



矿业科学学报

JOURNAL OF MINING SCIENCE AND TECHNOLOGY

软土盾构掘进竖向姿态分析及控制策略研究

赵凯, 黄昕, 谢良甫, 王建虎, 晋智毅

Vertical attitude and its control strategy for shield tunneling in soft soil

引用本文:

赵凯, 黄昕, 谢良甫, 等. 软土盾构掘进竖向姿态分析及控制策略研究[J]. [矿业科学学报](#), 2025, 10(2): 259–270.

ZHAO Kai, HUANG Xin, XIE Liangfu, et al. Vertical attitude and its control strategy for shield tunneling in soft soil[J]. [Journal of Mining Science and Technology](#), 2025, 10(2): 259–270.

您可能感兴趣的其他文章

1. 不同倾角充-岩组合体三轴压缩力学特性及破坏特征

引用本文: 徐文彬, 陈伟. 不同倾角充-岩组合体三轴压缩力学特性及破坏特征[J]. [矿业科学学报](#), 2023, 8(5): 633–641.

2. 不同叠交角度下盾构重叠隧道地层位移规律研究

引用本文: 杨志勇, 牛宇哲, 丁耀文, 等. 不同叠交角度下盾构重叠隧道地层位移规律研究[J]. [矿业科学学报](#), 2023, 8(4): 519–528.

3. 管索组合结构支护新技术及其在深部大变形巷道应用研究

引用本文: 单仁亮, 仝潇, 代卫林, 等. 管索组合结构支护新技术及其在深部大变形巷道应用研究[J]. [矿业科学学报](#), 2023, 8(1): 39–49.

4. 深井嵌套式变截面巷道交岔点稳定性控制研究

引用本文: 武毅艺, 谢生荣, 张玉. 深井嵌套式变截面巷道交岔点稳定性控制研究[J]. [矿业科学学报](#), 2022, 7(6): 720–729.

5. 土压作用下面层弯矩和挠度计算方法研究

引用本文: 汪学清, 汪壮壮, 王建华. 土压作用下面层弯矩和挠度计算方法研究[J]. [矿业科学学报](#), 2022, 7(4): 467–473.

赵凯,黄昕,谢良甫等. 软土盾构掘进竖向姿态分析及控制策略研究[J]. 矿业科学学报, 2025, 10(2): 259-270. DOI: 10.19606/j.cnki.jmst.2024927
ZHAO Kai, HUANG Xin, XIE Liangfu, et al. Vertical attitude and its control strategy for shield tunneling in soft soil[J]. Journal of Mining Science and Technology, 2025, 10(2): 259-270. DOI: 10.19606/j.cnki.jmst.2024927

软土盾构掘进竖向姿态分析及控制策略研究

赵凯¹,黄昕^{1,2},谢良甫¹,王建虎¹,晋智毅¹

1. 新疆大学建筑工程学院,新疆乌鲁木齐 830047;
2. 同济大学土木工程学院,上海 200092

摘要:针对盾构机穿越黄土、滨海软土等软弱地层时遇到的姿态难控制问题,基于修正椭球体理论提出适用于黏性土地层盾构隧道的松动土压力计算方法,通过等效土弹簧建立盾构机-土体相互作用理论模型,进行盾构机竖向位移、俯仰角变化分析与姿态纠偏方法研究。对比“引汉济渭”二期南干线盾构机穿越黄土塬施工监测数据,验证理论模型的准确性。参数敏感性分析表明:盾构机竖向位移与竖向力呈二次抛物线变化;盾构机俯仰角与竖直平面力矩呈三次抛物线变化,且随着力矩的增大,姿态由下俯变为上仰;随着地层软土比例增大,盾构机沉降与姿态下俯量增大;调整推进系统在盾尾上、下部产生更小推力差,可实现盾构机的沉降控制与俯仰角纠偏。

关键词:盾构隧道;软土地层;相互作用;盾构姿态控制

中图分类号:TD 52; U 45

文献标志码:A

文章编号:2096-2193(2025)02-0259-12

Vertical attitude and its control strategy for shield tunneling in soft soil

ZHAO Kai¹, HUANG Xin^{1,2}, XIE Liangfu¹, WANG Jianhu¹, JIN Zhiyi¹

1. College of Architecture and Engineering, Xinjiang University, Urumqi Xinjiang 830047, China;
2. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China

Abstract: This study proposes a method for calculating the loosened soil pressure applicable to shield tunneling in cohesive soil layers based on the modified ellipsoid theory as a solution to existing difficulties in attitude control of shield machines when traversing soft and weak strata such as loess and coastal soft soil. Specifically, we established a theoretical model for shield-machine-soil interaction using equivalent soil springs to analyze the vertical displacement, pitch angle changes and attitude adjustment of the shield machine. By comparing with the construction monitoring data of the shield machine traversing the loess plateau in the South Line of Hanjiang-to-Weihe River Water Diversion Phase II Project, we verified the accuracy of this theoretical model in predicting the attitude changes and correcting thrust calculation of shield tunneling in soft soil strata. Sensitivity analysis of parameters shows that 1) the vertical displacement and vertical force of the shield machine exhibit a parabolic variation; 2) the pitch angle of the shield machine and the vertical plane torque show a cubic parabolic variation. With the increase of torque, the attitude changes from downward pitch to upward pitch; 3) as the proportion of soft soil in the strata increases, the settlement and downward pitch of the shield machine increase; 4) adjusting the propulsion system generates low significant thrust difference in the upper and lower parts of the shield tail, which could realize settlement control of the shield machine and correction of pitch angle.

Key words: Shield tunnel; soft ground; interaction; shield attitude control

收稿日期:2024-02-19 修回日期:2024-10-21

基金项目:上海市科委社会发展领域重大项目(21DZ1201103);陕西省自然科学基金基础研究计划-引汉济渭联合基金(2021JLM-50);自治区高校基本科研业务费(XJEDU2023P010)

作者简介:赵凯(1996—),男,陕西延安人,硕士,主要从事岩土与地下空间工程等方面的研究工作。E-mail: kaizhao@xju.edu.cn

近年来,盾构法在我国长距离隧道与隧洞建设中被广泛采用,盾构机穿越的地层种类、遇到的地质条件愈加复杂^[1],特别是在如西北软黄土、滨海软土等软弱地层中,盾构机姿态较难控制,给施工安全控制带来严峻的挑战。

通过调整盾构机推进系统不同分区的液压油缸推进力,可实现对盾构姿态变化的控制^[2],从而确保盾构机沿隧道设计轴线(DTA)掘进。如何合理地设置或预先规划推进力是实现盾构姿态可控的核心问题。目前,有关研究主要集中在精确建立盾构的荷载模型和盾构机姿态合理纠偏策略2个方面。

盾构机推进过程中的姿态变化及引起的地层变形特征较为复杂。国内外学者多把盾构姿态变化考虑在盾构机的荷载分析中。SUGIMOTO等^[3]提出盾构的荷载理论模型,在盾构机的荷载平衡条件下研究盾构掘进行为,并认为应将盾构操作、盾构行为、地层特性等考虑在盾构的理论力学模型中。在盾构机掘进中,盾壳与地层接触面积最大,产生的摩阻力是影响盾构机姿态变化的主要因素。赵玉勃等^[4]通过盾构推进力学模型分析,得出盾构与土体间摩擦力引起周围土体的附加应力沿圆周方向的分布规律,为盾构机的推进控制提供参考。杨松松等^[5]提出的盾构推力简化估算方法与现场盾构推力吻合良好。张爱军^[6]建立软弱土层中盾构与土相互作用的弹性地基梁解析模型。金慧等^[7]基于黏弹性理论,建立盾构机-土相互作用模型,对盾构机和周围土体间接触应力的影响因素

进行敏感性分析。

盾构机姿态纠偏方面,简鹏等^[8]采用模糊控制器输出油缸压力差进行姿态控制;张爱军^[9]在此基础上考虑上软下硬地层对盾构姿态控制影响。刘成等^[10]以盾构地基模型对盾构机俯仰、水平姿态偏转提出控制与纠偏方案。

