

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2023.100



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



小曲率半径盾构隧道施工阶段管片水平轴线 偏移预测模型

朱春洲

(中铁上海设计院集团有限公司, 上海 200040)

摘要:为探明小曲率半径盾构隧道施工引起的管片水平轴线偏移规律,预防管片错台破损等不良现象发生,基于修正的纵向等效连续化模型,考虑隧道收敛的椭圆化变形和曲线隧道的综合因素影响,通过构建小曲率半径条件下温克尔地基梁挠曲微分方程,建立小曲率半径盾构施工阶段管片水平轴线偏移预测模型,依托南昌市城市轨道交通 3 号线盾构隧道工程验证了预测模型的工程适用性。结果表明:管片拼装在 6 环以内时,预测模型的理论值与监测值、模拟值之间的最大误差分别为 13.36%、25.68%,管片拼装在 7~22 环时,理论值与监测值、模拟值之间的最大误差分别为 4.91%、8.95%,管片拼装在第 30 环时,理论值、模拟值和监测值分别达到 -20.562、-22.370、-20.949 mm,且理论值与监测值之间的误差多小于 5%,整体变化趋势基本保持一致,可有效解决小曲率半径条件下盾构隧道施工过程中管片水平轴线偏移量的计算问题。

关键词:小曲率半径隧道;盾构隧道;管片;温克尔地基梁;挠曲微分方程;管片轴线;预测模型

中图分类号:U455.43 **文献标志码:**A **文章编号:**2096-6717(2025)03-0126-16

Prediction model for horizontal axis deviation of segment during construction stage of small curvature radius shield tunnel

ZHU Chunzhou

(China Railway Shanghai Design Institute Group Co., Ltd., Shanghai 200040, P. R. China)

Abstract: In order to find out the horizontal axis offset law of the tube sheet caused by small curvature radius shield tunnel construction, and to prevent the occurrence of undesirable phenomena such as tube sheet misplaced breakage. Based on the modified longitudinal equivalent continuity model, the ellipticized deformation of tunnel convergence and the influence of comprehensive factors of curved tunnels are considered. By constructing the deflection differential equation of the Winkler foundation beam under the condition of small curvature radius, the prediction model of horizontal axis offset of the tube sheet in the construction stage of small curvature radius shield is established. The engineering applicability of the prediction model is verified by relying on the shield tunnel project of Nanchang City Railway Line 3. The results show that: when the tube sheet is assembled within 6 rings, the maximum error between the theoretical value of the prediction model and the monitoring and simulation values is 13.36% and 25.68%, respectively. The maximum errors between the theoretical values and the monitored and simulated values are 4.91% and 8.95%, respectively, when the pipe

收稿日期:2023-02-20

基金项目:南昌轨道交通集团 2020 年度科研计划(2020HGKYB002)

作者简介:朱春洲(1975-),男,高级工程师,主要从事结构工程研究,E-mail:17326637@qq.com。

Received: 2023-02-20

Foundation item: Nanchang Railway Transportation Group 2020 Annual Research Plan Project (No. 2020HGKYB002)

Author brief: ZHU Chunzhou (1975-), senior engineer, main research interest: structural engineering, E-mail: 17326637@qq.com.

pieces are assembled in the range of 7 to 22 rings. The theoretical, simulated and monitored values of the tube sheet assembled in the 30th ring are -20.562 mm, -22.370 mm and -20.949 mm respectively, and the error between the theoretical and monitored values is less than 5%, and the overall trend is basically the same, which can effectively solve the problem of calculating the horizontal axial deviation of the tube sheet in the construction of shield tunnel under the condition of small radius of curvature.

Keywords: small curvature radius tunnel; shield tunneling; segment; beams on Winkler foundation; differential equation for deflection; axis of pipe segments; prediction model

地铁已在城市交通工程中发挥越来越重要的作用,由此带动了以地铁为主导的城市地下空间工程建设和开发的蓬勃发展。由于既有管线、交通线和上部建(构)筑物的饱和,常常规划小曲率半径线路,以避免或尽量减少穿越不良地层和既有建(构)筑物的情形,降低施工风险。但考虑到新建小曲率半径隧道盾构施工时会引发隧道管片水平轴线偏移等问题,且螺栓接头会削弱隧道整体刚度,导致隧道管片出现张开渗水、接头螺栓破坏、管片结构成形困难等问题,因此,有必要对隧道结构变形及受力情况进行研究。

截至目前,隧道结构受力变形的理论计算方法主要包括“梁-弹簧”模型^[1]和志氏模型^[2-3],其中志氏模型是由志波由纪夫等^[2]提出的纵向等效连续化模型,相比“梁-弹簧”模型^[1],该模型在应用范围上更加广泛,概念明确,计算相对简单,是目前研究隧道纵向结构性能的常用方法。该方法假设隧道初始横断面为均匀的圆形断面,在纵向以刚度等效的方法将隧道视为具有等效刚度的均匀连续直梁。但在实际工程中,受螺栓、环缝等影响,纵向连接螺栓预应力、环缝影响范围和横向刚度均会对隧道的纵向刚度产生一定影响,因此,需对传统纵向等效连续化模型进行修正研究。臧小龙^[4]研究了螺栓预应力对隧道纵向刚度的加强作用,但没考虑隧道的横向刚度和环缝的影响;廖少明等^[5]考虑了环向接缝影响范围的作用,但忽略了横向变形的影响;张文杰等^[6]考虑了横向变形的影响和环缝影响范围,但关于中性轴位置的变化尚未给出明确的解答,需进一步讨论。

基于此,在上述研究成果的基础上,笔者考虑纵向连接螺栓预应力、环缝影响范围和横向刚度的综合影响,结合目前工程中管片拼装常用的榫杆连接方式,对传统的志氏模型进行改进,建立盾构隧道纵向等效连续化改进模型;考虑盾构施工中过大的千斤顶水平行程差和水平推力差等影响隧道管片水平轴线偏移的主要因素,根据文克尔弹性地基梁理论,开展盾构施工阶段管片水平轴线偏移计算问题的分析,简化小曲率半径盾构隧道衬砌结构为

文克尔地基上的连续圆弧曲梁,建立小曲率半径隧道盾构施工阶段管片水平轴线偏移预测模型,并据此对小曲率半径隧道盾构施工引起的管片水平轴线偏移量进行有效预测。

1 盾构隧道纵向等效刚度连续化改进模型

隧道盾构施工过程中,衬砌结构通常存在大量管片环间接缝,而环缝及接头构造对衬砌结构纵向刚度的影响显著,在分析盾构隧道纵向受力变形特征时,应在考虑环缝及接头构造对纵向刚度影响的基础上,对志氏模型修正,以达到更好的分析效果。

志氏模型由日本学者志波由纪夫等^[2]在1989年提出,是目前计算隧道衬砌结构纵向等效刚度的最常用力学模型,但随着研究和应用的深入,也逐渐发现了该理论的不足之处,学者们^[6,7-10]不断对其进行修正和发展。考虑到传统志氏模型将隧道假设为横向的均质圆环,忽略了管片拼装效应的影响,在纵向将管片接头和管片环组成的隧道衬砌结构等效为具有相同刚度和结构特性的均匀连续梁,这与工程中的衬砌结构受力及变形情况不符。由于施工、衬砌沉降等效三维变形等原因,隧道围岩变形往往呈椭圆化变形^[11],且在实际隧道开挖过程中,考虑到盾构间隙以及衬砌结构因重力作用的沉降等因素影响,将会呈水平向半径增加、竖向半径减少的椭圆化变形趋势^[12],即衬砌椭圆化变形。因此,考虑横向刚度影响时,通常需要将隧道衬砌结构进行“椭圆化”处理,如图1所示,并根据围岩压力作用下的初始隧道圆形横断面变为椭圆形横断面^[13]的观点,对传统纵向等效连续化模型进行改进。

由图1可知,椭圆长轴在 x 轴,短轴在 y 轴,则此时椭圆的标准方程为

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1 \quad (1)$$

将其转换为极坐标条件下的参数表达式为

$$\begin{cases} x = a \cos \theta \\ y = b \sin \theta \end{cases} \quad (2)$$

椭圆上任意点距离中性轴的垂直距离 h 可按象

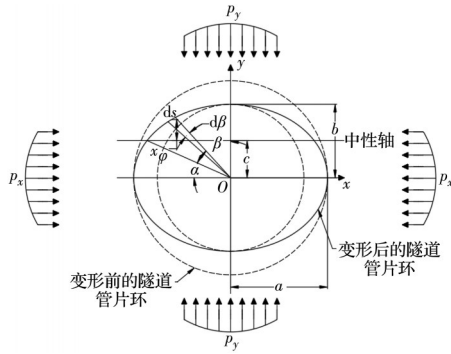


图 1 不均匀受力条件下隧道衬砌结构横向变形示意图

Fig. 1 Schematic diagram of transverse deformation of tunnel lining structure under uneven stress

限分别表示为

$$h = b \sin \theta + c \quad (\text{第一、二象限}) \quad (3)$$

$$h = -b \sin \theta - c \quad (\text{第三、四象限}) \quad (4)$$

中性轴距椭圆长轴 \$x\$ 轴的垂直距离 \$c\$ 满足

$$c \approx \frac{a+b}{2} \sin \alpha \quad (5)$$

式中: \$a\$、\$b\$ 分别为管片横截面在围岩压力作用下由圆形变为椭圆后的长半轴与短半轴; \$\theta\$ 为椭圆的参数角; \$\alpha\$ 为中性轴位置与角度, \$c\$、\$x\$、\$\alpha\$、\$\theta\$ 共同确定中性轴的位置。

