_G} r_2^3 \sin \beta d\beta = \gamma_1 \omega r_B^3 \cdot f_1 \quad (3)$$

同理,区域 OAK 土体重力做功为

$$W_{OAK} = \int_{\beta_A}^{\beta_K} dW_{OAK} = \int_{\beta_A}^{\beta_K} \frac{1}{3} \gamma_1 \omega r_1^3 \sin \beta d\beta = \frac{1}{3} \gamma_1 \omega \int_{\beta_A}^{\beta_K} r_1^3 \sin \beta d\beta = \gamma_1 \omega r_A^3 \cdot f_2 \quad (4)$$

$$W_{OAB} = \int_{\beta_B}^{\beta_A} \frac{1}{3} \gamma_1 \omega \left(\frac{r_B \sin \beta_B}{\sin \beta} \right)^3 \sin \beta d\beta = \gamma_1 \omega r_B^3 \cdot f_3 \quad (5)$$

$$W_{OGK} = \int_{\beta_G}^{\beta_K} \frac{1}{3} \gamma_1 \omega \left(\frac{r_G \sin \beta_G}{\sin \beta} \right)^3 \sin \beta d\beta = \gamma_1 \omega r_G^3 \cdot f_4 \quad (6)$$

叠加后得到 I 部分重力做功功率

$$W_I = W_{OBG} + W_{OGK} - (W_{OAB} + W_{OAK}) = \gamma_1 \omega [r_B^3 (f_1 - f_3) + r_G^3 f_4 - r_A^3 f_2] \quad (7)$$

力做功分成两部分来进行计算,分别计算区域 FGK 和区域 EFK 的重力功率,见图 4。

区域 FGK 的重力功率为

$$W_{OFG} = \int_{\beta_G}^{\beta_K} dW_{OFG} = \frac{1}{3} \gamma_2 \omega \int_{\beta_G}^{\beta_K} r_4^3 \sin \beta d\beta = \gamma_2 \omega r_G^3 \cdot f_5 \quad (12)$$

$$W_{OGK} = \left[\frac{1}{2} \gamma_2 r_K r_G \sin(\beta_K - \beta_G) \right] \left(\omega \cdot \frac{2}{3} r_K \cos \beta_K \right) = \frac{1}{3} \omega \gamma_2 r_K^2 r_G \sin(\beta_K - \beta_G) \cos \beta_K \quad (13)$$

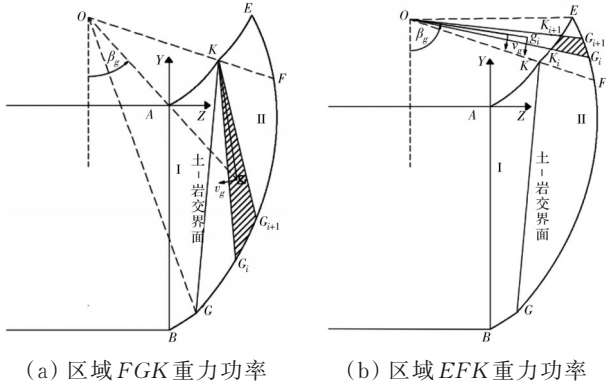


图 4 II 部分重力功率计算示意图

Fig. 4 Schematic diagram of gravity work rate calculation of part II

区域 EFK 的重力功率为

$$W_{OGK1} = \int_{\beta_G}^{\beta_K} \frac{1}{3} \gamma_2 \omega \left(\frac{r_G \sin \beta_G}{\sin \beta} \right)^3 \sin \beta d\beta = \gamma_2 \omega r_G^3 \cdot f_4 \quad (14)$$

$$W_{OEF} = \int_{\beta_K}^{\beta_E} dW_{OEF} = \frac{1}{3} \gamma_2 \omega \int_{\beta_K}^{\beta_E} r_4^3 \sin \beta d\beta = \gamma_2 \omega r_G^3 \cdot f_6 \quad (15)$$

$$W_{OEK} = \int_{\beta_K}^{\beta_E} dW_{OEK} = \frac{1}{3} \gamma_2 \omega \int_{\beta_K}^{\beta_E} r_3^3 \sin \beta d\beta = \gamma_2 \omega r_K^3 \cdot f_7 \quad (16)$$

利用叠加法可得到 II 部分土体重力功率

$$W_{II} = W_{OEF} - W_{OEK} + W_{OFG} - W_{OGK1} = \gamma_2 \omega [r_G^3 (f_5 - f_4 + f_6) - r_K^3 f_7] \quad (17)$$

