

考虑主动铰接的小半径曲线盾构掘进分区推力差计算模型及工程应用

贾科卫¹, 张子新¹, 王帅峰², 陈培新³, 袁镇³, 钟建³, 王看³

¹同济大学土木工程学院, 上海

²上海大学力学与工程科学学院, 上海

³上海隧道工程有限公司, 上海

收稿日期: 2026年3月10日; 录用日期: 2026年3月30日; 发布日期: 2026年4月13日

摘要

为解决小曲率半径盾构隧道施工中姿态控制及千斤顶推力设定等难题, 本文将偏心主动铰接工况引入考虑地层抗力的盾壳-地层三维相互作用分析中, 提出了一种改进的分区推力差解析计算方法。结合典型急曲线工程的现场实测数据, 证实了所建模型的可靠性。在此基础上, 深入探讨了多种因素作用下分区推力差的演变规律。结果表明, 主动增大水平铰接角能够非线性地大幅减小千斤顶的非对称推力; 土层内摩擦角通过改变地层抗力系数对推力差起全局作用, 而水平地层抗力系数则仅在小铰接角阶段产生影响; 在软硬不均的复合地层中, 掌子面范围内较硬土体的面积占比直接决定了所需分区推力差的大小; 同时, 辅助开启内侧超挖刀可有效卸载局部地层抗力, 显著改善盾壳的空间受力分布以降低转向阻力。研究成果可为极端工况下的主动铰接参数优选与推力精细化配置提供量化支撑, 对降低卡盾风险、提升设备智能化导向控制具有实际工程价值。

关键词

盾构隧道, 急曲线, 主动铰接, 分区推力差, 盾壳-土相互作用, 超挖

Calculation Model of Zonal Thrust Difference for Shield Tunneling in Small-Radius Curves Considering Active Articulation and Its Engineering Application

Kewei Jia¹, Zixin Zhang¹, Shuaifeng Wang², Peixin Chen³, Zhen Yuan³, Jian Zhong³, Kan Wang³

¹College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai

²School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai

³Shanghai Tunnel Engineering Co., Ltd., Shanghai

文章引用: 贾科卫, 张子新, 王帅峰, 陈培新, 袁镇, 钟建, 王看. 考虑主动铰接的小半径曲线盾构掘进分区推力差计算模型及工程应用[J]. 土木工程, 2026, 15(4): 119-132. DOI: 10.12677/hjce.2026.154086

Abstract

To address the challenges of attitude control and jack thrust setting in small-radius curved shield tunneling, this paper proposes an improved analytical method for calculating the zonal thrust difference by incorporating the eccentric active articulation condition into a 3D shield-ground interaction analysis based on a hyperbolic ground resistance assumption. The reliability of the established model is verified using field measured data from a typical sharp-curve project. Subsequently, the variation laws of the zonal thrust difference under multiple factors are thoroughly investigated. The results indicate that actively increasing the horizontal articulation angle can significantly and nonlinearly reduce the asymmetric jack thrust. The soil internal friction angle globally affects the thrust difference by altering the ground resistance coefficient, whereas the horizontal ground resistance coefficient only exerts influence during the small articulation angle stage. In uneven mixed ground, the area proportion of harder soil at the tunnel face directly determines the required magnitude of the zonal thrust difference. Furthermore, the auxiliary use of the inner overcutting tool effectively unloads local ground resistance, significantly optimizing the spatial load distribution on the shield shell to reduce turning resistance. These findings provide quantitative support for optimizing active articulation parameters and refining thrust configurations under extreme conditions, offering practical engineering value for mitigating shield jamming risks and enhancing intelligent guidance control.

Keywords

Shield Tunnel, Sharp Curve, Active Articulation, Zonal Thrust Difference, Shield-Soil Interaction, Over-Excavation

Copyright © 2026 by author(s) and Hans Publishers Inc.

This work is licensed under the Creative Commons Attribution International License (CC BY 4.0).

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



Open Access

1. 引言

随着城市地下空间的深度开发，盾构法已成为轨道交通等地下工程建设的主流工法。受限于密集的城市建筑群与错综复杂的地下管网，隧道线路常需采用小半径急曲线以实现灵活转向[1]。与常规直线掘进不同，急曲线盾构在施工中面临更强的空间几何约束与非对称地层阻力。为顺利通过小曲率半径区段，现代盾构机通常开启铰接装置来辅助盾构机转向。主动铰接改变了盾构与地层的受力交互机制。铰接角直接影响盾壳与周围土体的接触挤压状态，进而显著改变千斤顶的分区推力分配。若分区推力差设定不合理，极易引发盾构姿态失准及轴线偏离等严重问题[2]。因此，综合考虑主动铰接特征，构建科学的分区推力差计算模型，对指导急曲线盾构姿态精准控制具有重要意义。

围绕盾构姿态控制与地层相互模型，国内外学者已开展了大量研究。在常规刚性盾构受力理论方面，Sugimoto [3]和 Sramoon [4]较早构建了空间六自由度的三维理论力学模型，基于 Winkler 地基理论揭示了盾构空间姿态演变与千斤顶推力、地层反力之间的力学映射关系；宋蕴璞等[5]则摒弃了传统的均布荷载假设，利用多元线性回归算法实现了对刚性盾壳表面三维接触土压力的反演与重构。为进一步量化单一平面的姿态特征，黄威等[6]与沈翔等[7] [8]分别构建了水平面与竖直面内的二维受力平衡模型，深入剖析了横摆角与俯仰角偏转导致的非对称地基反力及不平衡力矩作用机制。针对软土地层中极易发生的竖向

“磕头”失准问题, Festa 等[9]、陈桥[10]以及苏栋[11]等分别从解析模型探讨、推进系统参数优化及外部地层注浆加固三个维度提出了针对性的姿态控制策略。此外, Tang 等[12]基于三维刚体交互模型推导了偏心推力及偏心距补偿矩阵, 为直线或缓曲线掘进提供了量化的动态纠偏算法。

然而, 上述研究均将盾构视为单一连续刚体, 未考虑主动铰接引发的空间几何变形特征。针对铰接盾构的急曲线掘进特性, 张治国等[13]从环境效应角度分析了主动铰接对地层非对称沉降槽的影响; 陈剑等[14]基于纯运动学与几何边界约束推导了最佳铰接角及超挖量算法; 谢立夫等[15]则在静力学层面构建了考虑主动铰接的解析模型, 初步揭示了铰接折角对非对称地层反力及推力分配的优化作用。