研究表明,盾构机掘进姿态控制与纠偏越精确,管片的上浮控制^[11]幅度越小,地表沉降的影响预测^[12]越精准。然而,现有研究未考虑盾构机与土体间相互作用的动态变化过程,无法精确计算不同地层、地质条件下盾构掘进姿态控制与纠偏所需顶推力。采用非线性弹簧模拟盾构机-土体相互作用,基于修正椭球体理论的黏性土盾构隧道松动土压力解,通过回归分析建立盾构机-土体系统的力学理论模型,结合工程实例,进行盾构机穿越整个软土地层工况的姿态分析与控制策略研究。

1 盾构机-土体间相互作用模型建立

1.1 等效弹簧模型建立

假定地层水平且均匀分布,盾构机为刚体受周围土体约束,盾构机与土体紧密接触。将盾构机四周的盾头与盾壳间一定范围土体等效为非线性土弹簧。盾壳受力按第1.3节计算方法施加,设置不同刚度的弹簧模拟不同软土地层工况,研究盾壳产生的位移与姿态偏转。

图1为盾壳土弹簧模型示意,模型的建立分4个

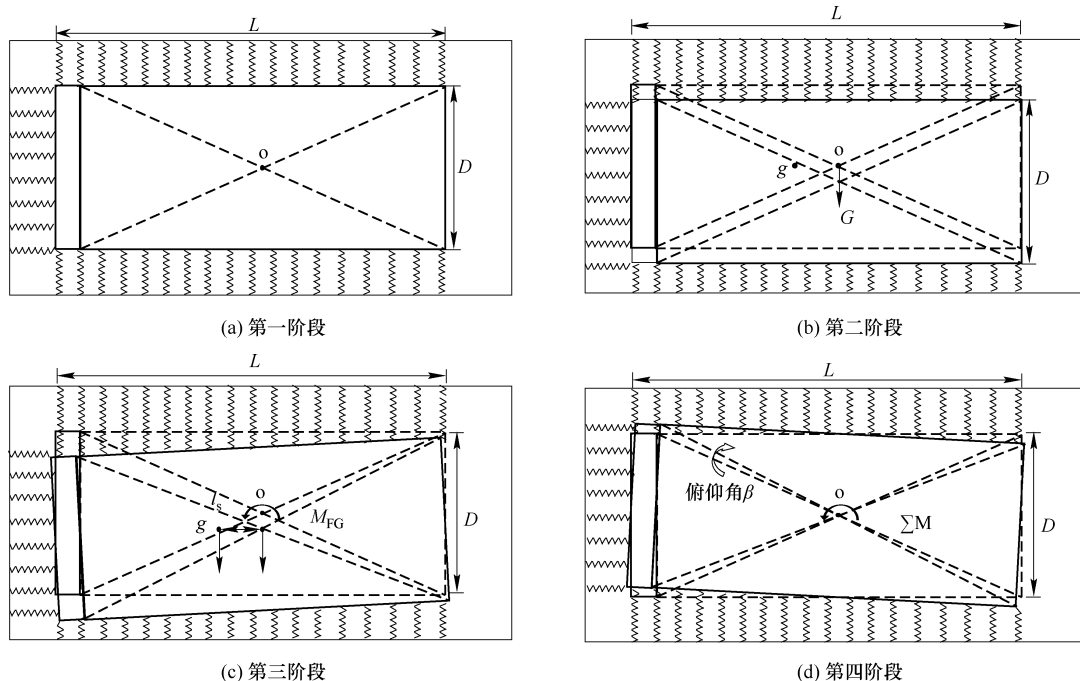


图1 盾壳土弹簧模型示意图

Fig. 1 Schematic of the shield shell soil spring model

阶段:第 1 阶段,连接地层与盾构机;第 2 阶段,施加盾构机自重;第 3 阶段,施加盾构机自重产生的偏心力矩;第 4 阶段,施加盾构机的所有外部应力和力矩。

为模拟盾构穿越软硬交替复杂地层条件,将掌子面和盾壳 2 部分土弹簧按土层厚度等比例划分 i 个区域,根据地层土体参数施加不同的弹簧刚度,实现不同软硬土比例的开挖掘进工况。图 2 为土弹簧分区。

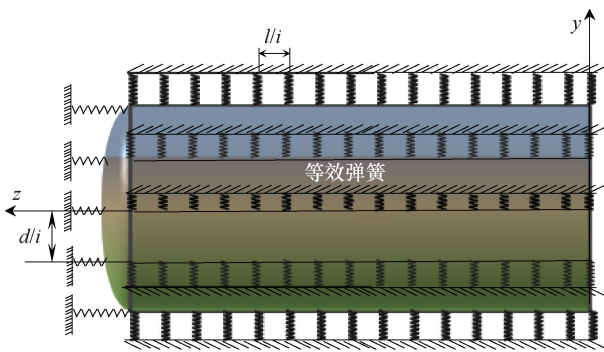


图 2 土弹簧分区

Fig. 2 Partition of soil spring

基于盾构机-土体间等效弹簧模型,可计算受竖直方向合力作用下盾构机接触土体的竖向位移,及竖直平面合力矩作用下盾构机接触土体的俯仰偏转角。

通过地基反力曲线关系^[13]考虑盾构机姿态变化导致土体弹模的非线性变化。图 3 为地层反力曲线,其对应的数学表达式为

$$K_v [U_{vij}(n)] = \begin{cases} (K_{v0} - K_p) \tanh \left[\frac{K_v}{\sigma_v} \frac{U_{vij}(n)}{K_{v0} - K_p} \right] + K_{v0} \\ (K_{v0} - K_a) \tanh \left[\frac{K_v}{\sigma_v} \frac{U_{vij}(n)}{K_{v0} - K_a} \right] + K_{v0} \end{cases} \quad (1)$$

式中, K_a 、 K_p 分别为地层主、被动土压力系数,由土层的内摩擦角求得; K_v 为地层竖向反力系数,与土体弹性模量正相关,随盾构机周围土体变形而不断发生变化。

盾构机掘进时,将开挖后的地层反力、盾构机自重、顶推力等合力与合力矩施加后的 2 个瞬间视为静力平衡状态,建立相互作用模型。

1.2 盾构机状态参数

图 4 为盾构机状态示意,坐标系建立如下:隧

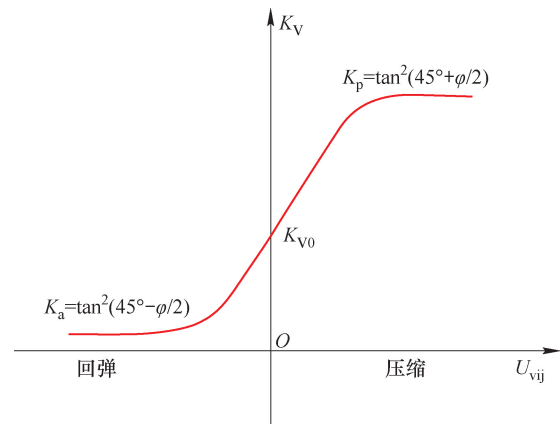


图 3 地层反力曲线图

Fig. 3 Formation reaction curve

道设计轴线方向为 z 轴正向;重力方向为 y 轴负向;依照右手螺旋法则确定水平向 x 轴正向;水平面内偏力矩使盾构机在 xoz 面产生偏转角记为 α ($^\circ$);竖直面内偏力矩使盾构机在 $yozy$ 面产生偏转角记为 β ($^\circ$);盾构机 y 方向产生的竖向位移记为 Δ_s ;盾构机沿隧道设计轴线的滚动角记为 Ω ($^\circ$)。其中 α 、 β 以顺时针为正, Δ_s 以向上为正,默认 Ω 为 0。