式中:

$$f_5 = \frac{1}{3} \int_{\beta_G}^{\beta_K} e^{3(\beta_G - \beta) \tan \varphi_2} \sin \beta d\beta = \frac{1}{3(9 \tan^2 \varphi_2 + 1)} \left[-e^{3(\beta_G - \beta_K) \tan \varphi_2} \cdot (3 \tan \varphi_2 \cdot \sin \beta_K + \cos \beta_K) + \cos \beta_G + 3 \tan \varphi_2 \cdot \sin \beta_G \right] \quad (18)$$

$$f_6 = \frac{1}{3} \int_{\beta_K}^{\beta_E} e^{3(\beta_G - \beta) \tan \varphi_2} \sin \beta d\beta = \frac{1}{3(9 \tan^2 \varphi_2 + 1)} \cdot \left[e^{3(\beta_G - \beta_K) \tan \varphi_2} \cdot (3 \tan \varphi_2 \cdot \sin \beta_K + \cos \beta_K) - e^{3(\beta_G - \beta_E) \tan \varphi_2} \cdot (3 \tan \varphi_2 \cdot \sin \beta_E + \cos \beta_E) \right] \quad (19)$$

$$f_7 = \frac{1}{3} \int_{\beta_K}^{\beta_E} e^{3(\beta - \beta_K) \tan \varphi_2} \sin \beta d\beta = \frac{1}{3(9 \tan^2 \varphi_2 + 1)} \left[-e^{3(\beta_E - \beta_K) \tan \varphi_2} \cdot (\cos \beta_E - 3 \tan \varphi_2 \cdot \sin \beta_E) + \cos \beta_K - 3 \tan \varphi_1 \cdot \sin \beta_K \right] \quad (20)$$

破坏机制的总的重力功率为

$$W_y = W_I + W_{II} = \gamma_1 \omega [r_B^3 (f_1 - f_3) + r_A^3 f_4 - r_A^3 f_2] + \gamma_2 \omega [r_G^3 (f_5 - f_4 + f_6) - r_K^3 f_7] \quad (21)$$

2.2 土舱压力做功功率计算

将盾构机土舱压力简化为垂直于刀盘分布的均布力 σ , σ 均匀分布在刀盘背后。因此,土舱压力做功功率为

$$P_i = - \int_{\beta_A}^{\beta_B} \sigma \cdot \frac{r_B \cdot \sin \beta_B}{\sin \beta} \omega \cdot \cos \beta \cdot \frac{r_B \cdot \sin \beta_B}{\sin \beta} \cdot \frac{d\beta}{\sin \beta} = \frac{1}{2} \omega \sigma r_B^2 \left(\frac{\sin^2 \beta_B}{\sin^2 \beta_A} - 1 \right) \quad (22)$$

则破坏机制中总的外力功率为

$$W = W_y + P_i \quad (23)$$

2.3 内能耗散功率的计算

在极限状态下,刀盘前方的塌落体发生向刀盘方向的相对滑移,在此过程中速度间断线上发生能量耗散。内能耗散功率可以通过将速度间断面的微分面积与土体黏聚力以及速度在速度间断面上的切向投影相乘,再沿整个速度间断面进行积分

求得。

$$D_{AK} = \int_{\beta_A}^{\beta_K} c_1 \cdot r_1 \omega \cos \varphi_1 \cdot \frac{r_1 d\beta}{\cos \varphi_1} = \frac{c_1 r_A^2 \omega}{2 \tan \varphi_1} \left\{ \exp [2(\beta_K - \beta_A) \tan \varphi_1] - 1 \right\} \quad (24)$$

$$D_{BG} = \int_{\beta_B}^{\beta_G} c_1 \cdot r_2 \omega \cos \varphi_1 \cdot \frac{r_2 d\beta}{\cos \varphi_1} = \frac{c_1 r_B^2 \omega}{2 \tan \varphi_1} \left\{ 1 - \exp [2(\beta_B - \beta_G) \tan \varphi_1] \right\} \quad (25)$$

$$D_{KE} = \int_{\beta_K}^{\beta_E} c_2 \cdot r_3 \omega \cos \varphi_2 \cdot \frac{r_3 d\beta}{\cos \varphi_2} = \frac{c_2 r_K^2 \omega}{2 \tan \varphi_2} \left\{ \exp [2(\beta_E - \beta_K) \tan \varphi_1] - 1 \right\} \quad (26)$$

$$D_{GE} = \int_{\beta_G}^{\beta_E} c_2 \cdot r_4 \omega \cos \varphi_2 \cdot \frac{r_4 d\beta}{\cos \varphi_2} = \frac{c_2 r_G^2 \omega}{2 \tan \varphi_2} \left\{ 1 - \exp [2(\beta_G - \beta_E) \tan \varphi_1] \right\} \quad (27)$$