已有研究多聚焦直线掘进或竖向姿态控制, 缺乏对急曲线工况下水平姿态控制与分区推力差的深入探讨。现有力学模型常假定铰接点位于中心轴线, 未考虑实际工程中铰接中心向转弯方向存在的几何偏心。本文在谢立夫等[15]的盾构-地层相互作用理论基础上, 引入偏心铰接机制, 重点研究极小半径曲线盾构的水平分区推力差计算。首先, 构建考虑偏心球铰的三维静力平衡模型, 结合双曲线地层反力特征, 推导偏心约束下盾壳非对称土压力及不平衡力矩分布规律; 其次, 基于目标偏航角强制约束, 提出包含初始自然姿态求解与目标受力反算的两阶段非线性算法; 最后, 依托实际工程, 定量揭示不同地层参数下铰接角对左右分区推力差的影响规律, 为小半径盾构推力精准设定与纠偏提供理论支撑。

2. 考虑偏心主动铰接的急曲线盾构-地层相互作用模型

2.1. 盾构-地层相互作用模型

在小半径急曲线掘进中, 带有主动铰接系统的盾构可视为由前、后部结构组成的铰接刚体。为精确描述其空间受力形态, 如图 1(a)所示建立全局坐标系 $C^w(x, y, z)$ 以及固结于后盾断面的局部参考坐标系 $C^s(v, u, w)$ 。在建立受力平衡及地层接触模型时, 本文参考了谢立夫等[15]提出的盾构-地层相互作用理论公式, 但与传统的中心铰接模型不同, 急曲线盾构常采用偏心铰接的球铰结构, 其物理铰接中心在水平面内向转弯方向存在偏心距 e , 这一偏心特征直接导致了盾构在发生姿态偏转时, 空间载荷的力臂向量发生显著的几何重构。

如图 1(b)~(e)所示, 盾构主机在稳态掘进阶段主要承受四组外部空间载荷的联合作用: 机体自身重力 \mathbf{F}_1 、周围地层作用于盾壳表面的接触反力(盾壳土压力) \mathbf{F}_2 、前方开挖面作用于刀盘的土压力 \mathbf{F}_3 , 以及推进系统反作用于后方管片的油缸主动推力 \mathbf{F}_4 。其空间受力需满足静力学平衡方程, 即各部分空间载荷的合力与合力矩矢量和均为零

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^4 \mathbf{F}_i &= \mathbf{0} \\ \sum_{i=1}^4 \mathbf{M}_i &= \mathbf{0} \end{aligned} \quad (1)$$

对于盾构机本体自重 \mathbf{F}_1 的计算, 由于材料特性恒定, 盾构总重 G 可沿局部坐标系主轴直接分解为 $\mathbf{F}_1 = [0, G \sin\beta, G \cos\beta]$ 。受铰接点偏心影响, 自重的空间力臂发生偏移。该计算引入质心至铰接中心的纵向距离 L_G , 以及前、后部结构因铰接产生的横摆铰接角 α_h 与俯仰铰接角 β_h 。考虑偏心距 e 引起的相对偏移后, 质心处的修正力臂向量 \mathbf{l}_1 可解析为:

$$\mathbf{l}_1 = \begin{bmatrix} e(1 - \cos\alpha_h) - L_G \sin\alpha_h \cos\beta_h \\ -e \sin\alpha_h + L_G \cos\alpha_h \cos\beta_h \\ -L_G \sin\beta_h \end{bmatrix} \quad (2)$$

通过空间向量叉乘 $\mathbf{M}_1 = \mathbf{F}_1 \times \mathbf{l}_1$, 即可求得自重对局部坐标原点产生的偏心合力矩。

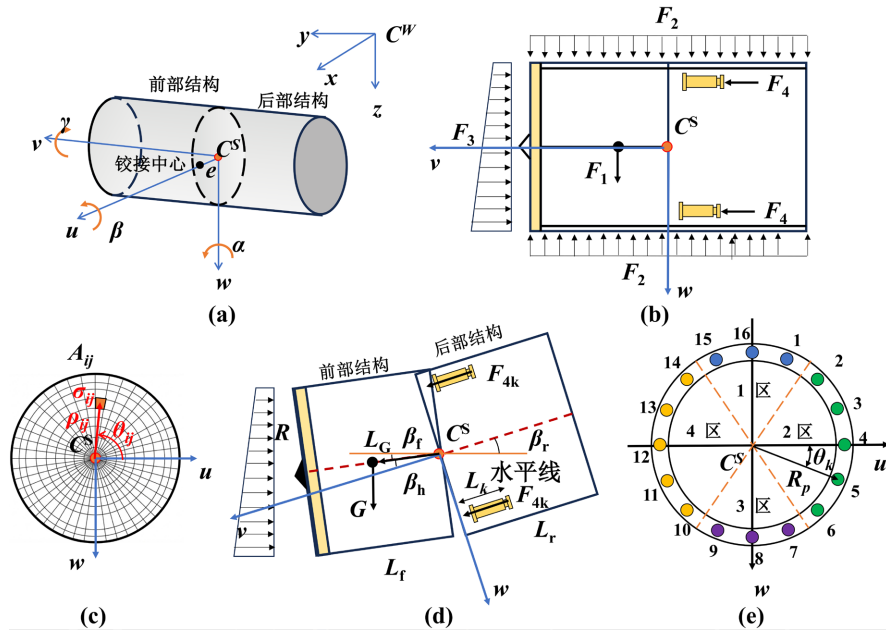


Figure 1. 3D spatial static equilibrium calculation model of shield machine considering eccentric spherical articulation: (a) coordinate systems propulsion; (b) loads upon shield; (c) cutter earth pressure; (d) shield self-weight; (e) propulsion forces
图 1. 考虑偏心球铰的盾构机三维空间静力学计算模型: (a) 坐标系; (b) 盾构机荷载构成; (c) 刀盘土压力; (d) 盾构自重; (e) 油缸推进力分区

对于前方开挖面刀盘土压力 \mathbf{F}_3 ，工程上常将其等效为静止土压力状态。该力学模块涉及的核心计算参数包括前部结构长度 L_f 、盾构轴线埋深 H 、土体重度 γ 、刀盘开口率 ζ 及切削摩擦系数 μ 。计算时将刀盘全断面划分为 $n_\rho \times n_\theta$ 个极坐标微元(极径为 ρ_{ij} ，极角为 θ_{ij})，微元处的初始法向应力取决于对应深度的土体自重压力。受偏心球铰相对偏转的影响，任意开挖面微元节点的实际偏心力臂向量重构为：

$$\mathbf{l}_{3,ij} = \begin{bmatrix} e(1 - \cos \alpha_h) - L_f \sin \alpha_h \cos \beta_h - \rho_{ij} \sin \theta_{ij} \cos \alpha_h \\ -e \sin \alpha_h + L_f \cos \alpha_h \cos \beta_h - \rho_{ij} \sin \theta_{ij} \sin \alpha_h \\ -L_f \sin \beta_h + \rho_{ij} \cos \theta_{ij} \cos \beta_h \end{bmatrix} \quad (3)$$

基于此，将各微元所受的面内法向与摩擦切向综合应力向量与该修正力臂 $\mathbf{l}_{3,ij}$ 进行全断面离散积分求和，即可精确提取偏心状态下刀盘所受的空间合力 \mathbf{F}_3 与合力矩 \mathbf{M}_3 。