考虑上述隧道衬砌结构椭圆化变形的影响, 当衬砌结构受到外力而发生纵向弯曲变形时, 受拉侧和受压侧分布于横断面上的中性轴两侧。模型假定中性轴位置和衬砌结构的应力分布沿隧道轴向保持不变, 且不考虑管片厚度对管片衬砌内部应力变化的影响^[14]。但考虑纵向环缝的影响范围, 将隧道的纵向弯曲变形视为环缝接头作用范围内的弯曲变形与接头作用范围外管片的弯曲变形相结合的变形^[14], 则此时管片环间处于离散分布状态的螺栓将根据纵向等效连续化模型等效转化为连续分布状态的螺栓环, 可以连接管片环缝, 此时螺栓环的刚度沿接头纵向长度与径向厚度尺寸均匀分布。则当螺栓环作用长度为 \$l\$ 时的等效螺栓环刚度 \$k\$ 的计算表达式为

$$k_j = \frac{nk_{ji}}{2\pi Rl} = \frac{nE_j A_j}{2\pi Rl} \quad (6)$$

式中: \$k_{ji}\$ 为单只螺栓的弹性刚度系数; \$n\$ 为环间螺栓数量; \$R\$ 为管片内外径平均值; \$l\$ 为管片厚度; \$E_j\$ 为螺栓的弹性模量; \$A_j\$ 为螺栓横截面积; \$l\$ 为螺栓作用长度。

为考虑环缝的影响范围, 应在修正的纵向等效连续化模型中引入环缝影响系数 \$\lambda\$, 由此将环缝影响范围内的长度记为 \$\lambda l\$, 接缝影响范围外的长度为 \$l_s - \lambda l\$, 其中 \$l_s\$ 为环缝影响范围的总长度。当 \$\lambda < 1\$ 时, 环缝影响范围小于螺栓长度, 此时环向螺栓接

头在环缝影响范围内的作用长度为 \$\lambda l\$; 当 \$\lambda \geq 1\$ 时, 环缝影响范围不小于螺栓长度, 此时环向螺栓接头在环缝影响范围内的作用长度为 \$l\$。在环缝影响范围内, 衬砌环承担弯曲引起的全部压应力, 而拉应力则由等效螺栓环和管片衬砌环共同承担; 在环缝影响范围外, 衬砌环所承担弯曲引起的拉应力与压应力全部由管片衬砌环承担。管片环所有单元处于弹性状态, 不考虑螺栓预紧力的影响^[10]。单元转角 \$\theta\$ 由环缝影响范围内的转角 \$\theta_i\$ 和环缝影响范围外的转角 \$\theta_o\$ 两部分构成, 即 \$\theta = \theta_i + \theta_o\$, 如图 2 所示。其中, 假设在弯矩作用下管片环单元以中性轴为界, 中性轴左侧受拉, 右侧受压。\$\lambda l\$ 区域内, 受压侧压力由管片承担, 受拉侧拉力由螺栓承担; \$l_s - \lambda l\$ 区域内, 压力、拉力均由管片承担。

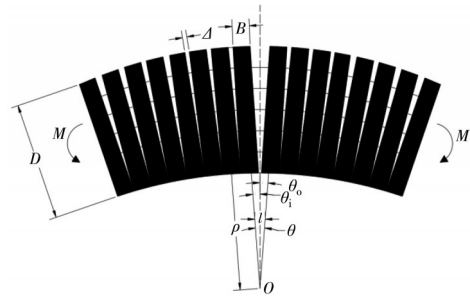


图 2 管片弯曲变形示意图

Fig. 2 Schematic diagram of bending deformation of tube segment

图 2 反映了盾构隧道产生纵向不均匀沉降变形时的环缝张开量与纵向弯曲变形曲率半径之间的关系, 其中 \$\Delta\$ 为环缝张开量, 表征隧道结构的纵向弯曲变形特征, \$\rho\$ 为纵向曲率半径, \$D\$ 为隧道外部直径, \$B\$ 为管片环宽度, \$\theta\$ 为环间张角。同时, 考虑隧道横向刚度影响时, 大多将管片环按照“圆形”或“近似椭圆”来处理。但在隧道的实际施工建设过程中, 由于衬砌结构所受外力并不均匀, 因此极易发生“横鸭蛋”或“竖鸭蛋”的椭圆形横向变形^[9]。基于此, 在考虑横向刚度影响时, 由图 1 可知, 衬砌管片环沿长轴发生了椭圆变形, 此时 \$a\$、\$b\$ 分别为管片横截面在围岩压力作用下由圆形变为椭圆后的长半轴与短半轴, \$\varphi\$ 为中性轴位置与角度。\$ds\$ 为管片上微段长度, \$ds = [(a+b)/2]d\beta\$, \$x\$ 为微元段 \$ds\$ 到中性轴的距离。

当管片微元段处于受拉状态时, 微元段 \$ds\$ 的中心距离中性轴为

$$x = \frac{a+b}{2} \sin \varphi - a \cos \beta = c - a \cos \beta \quad (7)$$

当管片微元段处于受压状态时, 微元段 \$ds\$ 的中心距离中心轴为

$$x = a \cos \beta - \frac{a+b}{2} \sin \varphi = a \cos \beta - c \quad (8)$$

根据图2所示,管片环缝影响范围内的管片环承受弯曲引起的压应力,等效螺栓环和管片环则同时承担弯曲引起的拉应力,但在环缝影响范围外的管片环承受弯曲引起的全部拉应力与压应力,因

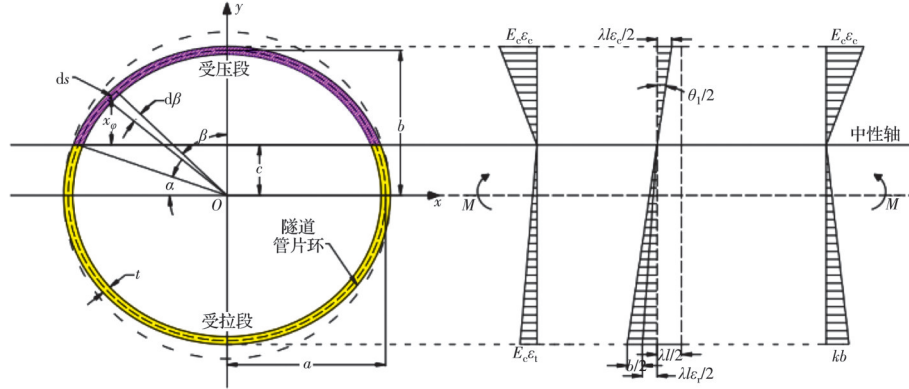


图3 环缝影响范围内管片环应力及变形示意图

Fig. 3 Schematic diagram of segment ring stress and deformation within the influence range of circumferential seam

由变形协调条件和受力平衡条件可得

$$\frac{k_j l}{E_c} = \frac{a \cos \varphi - \frac{a+b}{2} \sin \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right)}{\frac{\pi(a+b)}{2} \sin \varphi} \quad (9)$$

据此,由力矩平衡条件可得

$$2 \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} \frac{E_c \varepsilon_c}{a-c} (a \cos \beta - c)^2 \frac{a+b}{2} t d\beta + 2 \int_{\frac{\pi}{2}-\varphi}^{\pi} \frac{k_j \delta_j}{\lambda(a+c)} (c - a \cos \beta)^2 \frac{a+b}{2} t d\beta = M \quad (10)$$

由图3可知,根据变形协调条件可得转角 θ_i 的表达式为

$$\theta_i = \frac{M}{\frac{E_c Z_1}{\lambda l} + \frac{E_c k_j Z_2}{\lambda E_c + \lambda k_j l}} = \frac{M \lambda l}{E_c (Z_1 + \phi Z_2)} \quad (11)$$

式中: Z_1 、 Z_2 、 ϕ 依次可由式(12)~(14)求得。

$$Z_1 = \frac{(a+b)b^2 t \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right)}{2} + \frac{(a+b)^3 t \sin^2 \varphi \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right)}{4} + \frac{(a+b)b^2 t \sin(2\varphi)}{4} - \frac{(a+b)^2 b t \sin(2\varphi)}{2} \quad (12)$$

$$Z_2 = \frac{(a+b)b^2 t \left(\frac{\pi}{2} + \varphi \right)}{2} + \frac{(a+b)^3 t \sin^2 \varphi \left(\frac{\pi}{2} + \varphi \right)}{4} - \frac{(a+b)b^2 t \sin(2\varphi)}{4} + \frac{(a+b)^2 b t \sin(2\varphi)}{2} \quad (13)$$

$$\phi = \frac{1}{1 + \frac{E_c A_c}{n E_j A_j}} \quad (14)$$

此,考虑环缝影响范围,将管片应力分布情况按照 $\lambda < 1$ 和 $\lambda \geq 1$ 时的情况加以讨论。当 $\lambda < 1$ 时,管片的应力分布情况如图3所示,即在影响范围内的环向螺栓接头在 $\lambda < 1$ 和 $\lambda \geq 1$ 时的作用长度分别为 λl 和 l 。

式中: t 为管片环厚度; E_c 为混凝土弹性模量; E_j 为管片环内螺栓弹性模量; A_c 、 A_j 分别为管片横截面面积、环内管片纵向连接螺栓的横截面面积; n 为管片的数量。

环缝影响范围外隧道管片衬砌结构的应力-应变情况见图4,则由图4可得环缝影响范围外管片环的转角,如式(15)所示。

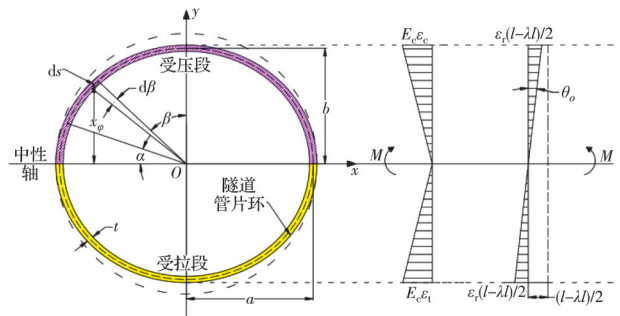


图4 环缝影响范围外管片环应力及变形示意图

Fig. 4 Schematic diagram of segment ring stress and deformation outside the influence range of circumferential seam

$$\theta_o = \frac{M(l - \lambda l)}{E_c I_c} \quad (15)$$

又因为等效连续化梁的转角为

$$\theta = \frac{M l_s}{(EI)_{eq}} \quad (16)$$

且

$$\theta = \theta_i + \theta_o \quad (17)$$

由此,结合式(11)可得弯矩作用下等效连续化模型中任意横截面处总转角的计算表达式为

$$\theta = \theta_i + \theta_o = \frac{Ml_s}{(EI)_{eq}} = \frac{M\lambda l}{E_c(Z_1 + \phi Z_2)} + \frac{M(l_s - \lambda l)}{E_c I_c} \quad (18)$$