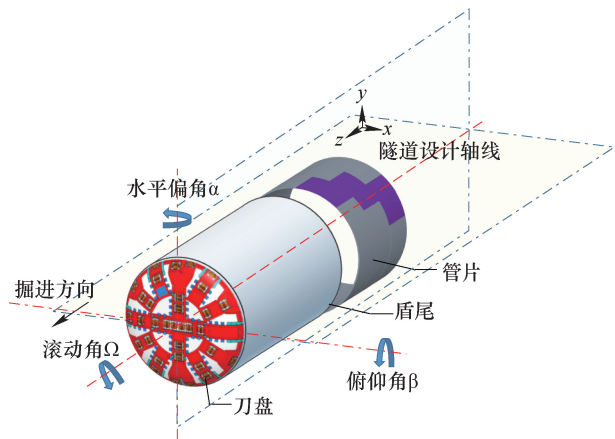


图 4 盾构机状态示意

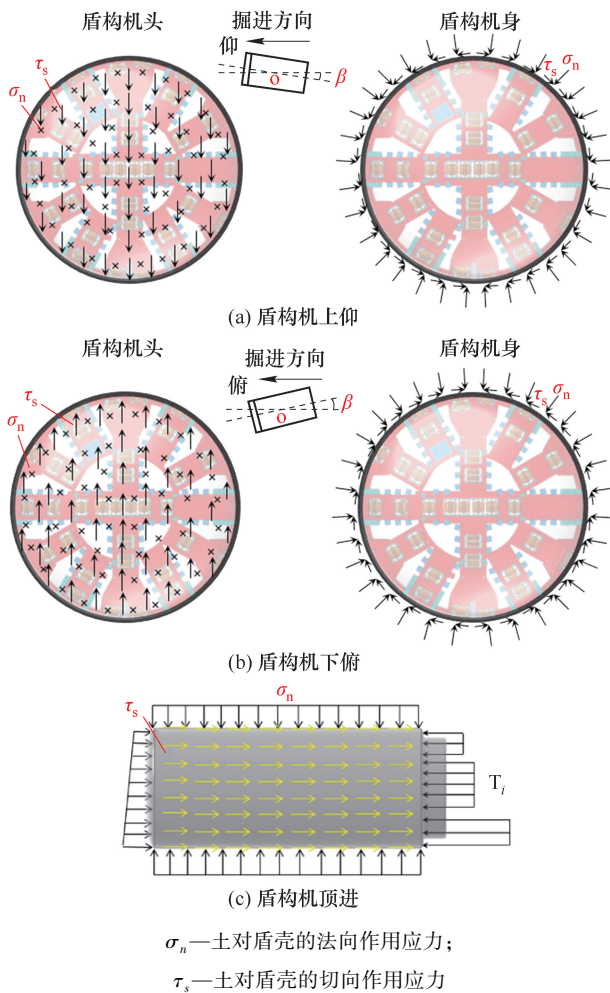
Fig. 4 Schematic of shield machine posture

1.3 盾构壳体所受荷载

图 5 为盾构机-土体相互作用示意。考虑掌子面与盾构机四周土体在盾构掘进过程中产生的法向荷载作用与切向摩擦作用。当盾构机竖向位移为 0 时,其形心 o 处机身四周只有法向力和沿顶推方向切向力。

图 6 为盾构机受力示意,包含土压平衡盾构机掘进过程中所有法向外力,推进系统顶推力 T_i 按相关工程实测数据给出。

盾构机四周与工作面各法向力求解:



σ_n —土对盾壳的法向作用应力;
 τ_s —土对盾壳的切向作用应力

图5 盾构机-土体相互作用示意

Fig. 5 Schematic of shield-machine-soil interaction

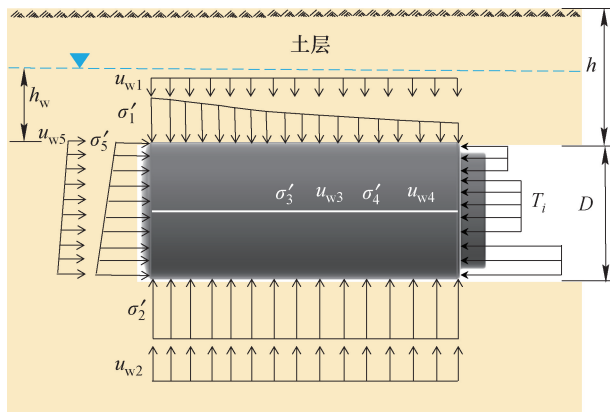


图6 盾构机受力示意

Fig. 6 Loading of the shield machine

依据有效应力原理,水位线下土体对盾构机的作用力 $\sigma'_i = \sigma_i - u_{wi}$ 。

(1)顶部有效土压力:

$$\sigma'_1 = \frac{\gamma'B - c}{mK \tan \varphi} \left(1 - e^{-\frac{h_w m K \tan \varphi}{B}}\right) + (h - h_w) \gamma e^{-\frac{h_w m K \tan \varphi}{B}} \quad (2)$$

(2)底部有效土压力:

$$\sigma'_2 = \gamma'(h_w + D) + \gamma(h - h_w) \quad (3)$$

(3)盾壳拱腰两侧有效土压力,因盾构隧道开挖对侧向土体扰动小,侧压力以静压力系数 K_0 计算

$$\sigma'_3 = \sigma'_4 = K_0 \left[\gamma' \left(h_w + \frac{D}{2} \right) + \gamma(h - h_w) \right] \quad (4)$$

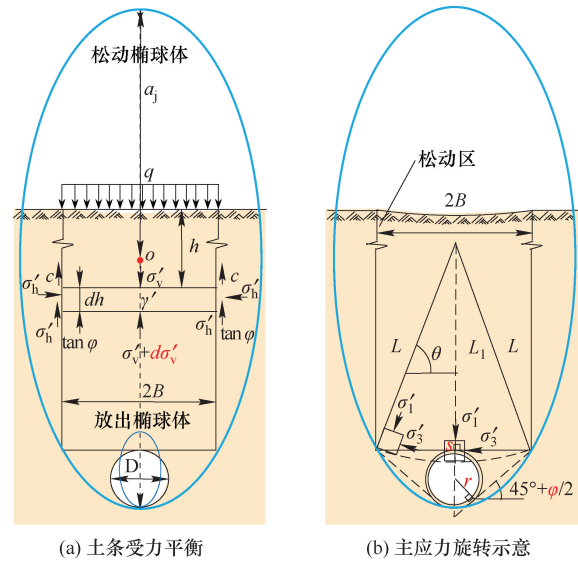
(4)工作面有效土压力:

$$\sigma'_5 = K_0 [\gamma'H + \gamma(h - h_w)], H \in [h_w, h_w + D] \quad (5)$$

式中, h 为隧道埋深, m; D 为盾构机直径, m; γ' 为饱和土浮容重, N/m^3 ; γ 为天然土容重, N/m^3 ; K_0 为静土压力系数; σ'_i 为有效土压力, kPa; h_w 为地下水水位线到隧道顶部高度, m。

1.4 浅埋盾构洞顶土压力计算

基于修正椭球体理论^[14]的隧道松动土压力公式,提出适用于饱和黏性土的盾构隧道松动土压力解。图7为松动土压力示意图。



(a) 土条受力平衡

(b) 主应力旋转示意

图7 松动土压力示意

Fig. 7 Schematic of relaxed earth pressure

对于图7(a)中盾构隧道上部单元厚土条,求得竖向受力平衡方程为

$$2B\gamma'dh = 2Bd\sigma'_v + 2(\sigma'_h \tan \varphi + c)dh \quad (6)$$

基于修正椭球理论,考虑盾构隧道洞顶不完全拱效应和黏聚力影响,重新推导出松动土压力公式:

$$\sigma'_v = \frac{\gamma'B - c}{mK \tan \varphi} \left(1 - e^{-\frac{hmK \tan \varphi}{B}}\right) + qe^{-\frac{hmK \tan \varphi}{B}} \quad (7)$$

$$m = \frac{\sigma'_{vx}}{\sigma'_v} = \frac{3 \cos \theta \left[1 + (K_a - 1) \left(\frac{B-x}{B} \right)^2 \cos^2 \theta \right]}{3 + (K_a - 1) \cos^2 \theta} \quad (8)$$

式中, σ'_v 、 σ'_h 为隧道上部土单元的竖向、水平向有效应力, kPa; c 为土的黏聚力, kPa; φ 为土的内摩擦角, ($^\circ$); $2B$ 为松动区宽度, m; m 为应力分布系数。