破坏机制中总的内能耗散功率为

$$D = D_{AK} + D_{BG} + D_{KE} + D_{GE} \quad (28)$$

2.4 极限状态下土舱压力的上解

根据极限分析上限定理可知,所构建的破坏机制中总的外力功率与内能耗散功率相等。

$$W + P_f = D \quad (29)$$

将式(21)、式(22)、式(28)带入式(29),可以得到盾构机穿越土-岩层交界面过程中土舱压力的上限目标函数

$$\sigma = \frac{W - D}{\frac{1}{2} \omega r_B^2 \left(\frac{\sin^2 \beta_B}{\sin^2 \beta_A} - 1 \right)} \quad (30)$$

根据极限分析理论,极限状态下盾构机土舱压力最优上限解是由式(30)确定的土舱压力目标函数最大值。由于式(30)含有多个变量,且变量之间是非线性关系,难以用解析方法进行求解。因此,本文利用MATLAB软件中的Fminsearch函数对目标函数的最大值进行搜索,从而得到盾构机穿越土-岩层交界面过程中土舱压力的最优上限解。

3 影响参数分析

为了分析盾构机刀盘在不断接近土岩交界面过程中土舱压力的变化规律,绘制了 $\alpha=90^\circ$ (即假设土岩交界面处于竖直状态)的特殊情况下土舱压力随刀盘与土岩交界面的距离 t 变化的曲线图,如图5所示。图5中,纵坐标为根据极限分析理论计算得到的土舱压力上限解,横坐标为刀盘与土岩交界面的距离 t 值。由于假设盾构机从土体向岩体方向掘进, $t=0$ 表示盾构机刀盘恰好掘进到土岩交界面上。而 $t<0$ 表示盾构机刀盘还未掘进到土岩交界面,对应的横坐标绝对值表示刀盘与土岩交界面的距离。

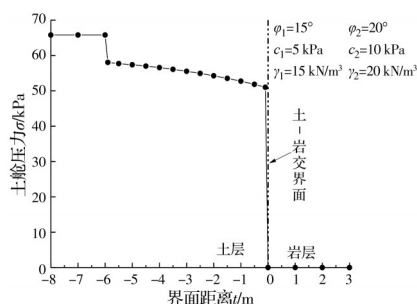


图5 土舱压力与界面距离的关系曲线

Fig. 5 The relationship curve of soil chamber pressure and interface distance

从图5可以看出:

1) 当 $t < -6$ 时,盾构机刀盘距离土岩交界面大于6 m,盾构刀盘前方的塌落体完全处于土层中,盾构机以土压平衡模式正常掘进,土舱压力维持65.78 kPa不变。

2) 当 $-6 < t < 0$ 时,刀盘距离土岩交界面小于6 m时,刀盘前方的塌落体已经进入岩体。随着盾构机

继续向土岩交界面推进,刀盘前方的塌落体进入岩体的区域增大,维持开挖面稳定性所需要的土舱压力逐渐减小。

3) 当 $t > 0$ 时,盾构机刀盘已经完全穿过土岩交界面,盾构机采用TBM模式在岩层进行掘进。由于岩层中围岩稳定性较好,在实际工程中,一般采用敞开式TBM模式掘进。此时,土舱不建压,盾构机土舱压力为零,采用皮带输送机出土。为了确保掘进模式转换过程中的施工安全,实际施工中一般在盾构机进入岩质地层后再进行掘进模式转换。

为了进一步研究盾构隧道在复合地层中掘进至土岩交界面处时不同参数对土舱压力的影响,绘制了当隧道直径 $D=10$ m、隧道埋深 $C=10$ m、土层黏聚力 $c_1=5\sim 10$ kPa、岩层黏聚力 $c_2=10\sim 15$ kPa、土层摩擦角 $\varphi_1=15^\circ\sim 20^\circ$ 、岩层摩擦角 $\varphi_2=16^\circ\sim 20^\circ$ 、土层重度 $\gamma_1=25$ kN/m³、岩层重度 $\gamma_2=25$ kN/m³、土岩交界面倾角 $\alpha=3^\circ\sim 13^\circ$ 时,土舱压力 σ 随单一参数变化的曲线图如图6所示。从图6可以看出,土舱压力随着界面倾角 α 的增大而减小。其中,图6(a)~(d)展示了岩土体的黏聚力 c_1 、 c_2 和内摩擦角 φ_1 、 φ_2 对土舱压力的影响,在其他参数一定时,随着黏聚力 c_1 、 c_2 和内摩擦角 φ_1 、 φ_2 的增大,土舱压力减小。

由于构建的盾构隧道开挖面前方岩土体破坏机制中的速度间断线采用“点到点”的方式生成,通过优化计算可以得到极限状态下各个点的坐标。将速度间断线上各个点的坐标导入CAD,可以得到开挖面前方岩土体在极限状态下的塌落面形状。图7为塌落面的范围与界面倾角 α 关系,从图7可以看出,随着角度 α 的增大,刀盘前方岩土体的塌落范围增大。

