

考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型 及求解研究

谢立夫¹, 关振长¹, 黄明¹, 丘华生², 许超³

(1. 福州大学 土木工程学院, 福建 福州 350116; 2. 中国建筑第四工程局有限公司, 广东 广州 510630;
3. 中交第二航务工程局有限公司, 湖北 武汉 430040)

摘要: 盾构-地层相互作用一直是学界和业界关注的研究热点。对于主动铰接型盾构, 主动铰接装置的存在对盾构-地层相互作用影响不容忽视。鉴于此, 提出考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型, 并基于时间增量过程实现模型求解。在此基础上, 依托福州滨海快线滨中区间进行算例验证, 并进一步探讨主动铰接对盾构栽头现象、盾壳土压力及油缸推进合力矩的影响规律。主要结论如下: (1) 考虑主动铰接的计算模型及其求解方法, 能更为准确地反映连续掘进过程中的盾构-地层相互作用; (2) 俯仰铰接角的增大对于盾构栽头现象有明显改善作用; (3) 地层基床系数较小时, 铰接角同盾壳土压力合力矩近似线性相关, 随着基床系数不断增大, 两者逐渐向非线性转变; 上软下硬地层中, 不同俯仰铰接方向产生的土压力合力矩存在一定差异, 且随铰接程度增大愈加明显; (4) 小角度纠偏范围内, 赋予盾构一定铰接角, 可有效减少推进油缸所需力矩, 从而实现姿态高效控制。以上研究成果可为后续盾构轴线偏差计算及姿态控制策略提供理论支撑。

关键词: 盾构隧道; 盾构姿态; 主动铰接; 盾构-地层相互作用; 增量过程

中图分类号: TU 452

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2025) 11-3574-11

Shield-soil interaction model and numerical solution methodology considering active articulation system

XIE Li-fu¹, GUAN Zhen-chang¹, HUANG Ming¹, QIU Hua-sheng², XU Chao³

(1. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou, Fujian 350116, China;

2. China Construction Fourth Engineering Division Co. Ltd., Guangzhou, Guangdong 510630, China;

3. CCCC Second Harbor Engineering Company Ltd., Wuhan, Hubei 430040, China)

Abstract: The mechanism of shield-soil interaction has always been a significant issue in academia and industry. For the active articulated shield, the presence of the active articulation system has an inevitable impact on shield-soil interaction. Therefore, a shield-soil interaction model considering active articulation was proposed and numerically solved using the time-incremental method. The model was validated through a case study of the Binzhong interval in Fuzhou Metro Binhai Express. The influence of active articulation on shield heading, resultant moment of earth pressure on shield shell, and resultant propulsion moment was carefully studied. Key conclusions include: (1) The shield-soil interaction during continuous excavation is more accurately reflected by the model and its numerical solution method. (2) Increasing the pitch articulation angle significantly reduces shield heading. (3) With a smaller coefficient of subgrade reaction, the articulation angle is approximately linearly correlated with the resultant moment of earth pressure; this relationship transitions to nonlinearity as the coefficient increases. In upper-soft lower-hard strata, the resultant moment varies with pitch articulation direction and becomes more pronounced with larger articulation angles. (4) Within the small-angle attitude correction range, a certain articulation angle reduces the resultant propulsion moment, enabling efficient attitude control. These findings provide theoretical support for shield axis deviation calculation and shield attitude control strategy.

Keywords: shield tunnel; shield attitude; active articulation; shield-strata interaction; incremental process

1 引言

随着城市地下隧道向“长、大、深”趋势发展，盾构隧道施工将面临更为复杂的服役环境及施工条件，对姿态精准控制的需求愈发强烈^[1]。然而，当前姿态控制主要依赖盾构司机的操作经验，主观性及滞后性较强，极易出现失准事件，引发衬砌管片开裂、渗水等质量问题。因此，如何准确高效地挖掘姿态变化规律，提前辅助决策，一直是学界、业界关注的热点问题，与之相关的研究大致可分为数据驱动及力学模型两大类。

数据驱动方面，Huang^[2]、Zhou^[3]等分别将主成分分析（principal component analysis，简称 PCA）与小波变换（wavelet transform，简称 WT）用于优化多层感知机（multi-layer perceptron，简称 MLP）及长短时记忆网络模型（long short-term memory，简称 LSTM），并以实际工程为依托，实现盾构姿态精准预测。Fu 等^[4]基于图卷积网络（graph convolutional networks，简称 GCN）及 LSTM 构建盾构姿态预测模型，并运用 Shapley 加性解释验证模型泛化性能。汪来^[5]、熊栋栋^[6]等以实际工程项目为背景，将注意力机制（attention mechanism，简称 AM）分别融入双向 LSTM 及门控循环单元（gated recurrent unit，简称 GRU），以构建盾构姿态预测模型，并验证其泛化性能优于传统循环神经网络。关振长等^[7]以姿态控制为目的，将贝叶斯优化（Bayesian-optimization，简称 BO）、支持向量回归（support vector regression，简称 SVR）及模拟退火算法（simulated annealing，简称 SA）巧妙融合，形成可控施工参数动态调整的姿态控制方法，并成功应用于实际工程以辅助纠偏。

上述研究表明，借助数据驱动的非线性逼近功能，可实现盾构姿态精准预测，但其本质为数据间的统计关系，存在可解释性差、数据量依赖大、普适性低等问题。为此，不少学者尝试构建力学模型，以“白箱”形式挖掘盾构-地层相互作用机制。Sugimoto^[8]、Sramoon^[9]等基于受力平衡确定载荷-土压力-姿态三者间的关系，为盾构导向技术奠定了理论基础。沈翔等^[10-11]深入分析了盾构-地层相互作用机制，采用等效弹簧模拟两者间的相互作用，提出盾构姿态实用计算方法。Yue 等^[12]考虑地层变形引起的负载突变情况，提出一种基于滑模鲁棒控制策略的姿态自动控制系统。Festa 等^[13]综合考虑几何因素与荷载因素建立运动学模型，并将盾构同周围土体联系起来，进而提出盾壳土压力与位姿偏差的耦合计算方

法。Tang^[14]、陈桥^[15]等分别针对复合地层及海域软土地层中的姿态控制问题，建立盾构受力平衡方程，并总结形成推进系统控制方法。黄威等^[16]基于静力平衡提出盾构水平姿态理论计算模型，该模型所需参数简单，易于计算，实现了较为准确的态度预测。

上述力学模型，通常将盾构视作直筒状结构以简化计算，忽略了铰接装置的影响，但事实上，对于主动铰接型盾构，铰接角（主动铰接装置）的存在对盾构-地层相互作用影响不容忽视。为此，本文提出考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型，基于增量过程逐时间步实现模型求解。在此基础上，依托福州滨海快线滨中区区间进行算例验证，并进一步探讨主动铰接对盾构裁头现象、盾壳土压力及油缸推进合力矩的影响规律。

2 考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型

2.1 坐标系定义

以铰接中心所处断面为界，主动铰接型盾构可划分为前部结构及后部结构^[17-18]。为方便描述其运动姿态，定义世界坐标系 C^W 、盾构局部坐标系 C^S ，如图 1 所示。世界坐标系 C^W ， y 轴沿水平面向左， z 轴垂直向下， x 轴与 y 轴、 z 轴遵循右手螺旋定则；盾构局部坐标系 C^S ，以铰接中心为原点， v 轴沿后部结构轴线指向盾构前方， w 轴垂直于后部结构向下， u 轴与 v 轴、 w 轴遵循右手螺旋定则。图中， α 为横摆角， β 为俯仰角， γ 为滚动角。