进一步求得纵向等效抗弯刚度表达式为

$$(EI)_{eq} = \frac{Ml_s}{\theta} = E_c I_c \frac{(Z_1 + \phi Z_2)l_s}{\lambda l_c + (l_s - \lambda l)(Z_1 + \phi Z_2)} \quad (19)$$

则由式(19)可求得纵向刚度有效率 η 为

$$\eta = \frac{(EI)_{eq}}{E_c I_c} = \frac{(Z_1 + \phi Z_2)l_s}{\lambda l_c + (l_s - \lambda l)(Z_1 + \phi Z_2)} \quad (20)$$

当 $\lambda \geq 1$ 时,管片的变形协调条件与 $\lambda < 1$ 时相同,受力平衡条件为

$$2 \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} \frac{E_c \epsilon_c}{a-c} (a \cos \beta - c) \frac{a+b}{2} t d\beta = 2 \int_{\frac{\pi}{2}-\varphi}^{\pi} \frac{E_c \epsilon_t}{a+c} (c - a \cos \beta) \frac{a+b}{2} t d\beta \quad (21)$$

$$2 \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} \frac{E_c \epsilon_c}{a-c} (a \cos \beta - c) \frac{a+b}{2} t d\beta = 2 \int_{\frac{\pi}{2}-\varphi}^{\pi} \frac{k_j \delta_j}{a+c} (c - a \cos \beta) \frac{a+b}{2} t d\beta \quad (22)$$

其余推导过程与 $\lambda < 1$ 时的情况相同,则相应可得

$$\frac{\lambda k_j l}{E_c} = \frac{b \cos \varphi - \frac{a+b}{2} \sin \varphi \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right)}{\frac{\pi(a+b)}{2} \sin \varphi} \quad (23)$$

因此, $\lambda \geq 1$ 时的等效抗弯刚度和抗弯刚度有效率表达式均与 $\lambda < 1$ 时的情况相同。

2 盾构施工荷载作用下管片水平轴线偏移预测模型

2.1 小曲率半径条件下的文克尔地基曲梁微分方程求解

根据管片环截面形状及受力分布规律,在小曲率半径文克尔地基曲梁微分方程求解时,通常将该问题依次按照均质等截面和非均质变截面文克尔地基曲梁来考虑。图5所示为等截面文克尔弹性地基圆弧曲梁,根据等截面的边界条件可得 $dx = R d\Phi$,以此构建盾构管片受力的弹性地基曲梁平衡方程,如式(24)所示。其中, $\sum F_R = 0$ 表示径向平衡, $\sum F_T = 0$ 表示切向平衡, $\sum M = 0$ 表示力矩关于图5中的O点平衡。

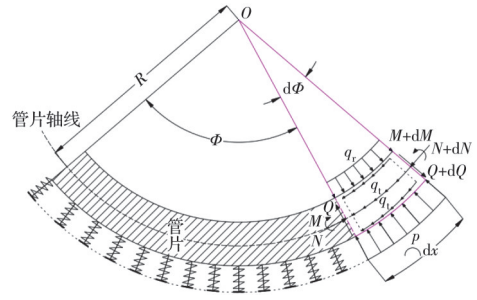


图5 等截面文克尔弹性地基圆弧曲梁示意图

Fig. 5 Schematic diagram of circular arc curved beam with equal cross-section Winkler elastic foundation

$$\begin{aligned} Q - (Q + dQ) \cos(d\Phi) + p(x) dx - (N + dN) \sin(d\Phi) - q_r dx &= 0 \Leftrightarrow \sum F_R = 0 \\ N - (N + dN) \cos(d\Phi) + (Q + dQ) \sin(d\Phi) - q_t dx &= 0 \Leftrightarrow \sum F_T = 0 \\ M - (M + dM) + (Q + dQ) dx + p(x) dx \cdot \frac{dx}{2} - q_r dx \cdot \frac{dx}{2} - q_t dx \cdot R &= 0 \Leftrightarrow \sum M = 0 \end{aligned} \quad (24)$$

当 $d\Phi \rightarrow 0$ 时, $\cos(d\Phi) \approx 1$, $\sin(d\Phi) \approx d\Phi$ 。同时,根据 $p = kDy$,其中 k 为地基法向抗力系数, D 表示梁的挠曲变形刚度,则由式(24)消去 N 、 Q 可得

$$\frac{1}{R} \frac{d^3 M}{d\Phi^3} + \frac{dM}{R d\Phi} + kDR \frac{dy}{d\Phi} - R \left(q_r - \frac{dq_r}{d\Phi} \right) = 0 \quad (25)$$

基于此,按照金康宁^[15]和梁政^[16]得出的弹性地基圆弧曲梁的解析结果,忽略隧道管片轴对圆弧微段的影响,可得隧道管片弯曲段的微分方程为

$$\frac{d^5 y}{d\Phi^5} + 2 \frac{d^3 y}{d\Phi^3} + \left(1 + \frac{D^4 k}{4EI} \right) \frac{dy}{d\Phi} = \frac{D^4}{2EI} \left(q_r - \frac{dq_r}{d\Phi} \right) \quad (26)$$

按照5阶非齐次微分方程进行求解,忽略剪切变形对圆弧曲梁挠曲变形结果的影响,求解得到与非齐次方程对应的梁跨间无荷载的常数系数齐次微分方程为

$$\frac{d^5 y}{d\Phi^5} + \frac{2d^3 y}{d\Phi^3} + \left(1 + \frac{D^4 k}{4EI} \right) \frac{dy}{d\Phi} = 0 \quad (27)$$

令 $y(\Phi) = e^{\Phi}$,利用换底公式的方法求解该方程为

$$\begin{cases} \frac{dy}{d\Phi} = f e^{\Phi} \\ \frac{d^3 y}{d\Phi^3} = f^3 e^{\Phi} \\ \frac{d^5 y}{d\Phi^5} = f^5 e^{\Phi} \end{cases} \quad (28)$$

根据式(28)的求解结果,代入式(27),可得特

征方程为

$$f^4 + 2f^2 + n^2 = 0 \quad (29)$$

式中: n 为曲梁弹性轴的微分系数, $n = \sqrt{1 + 4r^2}$ 。

求得式(29)的通解及其各阶导数依次为

$$y(\Phi) = C_0 + \left\{ C_1 \operatorname{ch} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + C_2 \operatorname{sh} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right\} \cos \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + \left\{ C_3 \operatorname{ch} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + C_4 \operatorname{sh} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right\} \sin \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \quad (30)$$

$$M(\Phi) = -\frac{EI}{R} C_0 + \frac{kS^2}{2} \left\{ \left[C_1 \operatorname{sh} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + C_2 \operatorname{ch} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right] \sin \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] - \left[C_3 \operatorname{sh} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + C_4 \operatorname{ch} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right] \cos \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right\} \quad (31)$$

$$Q(\Phi) = \frac{kS}{2r} \left\{ \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} C_1 + \left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} C_4 \right] \operatorname{ch} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \sin \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} C_1 - \left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} C_4 \right] \operatorname{sh} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \cos \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} C_2 + \left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} C_3 \right] \operatorname{sh} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \sin \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} C_2 - \left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} C_3 \right] \operatorname{ch} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \cos \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right\} \quad (32)$$

$$N(\Phi) = kRC_0 + \frac{kS}{2r} \left\{ \left[C_1 \operatorname{sh} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + C_2 \operatorname{ch} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right] \sin \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] - \left[C_3 \operatorname{sh} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] + C_4 \operatorname{ch} \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right] \cos \left[\left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \Phi \right] \right\} \quad (33)$$

式中:常数 C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 均为待定系数,由荷载及边界条件决定。

2.2 均质等截面文克尔地基曲梁条件下的管片水平轴线偏移预测模型

根据初始条件,求解小曲率半径条件下的文克尔地基圆弧曲梁的挠度,并由此建立均质等截面文克尔地基曲梁条件下的管片水平轴线偏移预测模型。根据上述小半径区间盾构隧道纵向等效连续化改进模型,设 α 、 β 分别为与 n 有关的系数,则

$$\alpha = \left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (34)$$

$$\beta = \left(\sqrt{\frac{1}{4} + R^4} + \frac{1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (35)$$

将式(34)、式(35)代入式(30)~(33),并进行简化后可得

$$y(\Phi) = C_0 + C_1 \operatorname{ch}(\alpha \Phi) \cos(\beta \Phi) + C_4 \operatorname{sh}(\alpha \Phi) \sin(\beta \Phi) \quad (36)$$

$$M(\Phi) = -\frac{EI}{R}C_0 + \frac{kS^2}{2}(C_1 \operatorname{sh}(\alpha\Phi) \sin(\beta\Phi) - C_2 \operatorname{ch}(\alpha\Phi) \cos(\beta\Phi)) \quad (37)$$

$$Q(\Phi) = \frac{kS}{2r} [C_3(\alpha \operatorname{ch}(\alpha\Phi) \sin(\beta\Phi) + \beta \operatorname{sh}(\alpha\Phi) \cos(\beta\Phi)) + C_4(\beta \operatorname{ch}(\alpha\Phi) \sin(\beta\Phi) - \alpha \operatorname{sh}(\alpha\Phi) \cos(\beta\Phi))] \quad (38)$$

$$N(\Phi) = RkC_0 + \frac{kS}{2r}(C_1 \operatorname{sh}(\alpha\Phi) \sin(\beta\Phi) - C_4 \operatorname{ch}(\alpha\Phi) \cos(\beta\Phi)) \quad (39)$$

$$\theta(\Phi) = -\frac{\Phi}{R}C_0 +$$

$$\frac{1}{R\sqrt{k}} [C_1(\alpha \operatorname{ch}(\alpha\Phi) \sin \beta\Phi - \beta \operatorname{sh}(\alpha\Phi) \cos(\beta\Phi)) - C_4(\beta \operatorname{ch}(\alpha\Phi) \sin(\beta\Phi) + \alpha \operatorname{sh}(\alpha\Phi) \cos(\beta\Phi))] \quad (40)$$

$$C_2 = \frac{(2kR^2S^2 - 4REI)Q(0) + Rk^{\frac{1}{2}}(Rk^2S^3 - 2kSEI)\theta(0) + k^{\frac{3}{2}}RS[2M(0) + kS^2y(0)]}{2(\alpha - \beta)(Rk^2S^3 - 2kSEI)} \quad (48)$$

$$C_3 = \frac{(2kR^2S^2 - 4REI)Q(0) - Rk^{\frac{1}{2}}(Rk^2S^3 - 2kSEI)\theta(0) - k^{\frac{3}{2}}RS[2M(0) + kS^2y(0)]}{2(\alpha + \beta)(Rk^2S^3 - 2kSEI)} \quad (49)$$

$$C_4 = \frac{2R^3k[2M(0) + kS^2y(0)] - (2kR^2S^2 - 4REI)N(0)}{Rk^2S^3 - 2kSEI} \quad (50)$$