由图8可知,复合地层中隧道开挖面破坏模式与单一地层显著不同。在土层黏聚力 c_1 和内摩擦角 φ_1 不变的情况下,开挖面的破坏范围随着岩层黏聚力 c_2 和内摩擦角 φ_2 的减小而增大,其中岩层内摩擦角 φ_2 对开挖面破坏范围的影响更大。

4 双模式盾构穿越土岩交界面过程中土舱压力可靠度分析

双模式盾构在穿越土岩交界面过程中,刀盘的切削对象从土体过渡到岩体,鉴于土体和岩体力学特征的巨大差异,维持开挖面稳定性所需要的土舱压力存在很大的不确定性。可靠度理论可以充分考虑地下岩土体的不确定性,确定盾构隧道施工中

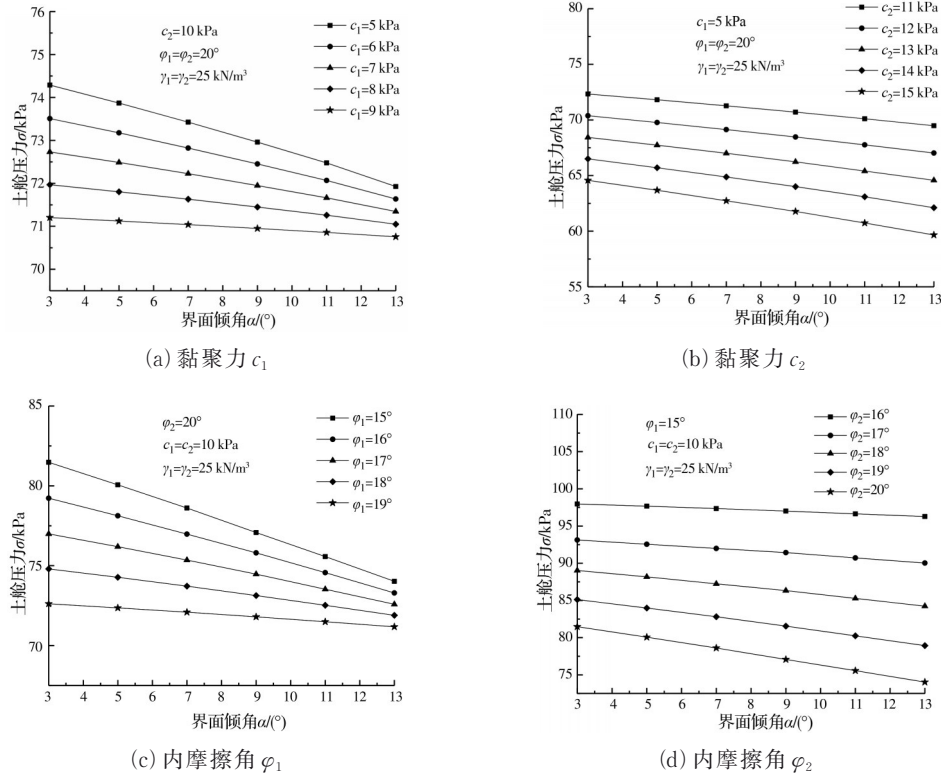


图 6 不同参数对土舱压力的影响

Fig. 6 Influences of different parameters on soil chamber pressure

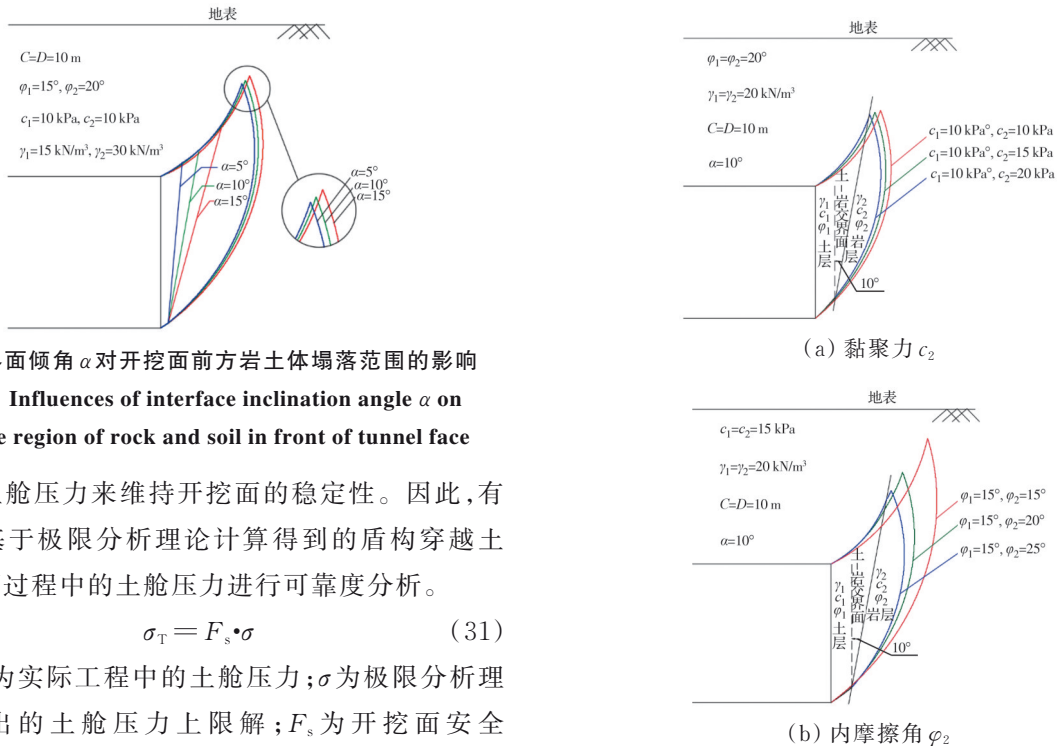


图 7 界面倾角 α 对开挖面前方岩土体塌落范围的影响

Fig. 7 Influences of interface inclination angle α on collapse region of rock and soil in front of tunnel face

合理的土舱压力来维持开挖面的稳定性。因此,有必要对基于极限分析理论计算得到的盾构穿越土岩交界面过程中的土舱压力进行可靠度分析。

$$\sigma_T = F_s \cdot \sigma \quad (31)$$

式中: σ_T 为实际工程中的土舱压力; σ 为极限分析理论计算出的土舱压力上限解; F_s 为开挖面安全系数。

维持刀盘前方岩土体稳定性的功能函数为

$$g(X) = \sigma_T - \sigma > 0 \quad (32)$$

由此可以得到双模式盾构穿越土岩交界面过程中土舱压力的可靠度模型

$$R_s = \int_0^{\infty} f(G(x))dG(x) = P\{G(X) > 0\} \quad (33)$$

图 8 不同围岩参数对开挖面前方岩土体塌落范围的影响

Fig. 8 Influences of different rock parameters on collapse region of rock and soil in front of tunnel face