对于埋深 $h \leq 2(a_j - D)$ 的浅埋隧道条件 (a_j 为松动椭圆长半轴), 可将隧道埋深 h 直接带入式 (7)。

盾构施工同步注浆与管片拼装的及时支护方式造成隧道上部土体位移受限, 降低了土体损失^[15], 导致土拱效应无法充分发挥^[16], 此时侧压力系数 K 与主应力轴旋转角度 θ 关系密切。如图 7(b)、式(9)所示, 旋转角度 $\theta = 0^\circ$ 时, 在拱顶部, $K = K_p$; $\theta = 90^\circ$ 时, 在拱底部, $K = K_a$ 。 K 值在区间 $[K_a, K_p]$, 不再是定值, 土拱发挥越充分, K 值越大。

$$K = \frac{\sigma'_h}{\sigma'_v} = \frac{\cos^2\theta + K_a \sin^2\theta}{\sin^2\theta + K_s \cos^2\theta} = \frac{1 + K_a \tan^2\theta}{\tan^2\theta + K_a} \quad (9)$$

如图 7(b) 所示, 盾构隧道顶部土体沉降时, 发生的土体变形比埋深小得多, 可忽略土体变形。依据几何关系, 推导出 θ 公式:

$$\theta = \arctan \frac{L_1}{B} = \arctan \left(\frac{B}{s} - \frac{s}{4B} \right) \quad (10)$$

$$B = \frac{D}{2} \cot \left[\left(\frac{\pi}{2} + \frac{\varphi}{2} \right) / 2 \right] \quad (11)$$

式中, s 为隧道洞顶沉降, m; B 为隧道上部土拱宽度的 $1/2$, m, 采用 TERZAGHI^[17] 提出的土拱宽度。

1.5 盾构机壳体四周初始受力计算

图 8 为盾构机四周受力。采用线性回归的简化计算方法, 假定盾壳四周法向压力在上 σ'_1 、下 σ'_2 、左 σ'_3 、右 σ'_4 4 个方向压力之间呈线性变化, 得出盾壳四周任意位置的法向压力值。

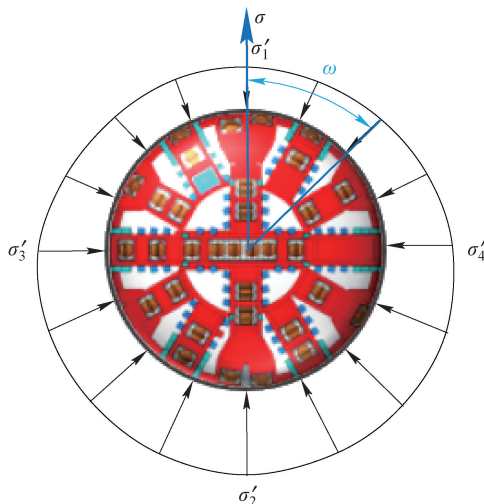


图 8 盾构机四周受力

Fig. 8 Loading around the shield machine

1.5.1 任意点法向作用求解

盾壳四周任意点法向应力按式(12)计算:

$$\sigma_\omega = \begin{cases} \frac{2(\sigma'_4 - \sigma'_1)}{\pi} \omega + \sigma'_1, & 0 \leq \omega \leq \frac{\pi}{2} \\ \frac{2(\sigma'_2 - \sigma'_4)}{\pi} \left(\omega - \frac{\pi}{2} \right) + \sigma'_4, & \frac{\pi}{2} \leq \omega \leq \pi \\ \frac{2(\sigma'_3 - \sigma'_2)}{\pi} (\omega - \pi) + \sigma'_2, & \pi \leq \omega \leq \frac{3\pi}{2} \\ \frac{2(\sigma'_1 - \sigma'_3)}{\pi} \left(\omega - \frac{3\pi}{2} \right) + \sigma'_3, & \frac{3\pi}{2} \leq \omega \leq 2\pi \end{cases} \quad (12)$$

式中, σ'_1 为盾构机顶部有效土压力, kPa; σ'_2 为盾构机底部有效土压力, kPa; σ'_3 、 σ'_4 为盾构机左、右两侧有效土压力, kPa; ω 为任意点法向力与 σ 轴的夹角, ($^\circ$)。

1.5.2 切向作用求解

关于盾构机受到的土体法向正应力与切向应力之间的关系采用 POTYONDY^[18] 的公式:

$$\tau_s = \beta_s (\sigma_n \tan \delta + c) \quad (13)$$

式中, δ 为盾构与土界面摩擦角, POTYONDY 通过界面的剪切试验得到黏性土与光滑钢材界面摩擦角 δ 为 $6.5^\circ \sim 9^\circ$, 取 8° ; β_s 为界面软化系数, 通常取 0.9。

1.6 盾壳静力平衡方程建立

在开挖掘进过程中, 盾构机俯仰角平面、掘进空间的 x 、 y 、 z 3 个方向静力平衡方程和隧道轴线的力矩平衡方程为

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^u F_{nxi} + \sum_{i=1}^u F_{\tau xi} = 0 \\ \sum_{i=1}^u F_{nyi} + \sum_{i=1}^u F_{\tau yi} = 0 \\ \sum_{i=1}^u F_{nzi} + \sum_{i=1}^u F_{\tau zi} = 0 \\ \sum_{i=1}^u M_{Fni} + \sum_{i=1}^u M_{F\tau i} = 0 \end{cases} \quad (14)$$

式中, F_{ni} 为盾壳单元周围法向压力, $F_{ni} = \sigma_{nij} D_{ij}$; D_{ij} 为盾壳四周等分的单元面积; $F_{\tau i}$ 为盾壳单元受到周围土体的切向摩擦力, 切向力与法向力关系见式 (13); M_{Fni} 和 $M_{F\tau i}$ 为盾构机四周法向与切向力产生的力矩。

2 盾构机俯仰角姿态变化作用计算

盾构机掘进过程中, 将盾壳受到初始瞬时状态外部力产生的力矩分为水平面和竖直面 2 部分, 所有力矩由盾壳所受外力对其形心 o 取矩求得, 不考

虑盾构机换步时自重偏心力距增大的问题,假定盾构机自重偏心力距为定值。

图9为盾构机竖直平面承受力矩示意图,竖直平面内的力矩主要由6部分组成:盾构机自重产生偏心力矩 M_{FG} ;工作面土压力产生力矩 M_{F5} ;盾构机顶部松动土体产生力矩 M_{F1} ;盾构机底部土体回弹产生力矩 M_{F2} ;推进系统产生的竖直平面力矩 M_{FT} ;土体与盾构机切向作用产生的力矩 M_{Fr} 。

由盾构机初始竖直平面合内力矩得:

$$M_{F1} + M_{F2} + M_{F5} + M_{FG} + M_{FT} + M_{Fr} = \Delta M_{Fq} \quad (15)$$

初始状态盾构机竖直面内的合力矩 ΔM_{Fq} 由平衡后接触的工作面、顶、底面土体共同承担,地层变形,从而产生 ΔM_{Fi} 的力矩增量,地层承担力矩增量后产生变形导致盾构机俯仰姿态变化。

盾构机各接触面力矩增量为

$$\Delta M_{Fq} = \Delta M_{F1} + \Delta M_{F2} + \Delta M_{F5} + \Delta M_{Fr} \quad (16)$$

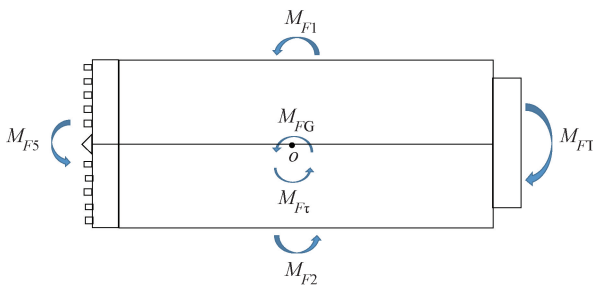


图9 盾构机竖直平面承受力矩示意

Fig.9 Bending moment of vertical plane of shield machine

2.1 盾构机各偏心力矩求解

图10为力矩求解。初始状态各力矩求解如下:

(1)工作面土压力对盾构机产生的力矩:

$$M_{F5} = 2(1 - \xi) \int_0^r 2\sqrt{r^2 - y^2} \times \gamma' K_0 (h + r - y) y dy \quad (17)$$

$$K_0 = 1 - \sin \varphi$$

式中, ξ 为刀盘开口率; r 为盾构机半径; h 为隧道埋深; γ' 为土的浮容重; K_0 为静土压力系数,对于软硬不均的非均质地层 $K_0 = \frac{yK_1 + (2R - y)K_2}{2R}$ 。

(2)盾构机自重对形心处产生的力矩:

$$M_{FG} = Gl_s \quad (18)$$

(3)推进系统对盾构机产生竖直平面力矩:

$$M_{FT} = \int_{\pi/4}^{3\pi/4} (\sigma_{TX} - \sigma_{TS}) \pi (R^2 - r^2) \frac{1}{2\pi} \frac{R+r}{2} \sin \theta d\theta \quad (19)$$

式中, σ_{TX} 、 σ_{TS} 为推进系统上、下部平均顶推应力; R 、 r 为圆环形推进系统外部和内部半径。

(4)地层对盾构机产生竖直平面内力矩。为简化计算,将盾壳四周以离散单元形式求解,如图10(d)所示,沿径周向等分为 t 份,盾构长度方向等分为 m 份, $t=20, m=9$, 则

$$M_{Fq} = \sum_{i=1}^t \sum_{j=1}^m \sigma_{vij} D_{ij} \cos \theta \left(\frac{j}{m} - \frac{1}{2} \right) L + \tau_{sij} D_{ij} \sin \theta \left(\frac{j}{m} - \frac{1}{2} \right) L \quad (20)$$

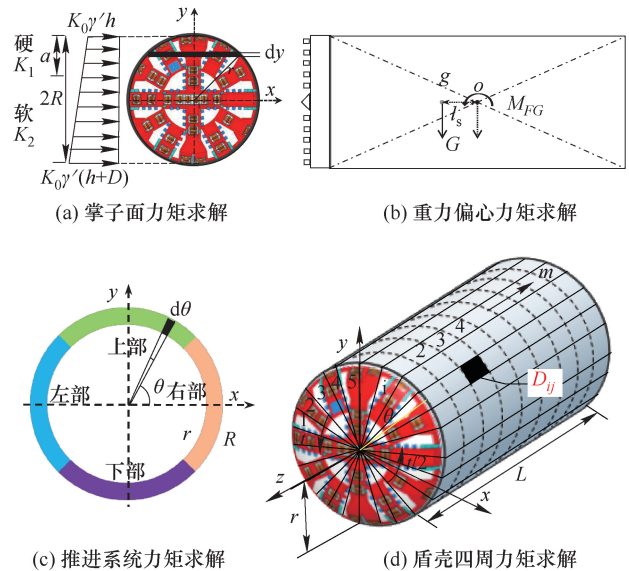


图10 力矩求解

Fig.10 Schematic of Bending moment solution

2.2 盾构机竖向位移和俯仰偏角求解

图11为盾壳单元体受力变形示意图。盾构机各单元受到的作用力沿竖直方向受力变形关系为

$$\frac{\sigma_{vij}}{\sigma_{v0ij}} = K_v U_{vij}(n) \quad (21)$$

式中, σ_{v0ij} 为开挖后初始状态土对盾构外壳竖向土压力,初始土压力按1.3节方法求解; U_{vij} 为盾构机周围土体在竖直方向力作用下发生的位移,假设盾构机为刚体,盾构机与土体变形一致。

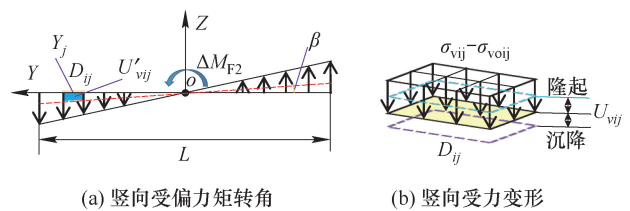


图11 盾壳单元体受力变形示意图

Fig.11 Force deformation of shield shell element

通过平衡方程不断地迭代出 K_v 和竖向位移,最终求得盾构机竖向受力平衡状态下盾构机的竖向位移和竖直平面俯仰偏转角。

盾构竖向受力平衡:

$$\sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^m [D_{ij} \sigma_{nij} \sin \theta - D_{ij} (\sigma_{nij} \tan \delta + c) \beta_s \cos \theta] + G - \frac{\pi D^2}{4} \beta_s (\sigma_h \tan \delta + c) = \sum_{i=l/2}^l \sum_{j=1}^m D_{ij} \sigma_{vij} \sin \theta \quad (22)$$

水平向受力平衡:

$$\sum_{i=1}^n T_i - \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^m D_{ij} \beta_s (\sigma_{nij} \tan \delta + c) - \sigma'_s \frac{\pi D^2}{4} = \sigma_h \frac{\pi D^2}{4} \quad (23)$$

工作面有效土压力:

$$\sigma'_s = K_0 \gamma \left(h + \frac{D}{2} \right) + \gamma_w \left(h_w + \frac{D}{2} \right) \quad (24)$$

式中, σ_h 为工作面平衡后盾构机头中心处的法向应力; σ_{vij} 为盾构姿态调整后, 盾构底部的竖向土压力。

$$\beta = \arctan \left(\frac{U'_{vij}}{Y_j - \frac{L}{2}} \right) \quad (26)$$

通过盾构机在偏力矩作用下的盾构机各微单元的竖向位移 U'_{vij} , 得出盾构机俯仰偏角 β 求解方式:

$$\frac{\sigma'_{vij}}{\sigma_{vij}} = K_v U'_{vij}(n) \quad (25)$$

$$\begin{cases} \sum_{i \in [1, l], j \in [1, m]} \sigma'_{vij} D_{ij} Y_j \cos \theta = \Delta M_{F1} + \Delta M_{F2} \\ 2(1 - \xi) \frac{L}{2} \int_0^r 2 \times \sqrt{r^2 - y^2} \times \{ [\bar{\sigma}_T - \gamma K_0 (h + r - y)] \tan \delta + c \} \beta_s dy + \\ \sum_{i \in [1, l], j \in [1, m]} \beta_s (R \sigma'_{vij} D_{ij} \cos \theta \tan \delta + c) = \Delta M_{Fr} \\ 2(1 - \xi) \int_0^r 2 \times \sqrt{r^2 - y^2} \times [\sigma_{hij} - \gamma K_0 (h + r - y)] y dy = \Delta M_{Fs} \end{cases} \quad (27)$$

将式(27)代入式(16)可得出 σ'_{vij} , 将 σ'_{vij} 代入式(25)可求出力矩作用下单元 D_{ij} 的竖向位移 U'_{vij} , 竖向位移 U'_{vij} 代入式(26)最终求出盾构机的俯仰偏转角 β 。将实际盾构线路分不同工况依次代入该模型, 得出完整的姿态变化曲线加以分析。

3 模型验证

盾构机-土相互作用模型可分析盾构掘进穿越软土地层下盾构机竖向位移、俯仰姿态变化。对比“引汉济渭”工程实测数据和理论计算结果, 验证模型的正确性。

3.1 工程背景

“引汉济渭”工程是“十三五”期间国务院确定的 172 项节水供水重大水利工程之一, 二期工程南干线沿线布置有神禾塬、少陵塬和白鹿塬 3 个黄土隧洞; 盾构隧洞穿越黄土塬时, 面临大埋深、高水压、饱和黄土、连续独头长距离施工等问题, 工程环境严苛。以盾构隧洞穿越少陵塬为工程背景, 地层与隧洞设计情况如图 12 所示。图 12 为少陵塬地层剖面。表 1 为盾构机主要参数。隧洞主要穿越