求解得到小曲率半径条件下的文克尔地基圆弧曲梁挠度计算表达式的各个参数,并由此得到上述参数条件下的曲梁挠曲变形方程组内各方程参数作为系数时的函数关系,考虑初始条件所影响的

利用式(36)~(40)计算 $\Phi=0$ 时的 $y(0)$ 、 $M(0)$ 、 $Q(0)$ 、 $N(0)$ 、 $\theta(0)$,结果为

$$y(0) = C_0 + C_1 \quad (41)$$

$$M(0) = -\frac{EI}{R}C_0 - \frac{kS^2}{2}C_1 \quad (42)$$

$$Q(0) = \frac{kS}{2R}[(\alpha - \beta)C_2 + (\alpha + \beta)C_3] \quad (43)$$

$$N(0) = RkC_0 - \frac{kS}{2R}C_4 \quad (44)$$

$$\theta(0) = -\frac{1}{R}C_0 + \frac{(\alpha - \beta)C_2 - (\alpha + \beta)C_3}{R\sqrt{k}} \quad (45)$$

由式(41)~(45)可计算得到系数 C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 的函数关系,依次如式(46)~(50)所示。

$$C_0 = \frac{R[2M(0) + kS^2y(0)]}{RkS^2 - 2EI} \quad (46)$$

$$C_1 = \frac{2[RM(0) + EIy(0)]}{2EI - RkS^2} \quad (47)$$

因素不止一个,因此,采用矩阵的形式表示该函数关系,如式(51)所示,且该矩阵式与式(36)~(40)所组成的方程组是等价关系。

$$\begin{bmatrix} y(\Phi) \\ M(\Phi) \\ Q(\Phi) \\ N(\Phi) \\ \theta(\Phi) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y(0) \\ M(0) \\ Q(0) \\ N(0) \\ \theta(0) \end{bmatrix}^T \cdot \begin{bmatrix} H_1(\Phi_y) & H_1(\Phi_M) & H_1(\Phi_Q) & H_1(\Phi_N) & H_1(\Phi_\theta) \\ H_2(\Phi_y) & H_2(\Phi_M) & H_2(\Phi_Q) & H_2(\Phi_N) & H_2(\Phi_\theta) \\ H_3(\Phi_y) & H_3(\Phi_M) & H_3(\Phi_Q) & H_3(\Phi_N) & H_3(\Phi_\theta) \\ H_4(\Phi_y) & H_4(\Phi_M) & H_4(\Phi_Q) & H_4(\Phi_N) & H_4(\Phi_\theta) \\ H_5(\Phi_y) & H_5(\Phi_M) & H_5(\Phi_Q) & H_5(\Phi_N) & H_5(\Phi_\theta) \end{bmatrix} \quad (51)$$

由图5所示的等截面文克尔弹性地基圆弧曲梁上有多个微段,且其中的集中力偶 M_i 、集中力 P_i 、径向分布荷载 q_{ri} 和切向分布荷载 q_{ti} 作为曲梁微段上

的主要外荷载,将使得任意位置处的圆弧曲梁发生挠曲变形,则由式(51)进一步求得 $\Phi=0$ 时的初始条件,由此计算得到挠度 $y(\Phi)$ 为

$$y(\Phi) = y(0)H_1(\Phi_y) + M(0)H_2(\Phi_y) + Q(0)H_3(\Phi_y) + N(0)H_4(\Phi_y) + \theta(0)H_5(\Phi_y) + \sum_{i=1}^n M_i H_2(\Phi_y - \Phi_{M_i}) - \sum_{i=1}^n P_i H_3(\Phi_y - \Phi_{P_i}) - 2 \sum_{i=1}^n q_{ri} R H_3(\Phi_y - \Phi_{q_{ri}})^2 - 2 \sum_{i=1}^n q_{ti} R H_4(\Phi_y - \Phi_{q_{ti}})^2 \quad (52)$$

式(52)即为均质等截面文克尔地基曲梁条件下的管片水平轴线偏移预测模型。根据 $\Phi=\Phi_{\max}$ 时的边界条件求解得到 y 、 M 、 Q 、 N 、 θ 的初始参数,与 $\Phi=\Phi_{\max}$ 均作为已知条件,同时代入式(52),即可求解得到小曲率半径盾构隧道均质等截面文克尔地

基曲梁条件下管片任意点的水平轴线偏移量。

2.3 非均质变截面文克尔地基曲梁条件下的管片水平轴线偏移预测模型

为更好地结合实际工程,更加精确地计算得到管片水平轴线偏移量,需要考虑盾构施工环节的影

响。在拼装成型的过程中,隧道管片不同位置受到不同盾构施工荷载的影响,将使管片在横截面的变形产生差异,可将其视为非均质变截面地基曲梁问题,因此,有必要依据均质等截面文克尔地基圆弧曲梁挠曲变形的有关结果对非均质变截面文克尔地基圆弧曲梁挠曲问题进行研究。为有效计算非均质变截面条件下的管片水平轴线偏移问题,可利用文克尔弹性地基梁理论来求解管片水平轴线偏移量。

当梁跨上不存在集中力和集中力偶时,由式(52)可得有限长度的圆弧曲梁挠度 $y(\Phi)$ 为

$$y(\Phi) = y(0)H_1(\Phi_y) + M(0)H_2(\Phi_y) + Q(0)H_3(\Phi_y) + N(0)H_4(\Phi_y) + \theta(0)H_5(\Phi_y) - 2\sum_{i=1}^n q_{ri}RH_3(\Phi_y - \Phi_{qi})^2 - 2\sum_{i=1}^n q_{ti}RH_4(\Phi_y - \Phi_{qi})^2 \quad (53)$$

此时文克尔弹性地基圆弧曲梁上 $M=0$ 且 $P=0$,式(53)可进一步简化为

$$y(\Phi) = Y(0)_{1 \times 5} H(\Phi_y)_{5 \times 1} - 2R \sum_{i=1}^n q_r(i) H_3[\Phi_y - \Phi_{q_i}(i)]^2 - 2R \sum_{i=1}^n q_t(i) H_4[\Phi_y - \Phi_{q_i}(i)]^2 \quad (54)$$

式中:

$$Y(0)_{1 \times 5} = [y(0) \quad M(0) \quad Q(0) \quad N(0) \quad \theta(0)] \quad (55)$$

$$H(\Phi_y)_{5 \times 1} = \begin{bmatrix} H_1(\Phi_y) \\ H_2(\Phi_y) \\ H_3(\Phi_y) \\ H_4(\Phi_y) \\ H_5(\Phi_y) \end{bmatrix} \quad (56)$$

$$\sum_{i=1}^n q_r(i) H_3[\Phi_y - \Phi_{q_i}(i)]^2 = \int_{\Phi}^{\Phi_y} q_r(i) H_3(\Phi_y - i) di \quad (57)$$

$$\sum_{i=1}^n q_t(i) H_4[\Phi_y - \Phi_{q_i}(i)]^2 = \int_{\Phi}^{\Phi_y} q_t(i) H_4(\Phi_y - i) di \quad (58)$$

有限长度的非均质变截面文克尔地基圆弧曲

$$y(\Phi_{\max}) = Y(0)_{1 \times 5} H(\Phi_{\max})_{5 \times 1} - \left[2R \int_{\Phi}^{\Phi_{\max} - \Phi_{i-1}} q_r(i) H_{i-1}(\Phi_{\max} - \Phi_{i-1} - i) di + E_{i-1} \right] - \left[2R \int_{\Phi}^{\Phi_{\max} - \Phi_{i-1}} q_t(i) H_i(\Phi_{\max} - \Phi_{i-1} - i) di + E_{i-1} \right] \quad (63)$$

由曲梁上已知的始末两端边界条件,利用式(63)可得 $Y(0)_{1 \times 5}$ 矩阵中的初始参数,并将该参数全部代入式(62),可得地基基床系数和地基梁抗弯刚

梁挠曲变形 $y(\Phi)$ 为

$$y(\Phi) = Y(0)_{1 \times 5} H(\Phi_y)_{5 \times 1} - 2R \int_{\Phi}^{\Phi_y} q_r(i) H_3(\Phi_y - i) di - 2R \int_{\Phi}^{\Phi_y} q_t(i) H_4(\Phi_y - i) di \quad (59)$$

由此,以式(59)为基础,进一步考虑地基基床系数和地基梁抗弯刚度不恒定时非均质变截面文克尔地基圆弧曲梁挠度的求解问题,为保证计算精度满足工程要求,以集中力偶、集中力和分布荷载的作用点以及地基基床系数、抗弯刚度突变位置处为界,将地基曲梁分为 n 段。此时,在相邻两段曲梁交界 $\Phi = \Phi_i (i=0, 1, 2 \dots n)$ 处,作用有集中力偶 M_i 和集中力 P_i ,各段曲梁上作用有径向分布荷载 $q_{ri}(\Phi)$ 和切向分布荷载 $q_{ti}(\Phi)$ 。

对第 i 段曲梁,在 $\Phi_{i-2}^+ \leq \Phi < \Phi_i^-$ 区间满足

$$y_i(\Phi) = Y_i(\Phi_{i-1}^+)_{1 \times 5} H_i(\Phi_y - \Phi_{i-1})_{5 \times 1} - 2R \int_{\Phi}^{\Phi_y - \Phi_{i-1}} q_r(i) H_i(\Phi_y - \Phi_{i-1} - i) di - 2R \int_{\Phi}^{\Phi_y - \Phi_{i-1}} q_t(i) H_{i+1}(\Phi_y - \Phi_{i-1} - i) di \quad (60)$$