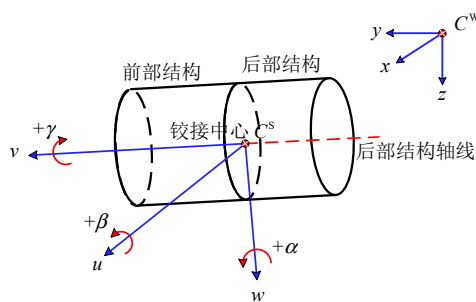


图 1 坐标系描述

Fig.1 Description of coordinate system

较土体而言，盾构属大刚度结构，相同荷载作用下自身变形可忽略不计^[19]，因此，任意时刻盾构在地层中的三维运动均可分解为平动及绕轴转动。主动铰接型盾构在推进油缸作用阶段铰接装置保持锁定状态，即行程差、铰接角不变，则此时可将盾构整体视作一个刚体，完整描述其运动姿态仅需 6

个状态参数，分别为 C^W 坐标系下的铰接中心坐标 (x_s, y_s, z_s) 及 3 个欧拉角： α 、 β 、 γ 。上述状态参数取值正负同图 1 保持一致。

2.2 盾构荷载组成及平衡方程

根据 2.1 节描述，除特殊说明，后续模型推导均定义于 C^S 坐标系。将作用于盾构上的荷载沿 C^S 坐标系的 3 个主轴方向进行分解，如图 2 所示。图中， F_1 为盾构自重； F_2 为作用于盾构外壳的土压力； F_3 为作用于刀盘的土压力； F_4 为反作用于衬砌管片环上的油缸推进力。

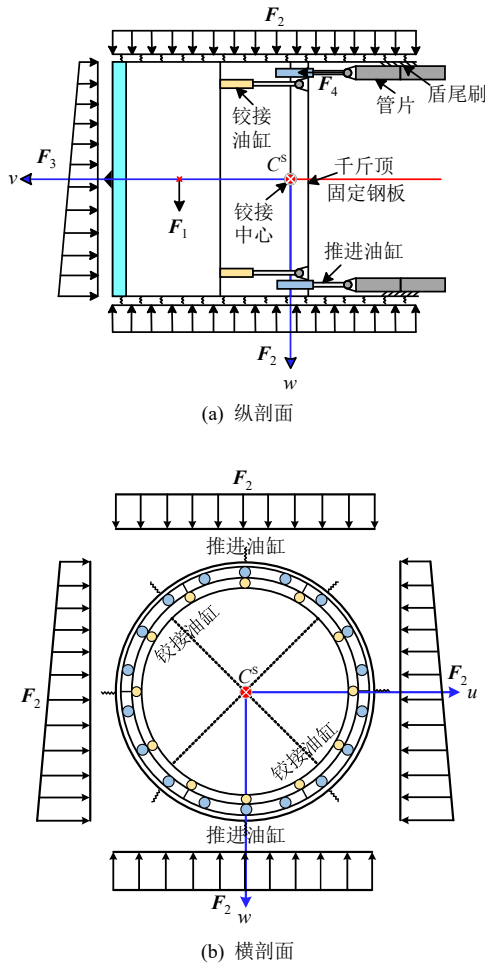


图 2 盾构荷载示意图
Fig.2 Illustration of loads upon shield

盾构掘进过程中，速度较慢且相对稳定，任意时刻均可视作静力平衡，须满足以下方程：

$$\left. \begin{aligned} \sum_{q=1}^4 F_q &= \mathbf{0} \\ \sum_{q=1}^4 M_q &= \mathbf{0} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中： F_q 即作用于盾构的各荷载； M_q 为各荷载产生的力矩。

将上式沿 C^S 坐标系 3 个主轴方向展开得

$$\left. \begin{aligned} F_{1u} + F_{2u} + F_{3u} + F_{4u} &= 0 \\ F_{1v} + F_{2v} + F_{3v} + F_{4v} &= 0 \\ F_{1w} + F_{2w} + F_{3w} + F_{4w} &= 0 \\ M_{1u} + M_{2u} + M_{3u} + M_{4u} &= 0 \\ M_{1v} + M_{2v} + M_{3v} + M_{4v} &= 0 \\ M_{1w} + M_{2w} + M_{3w} + M_{4w} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

其中： F_1 作为已知量，其数值基本保持恒定； F_4 为主动施加荷载，可由导向系统实时获取； F_3 在短距离稳步推进过程中基本维持不变，可由相应土压力公式计算；而 F_2 随盾构-地层相互作用不断改变，求解过程相对复杂，具体步骤见第 3 节。

2.3 盾构自重（考虑主动铰接）

盾构具有质量分布不均的特点，其自重效应对竖向姿态变化具有显著影响，如实际施工经常出现的栽头现象。绘制盾构在 $v-w$ 平面上的投影，如图 3 所示。图中， G 为盾构自重， L_f 、 L_r 为前、后部结构长度， L_G 为盾构质心至铰接中心距离； R 为盾构半径； β_f 、 β_r 为前、后部结构俯仰角，两者差值为 $\beta_f - \beta_r$ ，即俯仰铰接角 β_h 。相应地，对于 $v-u$ 平面（未画）， α_f 、 α_r 为前、后部结构横摆角，两者差值为 $\alpha_f - \alpha_r$ ，为横摆铰接角 α_h 。

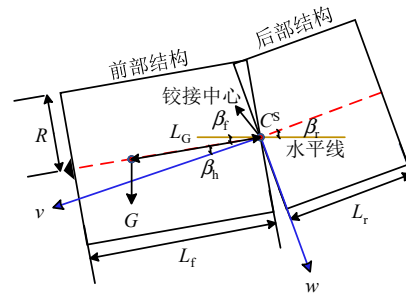


图 3 盾构自重计算简图
Fig.3 Diagram of shield self-weight

将自重沿 C^S 坐标系 3 个主轴方向分解得

$$F_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ G \sin \beta_r \\ G \cos \beta_r \end{bmatrix} \quad (3)$$

质心处力臂向量 l_1 为

$$l_1 = \begin{bmatrix} -L_G \sin \alpha_h \cos \beta_h \\ -L_G \cos \alpha_h \cos \beta_h \\ -L_G \cos \alpha_h \sin \beta_h \end{bmatrix} \quad (4)$$

则自重产生的力矩为

$$M_1 = F_1 \times l_1 \quad (5)$$

2.4 刀盘土压力 (考虑主动铰接)

短距离稳步推进过程中, 刀盘土压力与土仓 (泥水仓) 压力基本维持平衡, 可将其视作静止土压力。为方便计算, 将刀盘沿周向、径向离散为 n_θ 、 n_ρ 份, 并以顺时针为切割方向, 如图 4 所示。图中, H 为盾构埋深; $\sigma_{ij} = \gamma K_0 (H + R - \rho_{ij} \cdot \cos \theta_{ij})$, ($i = 1 \cdots n_\theta, j = 1 \cdots n_\rho$), 为微元水平土压力, γ 为土体重度, K_0 为静止土压力系数, $\rho_{ij} = (2j - 1)R / (2n_\rho)$, 为微元径向长度; $\theta_{ij} = (2i - 1)\pi / n_\theta$, 为微元与 u 轴逆时针夹角, 即相位角; $A_{ij} = 2\pi R / (n_\theta n_\rho)$, 为微元面积。