$$P_f = 1 - R_s \quad (34)$$

$$\beta = -\Phi^{-1}(P_f) \quad (35)$$

式中: R_s 为可靠度; P_f 为失效概率; β 为可靠度指标;

Φ 为标准正态变量的累积分布函数。 X 为随机变量组成向量; $G(X)$ 为功能函数组成向量。 X 和 $G(X)$ 的表达式为

$$X = [c_1 \ c_2 \ \varphi_1 \ \varphi_2 \ \gamma_1 \ \gamma_2 \ \sigma] \quad (36)$$

$$G(X) = [g(X)] = [\sigma_T - \sigma] \quad (37)$$

采用蒙特卡洛法(Monte-Carlo method)求解土舱压力的可靠度指标 β 及失效概率 P_f 。

4.1 掘进参数敏感性分析

均值、标准差和变异系数是随机变量的重要统计指标,为了确定影响盾构穿越土岩交界面过程中土舱压力可靠度的主要因素,运用敏感性分析对影响土舱压力可靠度的随机变量进行研究。假设盾构机穿越土岩交界面过程中相关随机变量服从正态分布规律,各个随机变量的具体统计特性见表 1。假设其他参数为:隧道直径 $D=10\text{ m}$;隧道埋深 $C=10\text{ m}$;安全系数 $F_s=1.5$ 。

表 1 随机变量的统计特征

Table1 Statistical properties of random variables

变量	均值	标准差	变异系数	分布
c_1	5/kPa	0.75/kPa	0.15	正态分布
c_2	10/kPa	1.5/kPa	0.15	正态分布
γ_1	18 kN/m ³	2.7 kN/m ³	0.15	正态分布
γ_2	30 kN/m ³	4.5 kN/m ³	0.15	正态分布
φ_1	15°	2.25°	0.15	正态分布
φ_2	20°	3.0°	0.15	正态分布
σ	89.77 kPa	13.47 kPa	0.15	正态分布

图 9 为随机变量分布参数敏感性因子对比图,从图中可以看出,土层和岩层的黏聚力 c_1 、 c_2 以及摩擦角 φ_1 、 φ_2 对可靠度比较敏感,而土层和岩层的重度 γ_1 、 γ_2 以及土舱压力 σ 对可靠度的敏感性较低。由此可以得出结论:土层和岩层的黏聚力 c_1 、 c_2 以及摩擦角 φ_1 、 φ_2 是影响双模式盾构穿越土岩交界面过程中土舱压力可靠度的主要因素。