式中: $i=1, 2, 3 \dots n$ 。各因子表达式中的 α, β, k, EI 需取第 i 段对应的 $\alpha_i, \beta_i, k_i, (EI)_{eqi}$ 。

在第 $i-1$ 段与第 i 段曲梁的界面,即截面 Φ_{i-1} 处,由变形协调及内力平衡条件可得

$$y_i(\Phi) = Y_{i-1}(\Phi_{i-1}^+)_{5 \times 1} + E_{i-1} \quad (61)$$

式中: $E_{i-1} = [0 \quad 0 \quad M_{i-1} \quad P_{i-1} \quad 0]^T, i=2, 3, 4 \dots n-1, n$ 。

将第 $i-1$ 段曲梁末端的计算结果作为第 i 段曲梁的初始条件($2 \leq i \leq n$),逐次递推,即将式(61)代入式(60)可得

$$y_{i-1}(\Phi) = Y_{i-1}(0)_{1 \times 5} H_{i-1}(\Phi_y - \Phi_{i-1})_{5 \times 1} - \left[2R \int_{\Phi}^{\Phi_y - \Phi_{i-1}} q_r(i) H_{i-1}(\Phi_y - \Phi_{i-1} - i) di + E_{i-1} \right] - \left[2R \int_{\Phi}^{\Phi_y - \Phi_{i-1}} q_t(i) H_i(\Phi_y - \Phi_{i-1} - i) di + E_{i-1} \right] \quad (62)$$

式中: $i=2, 3, 4 \dots n$,且当 $i=n$,且 $\Phi_{i-1}=0, \Phi_y = \Phi_{\max}$ 时,由式(62)可得

度作为主要影响条件下的非均质变截面文克尔地基曲梁上任意角度 Φ 所对应的挠度计算表达式。当地基基床系数和梁的抗弯刚度呈阶梯形变化时,

挠度计算结果可作为精确解;当地基基床系数和梁的抗弯刚度呈连续变化时,通过增加阶梯数目可以求得满足精度要求的挠度计算结果的数值解。

3 盾构施工荷载作用下管片水平轴线偏移预测模型验证

3.1 工程概况

南昌市轨道交通 3 号线工程项目包括三站三区间,分别为火炬广场站、火炬广场站—国威路站区间、国威路站、国威路站—青山湖西站区间、青山湖西站、青山湖西站—上沙沟站区间,区间左线长 3 102. 517 m,右线长 3 109. 109 m。其中,南昌地铁 3 号线 7 标中的青山湖西站—上沙沟站区间位于东湖区内,区间呈西向东走向,线路出青山湖西站后基本沿玉带河流行向前;区间左线起终点里程为 ZDK43+332. 619~ZDK42+634. 400,长 705. 518 m,设置长链 ZDK43+257. 299~ZDK43+250 m,长链长 7. 299 m。右线起终点里程为 YDK43+332. 619~YDK42+634. 400,长 705. 758 m,设置长链 YDK43+250~YDK43+242. 461 m,长链长 7. 539 m。区间设置一座联络通道,采用“冷冻法”进行预加固,盾构法施工。联络通道结构形式采用复合式衬砌,初支采用锚喷支护,二衬采用整体钢筋混凝土衬砌。该区间平面线路最小半径 $R=400$ m。线路间距在 12~16 m。区间纵坡呈“一”字型上,左线为 8. 829‰ 的上坡段,右线为 8. 827‰ 的上坡段。隧道顶埋深 10. 7~17. 4 m。

隧道沿线地势起伏,地质条件复杂,盾构下穿京九铁路区域自上而下地层为 3. 8 m 杂填土层、4. 2 m 粉质黏土层、4. 8 m 中砂层、9. 8 m 砾砂层,地下水位在隧道顶部 9. 6 m。盾构掘进区域地层为全

断面砾砂层,如图 6 所示,基岩裂隙水在构造碎裂带中非常发育,水量较丰富,连通性较好。隧道沿线盾构区间内存在 3 处平面小半径曲线,其中,掘进穿越段小半径区间曲率半径为青山湖西站—上沙沟站区间最小半径 $R=400$ m,曲线长度 766 m,另两处小半径区间均出现在盾构始发段,且曲率半径 R 分别为 280、320 m。

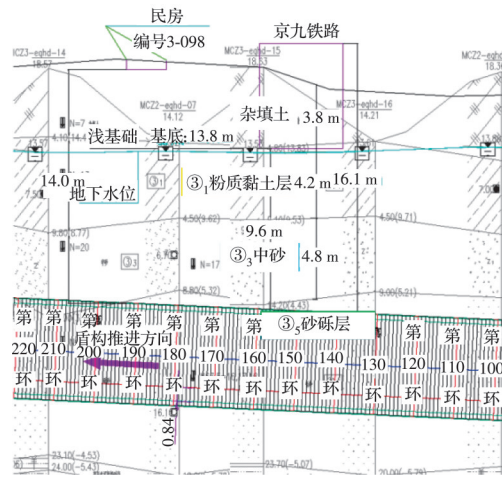


图 6 南昌地铁 3 号线隧道盾构下穿京九铁路地质断面图
Fig. 6 Geological cross-section of Nanchang Metro Line 3 tunnel through the Beijing-Kowloon Railway

选取盾构施工的区间里程为 YDK43+122~YDK42+858,区间内的土体物理力学性质如表 1 所示。该区间位于曲率半径 $R=400$ m 的圆弧曲线上,区间平均埋深 62 m。根据地质勘察报告,YDK43+332. 619~YDK42+634. 400 区间围岩为中风化泥质粉砂岩,该区间围岩自稳性好,但原岩风化较剧烈,岩石组织结构部分破坏,粉砂状结构,层状构造,泥质或钙质胶结,岩质较软,遇水易软化^[17],偶有渗水,围岩等级为 IV 级。根据实际施工过程中地勘资料,建议采用双护盾模式开挖。

表 1 各土层物理力学性质
Table 1 The physical and mechanical properties of soils

岩土层名称	层号	天然重度 $\gamma/(\text{kN}/\text{m}^3)$	黏聚力 C/kPa	内摩擦角 $\varphi/(\text{°})$	压缩模量 E_s/MPa	泊松比 ν
素填土层	①-1	17. 8	2	18		
粉质黏土层	③-1	17. 6	35	26	30	0. 32
中砂层	④-2	18. 2	0	36	42	0. 22
砾砂层	④-4	22. 5	0	42	56	0. 18

盾构机型号为中国中铁 CTE6250 双护盾土压平衡盾构机,管片外径 6 000 mm,内径 5 400 mm,管片厚度为 300 mm,曲线段环宽 1 200 mm,管片分成 6 块,封顶块 1 块、领接块 2 块,标准块 3 块。管片的拼装方式为错缝拼装,封顶块采用径向插入结合纵向插入的方式,管片采用弯螺栓连接,衬砌环类型采用通用楔形环管片。预制钢筋混凝土管片采用

C50,抗渗等级为 P10,区间隧道洞门现浇混凝土采用 C40,抗渗等级为 P8,钢筋采用 HPB300、HRB400 (部分为 HRB400E),防水材料采用 EPDM、遇水膨胀橡胶、EVA 等,连接螺栓强度等级为 5. 8 级(部分为 6. 8 级)。

3.2 基本假设

选取 YDK43+122~YDK42+858 区间共

228环管片为研究对象,如图7所示。其中前114环管片位于中砂层,后114环管片位于砾砂层。根据盾构施工过程中盾尾壁后注浆的要求,计算模型需符合基本假定:1)将小曲率半径盾构区间成形成隧道简化为置于温克尔地基上的有限长欧拉伯努利圆弧曲梁;2)曲梁材料为线弹性体,服从胡克定律;3)变形后曲梁中性轴的曲率半径不变;4)将第228环管片末端简化为固定端支座;5)采用假定抗力法考虑周围介质对管片的切向抗力作用;6)采用修正的纵向等效连续化模型,求解榫杆连接方式下管片衬砌的纵向等效刚度。

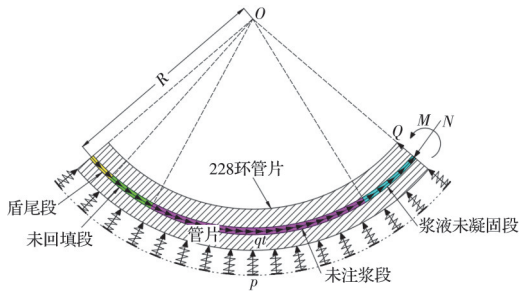


图7 等效文克尔弹性地基圆弧曲梁计算模型示意图

Fig. 7 Schematic diagram of calculation model of circular arc curved beam on equivalent Winkler elastic foundation

3.3 模型验证

壁后回填在盾构施工过程中对管片的影响较大,因此,其施工工序在管片水平轴线偏移预测模型的验证中就显得格外重要。图8反映了盾构施工过程中壁后回填注浆的工序,由此选取壁后回填阶段验证小曲率半径隧道盾构施工引起管片水平轴线偏移预测模型的适用性。

3.3.1 地层抗力系数计算

地层抗力系数的合理取值对盾构隧道管片衬砌结构内力计算的准确性影响很大^[18]。目前,根据工程经验和理论计算,将隧道结构设计过程中地层抗力取值方法主要分为4种:标准贯入击数 N 经验取值方法^[19];基于基床系数 K 经验取值方法;Wood公式^[20];Plizzari-Tiberti公式^[21]。综合考虑盾构施工

注浆过程中隧道管片衬砌结构,通过豆砾石-水泥砂浆填充层与围岩建立联系,豆砾石-水泥砂浆填充层对地基抗力系数的影响非常重要。根据吴圣智等^[22-24]、姜志毅等^[25-26]、陈炜韬等^[27]、陈英军等^[28]考虑豆砾石-水泥砂浆填充层影响而建立的盾构隧道地层抗力系数计算方法来确定地层抗力系数的取值。