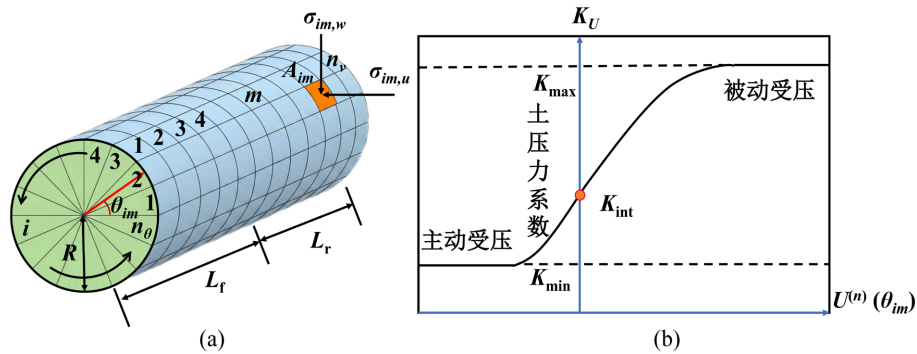


Figure 2. Discretized elements of shield shell and evolution characteristics of hyperbolic subgrade reaction: (a) spatial discretization of the shield shell; (b) variation curve of subgrade reaction coefficient with displacement
图 2. 盾壳离散微元及双曲线地层反力演化特征: (a) 盾壳空间离散划分; (b) 地层反力系数随位移变化图

油缸推进系统主动推力 \mathbf{F}_4 受力分布基于 4 分区共 16 组油缸的环向几何约束, 计算参数包括推进油缸环向作用半径 R_p 、油缸末端至后盾中心的纵向距离 L_k 以及各组油缸的分布极角 θ_k 。在开启铰接时, 油缸推力矢量始终平行于后盾轴线, 通过设定各分组油缸标量推力 \mathbf{F}_k , 结合对应力臂的空间矢量叠加($\mathbf{M}_4 = \mathbf{l}_{4k} \times \mathbf{F}_{4k}$), 便可直接求得该系统提供的整机合向推力 \mathbf{F}_4 及其产生的空间纠偏合力矩 \mathbf{M}_4 。

盾壳接触土压力 \mathbf{F}_2 的计算是盾构-地层相互作用的核心。为实现空间曲面受力的精细化计算, 将盾构外壳离散为 $n_v \times n_\theta$ 个微元网格(如图 2(a)), 并引入双曲线地层反力模型(如图 2(b))。地层反力系数曲线描述了土体受压挤密或脱空松弛位移与土压力系数之间的非线性映射关系。

任意盾壳微元的实际水平与竖向土压力系数(K_u 与 K_w)受其对应空间位移的严格动态约束。在获取当前演化状态下的动态土压力系数后, 微元 im 所承受的实际水平土压力 $\sigma_{im,u}$ 与竖向土压力 $\sigma_{im,w}$ 可表示为:

$$\begin{aligned}\sigma_{im,u} &= K_u(\Delta u) \cdot \sigma_{im,u0} \\ \sigma_{im,w} &= K_w(\Delta w) \cdot \sigma_{im,w0}\end{aligned}\quad (4)$$

式中, $\sigma_{im,u0}$ 、 $\sigma_{im,w0}$ 分别为基于松动土压力理论求得的初始水平与竖向静止土压力。将各微元受到的接触力定义为空间向量 $d\mathbf{F}_{2,im} = [\sigma_{im,u}, 0, \sigma_{im,w}]^T \cdot A_{im}$ (A_{im} 为微元面积), 并将其与对应的纵向力臂 l_{im} 在全断面内进行离散积分, 即可简洁高效地求得盾壳所受的合力 \mathbf{F}_2 与合力矩 \mathbf{M}_2 :

$$\mathbf{F}_2 = \sum_{i=1}^{n_\theta} \sum_{m=1}^{n_v} d\mathbf{F}_{2,im} \quad (5)$$

$$\mathbf{M}_2 = \sum_{i=1}^{n_\theta} \sum_{m=1}^{n_v} (l_{im} \times d\mathbf{F}_{2,im}) \quad (6)$$

2.2. 偏心铰接约束下的空间姿态与位移变化

地层接触反力(\mathbf{F}_2)的精确计算高度依赖于盾壳与周围土体的空间相对位移。在急曲线推进工况下, 偏心主动铰接的引入显著改变了盾构的空间几何运动边界。盾构姿态的变化是引起盾构-地层相互作用改变的先导因素, 其实质是一个动态时变过程(图 3)。

以任意相邻的 t_{n-1} 到 t 状态演变过程为例, 带有偏心球铰的盾构姿态变化可视为主动铰接系统与主推进系统协同作用的几何结果。在 t_n 状态下, 主动铰接油缸的行程差首先发生改变, 驱动前部结构绕偏心铰接点产生相对后部结构的横摆铰接角变化量 $\Delta\alpha_h$ 与俯仰铰接角变化量 $\Delta\beta_h$; 随后, 铰接装置行程锁定, 在当前推进油缸推力、盾构自重及地层反力的共同作用下, 盾构整机向前掘进 Δv_s 的里程, 并伴随产生整体的横向平移量 Δu_s 、竖向平移量 Δw_s 。以及横摆偏转角 $\Delta\alpha$ 和俯仰偏转角 $\Delta\beta$, 以重构空间静力平衡状态。

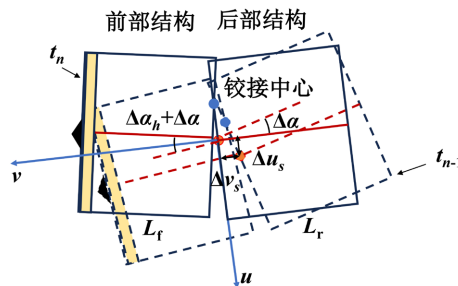


Figure 3. Evolution of the shield machine's horizontal attitude during tunneling
图 3. 盾构水平姿态变化过程

经过上述空间姿态变化后, t_n 时刻前部结构的绝对横摆角 $\alpha_f^{(n)}$ 与俯仰角 $\beta_f^{(n)}$, 以及后部结构的绝对横摆角 $\alpha_r^{(n)}$ 与俯仰角 $\beta_r^{(n)}$ 即可更新为:

$$\begin{aligned}\alpha_f^{(n)} &= \alpha_f^{(n-1)} + \Delta\alpha_h + \Delta\alpha \\ \alpha_r^{(n)} &= \alpha_r^{(n-1)} + \Delta\alpha \\ \beta_f^{(n)} &= \beta_f^{(n-1)} + \Delta\beta_h + \Delta\beta \\ \beta_r^{(n)} &= \beta_r^{(n-1)} + \Delta\beta\end{aligned}\quad (7)$$