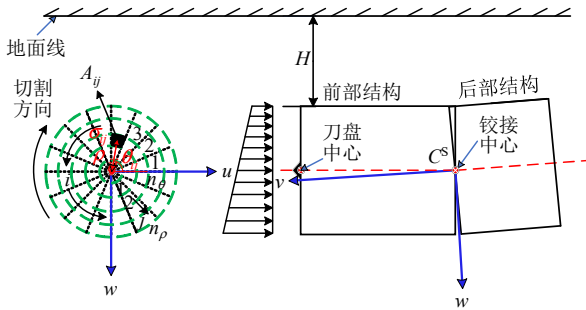


图 4 刀盘土压力计算简图

Fig.4 Schematic for calculating earth pressure on cutterhead

刀盘任意微元所受土压力 $F_{3,ij}$ 为

$$F_{3,ij} = \sigma_{ij} \cos \beta_f \cos \alpha_h \cos \beta_h \begin{bmatrix} -2(1-\xi)\mu \cos \theta_{ij} \\ -1 \\ 2(1-\xi)\mu \sin \theta_{ij} \end{bmatrix} A_{ij} \quad (6)$$

式中: ξ 为刀盘开口率; μ 为摩擦系数。

在此基础上, 沿周向、径向积分得

$$F_3 = \sum_{i=1}^{n_\theta} \sum_{j=1}^{n_\rho} F_{3,ij} \quad (7)$$

进一步计算微元力臂向量 $l_{3,ij}$ 为

$$l_{3,ij} = \begin{bmatrix} -\rho_{ij} \sin \theta_{ij} \cos \alpha_h \cos \beta_h \\ -L_f \cos \alpha_h \cos \beta_h \\ -\rho_{ij} \cos \theta_{ij} \cos \alpha_h \cos \beta_h \end{bmatrix} \quad (8)$$

则刀盘土压力产生的合力矩 M_3 为

$$M_3 = \sum_{i=1}^{n_\theta} \sum_{j=1}^{n_\rho} F_{3,ij} \times l_{3,ij} \quad (9)$$

2.5 油缸推进力 (考虑主动铰接)

为实现姿态高效控制, 盾构推进系统的液压油缸通常为 4 或 6 分区。以 6 分区 (19 对油缸) 为例,

如图 5 所示。图中, F_{4k} 为第 k 对 ($k = 1 \cdots 19$) 油缸推力, 与所属分区推力相等; R_p 为油缸作用半径; ω_k 为油缸与 w 轴夹角; L_k 为油缸末端至铰接中心距离。

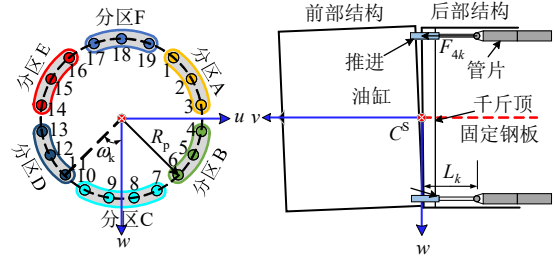


图 5 油缸推进力计算简图

Fig.5 Schematic for calculating the thrust of the hydraulic cylinder

鉴于千斤顶固定钢板的存在, 主动铰接型盾构各油缸推力方向始终与后部结构轴线平行, 则任意一对油缸推力向量 F_{4k} 及其力臂向量 l_{4k} 为

$$F_{4k} = \begin{bmatrix} 0 \\ F_{4k} \\ 0 \end{bmatrix}, l_{4k} = \begin{bmatrix} -R_p \sin \omega_k \\ L_k \\ -R_p \cos \omega_k \end{bmatrix} \quad (10)$$

则推进油缸产生的合力 F_4 及合力矩 M_4 为

$$F_4 = \sum_{k=1}^{19} F_{4k}, M_4 = \sum_{k=1}^{19} F_{4k} \times l_{4k} \quad (11)$$

至此, 已完成式 (2) 中第 1、3、4 列荷载计算。

3 基于增量过程的盾构-地层相互作用求解

盾构姿态变化是导致盾构-地层相互作用改变的先导因素, 其力学实质为打破平衡-再建平衡的动态过程。根据 2.2 节描述, 宏观上可将该过程中盾构-地层相互作用理解为对盾壳土压力 F_2 的动态求解。

3.1 连续掘进过程中的姿态变化 (增量)

依据地层反力曲线假设, 在小变形前提下, 将盾周一定范围内土体近似等效为土弹簧。在此基础上, 通过增量过程逐时间步计算等效土弹簧变形量, 进而求得任意时刻对应 F_2 。

连续掘进过程中, 主动铰接型盾构姿态变化可视为铰接油缸与推进油缸协同作用的结果。以竖向 ($v-w$ 平面) 姿态变化为例, 如图 6 所示, 具体过程可描述为: t_n 时刻, 铰接油缸行程差改变, 盾构

前部结构较 t_{n-1} 时刻产生俯仰铰接角增量 $\Delta\beta_h$ ，后部结构维持静止状态；随即主动铰接装置锁定，在该时刻油缸推力影响下，盾构整体绕铰接中心发生竖向位移增量 Δw_s 及俯仰偏转增量 $\Delta\beta$ ，以重构静力平衡状态。在此基础上，盾构以该姿态向前掘进 Δv_s 里程。

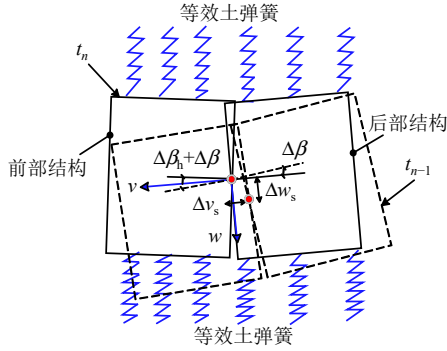


图6 盾构竖向姿态变化过程
Fig.6 Evolution of shield vertical attitude

经上述姿态变化， t_n 时刻前、后部结构俯仰角 $\beta_f^{(n)}$ 、 $\beta_r^{(n)}$ 可表示为

$$\left. \begin{aligned} \beta_f^{(n)} &= \beta_f^{(n-1)} + \Delta\beta_h + \Delta\beta \\ \beta_r^{(n)} &= \beta_r^{(n-1)} + \Delta\beta \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

对于水平向 (v - u 平面)， $\Delta\alpha_h$ 、 $\Delta\alpha$ 、 Δu_s 分别对应横摆铰接增量、横摆偏转增量及铰接中心水平位移增量。其姿态变化过程同竖向一致，不再赘述。

3.2 姿态变化引起的各断面中心点位移 (增量)

同 3.1 节，仍以竖向平面为例，进一步计算 t_n 时刻盾构姿态变化引起的各断面中心点位移增量 Δw ，如图 7 所示。图中， L_c 为断面中心点沿 v 轴的长度分量，可由盾构离散化求得，详见 3.4 节。

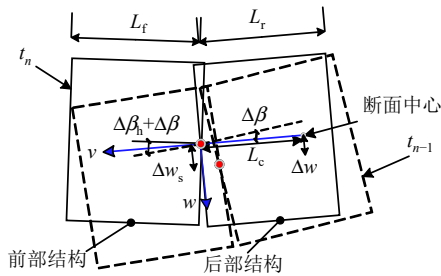


图7 盾构纵断面示意图
Fig.7 Illustration of shield longitudinal section

由图可知， t_n 时刻任意断面中心点竖向位移增量 Δw 与 Δw_s 、 $\Delta\beta_h$ 、 $\Delta\beta$ 及 L_c 有关，即

$$\left. \begin{aligned} \Delta w &= \Delta w_s + L_c \tan(\Delta\beta), \quad -L_r \leq L_c \leq 0 \\ \Delta w &= \Delta w_s + L_c \tan(\Delta\beta_h + \Delta\beta), \quad 0 \leq L_c \leq L_f \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

