

DOI:

考虑接头非线性转动效应的盾构隧道纵向变形解析解

张志伟¹, 郑刚¹, 程雪松^{*1}, 梁荣柱², 杨海滨³, 赵静³, 仲志武³

(1. 天津大学建筑工程学院, 天津 300072; 2. 中国地质大学(武汉)工程学院, 湖北 武汉 410074;

3. 中铁建(天津)轨道交通投资发展有限公司, 天津 300072)

摘要: 纵向轴力和接头螺栓屈服会引起外荷载作用下盾构隧道环间接头转动刚度的显著非线性变化, 现有盾构隧道纵向变形解析方法多是将隧道简化为具有恒定抗弯刚度的等效连续长梁, 难以反映环间接头的非线性转动效应。首先, 考虑盾构隧道横向性能和环间螺栓弹塑性行为, 基于严格的隧道横断面椭圆参数方程推导其环缝分别处于弱拉弯、纯弯和压弯状态下的环间接头转动刚度计算公式; 其次将盾构隧道沿纵向简化为一系列由非线性转动弹簧和线性剪切弹簧连接而成的 Timoshenko 短梁, 同时采用沿隧道外壁均匀分布的法向和切向 Winkler 地基弹簧模拟土-隧道相互作用; 然后借助状态空间法推导外荷载作用下盾构隧道纵向不连续位移解答, 并提出轴向压力作用下隧道纵向变形迭代求解流程; 最后通过对比已有理论方法和某基坑开挖引发下方盾构隧道纵向变形工程的实测结果验证所提方法的合理性, 并基于某地表堆载诱发盾构隧道纵向变形的工程案例研究纵向轴力和横向刚度对隧道纵向变形的影响。研究结果表明: 盾构隧道环间螺栓屈服会显著增大接头张开量和环缝的受拉面积; 轴向压力的施加能够显著降低隧道因基坑卸荷引发的纵向位移、接头张开和环间错台变形。参数分析表明: 随着纵向轴力由拉力增加为压力, 既有隧道最大纵向位移和最大截面转角均逐渐减小, 且减小速率先增大后减小, 而最大接头张开量近似线性减小; 既有隧道横向刚度的降低会导致其纵向位移和接头张开量的显著增加以及环间错台量的略微减小。

关键词: 盾构隧道; 环间接头; 非线性转动效应; 纵向梁-弹簧模型; 状态空间法

中图分类号: TU432

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2023)01-

作者简介: 张志伟(1999—), 男, 博士研究生, 主要从事盾构隧道结构安全保护研究。E-mail: zzw123ab@163.com。

Analytical solution for longitudinal deformation of shield tunnel considering nonlinear rotational effects of circumferential joints

ZHANG Zhi-wei¹, ZHENG Gang¹, CHENG Xue-song^{*1}, LIANG Rong-zhu², Yang Hai-bin³, Zhao Jing³, Zhong Zhi-Wu³

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. Faculty of Engineering, China University of Geosciences, Wuhan 430074, China; 3. CRCC(Tianjin) Rail-transit Investment Development Co. Ltd, Tianjin 300072, China)

Abstract: The longitudinal axial force and the yield of joint bolts can result in significant nonlinear variations in rotational stiffness of circumferential joints of shield tunnel subjected to external loading. The existing analytical methods related to tunnel longitudinal deformation often simplify the tunnel as an equivalent continuous long beam with constant bending stiffness, which are challenging to reflect the nonlinear rotational effects of circumferential joints. Firstly, taking the transverse performance and bolt elastic-plastic behaviors of shield tunnel into account, the expressions of joint rotational stiffness under weak tensile bending, pure bending, and compressive bending conditions are derived based on the strict elliptic parametric equation of tunnel cross-section, respectively. Secondly, the shield tunnel is modeled as a series of Timoshenko short beams connected by nonlinear rotational springs and linear shear springs along its longitudinal direction, meanwhile the soil-tunnel interaction is simulated using normal and tangential Winkler foundation springs, which are evenly distributed on the outer wall of tunnel. Then, the state space method is used to obtain the longitudinal discontinuous displacement of shield tunnel under external loads, and the iterative solution process associated with tunnel longitudinal deformation under axial pressure is proposed. Finally, the proposed method is validated by comparing existing theoretical methods and measurements associated with upper excavation-induced tunnel longitudinal deformation, and the parametric analyses are also carried out to explore the impacts of longitudinal axial force and transverse performance on surface

基金项目: 国家自然科学基金项目 (52178343)

收稿日期: 2024-04-03

*通讯作者 (E-mail: cheng_xuesong@163.com)

surchage-induced tunnel longitudinal deformation using an engineering case. The results show that the yield of longitudinal bolts can significantly increase joint opening and tensile area between adjacent rings; the application of axial pressure can prominently reduce the longitudinal displacement, joint opening, and shearing dislocation of shield tunnel induced by upper excavation. The parametric analyses show that as the longitudinal axial force increases from tension to compression, the tunnel maximum longitudinal displacement and maximum rotational angle decrease nonlinearly at first increased and then reduced rate, and the maximum joint opening diminish approximately linearly. The reduction of tunnel lateral stiffness can lead to significant growth in tunnel longitudinal displacement and joint opening, as well as a slight diminution in shearing dislocation.

Key words: shield tunnel; circumferential joints; nonlinear rotational effects; longitudinal beam-spring model; state space method

0 引言

在役盾构隧道会不可避免地承受因基坑开挖等邻近施工活动或地震作用等诱发的各类附加荷载。过大的附加荷载会引起盾构隧道纵向不均匀变形,进而可能引发其环间变形和渗漏水等一系列病害。就地铁盾构隧道而言,当被引起的病害和变形超过允许限度时都将直接威胁列车的运行安全,因此合理评估盾构隧道在外部荷载扰动下的结构健康状态是目前隧道安全运营阶段的重点问题。

针对外荷载作用下盾构隧道纵向变形问题,国内外学者已借助各种研究手段进行了深入探索^[1-3]。在解析法方面以弹性地基梁法为主,其中 Euler-Bernoulli (EB)^[3]和 Timoshenko(TM)^[4]等效连续梁法因其简单可靠而被广泛用于盾构隧道纵向变形分析。随后 Liu 等^[5]、张治国等^[6]分别在传统 EB 和 TM 连续梁模型的基础上,引入狄拉克函数以反映盾构隧道环缝接头弱化作用。鉴于连续梁模型难以真实反映隧道环间转动和错台变形,为此部分学者提出了协同变形模型^[7],将既有盾构隧道视为弹性地基上系列短梁,采用能量法求解隧道纵向变形。之后 Huang 等^[8]、梁荣柱等^[9]又基于经典纵向梁-弹簧模型^[10],采用转动弹簧模拟隧道接头转动以更加合理地反映盾构隧道环间转动变形。

尽管上述解析方法能够有效地评估外荷载作用下盾构隧道纵向响应,但多是假设盾构隧道的弯曲状态处于纯弯情景,采用恒定的等效抗弯刚度或环间接头转动刚度进行变形求解。然而实际工程中因盾尾千斤顶残留推力、地震荷载和接头螺栓预紧等产生的纵向轴力以及接头螺栓屈服等因素作用,盾构隧道在外荷载作用下其环间接头转动刚度将呈现显著的非线性变化^[11]。Geng 等^[12]基于经典的志波模型推导了考虑纵向轴力影响的不同环缝接触状态下盾构隧道等效抗弯刚度,研究表明隧道等效抗弯刚度对纵向轴力十分敏感。随后 Wang 等^[13]进一步考虑盾构隧道的横向性能,基于椭圆参数方程建立了弯矩-轴力耦合作用下隧道不同弯曲模式下的纵向等效抗弯刚度,研究发现

隧道的横向抗弯刚度与其纵向抗弯刚度呈现密切正相关。

对于考虑非线性抗弯刚度情景下的盾构隧道纵向变形求解,部分学者基于等效连续梁模型建立了考虑非线性等效抗弯刚度的解析解答。Cheng 等^[14]、Li 等^[15]分别考虑了隧道纯弯状态下接头螺栓塑性对等效抗弯刚度的影响,采用 TM 连续梁模型建立了不同荷载作用下的隧道纵向变形的严格解答。Shi 等^[16]亦考虑了轴向压力引起的隧道等效抗弯刚度非线性,基于 TM 连续梁模型并采用有限差分法提出了盾尾非对称推力诱发盾构隧道纵向变形的迭代算法。然而以上方法仅考虑了盾构隧道环缝处于部分张开阶段的抗弯刚度非线性变化,且由于等效连续梁模型中将隧道环段与接头视为整体的固有缺陷,导致其并不能真实反映隧道变形过程中衬砌环段抗弯刚度不变,仅接头转动刚度变化的特点。此外上述方法在采用严格解法和有限差分法对盾构隧道纵向变形的高阶微分方程进行迭代求解时较繁琐。