为求解地层土弹簧的变形量, 必须首先确定当前状态下盾构外壳表面各点与土体接触的空间相对位移。鉴于盾构整体刚度远大于周围地层, 其自身的径向压缩变形完全可以忽略不计, 纵向任意断面处盾壳外围各点的位移, 可近似认为与该断面几何中心点的位移保持一致。

设局部纵向坐标为 L_c (原点位于后盾断面几何中心), 在整体平移与偏转的叠加下, 以铰接分界面 ($L_c = 0$) 为界, 前、后部结构断面的位移学方程存在显著差异。

对于后部结构 ($-L_r \leq L_c \leq 0$), 其运动不受盾构铰接的直接影响, 其盾壳位移完全由整机平移与后盾偏转决定:

$$\begin{aligned}\Delta u &= \Delta u_s + L_c \tan(\Delta\alpha), \quad -L_r \leq L_c < 0 \\ \Delta w &= \Delta w_s + L_c \tan(\Delta\beta), \quad -L_r \leq L_c < 0\end{aligned}\quad (8)$$

对于前部结构 ($0 \leq L_c \leq L_f$), 由于偏心球铰的铰接点位置在水平 u 轴上偏移了距离 e 。在水平面 (v - u 平面) 内, 横摆铰接是围绕偏心点进行的。根据空间刚体运动学, 前盾在追随原点平移和整体偏转的基础上, 还会因绕偏心点的旋转而产生一个不可忽略的附加横向平移分量。因此, 考虑偏心铰接后的前部结构位移为:

$$\begin{aligned}\Delta u &= \Delta u_s + L_c \tan(\Delta\alpha_h + \Delta\alpha) + e(1 - \cos \Delta\alpha_h), \quad 0 \leq L_c \leq L_f \\ \Delta w &= \Delta w_s + L_c \tan(\Delta\beta_h + \Delta\beta), \quad 0 \leq L_c \leq L_f\end{aligned}\quad (9)$$

在获取前、后盾各断面中心点的等效位移 ($\Delta u, \Delta w$) 后, 即可将其作为已知变形边界代入第 2.1 节的相互作用模型中, 进而求解出当前姿态下的动态接触土压力及整机静力学平衡状态。

需要指出的是, 本文模型以稳态掘进阶段为对象, 采用准静态分析框架, 重点刻画偏心主动铰接条件下盾壳位移边界、地层反力演化及分区推力差之间的关系。该处理能够较好反映急曲线掘进中主要受力特征, 但未显式考虑刀盘切削扰动、推进系统瞬态调节及机体惯性等动态效应, 因此更适用于推力差变化规律分析与工程近似计算。此外, 模型未进一步引入软土流变、固结时效及地下水渗流作用下的水土耦合效应。上述因素可能改变地层反力的时空分布, 并对长期推力需求及局部峰值响应产生一定影响。故本文结果主要适用于稳态施工条件下的分区推力差评估, 对于复杂时变工况仍需结合现场监测或高阶数值方法作进一步校核。

3. 基于工程实测数据的模型验证

3.1. 工程背景介绍

为检验模型的适用性, 本研究选取上海市桃浦污水处理厂初期雨水调蓄项目中的一处急曲线区段作为依托工程, 急曲线区段转弯半径为 65 m。该区间采用配置偏心主动球面铰接系统的泥水平衡盾构机掘进, 其铰接装置支持左右 8.1° 、上下 1.0° 的姿态调节。刀盘配备背装式超挖刀, 可提供 0~100 mm 的超挖量以释放曲线掘进空间。该段隧道主要穿越⑤₃与⑦₁地层, 相关物理力学参数见表 1。

Table 1. Main physical and mechanical parameters of soil layers along the tunnel
表 1. 隧道沿线各土层主要物理力学参数

土层编号	土层名称	内摩擦角(φ)	重度(γ)	粘聚力(c)	水平地基反力模量(k_h)	竖直地基反力模量(k_v)
		($^\circ$)	(kN/m^3)	(kPa)	(kN/m^3)	(kN/m^3)
⑤ ₃	灰色粉质粘土	19	18.2	18	22,000	10,000
⑦ ₁	暗绿 - 灰绿色粘质粉土	31.5	18.8	5	80,000	20,000

3.2. 计算参数

为量化描述前文所述的土体变形与土压力系数之间的非线性映射关系,引入双曲线模型对地层反力系数的演化进行表征。考虑到盾构姿态的变化,在小变形前提下,土与盾构在法向相互作用的地层反力系数 $K_i(\Delta u)$ 计算模型如下:

$$K_i(U_i) = \begin{cases} (K_{i0} - K_{imin}) \tanh\left[\frac{a_i U_i}{K_{i0} - K_{imin}}\right] + K_{i0} & (U_i \leq 0) \\ (K_{i0} - K_{imax}) \tanh\left[\frac{a_i U_i}{K_{i0} - K_{imax}}\right] + K_{i0} & (U_i \geq 0) \end{cases} \quad (10)$$

式中,下标 i 可取 u 或 w , 分别代表水平和竖直方向; U_i 为土体在 i 方向上发生的位移,即 Δu 或 Δw ; K_{i0} 、 K_{imin} 、 K_{imax} 分别为地层初始的静止土压力系数、主动土压力系数和被动土压力系数。这三个极限土压力系数可直接基于地质勘察报告中土的内摩擦角 φ 进行计算:

$$\begin{aligned} K_{i0} &= 1 - \sin(\varphi) \\ K_{imin} &= \tan^2(45^\circ - \varphi/2) = \frac{1 - \sin(\varphi)}{1 + \sin(\varphi)} \\ K_{imax} &= \tan^2(45^\circ + \varphi/2) = \frac{1 + \sin(\varphi)}{1 - \sin(\varphi)} \end{aligned} \quad (11)$$

此外, a_i 为表征双曲线斜率的参数,其表达式为 $a_i = k_s/p_1$, 其中, k_s 为对应方向上的地基反力模量(即水平地基反力模量 k_h 或竖直地基反力模量 k_v); p_1 为盾构顶部的竖向土压力。通过上述公式即可完整描述地层反力系数随盾构壳体等效位移的动态演化规律。

基于依托工程实际设备选型与掘进工况,盾构机主体几何尺寸、自重分布、切削摩擦特性以及空间微元网格划分等具体数值如表 2 所示。

Table 2. Basic working conditions and the geometrical and mechanical parameters of the shield machine
表 2. 盾构掘进基本工况与设备几何和力学参数

参数名称	符号	数值	单位
盾构机外侧半径	R	2.455	m
前部结构(前盾)长度	L_f	3.5	m
后部结构(后盾)长度	L_r	4.0	m
质心至铰接中心纵向距离	L_G	2.0	m
铰接中心偏心距离	e	1.645	m
盾构机自重	G	180	t