采用吴圣智等^[23]建立的回填层-围岩等效抗力系数计算方法对豆砾石-水泥砂浆填充层影响下的盾构隧道地层抗力系数进行计算。假定碎石回填层在管片背后分布均匀,且围岩-回填层为连续、均匀的各向同性弹性体,如图9所示,围岩-回填层-管片结构为轴对称模型。回填层内侧和外侧分别承担管片、围岩的法向均匀挤压作用力,如图10所示。图中, U_1 为碎石回填层内侧径向变形; U_2 为围岩的径向变形; p_1 为管片作用在碎石回填层上的法向挤压力; p_2 为碎石回填层对围岩的法向作用力; b 为管片厚度。

由图9、图10可知,回填层-围岩为理想弹性体,符合文克尔假定^[29],此时的围岩应力-应变关系为

$$p_2 = k_2 U_2 \quad (64)$$

式中: k_2 为围岩自身的抗力系数。

仅对回填层的受力情况进行分析,其内外侧径向压力分别为 p_1 、 p_2 ,对应产生的回填层变形分别为 U_1 、 U_2 。基于此,根据弹性力学中厚壁圆筒理论可得回填层的径向位移和应力分别为

$$u_r = C_1 r + \frac{C_2}{r} \quad (65)$$

$$\sigma_r = \frac{E}{(1-2\nu)(\nu+1)} C_1 - \frac{E}{(\nu+1)r^2} C_2 \quad (66)$$

对应的边界条件如式(67)所示。

$$\begin{cases} u_r|_{r=R+b} = U_2 \\ \sigma_r|_{r=R+b} = -p_2 \\ u_r|_{r=R} = U_1 \\ \sigma_r|_{r=R} = -p_1 \end{cases} \quad (67)$$

求解式(67)可得围岩的径向变形 U_2 和回填层对围岩的法向作用力 p_2 ,分别如式(68)、式(69)所示。

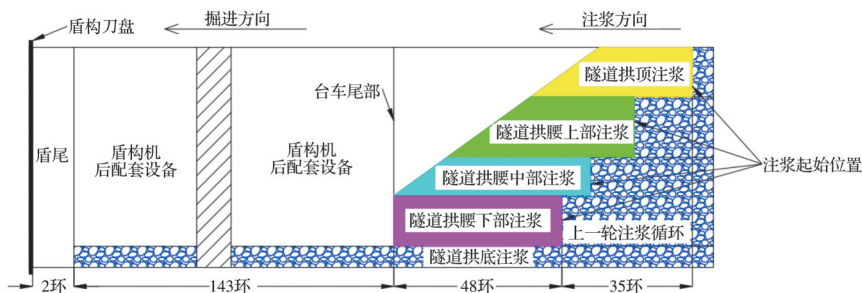


图8 盾构施工过程中壁后回填注浆阶段施工工序示意图

Fig. 8 Schematic diagram of construction process in backfill grouting stage behind the wall during shield construction

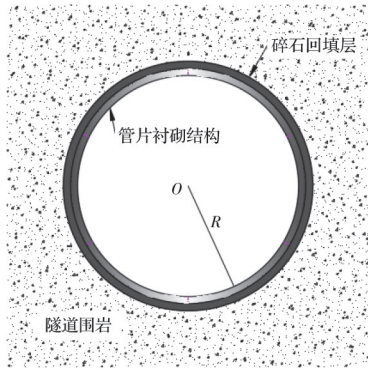


图 9 隧道围岩-碎石回填层-管片衬砌结构轴对称模型

Fig. 9 Axisymmetric model of tunnel surrounding rock gravel backfill segment lining structure

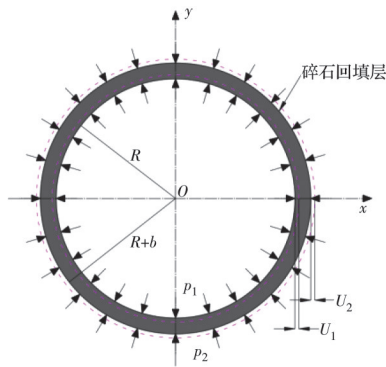


图 10 碎石回填层力学模型

Fig. 10 Mechanical model of gravel backfill layer

$$U_2 = n_1 U_1 - n_2 p_1 \quad (68)$$

$$p_2 = n_4 p_1 - n_3 U_1 \quad (69)$$

将式(64)代入式(69),并联立式(68)、式(69),可求解得到管片作用在回填层上的法向挤压力 p_1 与回填层内侧径向变形 U_1 之间的函数关系式,如式(70)所示。

$$p_1 = \frac{n_1 k_2 + n_3}{n_2 k_2 + n_4} U_1 \quad (70)$$

回填层-围岩为理想弹性体,且符合文克尔假定,则 p_1 和 U_1 之间的应力-应变关系也可表示为

$$p_1 = k_1 U_1 \quad (71)$$

式中: k_1 为豆砾石-水泥砂浆填充层影响下的盾构隧

道地层抗力系数。

将式(71)代入式(70)可得,当回填层处于均匀分布状态时,豆砾石-水泥砂浆填充层影响下的盾构隧道地层抗力系数 k_1 为

$$k_1 = \frac{n_1 k_2 + n_3}{n_2 k_2 + n_4} \quad (72)$$

式中:系数 n_1 、 n_2 、 n_3 、 n_4 如式(73)所示,且 k_2 为围岩自身的抗力系数,根据文献[18],其确定方法包括基于标准贯入击数 N 或基床系数的经验取值方法、理论计算、规范取值以及现场实测等。为了取值方便,且由于Plizzari-Tiberti公式满足Winkle假设,与地层抗力系数 k_1 的假设条件在整体上保持一致。在不考虑豆砾石填充层影响的情况下,可采用Plizzari-Tiberti公式计算得到 k_2 ,如式(74)所示。综合考虑豆砾石-水泥砂浆填充层的物理性质、几何特征等因素的影响,由式(72)计算得到盾构隧道地层抗力系数 k_1 。同时,豆砾石-地层抗力系数公式的应用不仅限于豆砾石填充层,也可应用于其他类似的管片环外填充层^[26]。

$$\begin{cases} n_1 = \frac{R^2 + (1 - 2\nu_0)(R + b)^2}{2R(1 - \nu_0)(R + b)} \\ n_2 = \frac{(1 - 2\nu_0)(1 + \nu_0)}{2E_0(1 - \nu_0)} \left[\frac{(R + b)^2 - R^2}{R + b} \right] \\ n_3 = \frac{E_0}{1 - \nu_0^2} \left[\frac{1}{R} - \frac{R}{(R + b)^2} \right] \\ n_4 = \frac{(R + b)^2 + (1 - 2\nu_0)R^2}{2(1 - \nu_0)(R + b)^2} \end{cases} \quad (73)$$

$$k_2 = \frac{E_c}{(1 + \mu)r} \quad (74)$$

式中: E_0 为壁后回填层材料的弹性模量; ν_0 为壁后回填层材料的泊松比; R 为管片最外侧半径; b 为壁后回填层厚度; E_c 为围岩的弹性模量; μ 为围岩的泊松比; r 为隧道开挖半径。由此,对地基弹性抗力系数进行计算,如表2所示。

表 2 地基弹性抗力系数计算参数及结果统计表

Table 2 Calculation parameters and result statistics of foundation elastic resistance coefficient

砾砂层围岩弹性 模量 E_c /GPa	砾砂层泊 松比 ν_c	豆砾石回填层弹性 模量 E_0 /GPa	豆砾石-水泥砂浆回填 层弹性模量 E_1 /GPa	豆砾石回填层 泊松比 ν_0	豆砾石-水泥砂浆回填 层泊松比 ν_1	r /mm	R /mm	b /mm
15	0.26	1.25	26.5	0.28	0.21	3 150	3 000	300
围岩抗力系数 k_2 / (MPa/m)	n_1	n_2	n_3	n_4	豆砾石回填层抗力系 数 k_{11} /(MPa/m)	豆砾石-水泥砂浆回填层抗 力系数 k_{12} /(MPa/m)		
3 200	0.92	3.21×10^{-4}	58.76	0.94	3 266	5 336		

由表2可知,在豆砾石-水泥砂浆填充层影响下,豆砾石-水泥砂浆回填层抗力系数最终达到5 336 MPa/m。模型中的切向抗力由管片与周围介质的

摩擦力提供。取盾尾毛刷与管片的摩擦系数为0.25,豆砾石与管片的摩擦系数为0.48,通过 $N(\Phi_{qt})=0$ 的条件求解切向抗力的作用范围。

3.3.2 管片纵向等效刚度计算

由于围岩压力对管片的纵向等效刚度影响显著,集中体现在管片的径向变形方面,因此,可利用均质圆环法计算砾砂层中的隧道管片衬砌结构受围岩压力影响的径向变形量。表3统计了管片衬砌结构的等效螺栓环刚度 k 的计算结果,将表3中的相关参数代入式(9),计算得到砾砂层的中性轴位置与角度 φ 为1.214。

表 3 隧道管片等效螺栓环刚度计算结果统计表
Table 3 Statistics of calculation results of equivalent bolt ring stiffness of tunnel segment

E_j/GPa	A_j/mm^2	l/mm	n	$k/(\text{kN}/\text{m}^3)$
185	443.6	445	30	281 226

设盾构隧道管片带榫环缝影响范围系数 λ 为0.2,则由式(12)~(14)可求得 Z_1 、 Z_2 、 Ψ ,并由式(20)、式(22)可分别求得管片衬砌结构在榫杆连接方式下的纵向等效抗弯刚度 $(EI)_{\text{eq}}$ 和有效率 η ,如表4所示。

表 4 榫杆连接方式的管片纵向等效抗弯刚度计算结果统计表
Table 4 Statistical table of calculation results of longitudinal equivalent bending stiffness of segments with tenon rod connection mode

Z_1	Z_2	Ψ	I_c/m^4	$(EI)_{\text{eq}}/(\text{GPa}\cdot\text{m}^4)$	η
0.012 546	89.56	0.029 647	28.98	158.7	0.146 9

结合模型的计算结果,对预测模型在实际工程中的适用性进行验证。根据现场施工情况及资料,取换步环节千斤顶总顶力、每组千斤顶顶力产生的偏心力偶、顶力偏角的平均值作为小半径盾构区间成形隧道水平轴线偏移量理论计算模型中 $\Phi=0$ 处初始条件的计算依据,由此确定初始条件如表5所示。