为此,本文基于经典纵向梁-弹簧模型^[10]的建模概念,提出考虑环间接头非线性转动效应的盾构隧道纵向变形分析方法。首先基于严格的盾构隧道横断面椭圆化变形参数方程推导盾构隧道处于弱拉弯、纯弯和压弯三种受力状态下的环间接头转动刚度公式;其次将盾构隧道沿纵向简化为由非线性转动弹簧和线性剪切弹簧连接而成的 Timoshenko 短梁,同时采用法向和切向的 Winkler 地基弹簧模拟土-隧道相互作用;然后采用状态空间法推导任意外荷载作用下盾构隧道纵向不连续位移解答,并提出相应的迭代求解流程。最后通过对比现有理论方法和某邻近隧道的基坑开挖工程案例验证所提方法的合理性,并以一地表堆载案例研究纵向轴力和横向性能对盾构隧道纵向变形的影响。

1 环间接头非线性转动刚度计算模型

盾构隧道在纵向轴力 N 和弯矩 M 耦合作用下其环间接头转动刚度将呈现显著的非线性变化。此外受

周围水土压力作用而导致的盾构隧道衬砌环近似椭圆状的初始横向变形也会显著影响环间接头的抗弯性能^[13]。因此,本节基于严格的隧道椭圆化横断面参数方程推导轴力和弯矩耦合作用下盾构隧道环间接头转动刚度的计算公式,其中模型基本假定与已有非线性等效抗弯刚度计算模型^[12,13]中一致;螺栓应力-应变关系采用双线型理想弹塑性本构^[12];轴力取正时代表压力,取负时代代表拉力。根据盾构隧道分别处于弱拉弯、纯弯和压弯三种受力状态下其弯曲变形中环缝的接触状态并考虑接头螺栓的弹塑性行为,可将盾构隧道弯曲变形划分为4种模式:(I)环段间完全接触、(II)环段间部分分离(螺栓弹性)、(III)环段间部分分离(部分螺栓塑性)和(IV)环段间完全分离。其中压弯状态下盾构隧道弯曲变形的发展过程为模式 I → II → III;纯弯状态对应的变形发展过程为模式 II → III;而弱拉弯状态对应的变形发展过程为模式 IV → II → III。

盾构隧道初始横断面椭圆化变形程度与其横向刚度有效率 η_T 密切相关。盾构隧道横断面椭圆化变形后的长短轴与横向刚度有效率之间的关系可表示为^[13]:

$$\begin{cases} a = \frac{r}{\eta_T} \\ b = 2r - \frac{r}{\eta_T} \end{cases} \quad (1)$$

式中: a 和 b 分别为隧道横截面的长轴和短轴; r 为隧道环段内外半径 R_i 和 R_o 的平均值。值得注意的是式(1)是基于隧道环段竖向和水平收敛一致性假设得到的。

1.1 弯曲变形模式 I: 环段间完全接触

当作用弯矩较小时,在轴向压力作用下,盾构隧道环缝完全闭合,环段全截面受压,如图1所示,其中面 A 和面 B 分别位于隧道环段半环宽 $l_s/2$ 以及环缝处。基于严格的隧道横断面参数方程可以分别得到分析截面变形的力平衡方程和弯矩平衡方程为:

$$\int_0^\pi \left[E_c \varepsilon_{c1} + \frac{1 - \cos \alpha}{2} E_c (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) \right] I_0 d\alpha = \frac{N}{2at} \quad (2a)$$

$$\int_0^\pi \left[E_c \varepsilon_{c1} + \frac{1 - \cos \alpha}{2} E_c (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) \right] I_0 (1 - \cos \alpha) d\alpha = \frac{M + Nb}{2abt} \quad (2b)$$

式中: E_c 为隧道衬砌弹性模量; ε_{c1} 和 ε_{c2} 分别为隧道环段上下边缘的压应变; e 为隧道横断面离心率, $e = (a^2 - b^2)^{1/2}/a$; t 为隧道环段厚度; $I_0 = (1 - e^2 \cos^2 \alpha)^{1/2}$ 。

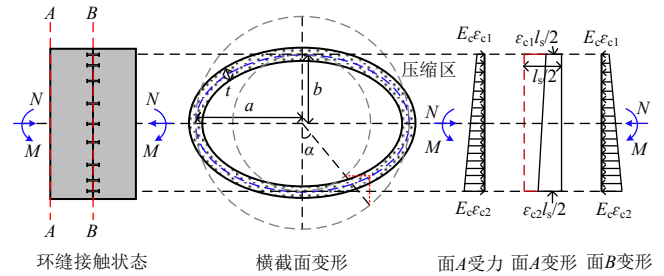


图1 变形模式 I 中隧道截面变形与应力分布

Fig. 1 Deformation and stress distribution of tunnel section in deformation mode I

由式(2)可得隧道环段上下边缘处压应变分别为

$$\varepsilon_{c1} = \frac{(M + Nb)I_2 - NbI_3}{2E_c abt(I_2^2 - I_1 I_3)} \quad (3a)$$

$$\varepsilon_{c2} = \frac{(M + Nb)(I_2 - 2I_1) + Nb(2I_2 - I_3)}{2E_c abt(I_2^2 - I_1 I_3)} \quad (3b)$$

式中: I_1 、 I_2 和 I_3 分别表示为

$$\begin{cases} I_1 = \int_0^\pi \sqrt{1 - e^2 \cos^2 \alpha} d\alpha \\ I_2 = \int_0^\pi \sqrt{1 - e^2 \cos^2 \alpha} (1 - \cos \alpha) d\alpha \\ I_3 = \int_0^\pi \sqrt{1 - e^2 \cos^2 \alpha} (1 - \cos \alpha)^2 d\alpha \end{cases} \quad (4)$$

由于该变形模式下隧道环间无张开,因此环间接头转动刚度 k_θ 可视为无穷大。

1.2 弯曲变形模式 II: 环段间部分分离(螺栓弹性)

如图2所示,随着作用弯矩的增大,盾构隧道相邻环段间将出现部分分离,位于隧道中性轴上方的螺栓和衬砌共同受拉,而中性轴下方区域仅衬砌受压。此模式下隧道分析截面的变形协调和力学平衡方程分别为

$$\frac{\varepsilon_t \lambda l_b}{2} + \frac{\Delta}{2} = \frac{\theta_t}{2} b (1 + \sin \varphi) \quad (5a)$$

$$\frac{\varepsilon_c \lambda l_b}{2} = \frac{\theta_t}{2} b (1 - \sin \varphi) \quad (5b)$$

$$\frac{2E_c \varepsilon_c at}{1 - \sin \varphi} I_4 - \frac{2E_c \varepsilon_t at}{1 + \sin \varphi} I_5 = N \quad (6a)$$

$$\frac{2E_c \varepsilon_c at}{1 - \sin \varphi} I_4 - \frac{2ak_t \Delta}{1 + \sin \varphi} I_5 = N \quad (6b)$$

$$\frac{2E_c \varepsilon_c abt}{1 - \sin \varphi} I_6 + N \sin \varphi b + \frac{2E_c \varepsilon_t abt}{1 + \sin \varphi} I_7 = M \quad (6c)$$

式中: ε_t 和 ε_c 分别为隧道衬砌最大拉应变和压应变; Δ 为螺栓最大伸长量(本文将其近似为环间最大张开量); l_b 为螺栓长度; λ 为环缝影响系数,取值 $0 \sim l_s/l_b$; θ_t 为接头总转角; φ 为中性轴位置角; k_t 为螺栓平均线刚度, $k_t = n_b E_b A_b / 2\pi r \lambda_1 l_b$, $\lambda < 1$ 时, $\lambda_1 = \lambda$; $\lambda \geq 1$ 时, $\lambda_1 = 1$; n_b 为螺栓数量, E_b 和 A_b 分别为螺栓