续表

推进油缸环向分布作用半径	R_p	2.14	m
盾构轴线埋深	H	32	m
刀盘开口率	ζ	0.32	-
切削摩擦系数	μ	0.30	-
盾构横摆偏转角(姿态修正量)	$\Delta\alpha$	-0.4407	°
刀盘及盾壳周向微元划分数	n_θ	48	-
盾壳纵向微元划分数	n_v	48	-
刀盘径向微元划分数	n_ρ	24	-

以曲率半径 65 m 的急曲线掘进为基准工况。设定单环(500 mm)推进中盾构各控制点均位于规划轴线上,由此确定前盾单环目标偏航角为 0.4407° 。以此为姿态控制核心指标,定量求解不同铰接角下维持该轨迹所需的分区推力差。

针对盾构空间力学模型的非线性隐式方程组特征,采用多维割线法[16]进行迭代求解。首先给定水平铰接角,求解无纠偏力矩干预下的自然平衡位移与初始姿态。随后将目标偏航角作为位移边界附加于初始姿态,重新迭代以满足空间合力平衡,求得该约束状态下的千斤顶不平衡力矩 \mathbf{M}_4 。最终依据力学等效原理将 \mathbf{M}_4 转化为左右分区推力差,为实际工程的非对称推力调控提供定量依据。

3.3. 理论计算与现场监测结果对比

为验证模型的准确性,依托半径 65 m 的急曲线区段展开分析。该区段第 1302~1400 环主要穿越⑤₃灰色粉质粘土层,第 1500~1513 环进入⑦₁暗绿~灰绿色粘质粉土层。图 4 展示了计算得出的分区推力差随水平铰接角变化的规律曲线。结果表明,推力差随铰接角的增大呈非线性减小趋势;且在相同铰接角下,强度较高的⑦₁地层所需推力差显著大于较软的⑤₃地层。

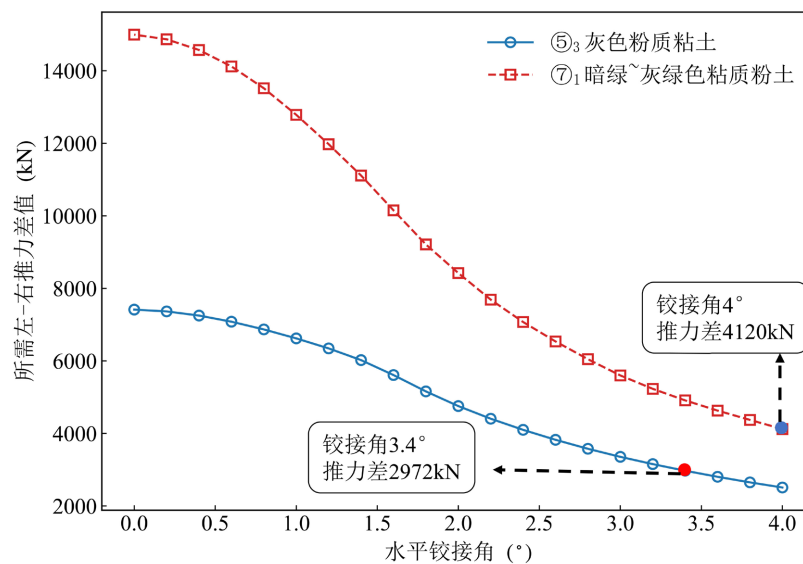


Figure 4. Curve of theoretical thrust difference with horizontal articulation angle

图 4. 理论推力差随水平铰接角的变化

在实际施工中,盾构的铰接角与推力差数据均通过设备系统进行了实时监测,如图5所示。盾构在穿越⑤₃粉质粘土与⑦₁粘质粉土时,其实际水平铰接角分别稳定在3.4°和4.0°左右。将这两个铰接角度代入本文理论模型,对应计算出⑤₃地层所需的理论推力差约为2972 kN,⑦₁地层所需的理论推力差约为4120 kN。为了进行直观比对,将上述理论计算结果以红色虚线形式直接绘制在实际推力差监测曲线图(图5(b))中,理论预测值与实测数据演化趋势高度吻合,证明了所建模型的准确性与可靠性。

理论与实测结果表明,主动增大铰接角改变了盾壳与地层的空间接触形态,有效缓解了外侧非对称地层抗力,从而大幅降低了所需的纠偏推力差。因此,建议在小半径曲线掘进中选用合适的铰接角,能显著降低推进系统非对称受力,避免单侧油缸长期高压,同时减轻土体挤压扰动,利于控制地表沉降并提升管片拼装质量。

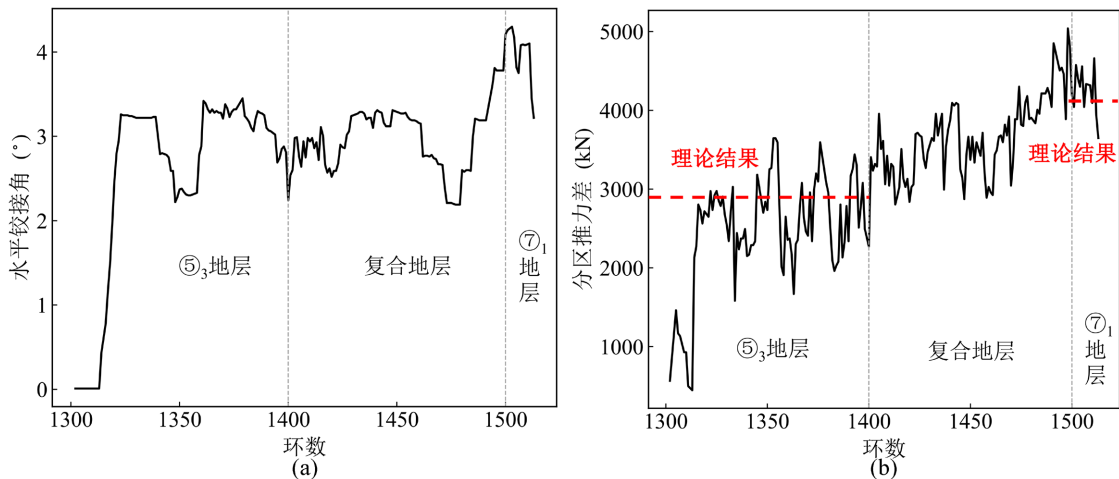


Figure 5. Monitoring results of field driving parameters: (a) horizontal articulation angle; (b) left and right thrust difference
图5. 现场掘进参数监测结果: (a) 水平铰接角; (b) 左右推力差

4. 急曲线盾构左右分区推力差影响因素分析

实际施工中,分区推力差的变化受地质条件与施工操作的显著影响。本章从地层参数、复合地层过渡段及超挖状态三个维度,探讨各类核心因素对分区推力差的作用机制。

4.1. 地层参数影响

地层参数直接决定了盾壳与土层的接触受力状态,以⑤₃地层为基准工况,分别选取不同梯度的土层内摩擦角 φ ($10^\circ, 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ, 30^\circ$)与水平地层抗力系数 k_h ($15,000 \text{ kN/m}^3, 20,000 \text{ kN/m}^3, 25,000 \text{ kN/m}^3, 30,000 \text{ kN/m}^3, 35,000 \text{ kN/m}^3$)进行理论计算与规律探讨。