4.2 最小安全系数与土舱压力

在实际工程中,盾构机穿越土岩交界面过程中

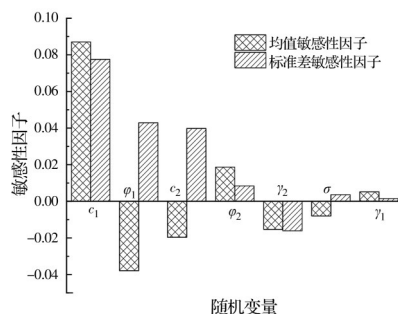


图 9 随机变量分布参数敏感性因子对比

Fig. 9 Comparison of sensitivity factor of random variables distributed parameter

的土舱压力,是维持盾构机刀盘前方岩土体稳定性的重要因素。因此,有必要在考虑目标可靠度的情况下,针对主要影响因素,计算不同安全等级下维持盾构隧道开挖面稳定性的最小土舱压力,为双模式盾构机穿越土岩交界面过程中盾构机掘进参数的确定提供参考。

根据《建筑结构可靠性设计统一标准》(GB 50068—2001),地铁隧道的可靠度指标及分级标准见表 2。

表 2 地铁隧道的可靠度及安全分级标准

Table2 Reliability and safety classification criteria for subway

安全等级	失效概率 P_f	可靠度指标 β
一级	10^{-5}	4.3
二级	10^{-4}	3.7
三级	10^{-3}	3.1
四级	10^{-2}	2.3

图 10 为各主要影响因素下隧道不同安全系数所对应的失效概率。从图 10 可以看出,随着安全系数 F_s 的增大,失效概率 P_f 呈现减小的趋势。表 3 是在图 10 的基础上引入目标可靠度 $[\beta]$ 得到的不同安全等级下的维持开挖面稳定性的最小土舱压力。通过分析可得,在取一定的目标可靠度时,随着岩土体的黏聚力 c_1 、 c_2 和内摩擦角 φ_1 、 φ_2 的增大,维持开挖面稳定性所需要的最小土舱压力逐渐减小。当其他参数不变时,目标可靠度 $[\beta]$ 越大,该最小土舱压力越大。换言之,安全等级越高,目标可靠度指标越大,隧道开挖面维持稳定所需的最小土舱压力越大。

5 结论

基于极限分析上限定理,运用空间离散技术构建了双模式盾构穿越土岩交界面过程中隧道开挖面的二维破坏机制,通过理论计算获得了穿越土岩交界面过程中维持开挖面稳定性所需要的土舱压力上限解。在此基础上,构建了隧道开挖面土舱压力的可靠度模型,对双模式盾构穿越土岩交界面过程中隧道开挖面的稳定性进行了可靠度分析。研究表明:

1) 盾构在复合地层中掘进至土岩交界面时,刀盘与土岩交界面之间的距离对维持开挖面稳定性所需要的土舱压力有较大影响。刀盘与土岩交界面的距离越近,维持开挖面稳定所需的土舱压力越小。此外,盾构机在穿越土岩交界面时,该土舱压力随交界面倾角 α 的增大而减小。