弹性模量和横截面面积, $A_b = \pi D_b^2/4$, D_b 为螺栓直径。

I_4 、 I_5 、 I_6 和 I_7 分别表示为

$$\begin{cases} I_4 = \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} (\cos \alpha - \sin \varphi) \sqrt{1-e^2 \cos^2 \alpha} d\alpha \\ I_5 = \int_0^{\frac{\pi}{2}+\varphi} (\cos \alpha + \sin \varphi) \sqrt{1-e^2 \cos^2 \alpha} d\alpha \\ I_6 = \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} (\cos \alpha - \sin \varphi)^2 \sqrt{1-e^2 \cos^2 \alpha} d\alpha \\ I_7 = \int_0^{\frac{\pi}{2}+\varphi} (\cos \alpha + \sin \varphi)^2 \sqrt{1-e^2 \cos^2 \alpha} d\alpha \end{cases} \quad (7)$$

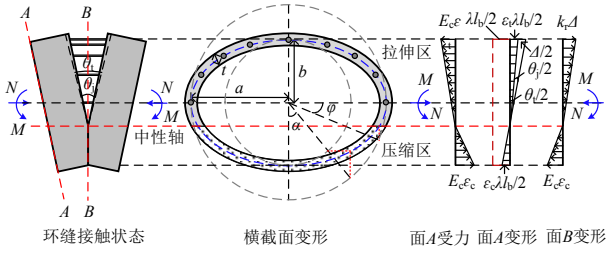


图2 变形模式 II 中隧道截面变形与应力分布

Fig. 2 Deformation and stress distribution of tunnel section in deformation mode II

结合式(5)和式(6)可以得到隧道衬砌最大拉应变和螺栓最大伸长量的表达式分别为

$$\varepsilon_t = \frac{(1 + \sin \varphi) [(M - Nb \sin \varphi) I_4 - Nb I_6]}{2 E_c a b t (I_4 I_7 + I_5 I_6)} \quad (8)$$

$$\Delta = \frac{E_c \varepsilon_t}{k_r} = \gamma \lambda l_b \varepsilon_t, \gamma = \frac{E_c t}{\lambda l_b k_r} \quad (9)$$

由式(5)和(6)还可获得中性轴位置角 φ 的方程为

$$(1 + \gamma) [(M - Nb \sin \varphi) I_4 - Nb I_6] - [(M - Nb \sin \varphi) I_5 + Nb I_7] = 0 \quad (10)$$

采用 Gauss-Legendre 数值积分和二分法可获得式(10)中中性轴位置角 φ 的数值解, 然后结合式(8)和(9)可获得螺栓最大伸长量 Δ , 最后通过环间接头转动刚度的基本定义^[11]可进一步得到 k_0 的表达式为:

$$k_0 = \frac{M b (1 + \sin \varphi)}{\Delta} \quad (11)$$

1.3 弯曲变形模式 III: 环段间部分分离 (部分螺栓塑性)

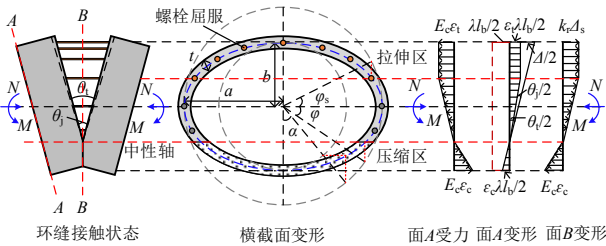


图3 变形模式 III 中隧道截面变形与应力分布

Fig. 3 Deformation and stress distribution of tunnel section in

deformation mode III

盾构隧道弯曲变形的进一步增大会导致其环段截面受拉区域的进一步增加, 当受拉侧部分螺栓伸长量 Δ 达到其屈服变形量 Δ_s 时, 螺栓进入塑性变形阶段, 如图3所示。根据图3可以得到该模式下隧道截面的变形协调和力学平衡方程分别为

$$\frac{\varepsilon_t \lambda l_b}{2} + \frac{\Delta_s}{2} = \frac{\theta_t}{2} b (\sin \varphi_s + \sin \varphi) \quad (12)$$

$$\frac{2 E_c \varepsilon_c a t}{1 - \sin \varphi} I_4 - 2 E_c \varepsilon_t \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi_s} I_0 d\alpha t - \frac{2 E_c \varepsilon_t a t}{\sin \varphi + \sin \varphi_s} \int_{\frac{\pi}{2}-\varphi_s}^{\frac{\pi}{2}+\varphi} (\cos \alpha + \sin \varphi) I_0 d\alpha = N \quad (13a)$$

$$\frac{2 E_c \varepsilon_c a t}{1 - \sin \varphi} I_4 - 2 k_r \Delta_s \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi_s} a \sqrt{1-e^2 \cos^2 \alpha} d\alpha - \frac{2 k_r \Delta_s a}{\sin \varphi + \sin \varphi_s} \int_{\frac{\pi}{2}-\varphi_s}^{\frac{\pi}{2}+\varphi} (\cos \alpha + \sin \varphi) I_0 d\alpha = N \quad (13b)$$

$$\begin{aligned} & \frac{2 E_c \varepsilon_c a b t}{1 - \sin \varphi} I_6 + 2 E_c \varepsilon_t \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi_s} a b t (\cos \alpha + \sin \varphi) I_0 d\alpha - M \\ & + \frac{2 E_c \varepsilon_t a b t}{\sin \varphi + \sin \varphi_s} \int_{\frac{\pi}{2}-\varphi_s}^{\frac{\pi}{2}+\varphi} (\cos \alpha + \sin \varphi)^2 I_0 d\alpha = -N b \sin \varphi \end{aligned} \quad (13c)$$

式中: Δ_s 为螺栓屈服变形量, $\Delta_s = f_y \lambda l_b / E_b$, f_y 为螺栓屈服应力; φ_s 为螺栓屈服区位置角。

由于式(13)中中性轴位置角 φ 和螺栓屈服区位置角 φ_s 无显式解析解, 因此可采用最小二乘法来获得非线性方程组式(5)、(12)和(13)中螺栓最大伸长量 Δ 和中性轴位置角 φ 等未知参数的解。之后根据式(11)可计算得到隧道环间接头转动刚度 k_0 。

1.4 弯曲变形模式 IV: 环段间完全分离

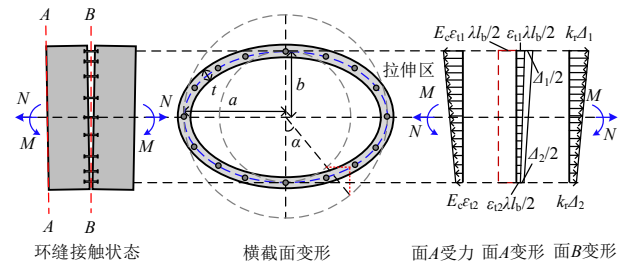


图4 变形模式 IV 中隧道截面变形与应力分布

Fig. 4 Deformation and stress distribution of tunnel section in

deformation mode IV

对于弱拉弯状态下的盾构隧道, 当作用于环缝处的弯矩较小时, 在轴向拉力作用下隧道环缝完全张开, 此时隧道环段全截面上螺栓与衬砌共同受拉, 如图4所示。该模式下分析截面的力平衡方程和弯矩平衡方程为

$$\int_0^{\pi} \left[E_c \varepsilon_{t2} + \frac{1 + \cos \alpha}{2} E_c (\varepsilon_{t1} - \varepsilon_{t2}) \right] I_0 d\alpha = \frac{N}{2 a t} \quad (14a)$$

$$\int_0^\pi \left[E_c \varepsilon_{t2} + \frac{1+\cos\alpha}{2} E_c (\varepsilon_{t1} - \varepsilon_{t2}) \right] (1+\cos\alpha) I_0 d\alpha = \frac{M + Nb}{2abt} \quad (14b)$$

$$\int_0^\pi \left[k_r A_2 + \frac{1+\cos\alpha}{2} k_r (A_1 - A_2) \right] I_0 d\alpha = \frac{N}{2a} \quad (14c)$$

$$\int_0^\pi \left[k_r A_2 + \frac{1+\cos\alpha}{2} k_r (A_1 - A_2) \right] I_0 (1+\cos\alpha) d\alpha = \frac{M + Nb}{2ab} \quad (14d)$$

式中: ε_{t1} 和 ε_{t2} 分别为隧道衬砌上下边缘的拉应变; A_1 和 A_2 分别为隧道顶部和底部的螺栓最大伸长量。

由式(14)可以得到 A_1 和 A_2 的表达式分别为

$$A_1 = \frac{Nb(2I_1 + I_9 - 3I_8) + M(2I_1 - I_8)}{2abk_r(I_1 I_9 - I_8^2)} \quad (15a)$$

$$A_2 = \frac{Nb(I_9 - I_8) - MI_8}{2abk_r(I_1 I_9 - I_8^2)} \quad (15b)$$

式中: I_8 和 I_9 分别为

$$\begin{cases} I_8 = \int_0^\pi \sqrt{1-e^2 \cos^2 \alpha} (1+\cos\alpha) d\alpha \\ I_9 = \int_0^\pi \sqrt{1-e^2 \cos^2 \alpha} (1+\cos\alpha)^2 d\alpha \end{cases} \quad (16)$$