土层内摩擦角对分区推力差具有显著的全局性影响。如图6,在任意给定的水平铰接角下,随着内摩擦角从 10° 增大至 30° ,所需的分区推力差均呈现出大幅上升的趋势。以 4° 大铰接角工况为例,当内摩擦角为 10° 时所需推力差约为1390 kN,而当内摩擦角增至 30° 时,推力差激增至约4144 kN。这表明地层抗剪强度越高,盾构在急曲线转向时克服侧向阻力所需的非对称推力就越大。水平地层抗力系数对推力差的影响则表现出明显的局部敏感性。如图7所示,在铰接角较小(如 1.2° 左右)的阶段,随着 k_h 从15 MPa/m增加到35 MPa/m,所需的推力差从约5433 kN显著增加至7191 kN。但随着铰接角逐渐增大至 4° ,不同 k_h 值对应的推力差曲线趋于重合,数值基本稳定在2425 kN至2529 kN的狭小区间内。这说明 k_h 的增大仅在小铰接角掘进时会显著增加推力差,而在大铰接角工况下其影响基本失效。

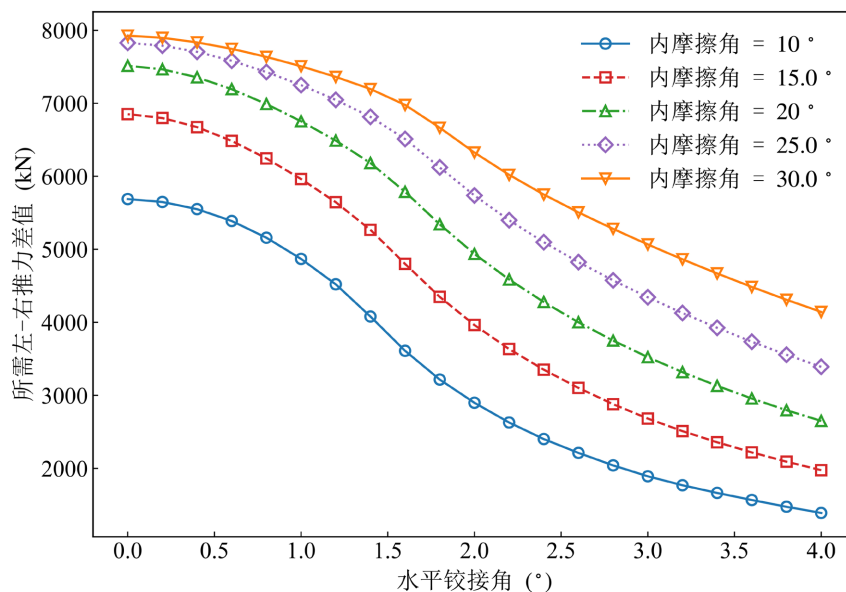


Figure 6. Influence of soil internal friction angle on left and right thrust difference
图 6. 土层内摩擦角对分区推力差的影响规律

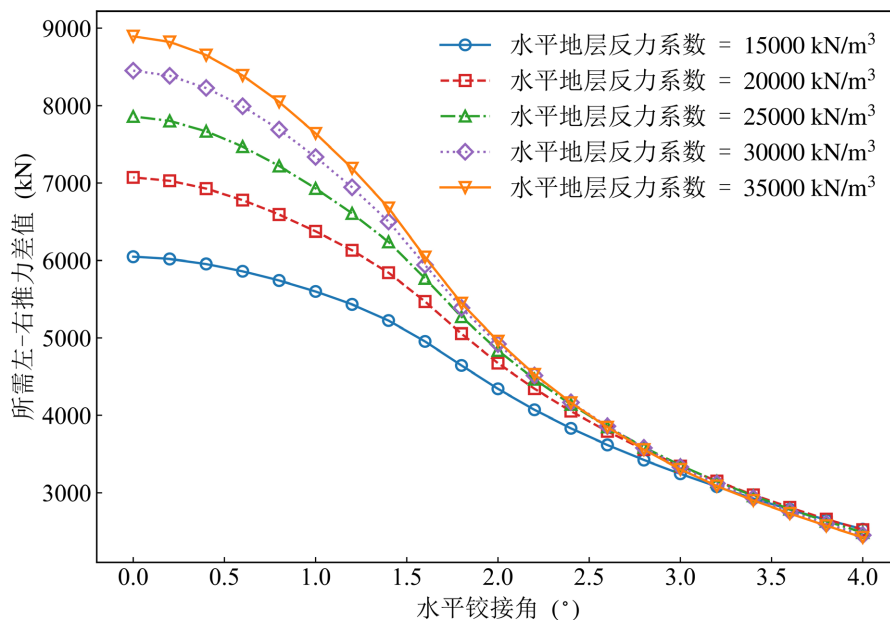


Figure 7. Influence of horizontal coefficient of subgrade reaction on left and right thrust difference
图 7. 水平地层抗力系数对分区推力差的影响规律

上述规律的内在机理可由双曲线地层抗力演化特征解释。内摩擦角从根本上决定了主、被动土压力极限，直接整体改变地层抗力曲线边界，进而有效干预整个推进过程中的推力差。而水平地层抗力系数主要影响抗力曲线斜率。小铰接角时，盾壳受力处于弹性过渡段，斜率变化显著改变局部受力状态；大铰接角时，盾壳大范围达到主动或被动受力极限，抗力系数固化，斜率改变已无法干预极限受力状态，致使其影响被大幅削弱。

因此，急曲线掘进施工前必须精细化勘察地层参数并动态调整推力设定。面对高内摩擦角的坚硬密

实地层，应设定较大的左右分区推力差以应对高纠偏载荷，并可辅以大铰接角与超挖措施；面对低内摩擦角的软弱地层，由于侧向约束较弱，应相应减小非对称推力设定，避免引发姿态超调或对软弱土体造成过度挤压扰动。

4.2. 复合地层的影响

实际工程中，盾构常需穿越性质差异显著的复合地层，如本工程的⑤₃灰色粉质粘土与⑦₁绿-灰绿色粘质粉土过渡段。此类极不均匀的地层约束易诱发轴线偏移。为量化其空间分布特征，本文采用较硬的⑦₁土层高度占比(记为 $\eta = H_{\text{hard}}/2R$)替代传统的圆心分界角参数。模型通过在对应高度范围内分别赋予软、硬土层的力学参数，精准还原了复合地层对盾构的三维空间约束。