表 5 管片水平轴线偏移计算模型初始条件
Table 5 Initial conditions of segment horizontal axis offset calculation model

千斤顶总顶力 F/kN	偏心力偶 $M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	顶力偏角 $\alpha/(^{\circ})$
6 243.15	-1 885.43	-0.550
N_0/kN	$M_0/(\text{kN}\cdot\text{m})$	Q_0/kN
6 242.65	-1 885.20	-55.82

由于依托工程中的管片是等截面的,因此,按照均质文克尔地基有限长度截面圆弧曲梁挠曲问题进行求解。将 $\Phi=0$ 及表2中的已有数据和工程概况资料依次代入式(36)~(40),分别求得 $y(\Phi)$ 、

$\theta(\Phi)$ 、 $M(\Phi)$ 、 $Q(\Phi)$ 、 $N(\Phi)$ 、 $y(\Phi)_{Mi}$ 、 $y(\Phi)_{Pi}$ 、 $y(\Phi)_{qti}$ 、 $y(\Phi)_{qti}$,将计算结果统一代入式(51)、(52)可求得任意位置曲梁的挠度 $y(\Phi)$ 。当 $i=1,2,3\cdots 30$ 时,可按上述过程依次计算得到前30环管片水平轴线偏移量的计算值,如表6所示。

表 6 前 30 环管片水平轴线偏移量的计算结果
Table 6 Numerical calculation results of the horizontal axis offset of the first 30 ring segments

管片编号	理论计算结果/mm	数值模拟结果/mm	管片编号	理论计算结果/mm	数值模拟结果/mm
1	-3.192	-4.295	16	-0.212	-0.230
2	-2.850	-2.943	17	-0.164	-0.184
3	-2.515	-2.599	18	-0.129	-0.142
4	-2.190	-2.264	19	-0.091	-0.103
5	-1.875	-1.941	20	-0.059	-0.068
6	-1.575	-1.631	21	-0.033	-0.041
7	-1.290	-1.337	22	-0.016	-0.021
8	-1.023	-1.062	23	-0.005	-0.009
9	-0.778	-0.809	24	-0.001	-0.002
10	-0.609	-0.634	25	0.000	0.000
11	-0.522	-0.543	26	0.000	0.000
12	-0.459	-0.478	27	0.000	0.000
13	-0.394	-0.414	28	0.001	0.001
14	-0.329	-0.349	29	0.001	0.001
15	-0.254	-0.274	30	0.001	0.001

为保证理论计算结果的可靠性,利用有限元软件,考虑到该软件的计算效率,选取30环管片建立盾构掘进阶段管片错台的有限元模型。建模过程中,选择壳单元模拟每环管片结构,且将壳单元厚度定义为0.3 m,各环管片间相接触的摩擦系数取0.5。为确保计算模型网格划分质量和计算收敛性,以“中性轴”算法来控制网格划分,并采用S4R单元来模拟隧道盾构掘进施工阶段横断面上的管片衬砌结构,如图11所示。据此,根据前述工程概况确定计算模型的几何尺寸及材料参数,如表7所示。



图 11 隧道盾构掘进阶段管片环有限元模型网格划分
Fig. 11 Mesh division of the finite element model of the segment ring in the tunnel shield excavation stage

表 7 模型几何尺寸及物理力学参数表

Table 7 Model geometric dimensions and physical and mechanical parameters

管片外径/ mm	管片内径/ mm	厚度/mm	环宽/mm	标准块圆心 角/(°)	邻接块圆心 角/(°)	强度等级	密度/ (kg/m ³)	弹性模量/ GPa	泊松比
6 000	5 400	300	1 200	72	64.5	C50	2 750	40.5	0.35

利用壳单元模拟隧道盾构掘进施工阶段横断面上的管片衬砌结构,采用数值模拟方法对隧道盾构掘进施工过程中的每一环管片衬砌结构进行计算分析,得出前 30 环管片掘进至每一环时所处断面位置处的水平轴线偏移数值计算结果,如表 6 所示。根据表 6 所示的数值模拟与理论计算结果,为验证理论模型的合理性,根据叠加原理将计算结果进一步整理,得到单环管片水平累计偏移量随施工过程中该环管片位置变化的关系曲线,并将理论计算和数值模拟结果与单环管片水平累计偏移量的现场监测结果进行对比分析。其中,在盾构隧道开挖过程中,为实时监测管片水平轴线偏移情况,保证隧道结构安全,在隧道每一环管片上设置一个监测断面,采用全站仪监测隧道内管片的横向位移,其监测断面及监测点的布置情况如图 12 所示。

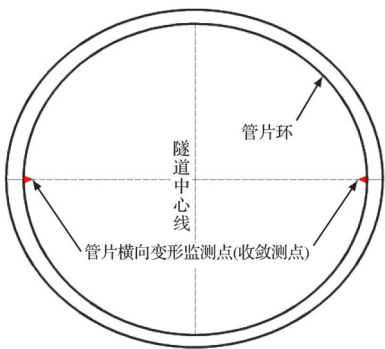


图 12 管片横向位移监测点布置示意图

Fig. 12 Schematic diagram of the layout of the monitoring points for the lateral displacement of the segment

对比分析管片水平累计偏移量从拼装完成开始至脱出盾尾 30 环的理论计算、数值模拟和现场监测结果,如图 13 所示。

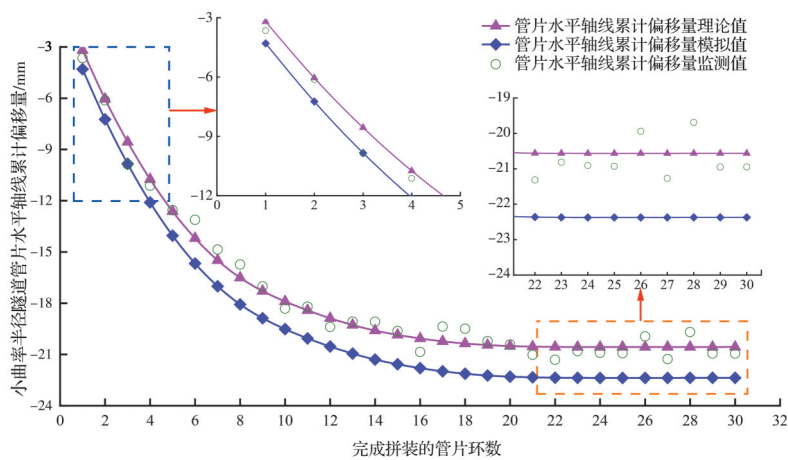


图 13 管片水平轴线累计偏移量结果统计曲线图

Fig. 13 Statistical curve of cumulative offset of segment horizontal axis

由图 13 可知:

1)管片完成拼装的环数在 6 环以内时,理论值与模拟值、监测值之间的差别均相对较小,且这一范围内的理论值与监测值、模拟值之间的最大误差分别为 13.36%、25.68%,但理论值与监测值之间的拟合效果要优于理论值与模拟值之间的拟合效果,因此,与模拟值相比,这一范围内的理论值在计算误差方面仍较小,计算结果更可靠。

2)管片完成拼装的环数在 7~22 环时,管片水平累计偏移量的理论值、模拟值与监测值均表现出随着管片完成拼装环数的增多而逐渐增加的趋势,其中理论值与模拟值的变化趋势大致相同,且随着环数的增加,其增加速率逐渐减小,直至 22 环时趋

向于零。在这一过程中,管片水平累计偏移量的理论值与监测值、模拟值之间的最大误差分别为 4.91%、8.95%,且理论值与监测值之间的拟合效果依旧优于理论值与模拟值之间的拟合效果,因此,与模拟值相比,这一范围内的理论值在计算误差方面仍较小,计算结果依旧可靠。同时,在这一范围内,随着盾构施工掘进的不断进行,模拟值与理论值、监测值之间的差值不断增大,但三者的变化趋势大致吻合,且相对误差不超过 20%,仍在工程经验允许的合理范围内。证明建立的有限元模型是合理的,具有一定适用性。

3)在管片完成拼装的环数在 23~30 环时,管片水平累计偏移量的理论值、监测值和模拟值均趋于

相对平稳且缓和增长状态,最终管片水平累计偏移量在第30环的理论值、模拟值和监测值分别为-20.562、-22.370、-20.949 mm,由此确定,相比数值模拟结果,理论计算结果更加保守。这是由于盾尾毛刷及密封油脂对盾尾管片的包裹作用进行了简化所致,但这一范围内的理论值、模拟值和监测值的变化趋势大致相同,且均保持平缓增长态势,其增长率接近于零。这是由于盾构机向前掘进施工过程中管片壁后豆砾石逐渐封闭成环、受隧道管片内外两侧围岩压力差的影响,最终导致管片水平累计偏移量的增长趋势逐渐减缓且最终趋近于零。在这一范围内,管片水平累计偏移量的理论值与监测值的误差仍整体小于理论值与模拟值的误差。因此,纵观3个阶段,理论值与监测值之间的拟合效果均整体优于理论值与模拟值之间的拟合效果,证明建立的理论计算模型能更好地适用于实际工程,由于模拟值与理论值之间的整体变化趋势大致相同,且三者之间的相对误差均不超过工程经验允许的20%的上限值,通过数值模拟的结果验证了理论计算模型的合理性。

理论计算与数值模拟与现场监测结果均较相符,且相关规律基本保持一致,最终计算结果更偏向于保守。因此,本文所推导出的计算方法具有良好的工程适用性。

4 结论

1)建立的盾构隧道纵向等效连续化改进模型同时考虑了管片环缝及接头构造对纵向刚度的影响、榫杆连接时凹凸榫面的接触滑移以及环间同时出现张开和错台的影响,有效避免了环间螺栓连接方式修正的等效刚度计算结果相对保守的问题,相比传统的志氏模型,纵向刚度有效率的计算结果更契合实际工程需求。

2)建立的小曲率半径隧道盾构施工引起管片水平轴线偏移预测模型可以考虑均质等截面与非均质变截面两种情况,较现有理论所考虑的因素更全面。不仅可利用初参数法求解得到小曲率半径盾构隧道均质等截面文克尔地基曲梁条件下管片任意点的水平轴线偏移量,亦可增加方程中的阶梯数目,以求解非均质变截面文克尔地基曲梁条件下满足精度要求的曲梁挠度数值解。