同理，任意断面中心点水平位移增量 Δu 为

$$\left. \begin{aligned} \Delta u &= \Delta u_s + L_c \tan(\Delta\alpha), \quad -L_r \leq L_c \leq 0 \\ \Delta u &= \Delta u_s + L_c \tan(\Delta\alpha_h + \Delta\alpha), \quad 0 \leq L_c \leq L_f \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

3.3 姿态变化引起的各断面圆周点位移 (全量)

基于上述推导，假设 t_n 时刻，盾构某断面中心点产生位移增量 Δu 、 Δw ，如图 8 所示。图中， $C^{S(n-1)}$ 、 $C^{S(n)}$ 分别代表 t_{n-1} 及 t_n 时刻断面所处位置； θ 为 t_{n-1} 时刻断面圆周点与 u 轴逆时针夹角。

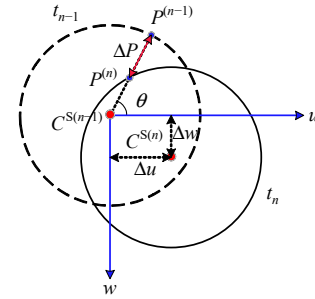


图8 断面圆周点位移增量计算简图
Fig.8 Diagram of displacement increment along circumference

姿态变化前后的断面方程可表示为

$$\left. \begin{aligned} t_{n-1}: u^2 + w^2 &= R^2 \\ t_n: (u - \Delta u)^2 + (w - \Delta w)^2 &= R^2 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

极坐标转换得： $u = \rho \cos(\theta)$ ； $w = \rho \sin(-\theta)$ ，则有

$$\left. \begin{aligned} t_{n-1}: \rho^2 &= R^2 \\ t_n: \rho^2 - 2\rho(\cos\theta \cdot \Delta u - \sin\theta \cdot \Delta w) + \Delta u^2 + \Delta w^2 &= R^2 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

由此可知断面圆周点位移增量 ΔP 为

$$\Delta P = \cos\theta \cdot \Delta u - \sin\theta \cdot \Delta w + a_1 - R \quad (17)$$

式中： a_1 为中间变量。

$$a_1 = \sqrt{R^2 - \sin 2\theta \cdot \Delta u \cdot \Delta w - \sin^2 \theta \cdot \Delta u^2 - \cos^2 \theta \cdot \Delta w^2} \quad (18)$$

进一步地，将 ΔP 沿 u 轴、 w 轴分解，则各圆周点 (以 θ 表示) 水平、竖向位移增量为

$$\left. \begin{aligned} \Delta u(\theta) &= \Delta P \cdot |\cos\theta| \\ \Delta w(\theta) &= \Delta P \cdot |\sin\theta| \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

在此基础上，将 $\Delta u(\theta)$ 、 $\Delta w(\theta)$ 对时间积分求和，则 t_n 时刻断面圆周点水平、竖向位移（全量）为

$$\left. \begin{aligned} U^{(n)}(\theta) &= \sum_{t_0}^{t_n} \Delta u(\theta) \\ W^{(n)}(\theta) &= \sum_{t_0}^{t_n} \Delta w(\theta) \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

式中： $U^{(n)}(\theta)$ 、 $W^{(n)}(\theta)$ 即 t_n 时刻断面圆周点水平、竖向位移全量； t_0 为连续掘进段初始时刻。

3.4 盾构-地层相互作用

基于上述圆周点位移（全量），进一步假设盾构-土体变形协调，即任意点土体变形量与该点盾构位移量相等，并借助地层反力曲线求解 t_n 时刻的盾构-地层相互作用。

为方便计算，在 2.4 节基础上将盾构沿纵向进一步离散为 n_v 份，如图 9 所示。图中， $\sigma_{im,u}$ 、 $\sigma_{im,w}$ 为盾壳微元水平、竖向土压力（ $i = 1 \cdots n_\theta$ ， $m = 1 \cdots n_v$ ）； $A_{im} = 2\pi R(L_f + L_r) / n_\theta n_v$ ，为微元面积。 θ_{im} 取值同 θ_{ij} ，仅与周向离散程度相关。

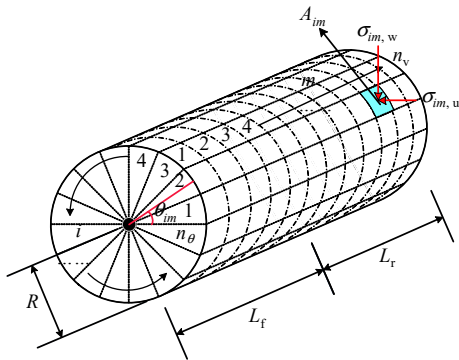


图 9 盾构纵向离散化

Fig.9 Shield discretization along longitudinal direction

竖向地层反力曲线如图 10 所示，其中 K_{int} 、 K_{min} 、 K_{max} 分别代表初始土压力系数、主动土压力系数及被动土压力系数。

由图可知，竖向土压力系数 K_w 随圆周点竖向位移 $W^{(n)}(\theta_{im})$ 不断变化，可最大程度反映地层变形特征。该曲线分布形态与竖向基床系数 k_w 及盾构埋深 H 相关^[20]，水平向同理。具体表达式见 4.1 节。

据此，由 $W^{(n)}(\theta_{im})$ 、 $U^{(n)}(\theta_{im})$ 即可确定对应竖向土压力系数 K_w 、水平土压力系数 K_u 。则 t_n 时刻任意微元所受水平、竖向土压力为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{im,u} &= K_u [U^{(n)}(\theta_{im})] \sigma_{im,u0} \\ \sigma_{im,w} &= K_w [W^{(n)}(\theta_{im})] \sigma_{im,w0} \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

式中： $\sigma_{im,u0}$ 、 $\sigma_{im,w0}$ 为微元水平、竖向初始土压力，由太沙基松动理论^[21]及简化线性回归法^[22]求解。

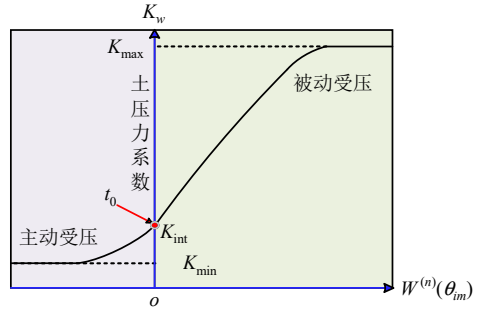


图 10 竖向地层反力曲线示意图

Fig.10 Illustration of vertical ground reaction curve

将 $\sigma_{im,u}$ 、 $\sigma_{im,w}$ 沿周向、纵向进一步积分得

$$\left. \begin{aligned} F_{2u} &= \sum_{i=1}^{n_\theta} \sum_{m=1}^{n_v} K_u [U^{(n)}(\theta_{im})] \sigma_{im,u0} A_{im} \\ F_{2w} &= \sum_{i=1}^{n_\theta} \sum_{m=1}^{n_v} K_w [W^{(n)}(\theta_{im})] \sigma_{im,w0} A_{im} \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

同时，由几何关系求得各微元力臂 l_{im} 为

$$l_{im} = L_c = L_f - \left(\frac{(2m-1) \cdot (L_f + L_r)}{2n_v} \right) \quad (23)$$