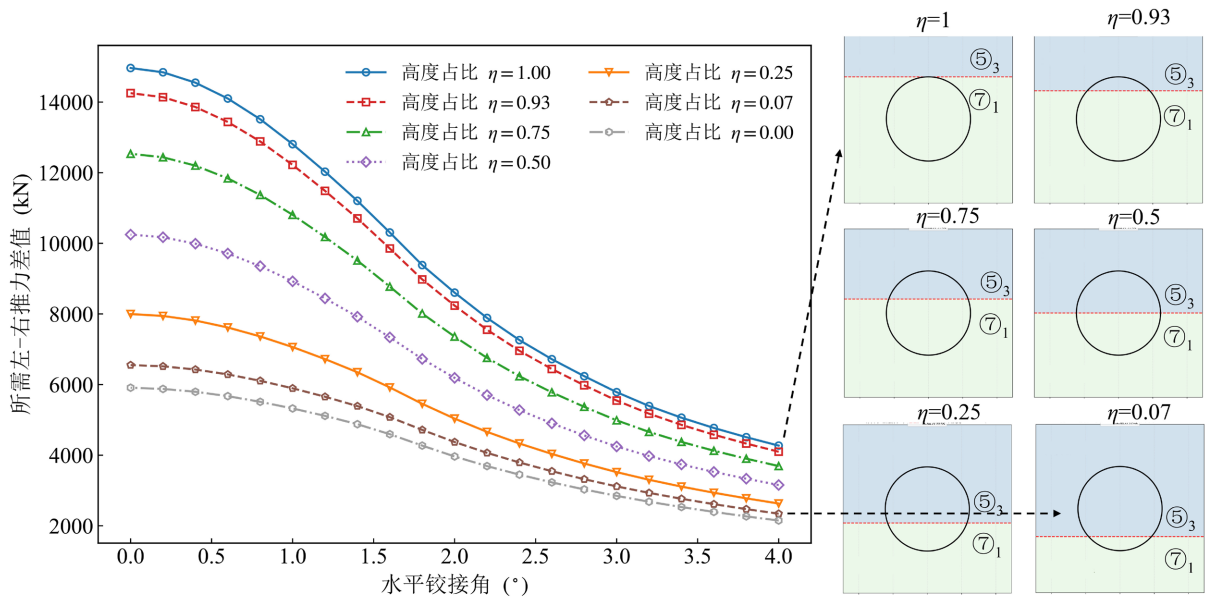


Figure 8. Variation pattern of zonal thrust difference with articulation angle for a shield machine negotiating a sharp curve in different composite strata

图 8. 不同复合地层下急曲线盾构分区推力差随铰接角变化规律

图 8 给出了不同⑦₁层高度占比 η 变化对分区推力差的影响。计算结果表明，在相同的水平铰接角下，地层分界线的空间位置对推力差具有显著的调控作用。以 4.0° 大铰接角工况为例，当较硬地层高度占比 $\eta = 1$ 时，所需的分区推力差高达约 4271 kN；而当高度占比 $\eta = 0$ (即较软地层占据所有区域) 时，所需的推力差则大幅下降至约 2150 kN。这种演化规律的内在机理在于，不同地层间的抗剪强度与变形模量存在显著差异。地层分界线的移动直接改变了盾壳周围高抗力区与低抗力区的分布比例，进而导致盾构在小半径转向时所需克服的非对称地层阻力发生改变。硬岩或硬土占比越高(即高度占比 η 越大)，外侧土体提供的抵抗力越强，盾构完成急曲线姿态纠偏所需额外补偿的推力差就越大。

4.3. 超挖对分区推力差影响

开启内侧超挖刀额外切削土体是辅助急曲线盾构转向的常用手段。模型计算中，将前盾靠近刀盘、圆心角处于 $[45^\circ, 135^\circ]$ 的范围设定为超挖影响区，其纵向长度取决于超挖刀伸出距离。通过将该区域地层反力系数强制设为主动土压力系数，可有效模拟超挖造成的空间卸荷效应。

如图 9 所示，以⑤₃粉质粘土层急曲线推进为基准工况，超挖刀伸出长度对分区推力差具有显著削减

作用。计算结果表明，随着超挖量增加，盾构转向纠偏所需的非对称推力呈明显的递减趋势。图 10 进一步揭示了典型超挖工况(伸出 18 mm、铰接角 3°)下的盾壳地层抗力空间分布。由图可见，受超挖卸荷作用影响，盾壳曲线内侧靠近刀盘区域处于主动土压力状态。同时，盾壳曲线内侧的前后两端以及外侧的中部区域承受较大的被动土压力。该受力分布特征直观反映了急曲线推进工况下盾构机各部位的挤压受力特点，与工程实际相符。

综上可知，超挖机制能够有效释放曲线内侧地层阻力，显著优化盾壳空间受力分布。在急曲线掘进中适时开启超挖刀，不仅能有效降低维持姿态所需的千斤顶推力差、减轻设备偏载磨损，更能大幅降低盾壳卡死风险，是保障小半径隧道安全推进的关键技术措施。

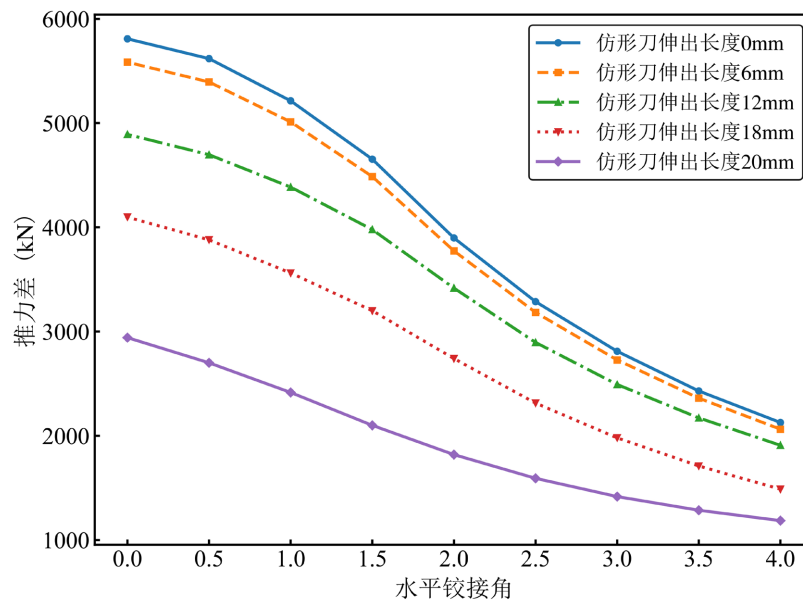


Figure 9. Influence of over-excitation cutter extension length on left and right thrust difference
图 9. 超挖刀伸出长度对分区推力差的影响规律