式中, σ'_{vij} 为垂直平面内所有力矩作用下土对盾构外壳竖向土压力; Y_j 为盾构机壳各单元在 Y 轴上的位置。

式(16)的各力矩增量求解, 见式(27)。

Q2 黄土地层, 盾构机从塬边坡进入, 穿过地下水位线, 水位线以上 Q2 黄土为硬塑土, 水位线以下分布有饱和 Q2 软黄土, 具有欠压密特征、饱水软弱性和失水变形大等特性^[19]。表 2 为 Q2 黄土基本物理性质。距塬边 80~180 m 地层内, 盾构开挖水位下降导致饱和和软黄土失水变形增大, 上部硬塑黄土形成下软上硬地层。

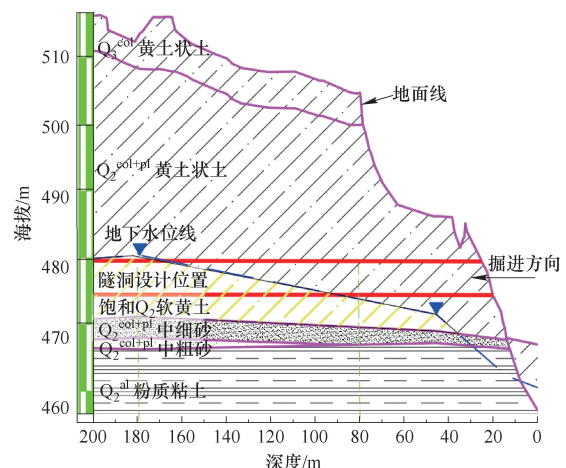


图 12 少陵塬地层剖面

Fig. 12 Stratigraphic profile of Shaoling tableland

施工过程中,采用激光靶型自动测量系统监测盾构姿态。系统能够计算并以数字方式实时显示盾构机当前姿态和历史姿态信息。

表1 盾构机主要参数

Table 1 Main parameters of the shield machine

盾构类型	直径/m	长度/m	质量/t	偏心距/m	刀盘开口率/%	最大总推力/kN	推进油缸数量
土压平衡	5.35	9	500	0.5	44	42 575	32

表2 Q2黄土基本物理性质

Table 2 Basic physical properties of Q2 loess

土名	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 $\varphi/(\circ)$	压缩模量均值 $E_{s,0.2-0.3}/\text{MPa}$	K_v 值/ $(\text{MN} \cdot \text{m}^{-3})$	密度/ $(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$
欠压密饱和和Q2黄土	18.5	24.7	5	5	2.03
非饱和和Q2黄土	22.1	31.2	10	10	1.86

3.2 实测数据与模型结果对比

由图12可知,盾构掘进穿越地层时工作面遇到地层软硬比例变化依次从硬:软=1:0渐变至硬:软=0:1。各工况按照计算模型施加盾构机受到的地层荷载、盾构机自重、顶推力等,并计算合力矩值,得出盾构机竖向位移与俯仰姿态角,通过改变上、下部顶推力值,使计算俯仰角与施工现场监测数据接近。研究工程背景下计算模型的顶推力与监测顶推力是否一致来评价模型计算的准确性。

图13为盾构姿态变化监测与计算数据对比。由图13可知,距窟边80~180m的软硬不均地层下,通过调整顶推力差让模型计算俯仰角值与监测值变化趋势基本吻合。整体看,盾构机竖向位移计算值与监测值接近。随地层软土比例增大,由80m处0:4变化到100m处1:3,盾构机沉降不断增大[图13(a)中最大沉降为-17mm],盾构机下俯不断增大[图13(b)中最大俯角为-0.2°]。

为改变盾构机沉降与姿态下俯,采用增大推进系统下推力、减小上推力,增大顶推力矩实现盾构机姿态下俯与沉降值过大的纠偏。纠偏后,软硬土比例由100m处1:3变化到160m处3:1,盾构机沉降减小,盾构机姿态由下俯纠正到轻微上仰。过程中,因软黄土比例不断增大,造成盾构姿态变化受力矩变化敏感性影响增大。160m后,地层软土比例超过3:1,盾构机通过微小顶推力差便可控制盾构机竖向位移与俯仰姿态。

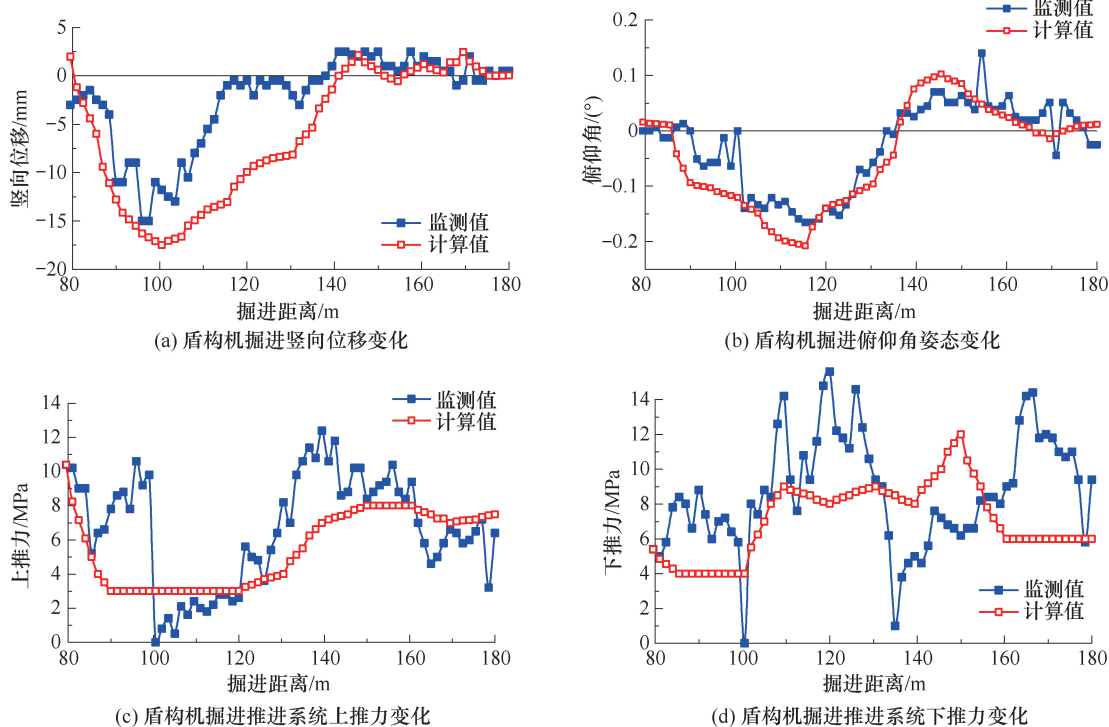


图13 盾构姿态变化监测与计算数据对比

Fig. 13 Comparison between monitoring data and calculation data of shield attitude changes

监测推力、模型计算推力分别在 100、160 m 位置出现交叉,如图 13(a)(b)所示。这是因为在掘进距离 100~160 m 内,为驱使盾构机回到隧道设计轴线,通过控制盾构机推进系统的下推力大于上推力,使得盾构机的竖向位移由下沉(-17 mm)回到水平线(0 mm)、俯仰角姿态由下俯(-0.2°)回到水平姿态(0°)。

模型通过计算盾构机俯仰角与监测值逼近,计算出所需要的上、下推力值,由于无法考虑盾构机在掘进距离 100 m 和 160 m 突然发生的下沉与下俯,计算得到的顶推力仍呈平缓变化,故与实测顶推力的突降发生交叉。模型的精确性可通过平均误差 \bar{d} 评价:

$$\bar{d} = (|d_1| + |d_2| + \dots + |d_n|) / n \quad (28)$$

式中, d 为计算值与监测值之间的数据点差值; n 为数据点的数量。

图 13 中沉降平均误差 3.88 mm,俯仰角平均误差 0.035°,上推力平均误差 2.264 MPa,下推力平均误差 3.358 MPa,计算模型具有较高的精度。

实际盾构施工过程中盾构机的姿态变化十分复杂,与隧道埋深、地层水文地质、盾构机的施工参数(掘进速度、刀盘转速、刀盘力矩、顶推力、土仓压力等)、盾构机自身特性(机身刚度、自重、盾构机尺寸)和隧道的超欠挖都有很大关系。仅考虑地层不同软土比例、顶推力 2 个因素,忽略了其他因素对盾构机姿态变化的影响,这是导致理论模型推力计算结果与监测数据有一定差异的主要原因。但模型总体精度较高,对软硬不均地层盾构施工中,盾构机上、下顶推力差控制,竖向位移和俯仰姿态的纠偏与控制起到一定指导作用。