则盾壳土压力产生的合力矩为

$$\left. \begin{aligned} M_{2u} &= \sum_{i=1}^{n_\theta} \sum_{m=1}^{n_v} K_u [U^{(n)}(\theta_{im})] \sigma_{im,u0} A_{im} l_{im} \\ M_{2w} &= \sum_{i=1}^{n_\theta} \sum_{m=1}^{n_v} K_w [W^{(n)}(\theta_{im})] \sigma_{im,w0} A_{im} l_{im} \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

至此，已完成式（2）中所有荷载计算。

4 算例验证

4.1 工程概况与参数取值

福州滨海快线滨中区间，由滨海新城站出发，沿滨江滨海路敷设，最终接入中间风井站，线路全长约 3 990 m。隧道埋深范围为 7.73~24.60 m，主要穿越地层包括（含泥）粉细砂、粉质黏土及粉细砂等。

采用具备主动铰接功能的复合式泥水平衡盾构施工。盾构主要参数如下： $R = 4.3$ m； $L_f = L_r = 5.6$ m， $L_G = 2.5$ m； $R_p = 3.9$ m； $G = 6\ 860$ kN； $\xi = 0.32$ ； $\mu = 0.3$ 。其推进系统液压油缸分布同图 5 一致。

选取 4#环连续 30 min 稳定掘进过程进行分析。该环掘进位于粉质黏土地层。土体主要参数如下：

内摩擦角 $\varphi=21^\circ$ ；黏聚力 $c=22.4\text{ kPa}$ ；泊松比 $\nu=0.32$ ；压缩模量 $E_s=7.1\text{ MPa}$ ；土体重度 $\gamma=19\text{ kN/m}^3$ ；盾构埋深 $H=20\text{ m}$ ；静止土压力系数 $K_0=0.35$ ；水平、竖向基床系数 $k_u、k_w$ 均为 10 MPa/m ； $K_{\text{int}}、K_{\text{min}}、K_{\text{max}}$ 分别为 $1.0、0.3、5.0$ 。以竖向为例，地层反力曲线表达式如下：

$$K_w = \begin{cases} (K_{\text{int}} - K_{\text{min}}) \tanh \left[\frac{k_w \cdot W^{(n)}(\theta_{im})}{(K_{\text{int}} - K_{\text{min}}) \sigma_{w0}} \right] + K_{\text{int}}, & W^{(n)}(\theta_{im}) \leq 0 \\ (K_{\text{int}} - K_{\text{max}}) \tanh \left[\frac{k_w \cdot W^{(n)}(\theta_{im})}{(K_{\text{int}} - K_{\text{max}}) \sigma_{w0}} \right] + K_{\text{int}}, & W^{(n)}(\theta_{im}) \geq 0 \end{cases} \quad (25)$$

式中： σ_{w0} 为盾壳顶部竖向土压力，由太沙基松动土压力公式计算。水平地层反力曲线表达式同理，不再赘述。

需要特别说明的是，连续掘进段初始时刻 t_0 各微元位移（全量）为 0 ； $4^\#$ 环掘进初始姿态为 $\alpha_r^{(0)} = -17.37^\circ、\beta_r^{(0)} = 0.538^\circ$ 。

4.2 考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型求解流程

根据 2、3 节推导，将考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型及其求解，总结为图 11 所示流程。

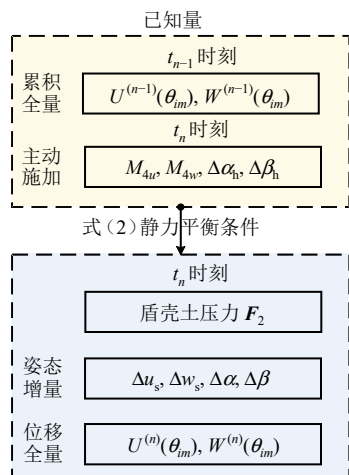


图 11 考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型求解流程
Fig.11 Solution process of shield-strata interaction model by considering active articulation

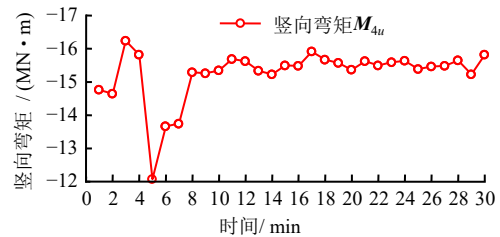
以 t_n 时刻为例，首先输入 t_{n-1} 时刻各微元位移（全量） $U^{(n-1)}(\theta_{im})、W^{(n-1)}(\theta_{im})$ ，作为盾构已知条件。在此基础上，主动施加 t_n 时刻 $M_{4u}、M_{4w}、\Delta\alpha_h、\Delta\beta_h$ ，引起姿态变化。进而根据式（2）所示静力平

衡方程，同时求解盾壳土压力 F_2 、姿态增量（ $\Delta u_s、\Delta w_s、\Delta\alpha、\Delta\beta$ ）并更新微元水平/竖向位移（全量） $U^{(n)}(\theta_{im})、W^{(n)}(\theta_{im})$ 。逐时间步循环上述过程，即可获得连续掘进过程中任意时刻对应 F_2 及姿态增量。

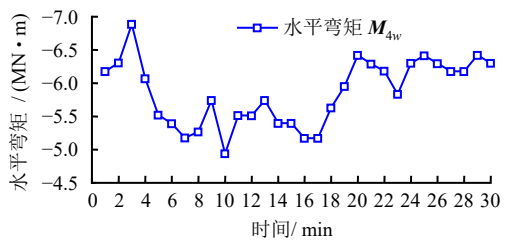
需要注意的是，本文采用离散方式对盾构-地层接触面简化，可将复杂的曲面问题转变为微单元求和问题，但离散程度将影响最终结果精度。微单元数量越多，最终结果越精确，但程序计算带来的工作量也随之增加。经试算，在确保计算精度及运算效率的同时，将周向、纵向及径向离散程度设为： $n_\theta = n_v = 48, n_\rho = 24$ 。后续分析均在该离散程度下进行。

4.3 与实测值的对比分析

盾构掘进施工时，导向系统每隔 1 min 记录各分区推力及姿态角等数据。其中 $4^\#$ 环掘进期间，各向铰接角仅发生微小变化，基本维持不变。为方便计算，将其固定为： $\alpha_h = \beta_h = 0.1^\circ$ 。同时，由式（11）求得 $M_{4u}、M_{4w}$ 变化曲线，如图 12 所示。



(a) 竖向合力矩



(b) 水平合力矩

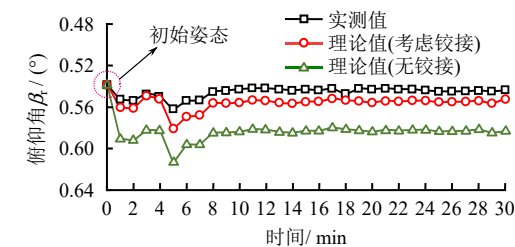
图 12 推进油缸作用力矩

Fig.12 Propulsion moment of cylinders

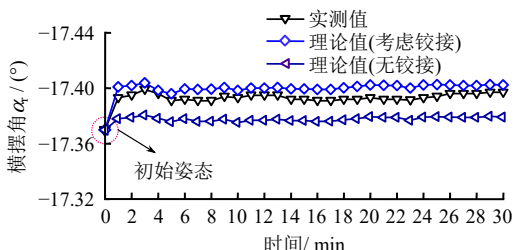
在此基础上，根据图 11 流程，分别绘制铰接及无铰接（即 $\alpha_h = \beta_h = 0^\circ$ ）条件下 $\alpha_r、\beta_r$ 理论计算值，如图 13 所示。由图可知，考虑铰接时，理论值变化趋势同实测值基本保持一致，且较无铰接而言，其与实测值吻合度较高，最大误差小于 0.03° 。上述分析结果验证了基于时间增量过程求解方法的有效性，且考虑主动铰接的计算模型能更为准确地反映连续掘进过程中的盾构-地层相互作用，具备较强