根据式(15)可进一步得到该模式下盾构隧道环间接头转动刚度为

$$k_\theta = \frac{2bM}{A_1 - A_2} \quad (17)$$

通过改变压弯荷载作用下盾构隧道变形模式(Ⅱ)和(Ⅲ)中纵向轴力的正负方向可以进一步获得拉弯荷载作用下盾构隧道的弯曲变形模式及相应的接头转动刚度 k_θ 。此外令式(3a)中 ε_{c1} 和式(15b)中 A_2 为 0 可以得到压弯状态下模式(I)和拉弯状态下模式(Ⅳ)分别转变为模式(Ⅱ)的临界弯矩 M_c 和 M_t 为

$$M_c = \frac{Nb(I_3 - I_2)}{I_2} \quad (18)$$

$$M_t = \frac{Nb(I_9 - I_8)}{I_8} \quad (19)$$

同样, 通过将压弯荷载作用下盾构隧道变形模式(Ⅱ)和(Ⅲ)中纵向轴力设置为 0 即可获得盾构隧道处于纯弯状态下其相应的弯曲变形模式和接头转动刚度。

2 外荷载引起盾构隧道纵向变形推导

2.1 土-隧道相互作用分析模型

盾构隧道沿纵向是由一系列衬砌环段通过接头螺栓连接而成, 接头的存在会导致外荷载作用下隧道沿纵向同时发生弯曲和错台变形。因此本文将盾构隧道沿纵向建模为梁-弹簧模型, 如图 5 所示。其中隧道

环段被简化为 TM 短梁, 采用非线性转动弹簧和线性剪切弹簧分别模拟环间接头的转动和错台变形。基于 TM 梁理论^[4], 可以获得隧道衬砌环段的力学平衡方程为

$$Q = \kappa GA \left(\theta - \frac{dw}{dy} \right), \quad M = EI \frac{d\theta}{dy} + Nw \quad (20a)$$

$$\frac{dM}{dy} = Q, \quad \frac{dQ}{dy} = p \quad (20b)$$

式中: κGA 为隧道环段剪切刚度, κ 为剪切系数, 取 0.5^[5]; θ 为隧道截面转角; EI 为隧道环段抗弯刚度; p 为隧道承受的外荷载; Q 为隧道剪力。

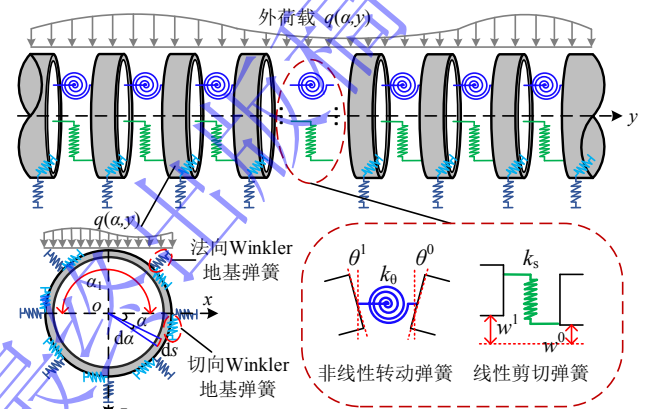


图 5 土-隧道相互作用分析模型

Fig. 5 Analytical model of soil-tunnel interaction

在现有的土-隧道分析模型中, 通常通过隧道底部的土体弹簧来描述土与隧道之间的相互作用^[3-10], 难以准确反映周围土体对隧道的约束作用。因此本文中采用法向和切向的 Winkler 地基弹簧来模拟土与隧道之间的相互作用, 其中法向弹簧受压不受拉, 如图 5 所示。考虑隧道横断面的初始椭圆化变形, 由图 5 可得到隧道环段的剪力平衡方程为

$$\frac{dQ}{dy} = q - (I_{10}k_n + I_{11}k_t)w = q - k_v w \quad (21)$$

式中: q 为施加的外荷载; k_n 和 k_t 分别为法向和切向 Winkler 地基弹簧系数, 对于力输入条件, k_n 可根据文献^[17]进行计算, 而 k_t 可取 $k_n/3$ ^[18]; I_{10} 和 I_{11} 分别表示为

$$\begin{cases} I_{10} = \int_0^\pi \frac{(b+t/2)\sin^2 \alpha}{\sqrt{1-e_1^2 \cos^2 \alpha}} d\alpha \\ I_{11} = \int_0^{2\pi} \frac{(b+t/2)\cos^2 \alpha}{\sqrt{1-e_1^2 \cos^2 \alpha}} d\alpha \end{cases} \quad (22)$$

式中: e_1 为隧道横断面离心率, $e_1 = ((a+t/2)^2 - (b+t/2)^2)^{1/2} / (a+t/2)$ 。

此外为简化分析, 假设盾构隧道在纵向变形过程

中其横断面形状不再发生变化。

2.2 外荷载作用下盾构隧道纵向变形推导

基于建立的土-隧道分析模型，对式(20)和(21)进行无量纲化处理并整理成以下矩阵形式：

$$\frac{d\bar{\mathbf{x}}}{d\bar{y}} = \bar{\mathbf{A}}\bar{\mathbf{x}} + \bar{\mathbf{q}} \quad (23)$$

式中： $\bar{\mathbf{x}}$ 为隧道截面状态向量； $\bar{\mathbf{A}}$ 为系统矩阵； $\bar{\mathbf{q}}$ 为荷载向量；分别表示为

$$\bar{\mathbf{x}} = \begin{Bmatrix} \bar{w} \\ \theta \\ \bar{Q} \\ \bar{M} \end{Bmatrix}, \bar{\mathbf{A}} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & -1 & 0 \\ -\bar{N}\mu & 0 & 0 & 1 \\ -\bar{k}_v & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \mu & 0 \end{bmatrix}, \bar{\mathbf{q}} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \bar{q} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (24)$$

式中各无量纲化变量表示为

$$\bar{w} = w/r, \quad \bar{Q} = Q/\kappa GA, \quad \bar{M} = Mr/EI \quad (25a)$$

$$\bar{k}_v = k_v r^2 / \kappa GA, \quad \bar{q} = qr/\kappa GA, \quad \bar{y} = y/r \quad (25b)$$

$$\bar{N} = N/\kappa GA, \quad \mu = \kappa GA r^2 / EI \quad (25c)$$

状态方程(23)的解可表示为：

$$\bar{\mathbf{x}} = \bar{\mathbf{T}} \cdot \bar{\mathbf{x}}_0 + \bar{\mathbf{f}} \quad (26)$$

式中： $\bar{\mathbf{x}}_0$ 为隧道环段始端截面状态向量； $\bar{\mathbf{T}}$ 为传递矩阵； $\bar{\mathbf{f}}$ 为荷载积分向量；分别表示为

$$\begin{cases} \bar{\mathbf{T}} = e^{\bar{\mathbf{A}}(\bar{y} - \bar{y}_0)} \\ \bar{\mathbf{f}} = \int_{\bar{y}_0}^{\bar{y}} e^{\bar{\mathbf{A}}(\bar{y} - \xi)} \bar{\mathbf{q}}(\xi) d\xi \end{cases} \quad (27)$$

由式(26)可以得到隧道任意环段前后截面对应状态向量之间的关系为

$$\bar{\mathbf{x}}_1(\bar{y}_1) = \bar{\mathbf{T}}(\bar{y}_1 - \bar{y}_0) \cdot \bar{\mathbf{x}}_0(\bar{y}_0) + \bar{\mathbf{f}}(\bar{y}_1 - \bar{y}_0) \quad (28)$$

式中：角标 0 和 1 分别代表环段的始端和末端截面。

根据隧道接头处位移不连续条件可以获得以下方程

$$\begin{cases} M_0^{(j+1)} = k_\theta^{(j)} (\theta_0^{(j+1)} - \theta_1^{(j)}) \\ Q_0^{(j+1)} = k_s^{(j)} (w_0^{(j+1)} - w_1^{(j)}) \end{cases} \quad (29)$$