4 软土地层比例对盾构姿态影响分析

为了进一步分析不同占比软土地层对盾构姿态的影响,考虑 5 种软土地层占比工况。图 14 为不同软硬土比例地层。图中数字表示盾构机工作面 and 底部土体 4 等分割。

基于林华国等^[20]的研究给出不同黏土的 K_h 值,通常假设 $K_v = K_h$ 。表 3 为不同黏土层反力系数表。5 种不同软土比例工况下依次施加不同盾构-土体间竖向作用力,研究盾构机竖向位移的影响因素;依次施加不同竖直平面偏转力矩,研究盾构机俯仰角姿态变化的影响因素。

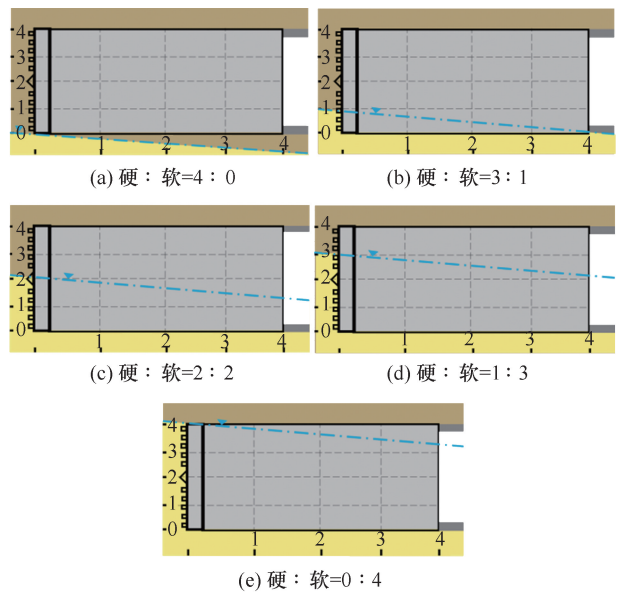


图 14 不同软硬土比例地层

Fig. 14 Strata with different soft and hard soil ratios

表 3 不同黏土层反力系数

Table 3 Reaction coefficient of different clay layers

黏性土分类	试验计算值 K_h	规范参考值 K_h	$MN \cdot m^{-3}$
			软土 K_v
流塑	1.5~15	3~15	5
软塑	3.5~15	15~30	硬土 K_v
可塑或硬塑	5~35	30~150	30

由表 3 确定软土层 K_v 为 $5 MN/m^3$,硬土层 K_v 为 $30 MN/m^3$,其余参数见 3.1 节。研究软土地层占比对盾构掘进过程中沉降和俯仰角变化的影响:

(1) 图 15 为软硬不均地层对盾构机竖向位移的影响。① 由于各工程盾构机重量恒定,在不同埋深部位,盾构机-土体的相互作用不同,盾构机-土体间竖向相互作用力在 0~6 MN 时,大于盾构机自重,盾构机出现轻微上浮;② 竖向力在 6~17.5 MN 时,竖向力与盾构机竖向位移关系曲线斜率较小,同一竖向相互作用力下,随软土层比例增大,沉降增大。③ 竖向力在 17.5~30 MN 时,竖向位移曲线斜率出现突变,曲线斜率增大,盾构机沉降趋势更加显著。总体看,竖向位移计算点与拟合曲线的 R^2 在 0.994 以上,拟合度高。盾构机-土体位移与竖向相互作用力间的拟合曲线呈二次抛物线型变化,随地层软土比例增大,盾构机沉降显著增大。

(2) 图 16 为软硬不均地层对盾构机俯仰角的影响。由图 16 可知,俯仰角计算点与拟合曲线的

R^2 在 0.998 以上, 拟合度高。盾构机俯仰角与盾构机竖直面力矩间的拟合曲线呈三次抛物线变化, 随力矩值增大, 盾构机姿态由下俯变为上仰。同一力矩处, 随地层软土比例的增大, 盾构机俯仰角度增大。

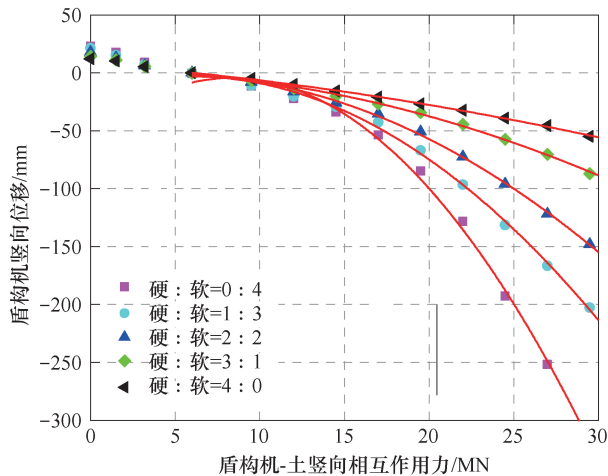


图 15 软硬不均地层对盾构机竖向位移的影响

Fig. 15 The influence of heterogeneous ground on the vertical displacement of shield machine

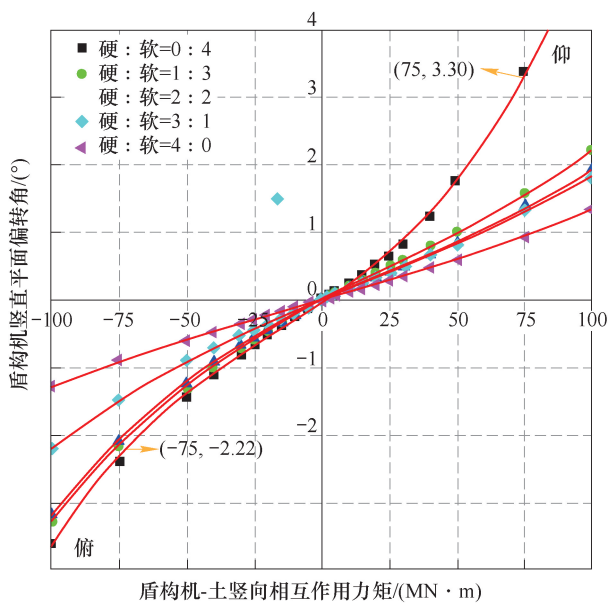


图 16 软硬不均地层对盾构机俯仰角的影响

Fig. 16 The influence of heterogeneous ground on the pitch angle of shield machine

下软上硬地层条件下, 相同绝对值力矩下, 盾构机上仰角度 (3.30°) 相比下俯角度 (2.22°) 更大。这表明盾构机在下软上硬地层时, 为保持盾构机沿设计轴线掘进, 在姿态纠偏中, 仰头所需的力矩更小, 推进系统在盾尾上、下部提供更小的推力差。随地层软土比例的不断增大, 姿态纠偏中, 竖

直平面所需的力矩越小, 盾尾上、下推力差越小。

盾构机竖直面内力矩主要通过推进系统千斤顶的上、下推力差实现, 力矩变化实质是上、下推力变化造成盾构机竖向位移改变, 需考虑力矩调整对盾构机竖向位移影响。在已有俯仰角度下重新建立竖向受力平衡, 进行盾构机竖向位移的二次迭代, 计算出力矩对盾构机竖向位移的影响。图 17 为盾构机力矩作用下竖向位移图。随竖直面内正力矩增大, 盾构机上浮增大; 随负力矩绝对值增大, 盾构机沉降增大; 硬:软=0:4 时, 盾构机竖直面力矩对竖向位移影响最大, 硬:软=4:0 时, 盾构机竖直面内力矩对竖向位移影响最小。可知, 随地层软土比例的增大, 竖直面内偏力矩对盾构机的竖向位移影响敏感性增大。