的工程指导意义。

需要说明的是，增量过程中时间步的选择，主要影响掘进里程 Δv_s 。对于连续稳定掘进过程而言，掘进里程与时间线性相关，因而图中采用“时间”作为横坐标。



(a) 俯仰角



(b) 横摆角

图 13 理论与实测值的对比分析

Fig.13 Comparison between theoretical calculation and measured data

5 主动铰接影响分析

基于上述算例，进一步探讨主动铰接对盾构栽头现象、盾壳土压力及油缸推进合力矩的影响规律。作为地层反力曲线的核心参数，基床系数 k_u 、 k_w 同样被纳入分析范畴。根据不同密实程度，将 k_u 、 k_w 取值范围设为 0.5~30.0 MPa/m (大致对应从软弱土到坚硬土的各类常见地层)。其余参数取值同前述算例一致。

5.1 主动铰接对盾构栽头现象的影响

盾构掘进段初期，因自重偏心作用常出现栽头现象，致使姿态偏差增大。以 t_1 时刻为例，忽略油缸推进力影响，将俯仰偏转增量 $\Delta\beta$ 定义为盾构栽头量。

不同铰接角 β_h 及基床系数 k_w 作用下的 $\Delta\beta$ ，如图 14 所示。由图可知， β_h 恒定时，当 $k_w < 5$ MPa/m，其对 $\Delta\beta$ 影响显著，随着 k_w 增大并达到一定数值，该影响逐渐减小并最终趋于稳定。与此同时， β_h 的增大对于盾构栽头现象有明显改善作用。究其原因在于，正向铰接变化导致前部结构底部土体变形，从而产生附加弯矩（详见 5.2 节）抵消部分自重偏

心作用。因此在工程允许范围内，尽可能地设置正向铰接角将是改善盾构始发初期栽头现象的有效措施。

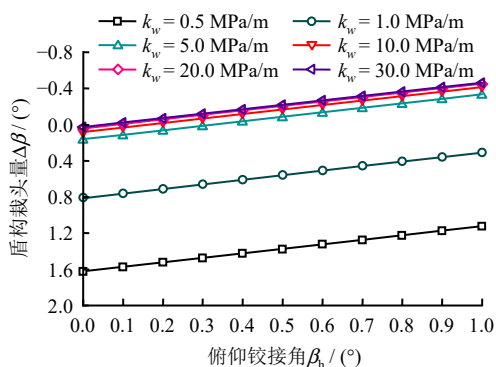


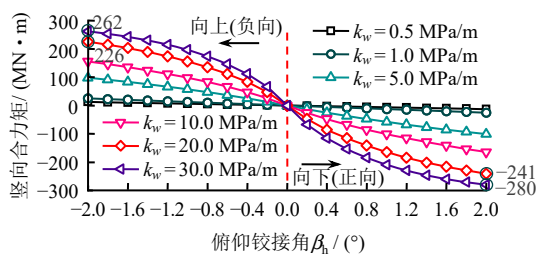
图 14 主动铰接对盾构栽头现象影响

Fig.14 Impact of active articulation on shield heading

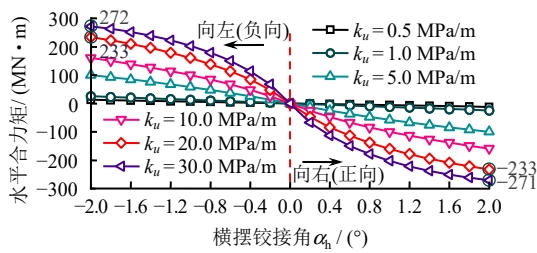
5.2 主动铰接对盾壳土压力的影响（均质地层）

均质地层条件下，不同铰接角及基床系数作用下的盾壳土压力合力矩如图 15 所示。由图可知： $k_w < 5$ MPa/m 时，铰接角同土压力合力矩近似线性相关；随着基床系数不断增大，两者逐渐向非线性转变。 $k_w(k_u)$ 取 30 MPa/m 时，土压力合力矩随 $\beta_h(\alpha_h)$ 变化规律可概括为：小铰接情况下增速较快，达到一定铰接后，逐渐趋于稳定。

上述结果表明，密实度较高（基床系数较大）的地层中，不宜设置过大的铰接角，以防盾构施加



(a) 竖向合力矩



(b) 水平合力矩

图 15 主动铰接对盾壳土压力合力矩的影响

Fig.15 Influence of active articulation on the resultant moment of earth pressure on the shield shell

的力矩过大，而导致姿态过度偏转。另一方面，竖向土压力分布的非对称性（埋深影响）导致相同铰接程度产生的土压力合力矩同样存在非对称性（图中红圈所示），具体表现为正向铰接处较大。而对于横摆铰接而言，同一铰接程度产生的土压力合力矩基本一致。

进一步地，以 t_5 时刻为例，采用云图方式将不同铰接作用下的盾壳土压力具象化，如图 16 所示。为方便描述，定义盾构周向 $0^\circ \sim 180^\circ$ 为上侧； $180^\circ \sim 360^\circ$ 为下侧； $90^\circ \sim 270^\circ$ 为右侧； $270^\circ \sim 90^\circ$ 为左侧。