式中： k_s 为环间接头剪切刚度，可根据 Huang 等^[8]提出的接头剪切刚度公式计算

$$k_s = \frac{\xi n_b \kappa_b G_b A_b \kappa GA}{l_b (\kappa GA - n_b \kappa_b G_b A_b)} \quad (30)$$

式中： κ_b 为螺栓剪切系数，取 0.9^[4]； G_b 为螺栓剪切模量； ξ 为剪切刚度修正系数，当隧道承受轴向拉力或无轴向力作用时，可取 1；而当隧道承受轴向压力时，轴向压力会导致相邻环段间产生静摩擦力，从而阻止错台的发生，反映为剪切刚度的提高，此时 ξ 大于 1。

对式(29)进行无量纲化处理并整理成以下形式

$$\bar{\mathbf{x}}_0^{(j+1)} = \bar{\mathbf{J}}^{(j)} \bar{\mathbf{x}}_1^{(j)} \quad (31)$$

式中： $\bar{\mathbf{x}}_0^{(j+1)}$ 为隧道第 $j+1$ 个环段始端截面状态向量； $\bar{\mathbf{J}}$ 为隧道接头传递矩阵； $\bar{\mathbf{x}}_1^{(j)}$ 为隧道第 j 个环段

末端截面状态向量。分别表示为

$$\bar{\mathbf{x}}_0^{(j+1)} = \begin{Bmatrix} \bar{w}_0^{(j+1)} \\ \theta_0^{(j+1)} \\ \bar{Q}_0^{(j+1)} \\ \bar{M}_0^{(j+1)} \end{Bmatrix}, \bar{\mathbf{J}}^{(j)} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1/\bar{k}_s^{(j)} & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1/\bar{k}_\theta^{(j)} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix},$$

$$\bar{\mathbf{x}}_1^{(j)} = \begin{Bmatrix} \bar{w}_1^{(j)} \\ \theta_1^{(j)} \\ \bar{Q}_1^{(j)} \\ \bar{M}_1^{(j)} \end{Bmatrix}, \bar{k}_\theta^{(j)} = k_\theta^{(j)} r / EI, \bar{k}_s = k_s^{(j)} r / \kappa GA \quad (32)$$

结合式(28)和(31)可以得到隧道计算长度（包含 n 环）内其始端截面状态向量与末端截面状态向量之间的传递关系为

$$\bar{\mathbf{x}}_1^{(n)} = \bar{\mathbf{H}} \cdot \bar{\mathbf{x}}_0^{(1)} + \bar{\mathbf{p}} \quad (33)$$

式中： $\bar{\mathbf{H}}$ 和 $\bar{\mathbf{p}}$ 分别表示为

$$\bar{\mathbf{H}} = \bar{\mathbf{T}}^{(n)} \bar{\mathbf{J}}^{(n-1)} \bar{\mathbf{T}}^{(n-1)} \bar{\mathbf{J}}^{(n-2)} \dots \bar{\mathbf{T}}^{(2)} \bar{\mathbf{J}}^{(1)} \bar{\mathbf{T}}^{(1)} \quad (34a)$$

$$\bar{\mathbf{p}} = \bar{\mathbf{T}}^{(n)} \bar{\mathbf{J}}^{(n-1)} \dots \bar{\mathbf{J}}^{(1)} \bar{\mathbf{f}}^{(1)} + \dots + \bar{\mathbf{T}}^{(n)} \bar{\mathbf{J}}^{(n-1)} \bar{\mathbf{f}}^{(n-1)} + \bar{\mathbf{f}}^{(n)} \quad (34b)$$

式(33)中包含 4 个位移未知量和 4 个内力未知量，通过补充两个任意边界条件可以求解，从而得到隧道始端截面状态向量 $\bar{\mathbf{x}}_0^{(1)}$ 。之后结合式(28)和(31)可以获得隧道任意截面的状态向量，最后由式(25)进行量纲化处理即可得到隧道真实位移和内力。

由于隧道环间接头转动刚度并非定值，因此需采用迭代算法进行隧道位移和内力的求解。以处于压弯状态下盾构隧道为例，图 6 给出了本文方法用于求解盾构隧道承受轴向压力作用时因任意外荷载引起其纵向变形的迭代流程。

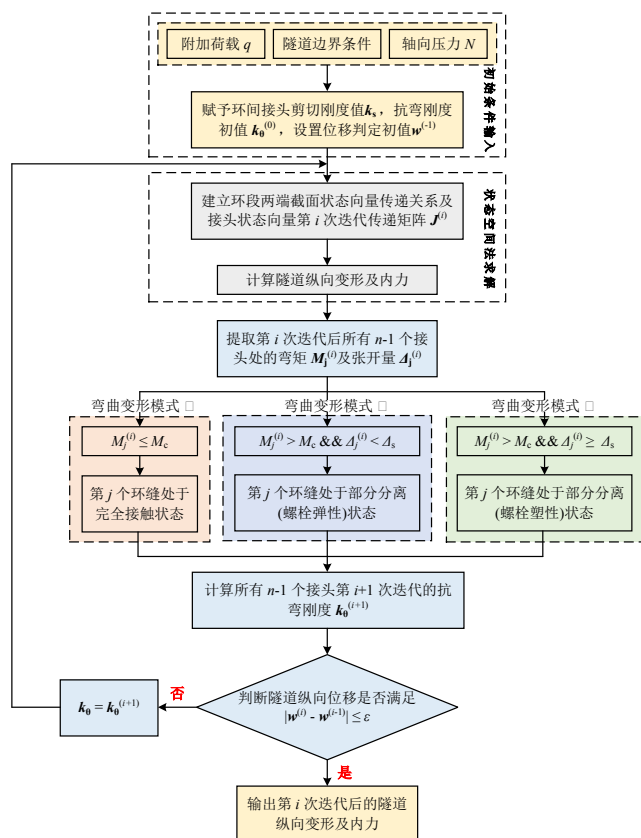


图 6 轴向受压状态下盾构隧道纵向变形迭代求解流程

Fig. 6 Iterative process for longitudinal deformation of shield tunnel under the axial compression state

3 解析解验证

3.1 接头非线性转动刚度计算模型验证

张景等^[11]以某地铁工程区间盾构隧道为例, 基于所提出的盾构隧道环间接头非线性抗弯刚度模型, 分别研究了压弯、纯弯和弱拉弯状态下隧道环间接头抗弯刚度随纵向轴力和弯矩的变化规律。其用于分析的隧道衬砌和螺栓相关参数如表 1 所示。为保证退化解与既有解对比的一致性, 本文所建立模型中环缝影响系数 λ 取 l_s/b , 横向刚度有效率 η_T 取 1。

表 1 隧道管片和纵向螺栓尺寸及材料参数^[11]

Table 1 Dimensions and material parameters of tunnel longitudinal bolts and segmental rings

R_o/m	R_i/m	E_c/MPa	n_b
3.35	3	3.45×10^4	16
l_b/m	D_b/mm	E_b/MPa	f_y/MPa
0.4	30	2.06×10^5	640

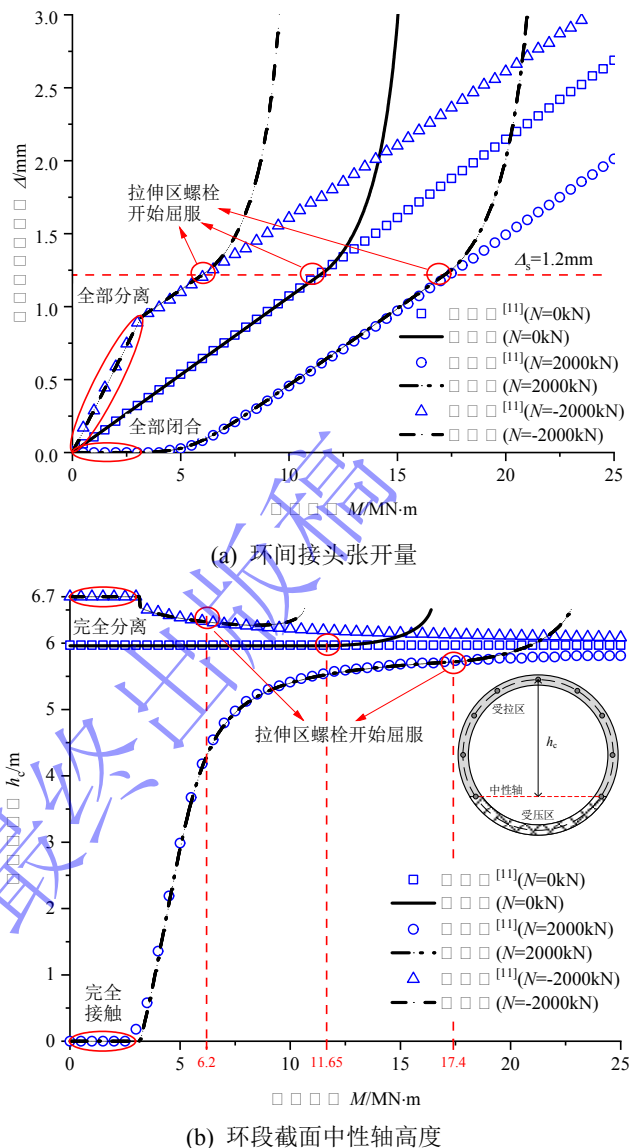


图 7 不同接头非线性转动刚度模型计算结果对比

Fig. 7 Comparisons of calculated results using different models for nonlinear rotational stiffness of joints