3)推导得到的小曲率半径盾构隧道曲梁任意点水平轴线偏移量表达式的计算精度较高,与现场监测结果之间的最大误差仅为4.91%,且二者之间误差多数情况下均小于5%,与工程实际相符,能很好地满足工程现场的计算需求。

4)建立的盾构施工荷载作用下带榫管片水平轴线偏移预测模型仅考虑了盾构施工过程中带榫管片的轴线偏移,未将不同管片连接方式和TBM法施工对管片轴线偏移的影响考虑在内。后续应当依托小曲率半径隧道工程分别开展盾构施工和硬岩掘进段的TBM施工引起不同连接方式的管片水平轴线偏移的相关研究,从而建立更加广义且应用范围更广的盾构施工荷载作用下的管片水平轴线偏移预测模型,实现对理论模型的进一步完善和推广。

参考文献

- [1] CHEN B, WEN Z Y. Elastoplastic analysis for the effect of longitudinal uneven settlement [C]// Proceedings of the ITA World Tunnelling Congress 2003. Amsterdam, 2003: 969-974.
- [2] SHIBA Y, KAWASHIMA K, OBINATA N, et al. Evaluation procedure for seismic stress developed in shield tunnels based on seismic deformation method [J]. Doboku Gakkai Ronbunshu, 1989, 1989(404): 385-394.
- [3] 肖中平, 何川, 林刚, 等. 粘性地层地铁盾构隧道管片结构力学特征研究[J]. 现代隧道技术, 2006, 43(6): 18-22.
XIAO Z P, HE C, LIN G, et al. Study on the mechanical behavior of segmental structure of metro shield tunnels in viscous stratum [J]. Modern Tunnelling Technology, 2006, 43(6): 18-22. (in Chinese)
- [4] 臧小龙. 软土盾构隧道纵向结构变形研究[D]. 上海: 同济大学, 2003.
ZANG X L. Study on longitudinal structural deformation of shield tunnel in soft soil [D]. Shanghai: Tongji University, 2003. (in Chinese)
- [5] 廖少明, 侯学渊, 彭芳乐. 隧道纵向剪切传递效应及其一维解析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(7): 1110-1116.
LIAO S M, HOU X Y, PENG F L. Longitudinal shear transfer of tunnel and its 1D analytical solution [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(7): 1110-1116. (in Chinese)
- [6] 张文杰, 徐旭, 李向红, 等. 广义的盾构隧道纵向等效连续化模型研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(Sup 2): 3938-3944.
ZHANG W J, XU X, LI X H, et al. Research on generalized longitudinal equivalent continuous model of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(Sup 2): 3938-3944. (in Chinese)
- [7] 叶飞, 何川, 朱合华, 等. 考虑横向性能的盾构隧道纵向等效刚度分析[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(12):

- 1870-1876.
YE F, HE C, ZHU H H, et al. Longitudinal equivalent rigidity analysis of shield tunnel considering transverse characteristics [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(12): 1870-1876. (in Chinese)
- [8] 李翔宇, 刘国彬, 杨潇, 等. 基于修正纵向等效连续化模型的隧道变形受力研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(4): 662-670.
LI X Y, LIU G B, YANG X, et al. Deformation and stress of tunnel structures based on modified longitudinal equivalent continuous model [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(4): 662-670. (in Chinese)
- [9] 蔡伟阳, 张孟喜. 基于椭圆形式的隧道纵向等效连续化模型分析[J]. 现代隧道技术, 2017, 54(3): 42-49.
CAI W Y, ZHANG M X. Longitudinal equivalent continuous model of a shield tunnel based on the ellipse form [J]. Modern Tunnelling Technology, 2017, 54(3): 42-49. (in Chinese)
- [10] 张鑫海, 魏纲, 林心蓓. 考虑纵向变形影响的基坑下方盾构隧道横向受力变化研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, 39(11): 2351-2364.
ZHANG X H, WEI G, LIN X B. Research on transverse force and deformation of shield tunnels below foundation pits considering influence of longitudinal deformation [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, 39(11): 2351-2364. (in Chinese)
- [11] LOGANATHAN N, POULOS H G. Analytical prediction for tunneling-induced ground movements in clays [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1998, 124(9): 846-856.
- [12] 童磊, 谢康和, 程永锋, 等. 考虑椭圆化地层变形影响的浅埋隧道弹性解[J]. 岩土力学, 2009, 30(2): 393-398.
TONG L, XIE K H, CHENG Y F, et al. Elastic solution of shallow tunnels in clays considering oval deformation of ground [J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(2): 393-398. (in Chinese)
- [13] 丁敏, 石家华, 王斌泰, 等. 解析型几何非线性圆拱单元[J]. 工程力学, 2021, 38(7): 1-8, 29.
DING M, SHI J H, WANG B T, et al. Analytical geometrically nonlinear elements for circular arches [J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(7): 1-8, 29. (in Chinese)
- [14] 金跃郎, 丁文其, 姜弘, 等. 大断面矩形盾构隧道管片接头极限抗弯承载力试验[J]. 中国公路学报, 2017, 30(8): 143-148, 155.
JIN Y L, DING W Q, JIANG H, et al. Test on ultimate bearing capacity of segment joint in shield tunnel with large rectangular cross-section [J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(8): 143-148, 155. (in Chinese)
- [15] 金康宁. 弹性地基圆弧曲梁解析[J]. 武汉城市建设学院学报, 1986, 3(2): 35-42.
JIN K N. Analysis if circularly curved beam in elastical grund [J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Urban Science Edition), 1986, 3(2): 35-42. (in Chinese)
- [16] 梁政. 埋地管道对称水平弯头的弹性地基曲梁解[J]. 西南石油学院学报, 1989, 11(3): 65-74.
LIANG Z. Solution to circular arches on the elastic foundation of the symmetrical horizontal buried pipeline elbow [J]. Journal of Southwest Petroleum Institute, 1989, 11(3): 65-74. (in Chinese)
- [17] 吴奎, 邵珠山, 秦溯. 流变岩体中让压支护作用下隧道力学行为研究[J]. 力学学报, 2020, 52(3): 890-900.
WU K, SHAO Z S, QIN S. Investigation on the mechanical behavior of tunnel supported by yielding supports in rheological rocks [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2020, 52(3): 890-900. (in Chinese)
- [18] 封坤, 刘四进, 邱月, 等. 盾构隧道地层抗力系数的修正计算方法研究[J]. 铁道工程学报, 2014, 31(6): 62-67.
FENG K, LIU S J, QIU Y, et al. Research on the modified calculation method for ground resistance coefficient of shield tunnel [J]. Journal of Railway Engineering Society, 2014, 31(6): 62-67. (in Chinese)
- [19] (日)地盘工学会. 盾构法的调查·设计·施工[M]. 牛清山, 陈凤英, 徐华, 译. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
Geological Society. Design and construction of shield tunneling method [M]. Translated by NIU Q S, CHEN F Y, XU H. Beijing: China Architecture & Building Press, 2008. (in Chinese)
- [20] MUIR WOOD A M. The circular tunnel in elastic ground [J]. Géotechnique, 1975, 25(1): 115-127.
- [21] PLIZZARI G A, TIBERTI G. Steel fibers as reinforcement for precast tunnel segments [C]//Proceedings of the ITA-AITES 2006 World Tunnel Congress and the 32nd ITA General Assembly, Seoul, 2006.
- [22] 吴圣智, 黄群伟, 王明年, 等. 回填层与管片组合结构的支护性能及模型试验研究[J]. 中国铁道科学, 2018, 39(5): 73-79.
WU S Z, HUANG Q W, WANG M N, et al. Supporting performance and model test of backfill layer and segment combined structure [J]. China Railway Science, 2018, 39(5): 73-79. (in Chinese)
- [23] 吴圣智, 姜志毅, 王明年, 等. 考虑回填层的护盾式TBM隧道结构设计方法研究[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(5): 857-863.
WU S Z, JIANG Z Y, WANG M N, et al. Design method for shield TBM tunnels considering backfill [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40

- (5): 857-863. (in Chinese)
- [24] 吴圣智, 黄群伟, 王明年, 等. 护盾式TBM隧道回填层对管片受力的影响[J]. 中国公路学报, 2017, 30(8): 229-237.
- WU S Z, HUANG Q W, WANG M N, et al. Influence of backfill on force of segment in shielded TBM tunnel [J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30 (8): 229-237. (in Chinese)
- [25] 姜志毅, 王明年, 于丽, 等. TBM隧道管片-豆砾石组合支护特性研究[J]. 现代隧道技术, 2018, 55(2): 72-77.
- JIANG Z Y, WANG M N, YU L, et al. On characteristics of combined support with TBM segment and pea gravel [J]. Modern Tunnelling Technology, 2018, 55(2): 72-77. (in Chinese)
- [26] 姜志毅, 王明年, 于丽, 等. TBM隧道豆砾石-地层抗力系数计算方法研究[J]. 地下空间与工程学报, 2017, 13(4): 963-969.
- JIANG Z Y, WANG M N, YU L, et al. Research on the calculation method for pea gravel backfilling layer and ground reaction coefficient of TBM tunnel [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2017, 13(4): 963-969. (in Chinese)
- [27] 陈炜韬, 姜志毅, 董宇苍, 等. 大直径双护盾TBM公路隧道管片分块设计探讨[J]. 铁道科学与工程学报, 2018, 15(1): 170-177.
- CHEN W T, JIANG Z Y, DONG Y C, et al. Discussion on the partition design of large diameter double-shield TBM tunnel segments [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2018, 15(1): 170-177. (in Chinese)
- [28] 陈英军, 王明年, 于丽, 等. 深埋不同水头条件下TBM管片结构力学特性与结构设计[J]. 铁道标准设计, 2017, 61(9): 93-97.
- CHEN Y J, WANG M N, YU L, et al. Structural mechanical properties and structural design of deep buried TBM segments under different water pressure [J]. Railway Standard Design, 2017, 61(9): 93-97. (in Chinese)
- [29] 王光钦. 弹性力学[M]. 北京: 中国铁道出版社, 2008: 66-72.
- WANG G Q. Elastic mechanics [M]. Beijing: China Railway Publishing House, 2008: 66-72. (in Chinese)

(编辑 王秀玲)