说明: 当相互作用力矩大于 $50 \text{ MN} \cdot \text{m}$ 后, 盾构机上浮减小的主要原因是, 在 5 个不同软硬土比例地层下, 机身上部土体硬、下部土体软, 相互作用力矩过大导致姿态变化过大, 上部硬土相比下部软土变形小, 盾构机竖向位移出现负增长。

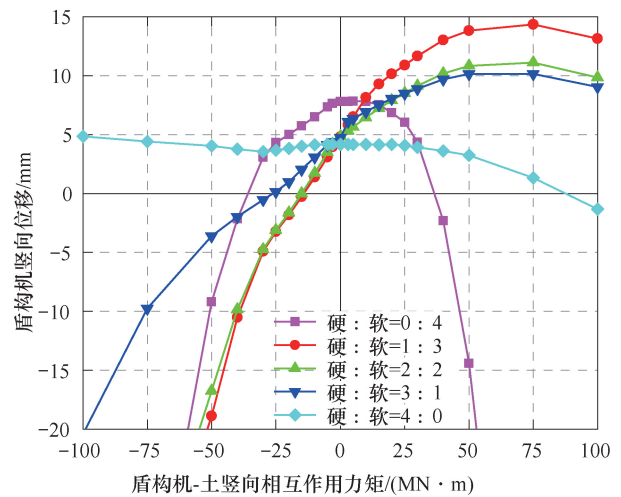


图 17 盾构机力矩作用下竖向位移图

Fig. 17 Vertical displacement of shield machine under bending moment

5 结论

(1) 获得了预测盾构掘进竖向姿态变化与纠偏控制的盾构机-土相互作用理论模型。

(2) 盾构机-土体位移与竖向力关系呈二次抛物线型变化, 软土比例增大, 盾构机沉降显著增大。竖向相互作用力较小时, 盾构机出现轻微上浮; 竖向相互作用力较大时, 曲线斜率增大, 盾构机沉降趋势更加显著。

(3) 盾构机俯仰角与竖直面力矩呈三次抛

物线变化,随着力矩增大,盾构机姿态由下俯变为上仰。为保持盾构机在下软上硬地层沿设计轴线掘进,推进系统在盾尾上、下部需提供更小推力差进行俯仰姿态纠偏。

参考文献

- [1] 张镜剑,傅冰骏. 隧道掘进机在我国应用的进展[J]. 岩石力学与工程学报,2007,26(2): 226-238.
ZHANG Jingjian, FU Bingjun. Advances in tunnel boring machine application in China[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(2): 226-238.
- [2] YANG H Y, SHI H, GONG G F. Motion control of thrust system for shield tunneling machine[J]. Journal of Central South University of Technology, 2010, 17(3): 537-543.
- [3] SUGIMOTO M, SRAMOON A. Theoretical Model of Shield Behavior During Excavation. I: Theory[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(2): 138-155.
- [4] 赵玉勃,张忠苗. 盾构法隧道推进引起周围土体的附加应力分析[J]. 岩土工程学报,2010,32(9): 1386-1391.
ZHAO Yubo, ZHANG Zhongmiao. Additional stress of surrounding soil caused by propelling of shield tunneling[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(9): 1386-1391.
- [5] 杨松松,朱湘旭,章定文,等. 土压平衡盾构推力简化估算方法与实测分析[J]. 岩土工程学报,2021,43(S2): 237-240.
YANG Songsong, ZHU Xiangxu, ZHANG Dingwen, et al. Simplified estimation method and on-site analysis of thrust of EPB shield[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(S2): 237-240.
- [6] 张爱军. 盾构与软弱土相互作用的弹性地基梁模型[J]. 地下空间与工程学报,2015,11(S1): 70-75.
ZHANG Aijun. Model of elastic foundation beam considering shield driven tunnel and soil interaction[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2015, 11(S1): 70-75.
- [7] 金慧,袁大军,金大龙. 考虑土体流变特性的盾构机-土体相互作用研究[J]. 土木工程学报,2020,53(S1): 57-62.
JIN Hui, YUAN Dajun, JIN Dalong. Shield-soil interaction considering soil rheological properties[J]. China Civil Engineering Journal, 2020, 53(S1): 57-62.
- [8] 简鹏,杨晨,游宇嵩,等. 盾构掘进姿态自动控制技术研究与应用[J]. 隧道建设:中英文,2023,43(10): 1795-1800.
JIAN Peng, YANG Chen, YOU Yusong, et al. Research and application of automatic control technology for shield tunneling attitude[J]. Tunnel Construction, 2023, 43(10): 1795-1800.
- [9] 张爱军. 上软下硬地层盾构掘进姿态施工参数模糊控制研究[J]. 铁道科学与工程学报,2018,15(11): 2920-2927.
ZHANG Aijun. Study of fuzzy control on tunneling parameters of shield attitude in upper-soft and lower-hard ground[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2018, 15(11): 2920-2927.
- [10] 刘成,管会生,谢友慧,等. 盾构掘进姿态和纠偏曲线研究[J]. 现代隧道技术,2019,56(4): 105-112,126.
LIU Cheng, GUAN Huisheng, XIE Youhui, et al. Study on driving posture and deviation correction curve of the shield machine[J]. Modern Tunnelling Technology, 2019, 56(4): 105-112, 126.
- [11] 杨志勇,杨星,张长旺,等. 盾构管片上浮量理论计算模型及上浮控制措施研究[J]. 矿业科学学报,2021,6(5): 591-597,605.
YANG Zhiyong, YANG Xing, ZHANG Changwang, et al. Research on theoretical calculation model of shield segments floating amount and floating control measures[J]. Journal of Mining Science and Technology, 2021, 6(5): 591-597, 605.
- [12] 刘波,杨伟红. 考虑时间效应的隧道开挖三维沉降预测模型及应用[J]. 矿业科学学报,2019,4(5): 384-393.
LIU Bo, YANG Weihong. Prediction model and application of three-dimensional ground surface settlement induced by tunnel excavation considering time effect[J]. Journal of Mining Science and Technology, 2019, 4(5): 384-393.
- [13] SUGIMOTO M, CHEN J, SRAMOON A. Frame structure analysis model of tunnel lining using nonlinear ground reaction curve[J]. TUNNELLING AND UNDERGROUND SPACE TECHNOLOGY, 2019, 94.
- [14] 方焘,梁连,陈其志. 基于修正椭球体理论的隧道松动区及松动土压力研究[J]. 岩土工程学报,2023,45(6): 1113-1122.
FANG Tao, LIANG Lian, CHEN Qizhi. Loosening zone and earth pressure around tunnels based on modified ellipsoid theory[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, 45(6): 1113-1122.
- [15] 韦征,江玉生. 基于Timoshenko梁的盾构上跨对既有隧道纵向变形影响研究[J]. 矿业科学学报,2021,6(1): 30-41.

- WEI Zheng,JIANG Yusheng. Study on the influence of above-crossing tunneling on the existing shield tunnels based on Timoshenko beam[J]. Journal of Mining Science and Technology,2021,6(1): 30-41.
- [16] SHUKLA S K, LOUGHRAN J G, SIVAKUGAN N. Stress within a cohesionless granular fill in a storage vessel with sloping walls during initial static loading [J]. Powder Technology,2009,192(3): 389-393.
- [17] TERZAGHI K T. Theoretical soil mechanics[M]. New York: John Wiley and Sons,Inc. ,1943: 66 - 76
- [18] POTYONDY J G. Skin friction between various soils and construction materials[J]. Géotechnique,1961,11(4): 339-353.
- [19] 康佐,亢佳伟,邓国华. 欠压密饱和黄土基本物理力学性质研究[J]. 岩土力学,2023,44(11): 3117-3127.
- KANG Zuo, KANG Jiawei, DENG Guohua. Study on basic physical and mechanical properties of uncompacted saturated loess [J]. Rock and Soil Mechanics, 2023,44(11): 3117-3127.
- [20] 林华国,唐世栋. 上海地区软土层侧向基床反力系数规律性研究[J]. 岩土工程学报,2004,26(4): 495-499.
- LIN Huaguo, TANG Shidong. Study on the horizontal coefficient of subgrade reaction for soft soil layers in Shanghai[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2004,26(4): 495-499.

(责任编辑:陈骏)