图 7 给出了本文接头非线性转动刚度模型计算结果与张景等^[11]建立的计算模型结果对比, 其中纵向轴力 N 以压力为正。从图中可以看出, 当盾构隧道接头螺栓均处于弹性阶段时, 本文退化解与既有模型之间具有良好的一致性, 验证了本文接头非线性转动刚度模型的合理性。如图 7(a)所示, 在螺栓屈服前, 纯弯状态下隧道接头张开量随着弯矩的增加而线性增加; 而压弯和弱拉弯状态下的隧道接头张开量则与弯矩之间表现出明显的非线性变化关系。螺栓达到屈服后, 三种受力状态下的隧道接头张开量均随着作用弯矩的进一步增大而近似指数增加。张景等的方法由于未考虑螺栓的塑性行为, 因此不能反映出螺栓屈服后的接头变形规律。进一步观察发现, 同一弯矩作用下螺栓进入塑性会显著增大接头张开量。这表明当隧道

承受较大弯矩作用时，忽略螺栓的塑性行为将导致对接头张开量的低估，从而使得隧道变形评估偏于危险。图 7(b)为三种受力状态下隧道环段截面中性轴高度随作用弯矩的变化图。由图可知，螺栓屈服前，随着弯矩的增加，纯弯状态下中性轴高度始终不变；压弯状态下中性轴高度逐渐增加，截面受拉区域增大；而弱拉弯状态下中性轴高度逐渐降低，截面受压区域增大。螺栓屈服后，三种受力状态下的隧道截面中性轴高度均随着弯矩的增加而明显增大。这意味着螺栓屈服会导致截面受拉面积的进一步增加，可能会造成衬砌出现受拉破坏。相反不考虑螺栓塑性时，三种状态下隧道环段截面中性轴高度在弯矩较大时几乎不再变化。

3.2 纵向变形解析验证

本节以处于压弯情景下的既有盾构隧道为例，通过上海延安东路北线隧道上方某基坑开挖工程^[19,20]来验证所提盾构隧道纵向变形分析方法的合理性。延安东路北线隧道相关结构和材料参数如表 2 所示，其中环间螺栓的预应力为 7×10^4 kPa^[20]，即可视为螺栓预紧产生的轴向压力 N 约为 2539.2 kN。北线隧道轴线埋深约为 21.9 m，主要位于④淤泥质黏土层中。北线隧道上方开挖基坑为长约 100 m，宽约 10 m 的矩形基坑，基坑开挖深度约为 11 m，开挖土层主要为黏土及粉质黏土层。基坑与既有隧道的平面夹角约为 75° ，坑底距隧道拱顶的垂直距离约为 5.4 m。开挖基坑坑底垂直卸载应力约为 139.3 kPa^[21]，其诱发的作用于既有隧道拱顶处的附加荷载采用 Mindlin 应力解进行计算。考虑到实际工程中坑底土体加固及隔离墙的保护作用，因此本文假定其对附加荷载的折减系数为 0.8。

表 2 北线隧道结构尺寸及材料参数^[20]

Table 2 Structural dimensions and material parameters of the northern tunnel

R_o/m	R_i/m	l_c/m	t/m	E_c/MPa	ν_c
5.5	4.95	1	0.55	3.45×10^4	0.2
n_b	D_b/mm	l_b/m	E_b/MPa	ν_b	f_y/MPa
32	38	0.76	2.06×10^5	0.3	640

地基土弹性模量 E_s 和泊松比 ν_s 分别取 30.8 MPa 和 0.2^[22]；横向刚度有效率 η_T 取 0.85^[23]；环缝影响系数 λ 取 0.54^[24]。根据式(11)和(29)计算得到无轴力作用 ($N = 0$ kN) 时既有盾构隧道接头螺栓处于弹性阶段时的环间接头转动刚度 k_θ 和剪切刚度 k_s 分别为 4.5×10^8 kN·m·rad⁻¹ 和 7.6×10^6 kN·m⁻¹；既有隧道两端边界条件设置为自由约束；参考文献[25]中顺逆剪工况下轴向压力从 1000kN 增加至 2500kN 约会提高

盾构隧道接头剪切刚度 1.4 ~ 2.8 倍的研究结果，本例中接头剪切刚度修正系数 ξ 分别取 2.5、5.0 和 10 以考虑预紧压力可能引起的接头剪切刚度不同程度的提高。

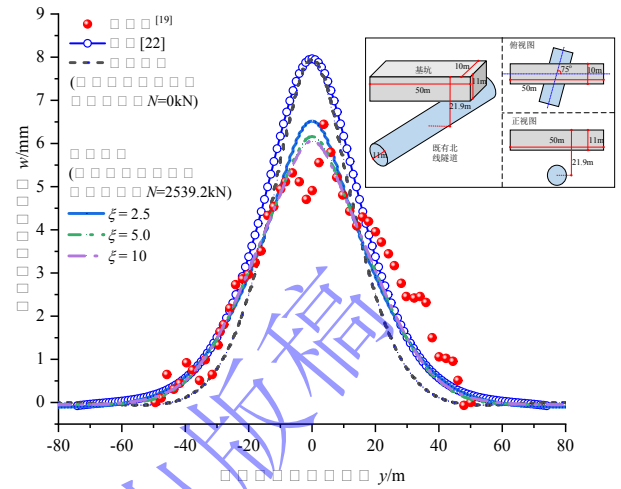


图 8 不同方法计算得到的隧道纵向隆起对比

Fig. 8 Comparisons of tunnel heaves using different methods

图 8 为本文方法计算得到的隧道纵向隆起值与实测值^[19]及文献[22]计算结果的对比，其中文献[22]采用了 Winkler 地基上 TM 等效连续梁模型来预测隧道隆起值。由图可知，当不考虑螺栓预紧产生的轴向压力时，本文方法预测的隧道隆起范围略窄于既有理论方法，两者计算的隧道最大隆起值较接近，均高估了既有隧道隆起位移。当考虑螺栓预紧产生的轴向压力后，本文方法计算的隧道隆起位移较其他两种方法显著降低，且与实测值较为接近。以 $\xi = 2.5$ 时为例，本文方法计算的隧道最大隆起值较不考虑轴向压力时降低了约 17.7 %。这是由于轴向压力同时提高了隧道环间接头的转动刚度和剪切刚度，导致接头抵抗变形的能力增强，从而抑制了隧道隆起。此外随着修正剪切刚度系数 ξ 的增加，即管片环间摩擦力的增加，隧道隆起位移逐渐降低，然而当系数 ξ 增加至 5.0 后，其对隧道隆起位移的影响较小。以上结果表明轴向压力的施加能够有效减少隧道的隆起变形。