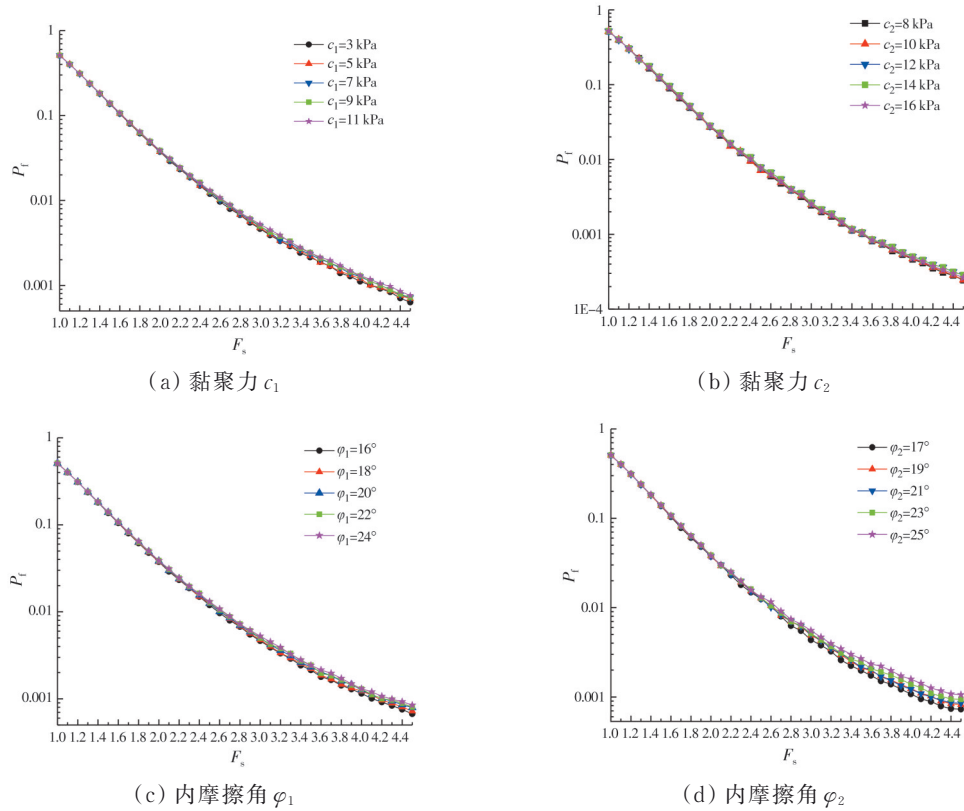


图 10 不同安全系数下的失效概率

Fig. 10 Failure probability for different safety factors

表 3 不同安全等级下维持隧道开挖面稳定性的最小安全系数和最小土舱压力

Table 3 Minimum safety factor and soil chamber pressure of maintain the stability of tunnel face for different safety levels

影响因素	影响因素取值	σ/kPa	$\beta=2.3$		$\beta=3.1$	
			$F_{s\min}$	$\sigma_{T\min}/\text{kPa}$	$F_{s\min}$	$\sigma_{T\min}/\text{kPa}$
c_1/kPa	3	90.56	2.57	232.74	4.48	405.71
	5	89.77	2.58	231.61	4.50	403.97
	7	88.98	2.58	229.57	4.52	402.19
	9	88.18	2.59	228.39	4.56	402.10
	11	87.38	2.59	226.31	4.60	401.95
c_2/kPa	8	94.68	2.29	216.82	3.75	355.05
	10	89.77	2.30	206.47	3.76	337.54
	12	84.87	2.35	199.44	3.78	320.81
	14	79.95	2.37	189.48	3.78	302.21
	16	75.05	2.40	180.12	3.78	283.69
$\varphi_1/(\text{^\circ})$	16	66.80	2.50	167.00	4.48	299.26
	18	64.62	2.52	162.84	4.51	291.62
	20	62.46	2.52	157.85	4.53	292.00
	22	60.30	2.53	152.56	4.57	275.57
	24	58.15	2.55	148.28	4.60	267.49
$\varphi_2/(\text{^\circ})$	17	107.79	2.55	274.86	4.55	490.44
	19	95.24	2.55	242.86	4.60	438.10
	21	84.73	2.56	216.91	4.63	392.20
	23	75.74	2.57	194.65	4.68	354.46
	25	67.90	2.60	176.54	4.72	320.49

2) 开挖面前方岩土体在极限状态下的塌落范围随界面倾角 α 的增大而增大。此外在土层黏聚力 c_1 和内摩擦角 φ_1 不变的情况下, 开挖面的破坏范围随着岩层黏聚力 c_2 和内摩擦角 φ_2 的减小而增大, 其中岩层的内摩擦角 φ_2 对开挖面前方岩土体的塌落范围的影响更大。

3) 影响隧道开挖面可靠度的主要因素为黏聚力 c_1 、 c_2 和摩擦角 φ_1 、 φ_2 。可靠度分析表明, 在取一定的目标可靠度时, 维持开挖面稳定性所需的最小土舱压力随着黏聚力 c_1 、 c_2 和内摩擦角 φ_1 、 φ_2 的增大而减小。