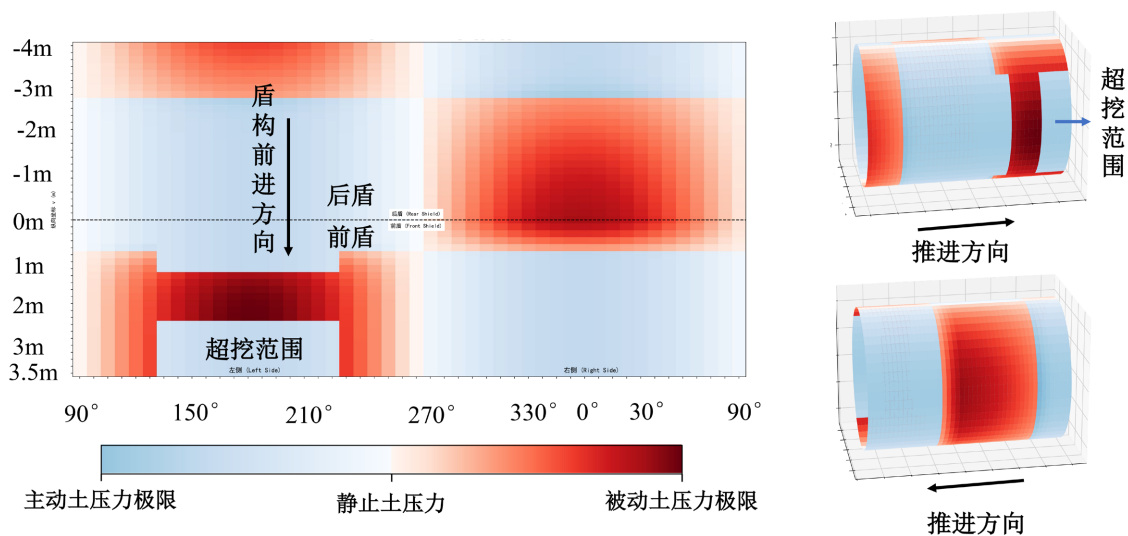


Figure 10. Unrolled plane view and 3D view of force distribution on shield shell under over-excitation condition
图 10. 超挖工况下盾壳受力分布展开图与三维视图

5. 结论

针对急曲线盾构掘进中姿态控制与推力分配难题, 引入偏心主动铰接工况, 结合双曲线地层抗力模型, 构建了盾构-地层三维相互作用的分区推力差解析计算模型。经现场实测数据验证, 探讨了多因素对推力差的影响规律, 主要结论如下:

(1) 构建的分区推力差理论计算模型能够准确反映急曲线掘进中的受力特征, 理论预测值与现场实测数据高度吻合。在急曲线推进中, 左右分区推力差随水平铰接角的增大呈显著的非线性减小趋势; 充分发挥主动铰接的导向优势, 增大铰接角可有效降低千斤顶的非对称推力。

(2) 地层抗剪强度参数对推力差具有全局性控制作用, 土层内摩擦角的增大整体抬升了地层抗力曲线的上下限极限值, 导致所需推力差大幅增加; 而水平地层抗力系数主要改变抗力曲线的斜率, 其仅在小铰接角工况下会显著增大推力差, 在大铰接角下因受力区域普遍达到极限状态, 其影响基本失效。

(3) 复合地层中软硬土层的空间分布占比对推力差具有调控作用, 地层分界线的偏移直接引起盾壳周围不同抗力区的分布改变, 较硬土层在圆周方向上占比越高, 盾构转向所需额外的推力差越大, 施工中需根据盾构周围地层占比动态调整推力分配。

(4) 开启超挖刀能有效减小曲线内侧的地层阻力, 减小所需的纠偏推力差。超挖卸荷作用优化了盾壳的三维受力分布: 盾壳曲线内侧靠近刀盘的超挖核心区呈现出代表主动土压力的卸荷状态, 而盾壳曲线内侧的前后两端及外侧的中部区域则承受较大的被动土压力, 直观反映了急曲线推进的真实挤压特征。

综上, 本文构建的模型及揭示的规律为小曲率半径盾构施工的推力精细化设定提供了坚实理论依据, 对提升智能化姿态控制具有重要指导意义。进一步地, 本文模型具备嵌入自动化与智能化盾构导向系统的应用潜力。依托施工过程中实时获取的铰接角、姿态偏差、推进油缸推力及地层响应等监测信息, 可对模型参数进行动态修正, 并滚动预测当前工况下所需的分区推力差。在此基础上, 可进一步实现分区推力、铰接角及超挖量的协同自适应调节, 使该模型由事后受力解释工具拓展为面向施工过程的预测与控制工具, 从而为急曲线盾构姿态精准控制与安全高效掘进提供理论支撑。当前模型未充分囊括土体时间流变效应、刀盘切削动态扰动及地下水流固耦合作用, 有待后续研究深化完善。

参考文献

- [1] 由广明, 温竹茵, 刘念, 等. 急曲线超大直径盾构隧道设计关键技术研究[J]. 地下空间与工程学报, 2021, 17(S1): 221-227.
- [2] 陈珂, 刘天瑞, 杨钊. 盾构掘进姿态控制技术现状与未来展望[J]. 隧道建设(中英文), 2024, 44(6): 1154-1164.
- [3] Sugimoto, M. and Sramoon, A. (2002) Theoretical Model of Shield Behavior during Excavation. I: Theory. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **128**, 138-155.
[https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2002\)128:2\(138\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2002)128:2(138))
- [4] Sramoon, A., Sugimoto, M. and Kayukawa, K. (2002) Theoretical Model of Shield Behavior during Excavation. II: Application. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **128**, 156-165.
[https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2002\)128:2\(156\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2002)128:2(156))
- [5] 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.
- [6] 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.
- [7] 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.
- [8] 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.
- [9] Festa, D., Broere, W. and Bosch, J.W. (2015) Kinematic Behaviour of a Tunnel Boring Machine in Soft Soil: Theory and Observations. *Tunnelling and Underground Space Technology*, **49**, 208-217.
<https://doi.org/10.1016/j.tust.2015.03.007>
- [10] 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.
- [11] 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.
- [12] Tang, L., Kong, X., Ling, X., Zhao, Y., Tang, W. and Zhang, Y. (2022) Deviation Correction Strategy for the Earth Pressure Balance Shield Based on Shield-Soil Interactions. *Frontiers of Mechanical Engineering*, **17**, Article No. 20. <https://doi.org/10.1007/s11465-022-0676-4>
- [13] 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.
- [14] 陈剑, 李智明. 急曲线隧道盾构超挖量及铰接角的理论算法[J]. 中国公路学报, 2017, 30(8): 66-73.
- [15] 谢立夫, 关振长, 黄明, 等. 考虑主动铰接的盾构-地层相互作用模型及求解研究[J]. 岩土力学, 2025, 46(11): 3574-3584.
- [16] Broyden, C.G. (1965) A Class of Methods for Solving Nonlinear Simultaneous Equations. *Mathematics of Computation*, **19**, 577-593. <https://doi.org/10.1090/s0025-5718-1965-0198670-6>