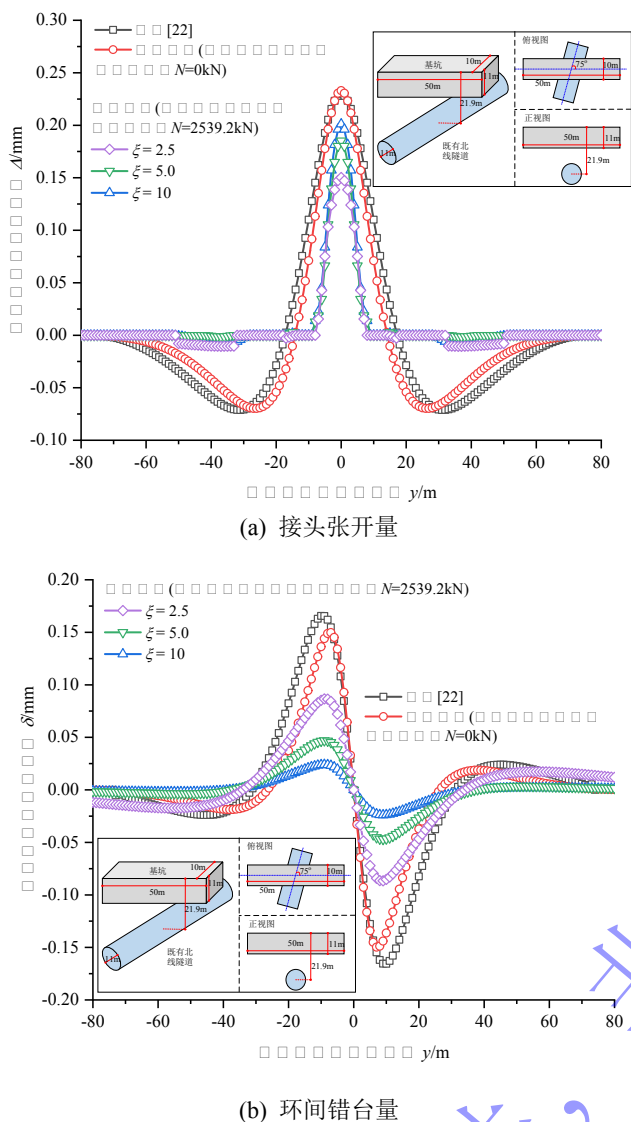


图9 不同方法计算得到的既有隧道环间变形对比

Fig. 9 Comparisons of deformations between rings of existing tunnel obtained from different methods

图9亦给出了不同方法计算得到的北线隧道环间变形对比。由图9(a)可知,所提方法(轴向压力 $N=0$ kN)计算得到的隧道接头张开量分布曲线接近于既有理论方法。当轴向压力 N 被施加后,隧道接头张开量明显降低,最大接头张开量减少了约56.5% ($\xi=2.5$),且距离开挖轴线约9 m范围外的隧道接头张开量几乎为0。这是由于轴向压力的存在提高了隧道环缝从完全闭合阶段进入部分分离阶段的临界弯矩值,导致距离开挖轴线约9 m范围外的隧道环缝均处于完全闭合状态。此外系数 ξ 的增加略微提高了接头最大张开量,这是由于接头剪切刚度增大减少错台量的同时也会导致接头张开量的增加。如图9(b)所示,考虑螺栓预紧产生的轴向压力后,既有隧道最大环间错台量降低了约46.7% ($\xi=2.5$),同时随着系数 ξ 的增加,环间错台量也逐渐减小。这是由于接头

螺栓预紧产生的轴向压力导致隧道相邻环段间产生静摩擦力,从而抑制环间错台的发生。以上结果也表明接头螺栓预紧产生的轴向压力能够显著抑制隧道接头的张开和错台变形。

4 参数敏感性分析

通过软土地区某地表堆载诱发既有盾构隧道纵向变形的工程案例(图10),进一步验证所提方法的适用性并研究纵向轴力和横向刚度有效率对既有隧道纵向变形的影响。既有隧道为软土地区典型的外径6.2 m盾构隧道,其结构和材料参数可参考文献[4]。堆载位于隧道正上方10 m $\times$ 10 m区域,均布荷载为300 kPa,堆载引起的隧道附加应力采用Boussinesq应力解进行计算。既有隧道轴线埋深为15 m,地基土 E_s 和 ν_s 分别取20 MPa和0.3;既有隧道环缝影响系数取0.47[24]。

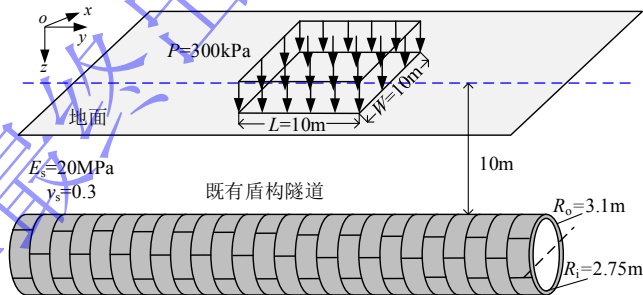


图10 地表堆载与既有隧道的位置关系

Fig. 10 Relative position between surface surcharge and old tunnel

4.1 纵向轴力

受地震作用和施工期盾尾千斤顶推力影响,盾构隧道环面上会存在不同程度的轴向拉力和压力。对于前者,根据耿萍等[26]对直径6.0 m和6.2 m盾构隧道工程的调研结果表明,地震作用引发的隧道环面上纵向拉力的大小约为-5588 kN ~ -1555 kN。对于后者,柳献等[27]通过研究盾构隧道环间纵向压力时变规律发现,盾构隧道最终残留的纵向力大小约为掘进阶段千斤顶顶力的20.4%~44%。参考文献[16]中外径6.0 m盾构隧道在掘进时千斤顶总推力的波动范围为5 ~ 12.5 MN,因此本节中纵向轴力的分析范围被设定为-3000 ~ 9000 kN。此外考虑到隧道纵向轴力对其接头剪切刚度的影响难以准确度量,因此本节中假设接头剪切刚度为无穷大。此外隧道横向刚度有效率 η_T 取1。

图11为不同纵向轴力作用下既有隧道纵向沉降分布曲线,其中采用堆载宽度 $L/2$ 对隧道纵向位置 y 进行了归一化处理。如图11所示,随着纵向轴力由拉力逐渐增加为压力,既有隧道沉降值逐渐降低,同

时沉降范围不断增加。隧道最大沉降值随着纵向轴力的增加以先增大后减小的速率非线性减小，并在 N 约为 7000 kN 时低于《规范》^[28] 预警值 10 mm。

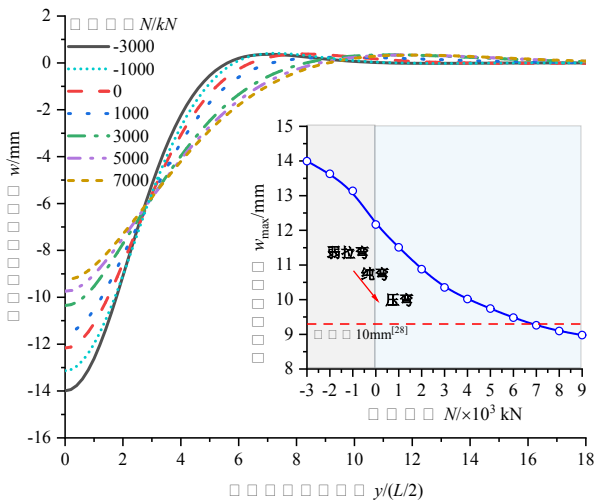
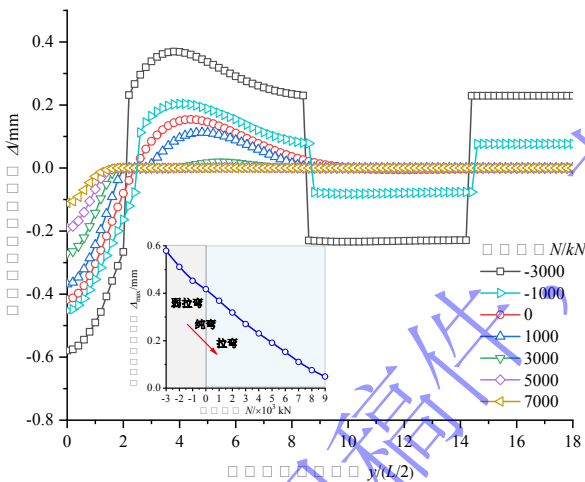
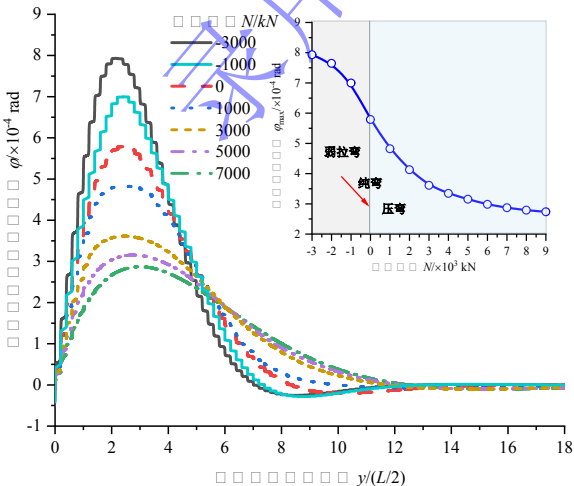