参考文献

- [1] 陈伟国. TBM 和 EPB 双模式可转换盾构施工技术在复合地层中的应用[J]. 路基工程, 2015(3): 210-212.
CHEN W G. Application of TBM & EPB dual-mode switchable shield construction technique in complex strata [J]. Subgrade Engineering, 2015(3): 210-212. (in Chinese)
- [2] 叶蕾, 袁文征, 周果鑫. 中心螺旋式土压/TBM 双模掘进机选型及应用[J]. 建筑机械化, 2021, 42(5): 26-31.
YE L, YUAN W Z, ZHOU F X. Central spiral earth pressure/TBM dual-mode digger selection and application [J]. Construction Mechanization, 2021, 42(5): 26-31. (in Chinese)
- [3] 陈荣树, 雷军, 陈泽, 等. 双模式盾构 TBM 模式转 EPB 模式施工技术[J]. 建筑机械化, 2020, 41(12): 13-16.
CHEN R S, LEI J, CHEN Z, et al. Construction technology of dual-mode shield tunneling from TBM mode to EPB mode [J]. Construction Mechanization, 2020, 41(12): 13-16. (in Chinese)
- [4] 管会生, 张瑀, 杨延栋. 新街台格庙矿区斜井隧道双模式盾构关键掘进参数配置研究[J]. 隧道建设, 2015, 35(4): 377-381.
GUAN H S, ZHANG Y, YANG Y D. Study on key boring parameters of dual-mode shield used for inclined shaft of Xinjie taigemiao mines [J]. Tunnel Construction, 2015, 35(4): 377-381. (in Chinese)
- [5] 朱向飞, 罗伟庭, 陈泽, 等. 双模盾构 TBM 转 EPB 模式转换位置的合理性研究[J]. 建筑结构, 2021, 51(Sup2): 1734-1740.
ZHU X F, LUO W T, CHEN Z, et al. Study on the position of TBM to EPB mode conversion in dual-mode shield tunneling [J]. Building Structure, 2021, 51(Sup2): 1734-1740. (in Chinese)
- [6] SENENT S, JIMENEZ R. A tunnel face failure mechanism for layered ground, considering the possibility of partial collapse [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2015, 47: 182-192.
- [7] 代仲海, 胡再强. 复合地层盾构开挖面极限支护力上限分析[J]. 工程科学与技术, 2021, 53(2): 95-102.
DAI Z H, HU Z Q. Upper bound limit analysis of limit support pressure for shield excavation face in composite ground [J]. Advanced Engineering Sciences, 2021, 53(2): 95-102. (in Chinese)
- [8] 邱龔, 杨新安, 黄德中, 等. 穿越分层地层的盾构隧道开挖面稳定机理研究[J]. 中国铁道科学, 2019, 40(2): 71-80.
QIU Y, YANG X A, HUANG D Z, et al. Stability mechanism of excavation face of shield tunnel crossing layered strata [J]. China Railway Science, 2019, 40(2): 71-80. (in Chinese)
- [9] 周立基, 张孟喜, 王维, 等. 盾构穿越软硬复合地层开挖面稳定性分析[J]. 上海大学学报(自然科学版), 2021, 27(6): 1094-1105.
ZHOU L J, ZHANG M X, WANG W, et al. Stability mechanism of the excavation face for shield tunneling in soft and hard composite ground [J]. Journal of Shanghai University (Natural Science Edition), 2021, 27(6): 1094-1105. (in Chinese)
- [10] 宋洋, 王韦颀, 杜春生. 砂-砾复合地层盾构隧道开挖面稳定模型试验与极限支护压力研究[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(12): 2206-2214.
SONG Y, WANG W Y, DU C S. Model tests on stability and ultimate support pressure of shield tunnel in sand-gravel composite stratum [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(12): 2206-2214. (in Chinese)
- [11] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A H. Probabilistic analysis of pressurized tunnels against face stability using collocation-based stochastic response surface method [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 137(4): 385-397.
- [12] PAN Q J, DIAS D. Probabilistic evaluation of tunnel face stability in spatially random soils using sparse polynomial chaos expansion with global sensitivity analysis [J]. Acta Geotechnica, 2017, 12(6): 1415-1429.
- [13] 程红战, 陈健, 胡之锋, 等. 考虑砂土抗剪强度空间变异性的盾构开挖面稳定性分析[J]. 岩土力学, 2018, 39(8): 3047-3054.
CHENG H Z, CHEN J, HU Z F, et al. Face stability analysis for a shield tunnel considering spatial variability of shear strength in sand [J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(8): 3047-3054. (in Chinese)
- [14] 姬建, 张哲铭, 夏嘉诚, 等. 基于逆可靠度分析的隧道开挖面极限支护压力优化设计[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(10): 1825-1833.
JI J, ZHANG Z M, XIA J C, et al. Inverse reliability-based design of limit support pressure for tunnel face sta-

- bility [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(10): 1825-1833. (in Chinese)
- [15] SOUBRA A H, REGENASS P. Three-dimensional passive earth pressures by kinematical approach [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2000, 126(11): 969-978.
- [16] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A. Face stability analysis of circular tunnels driven by a pressurized shield [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136: 215-229.
- [17] 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.
- [18] 杨峰, 阳军生, 赵炼恒. 浅埋隧道工作面破坏模式与支护反力研究[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(2): 279-284.
YANG F, YANG J S, ZHAO L H. Collapse mechanism and support pressure for shallow tunnel face [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(2): 279-284. (in Chinese)
- [19] 吕玺琳, 王浩然, 黄茂松. 盾构隧道开挖面稳定极限理论研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(1): 57-62.
LV X L, WANG H R, HUANG M S. Limit theoretical study on face stability of shield tunnels [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(1): 57-62. (in Chinese)
- [20] 陈峥, 何平, 颜杜民, 等. 超前支护下隧道掌子面稳定性极限上限分析[J]. 岩土力学, 2019, 40(6): 2154-2162.
CHEN Z, HE P, YAN D M, et al. Upper-bound limit analysis of tunnel face stability under advanced support [J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(6): 2154-2162. (in Chinese)
- [21] 孙志彬, 潘秋景, 杨小礼, 等. 非均质边坡上限分析的离散机构及应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(7): 1680-1688.
SUN Z B, PAN Q J, YANG X L, et al. Discrete mechanism for upper bound analysis of nonhomogeneous slopes [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(7): 1680-1688. (in Chinese)

(编辑 王秀玲)