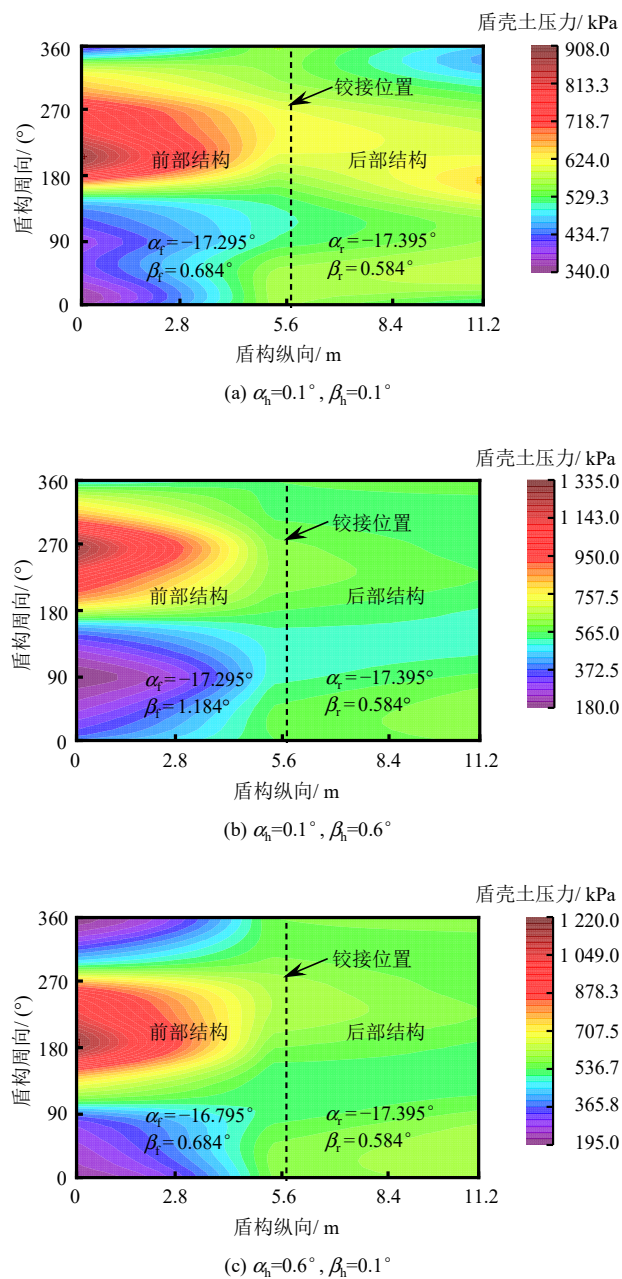


图 16 主动铰接对盾壳土压力的影响

Fig.16 Influence of active articulation on earth pressure of shield shell

由图 16(a)可知， t_5 时刻盾壳土压力最大值位于刀盘周向 235° 附近，最小值位于 30° 附近。铰接角改变时，前部盾壳土压力分布形态也随之变化。当 β_h 增大 0.5° 时（见图 16(b)），前部盾壳土压力呈明显“下侧大、上侧小”分布，最大值由 908.0 kPa 增至 1335.0 kPa ，位于刀盘周向 270° 附近；最小值由 340.0 kPa 减至 180.0 kPa ，位于 90° 附近。当 α_h 增大 0.5° 时（见图 16(c)），前部盾壳土压力则呈明显“右侧大、左侧小”分布，最大值为 1220.0 kPa ，位于刀盘周向 180° 附近；最小值为 195.0 kPa ，位于 360° 附近。

5.3 主动铰接对盾壳土压力的影响（复合地层）

工程实践中，盾构穿越地层常以复合形式出现；本文基于离散方式，可通过改变各微元基床系数，实现任意形式地层中 F_2 的计算。本节以上软下硬地层为例，探究复合地层中主动铰接对盾壳土压力的影响规律。将软土、硬土对应 $k_w、k_u$ 设为 $0.5、30 \text{ MPa/m}$ ，并根据软土高度占比（ $0 \sim 100\%$ ）绘制盾壳土压力变化曲线，如图 17 所示。

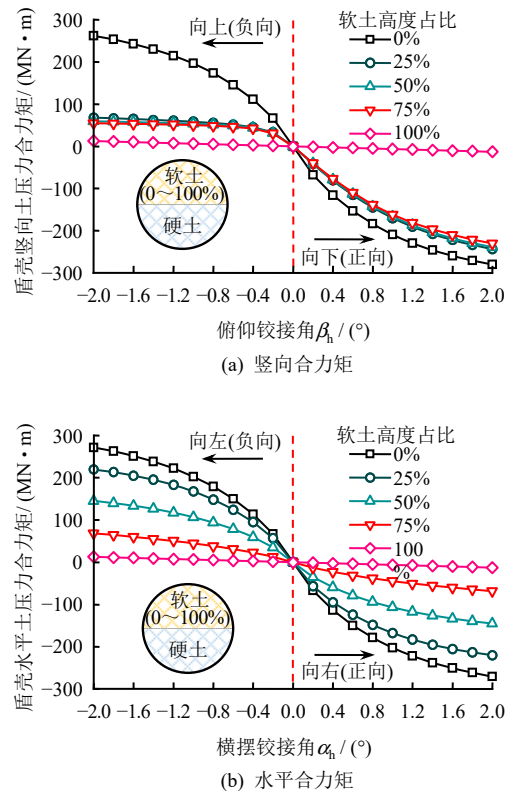


图 17 主动铰接对盾壳土压力合力矩影响（复合地层）

Fig.17 Influence of active articulation on the resultant moment of earth pressure on the shield shell (composite strata)

由图可知，随软土含量增加，土压力合力矩逐

渐减小; 同时, 不同俯仰铰接方向产生的土压力合力矩存在一定差异, 具体表现为正向铰接处较大, 且该现象随铰接程度增大愈加明显。而对于横摆铰接而言, 其土压力合力矩近似对称分布。

5.4 主动铰接对油缸推进合力矩的影响

准确估算油缸推进合力矩是姿态控制的关键所在。本节以 t_{15} 时刻为例, 假设其姿态偏差超限, 并通过调整偏转增量 $\Delta\alpha$ 、 $\Delta\beta$ 实现左上方向纠偏。同时, 以力矩差 (较无铰接情况) 直观分析主动铰接对油缸推进合力矩的影响规律。

不同铰接角及偏转增量作用下的推进油缸力矩差, 如图 18 所示。由图可知: $\Delta\beta(\Delta\alpha)$ 相同时, $\beta_h(\alpha_h)$ 的增大将使力矩差逐渐变大, 即相应油缸推进合力矩逐渐减小。另一方面, $\beta_h(\alpha_h)$ 相同时, 随着 $\Delta\beta(\Delta\alpha)$ 的增大, 推进油缸力矩差先增大后逐步减小。具体而言, 当 $\beta_h = 0.8^\circ$, $\Delta\beta = -0.4^\circ$ 时, 竖向推进油缸力矩差达到最大值, 此时合力矩减少约 $2\,550.0\text{ kN}\cdot\text{m}$ 。

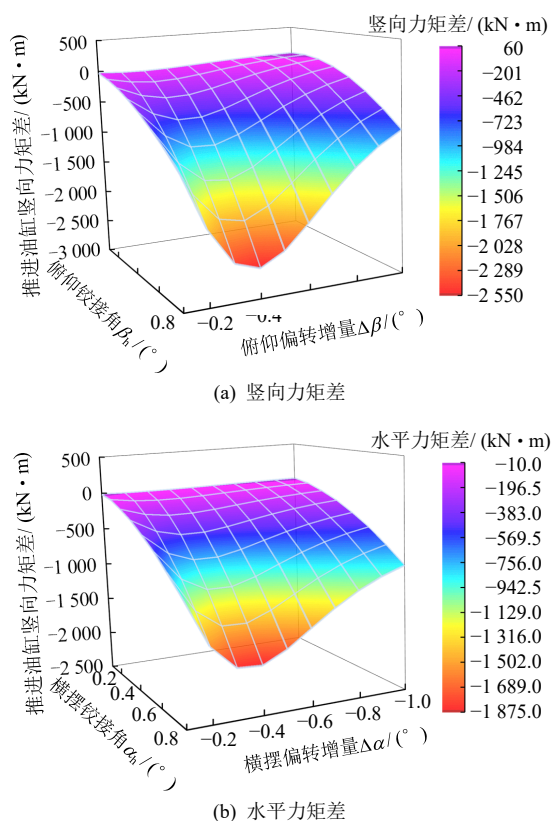


图 18 主动铰接对推进油缸力矩影响

Fig.18 Impact of active articulation on the moment of the propulsion cylinder

上述结果进一步表明, 对于主动铰接型盾构, 铰接角的存在对盾构-地层相互作用影响不容忽视; 小角度纠偏范围内, 赋予盾构一定铰接角, 可有效

减少推进油缸所需力矩, 从而实现姿态高效控制。

6 结论与讨论

针对主动铰接型盾构, 提出考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型, 并基于增量过程逐时间步实现模型求解。在此基础上, 依托福州滨海快线滨中区间进行算例验证, 并进一步探讨主动铰接对盾构栽头现象、盾壳土压力及油缸推进合力矩的影响规律。得到主要结论如下:

(1) 考虑主动铰接的计算模型及基于时间增量过程的求解方法, 能更为准确地反映连续掘进过程中的盾构-地层相互作用, 具备较强的工程指导意义, 可为后续轴线偏差计算及姿态控制策略提供理论支撑。

(2) 增大俯仰铰接角, 对于盾构栽头量有明显改善作用, 盾构始发阶段可通过设置正向铰接角缓解掘进初期栽头现象。

(3) 地层基床系数较小时, 铰接角同盾壳土压力合力矩近似线性相关, 随着基床系数不断增大, 两者逐渐向非线性转变; 上软下硬复合地层中, 不同俯仰铰接方向产生的土压力合力矩存在一定差异, 且随铰接程度增大愈加明显。

(4) 小角度纠偏范围内, 赋予盾构一定铰接角, 可有效减少推进油缸所需力矩, 从而实现姿态高效控制。

参考文献

- [1] 《中国公路学报》编辑部. 中国交通隧道工程学术研究综述·2022[J]. 中国公路学报, 2022, 35(4): 1-40. Editorial Department of China Journal of Highway and Transport. Review on China's tunnel engineering research·2022[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2022, 35(4): 1-40.
- [2] HUANG H W, CHANG J Q, ZHANG D M, et al. Machine learning-based automatic control of tunneling posture of shield machine[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2022, 14(4): 1153.
- [3] ZHOU C, XU H C, DING L Y, et al. Dynamic prediction for attitude and position in shield tunneling: a deep learning method[J]. *Automation in Construction*, 2019, 105: 102840.
- [4] FU X, WU M, PONNARASU S, et al. A hybrid deep learning approach for dynamic attitude and position prediction in tunnel construction considering spatio-temporal patterns[J]. *Expert Systems with Applications*, 2023, 212: 118721.
- [5] 汪来, 王树英, 潘秋景, 等. 基于 AM-BiLSTM 模型的块石回填土区盾构姿态预测研究[J]. 铁道科学与工程

- 学报, 2023, 20(8): 2948.
- WANG Lai, WANG Shu-ying, PAN Qiu-jing, et al. Research of prediction of shield attitude passing the soil-rock mixture backfill area based on the AM-BiLSTM[J]. **Journal of Railway Science and Engineering**, 2023, 20(8): 2948.
- [6] 熊栋栋, 刘哲, 许超. 基于机-岩状态识别和融合注意力的盾构姿态多步预测[J]. 铁道科学与工程学报, 2024, 21(9): 3809-3821.
- XIONG Dong-dong, LIU Zhe, XU Chao. Multi-step prediction of shield tunneling posture based on machine-stratum state recognition and fusion attention[J]. **Journal of Railway Science and Engineering**, 2024, 21(9): 3809-3821.
- [7] 关振长, 谢立夫, 周宇轩, 等. 基于机器学习的盾构姿态预测模型与控制方法研究[J]. 隧道建设(中英文), 2024, 44(10): 2032-2040.
- GUAN Zhen-chang, XIE Li-fu, ZHOU Yu-xuan, et al. The shield attitude prediction model and control method based on machine learning[J]. **Tunnel Construction**, 2024, 44(10): 2032-2040.
- [8] 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.
- [9] SRAMOON A, SUGIMOTO M, KAYUKAWA K. Theoretical model of shield behavior during excavation. II: application[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2002, 128(2): 156-165.
- [10] 沈翔, 袁大军. 盾构俯仰角变化对盾构-土相互作用影响研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(4): 1366-1376.
- SHEN Xiang, YUAN Da-jun. Influence of shield pitch angle variation on shield-soil interaction[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(4): 1366-1376.
- [11] 沈翔, 袁大军. 盾构水平偏角变化对盾构-土相互作用影响[J]. 中国公路学报, 2020, 33(3): 132-143.
- SHEN Xiang, YUAN Da-jun. Influence of shield yawing angle variation on shield-soil interaction[J]. **China Journal of Highway and Transport**, 2020, 33(3): 132-143.
- [12] YUE M, GUO L. Double closed-loop adaptive rectification control of a shield tunneling machine with hydraulic actuator dynamics subject to saturation constraint[J]. **Journal of Vibration and Control**, 2016, 22(2): 309-319.
- [13] FESTA D, BROERE W, BOSCH J W. Kinematic behaviour of a tunnel boring machine in soft soil: theory and observations[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 2015, 49: 208-217.
- [14] TANG L, KONG X X, LING X Z, et al. Deviation correction strategy for the earth pressure balance shield based on shield-soil interactions[J]. **Frontiers of Mechanical Engineering**, 2022, 17(2): 20.
- [15] 陈桥, 孙振川, 张兵, 等. 超大直径盾构在海域软土地层掘进推进系统参数控制方法研究: 以汕头海湾隧道工程为例[J]. 隧道建设(中英文), 2020, 40(1): 126-133.
- CHEN Qiao, SUN Zhen-chuan, ZHANG Bing, et al. Parameters control method for thrust system of super-large diameter shield boring in soft soil layer of sea area: a case study of Shantou Bay tunnel project[J]. **Tunnel Construction**, 2020, 40(1): 126-133.
- [16] 黄威, 任梦, 陈培帅, 等. 盾构水平姿态的理论分析模型[J]. 隧道建设(中英文), 2022, 42(1): 83-89.
- HUANG Wei, REN Meng, CHEN Pei-shuai, et al. Theoretical analysis model of shield horizontal attitude[J]. **Tunnel Construction**, 2022, 42(1): 83-89.
- [17] 董伟东, 郭浩, 罗海波, 等. 主动铰接型盾构机自动导向系统测量与姿态精密解算方法[J]. 测绘通报, 2022(1): 149-154, 158.
- DONG Wei-dong, GUO Hao, LUO Hai-bo, et al. Measurement and positioning precise calculate method for automatic guidance system of active articulated shield machine[J]. **Bulletin of Surveying and Mapping**, 2022(1): 149-154, 158.
- [18] 张治国, 陈杰, 朱正国, 等. 考虑盾构铰接作用的小半径曲线隧道开挖诱发地层沉降分析[J]. 岩土力学, 2023, 44(4): 1165-1178.
- ZHANG Zhi-guo, CHEN Jie, ZHU Zheng-guo, et al. Analysis of ground settlement induced by small radius curve tunnel excavation considering shield articulation effect[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2023, 44(4): 1165-1178.
- [19] 苏栋, 谭毅俊, 沈翔, 等. 软土地层加固对盾构姿态调控及地层变形的影响研究[J]. 现代隧道技术, 2023, 60(2): 138-148.
- SU Dong, TAN Yi-jun, SHEN Xiang, et al. A study on impact of soft soil stratum reinforcement on the attitude regulation of shield machine and stratum deformation[J]. **Modern Tunnelling Technology**, 2023, 60(2): 138-148.
- [20] SRAMOON A, SUGIMOTO M. Development of a ground reaction curve for shield tunneling[C]// Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground. Rotterdam: [s. n.], 1999.
- [21] TONG J S. General formulas for calculating surrounding rock pressure of tunnels and underground spaces[J]. **KSCE Journal of Civil Engineering**, 2020, 24(4): 1348-1356.
- [22] 宋蕴璞, 孙菲, 孙宜兴. 线性回归法求解盾构机壳体任意点周围土压力[J]. 中国工程机械学报, 2015, 13(2): 173-177.
- SONG Yun-pu, SUN Fei, SUN Yi-xing. Method for calculating loosening earth pressure during construction of shield tunnels[J]. **Chinese Journal of Construction Machinery**, 2015, 13(2): 173-177.