图 11 纵向轴力与既有隧道纵向沉降的变化关系

Fig. 11 Relationships between the longitudinal axial force and longitudinal settlement of existing tunnel



(a) 接头张开量



(b) 环段截面转角

图 12 纵向轴力与既有隧道接头张开量和截面转角的变化关系
Fig. 12 Relationships of the longitudinal axial force, joint opening and cross-sectional rotation angle of existing tunnel

图 12(a)为既有盾构隧道接头张开量随纵向轴力变化图。当纵向轴力为拉力时，拉弯状态下的盾构隧道由于其各环缝均处于完全分离或部分分离模式，因此各接头处张开量均大于 0。随着纵向轴力由拉力逐渐增加为压力，隧道最大接头张开量近似线性降低，同时既有隧道接头张开发生范围也逐渐缩小。图 12(b)进一步给出了纵向轴力与既有隧道环段截面转角的变化关系。由图可知，随着纵向轴力由拉力增加至压力，隧道截面转角逐渐减小，同时截面受影响范围增加；最大截面转角呈现出与最大纵向沉降相同的变化规律，即随着轴力的增加非线性减少。此外，转角变形曲线上代表接头相对转角的“台阶”逐渐缩短，导致转角曲线逐渐平滑，这表明轴向压力的增大提高了接头的抗弯能力，从而抑制了相邻环段间的转动变形。

4.2 横向刚度有效率

本节进一步研究既有盾构隧道横向刚度有效率对其纵向变形的影响，其中纵向轴力设置为 0 kN。图 13 为既有隧道纵向沉降随横向刚度有效率 η_T 的变化图。从图中可以看出随着 η_T 的降低，既有隧道最大沉降值非线性增加，而沉降范围几乎不受影响。由式 (1)可知，隧道横向刚度有效率的降低会增大其横断面的初始椭圆化变形，这表明隧道横截面过大的椭圆化变形会显著增大其在外荷载作用下的纵向沉降。因此实际工程中可通过提高隧道环内接头刚度或采取土体注浆加固来提高地层抗力等措施来增大隧道横向刚度有效率。

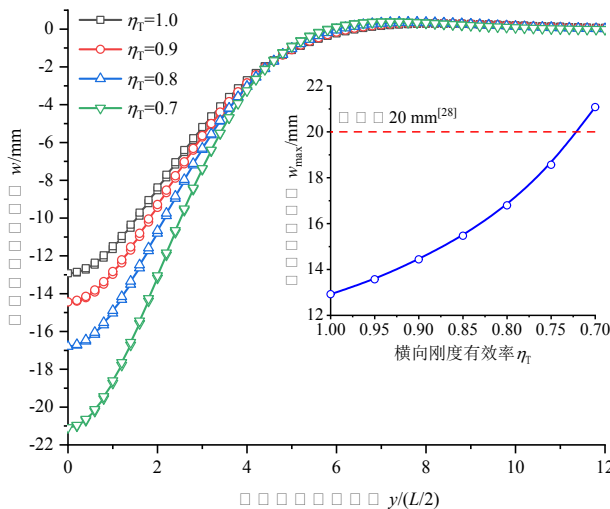
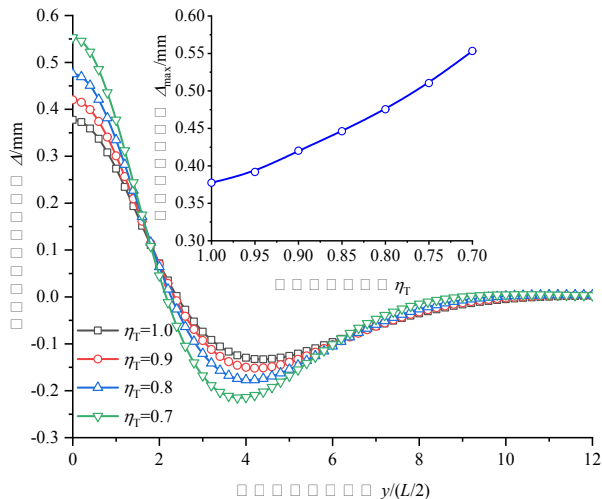


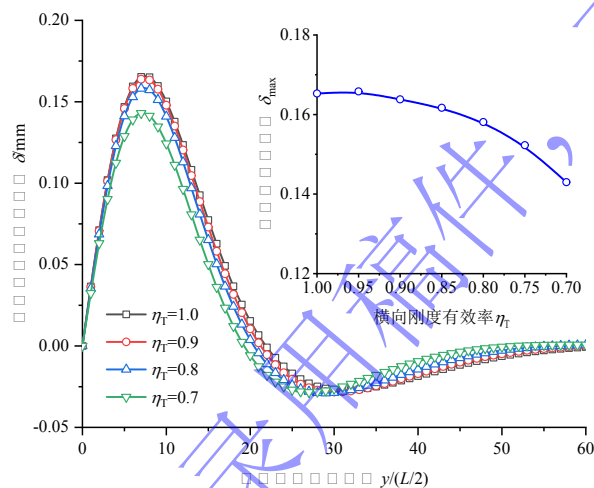
图 13 不同横向刚度有效率下隧道纵向沉降的变化

Fig. 13 Variations of longitudinal settlement of shield tunnel under different transverse effective rigidity ratio

图 14(a)为不同横向刚度有效率下既有盾构隧道接头张开量的分布曲线。如图 14(a)所示,隧道最大接头张开量与 η_T 间呈现非线性负相关,这是由于隧道横向刚度的降低削弱了隧道环间接头的抗弯能力^[13],进而导致接头张开量的显著增加。图 14(b)进一步给出了横向刚度有效率与隧道环间错台量的变化关系。由图可知,当 η_T 大于 0.95 时,横断面出现轻微的椭圆化变形对隧道环间错台量几乎没有影响。当 η_T 小于 0.95 时, η_T 的降低会导致最大环间错台量非线性减小,但减少幅度较小。



(a) 接头张开量



(b) 环间错台量

图 14 不同横向刚度有效率下隧道环间变形的变化

Fig. 14 Variations of deformation between rings of shield tunnel under different transverse effective rigidity ratio

4 结 论

本文首先推导了同时考虑盾构隧道横向性能和接头螺栓弹塑性变形的环间接头非线性转动刚度公式;然后将盾构隧道沿纵向简化为由非线性转动弹簧和线性剪切弹簧连接而成的 Timoshenko 短梁,采用均匀

分布的法向和切向 Winkler 地基弹簧模拟土-隧道相互作用;然后基于状态空间法推导获得任意外荷载作用下盾构隧道纵向不连续位移解答。取得的主要结论为

(1) 通过对比既有盾构隧道接头非线性转动刚度模型验证了所提模型的可靠性。纯弯状态下盾构隧道接头张开量与弯矩间呈线性正相关,且环段截面中性轴高度始终不变;弱拉弯和压弯状态下隧道接头张开量均与弯矩呈非线性正相关,而环段截面中性轴高度分别与弯矩呈非线性负相关和正相关;此外接头螺栓屈服会显著增加隧道接头张开量和相邻环段间的受拉面积。

(2) 不考虑接头螺栓预紧产生的轴向压力时,所提方法计算的盾构隧道纵向位移和接头张开量均接近于既有等效连续梁法,而环间错台量略低于既有方法。考虑接头螺栓预紧产生的轴向压力后,所提方法预测的隧道纵向位移与实测数据间具有良好的 consistency。轴向压力的存在会导致盾构隧道纵向位移、接头张开量和环间错台量的显著降低,同时隧道环间变形的影响范围也会明显缩小。

(3) 参数分析表明纵向轴力对盾构隧道纵向变形的影响不可忽视。随着纵向轴力由拉力增加为压力,隧道最大纵向位移以先增大后减小的速率非线性减小,而最大接头张开量近似线性减小,且盾构隧道在受拉状态下容易产生过大的纵向变形。

(4) 盾构隧道横向抗弯刚度的降低会导致其最大纵向位移和接头张开量显著的非线性增加,且对纵向位移的影响大于接头张开量。隧道横向抗弯刚度轻微的降低对隧道环间错台量几乎没有影响,而随着横向刚度的进一步降低,隧道最大环间错台量非线性减小,但降低幅度较小。

本文提出的解析解可用于计算任意外荷载作用下环面存在纵向拉(压)应力时盾构隧道的纵向变形,同时能够考虑环间接头变形过大引起的螺栓屈服。此外亦可用于施工期盾尾非对称推力引起的盾构隧道纵向变形预测。

参考文献:

- [1] Zhang Y, Tao L, Liu J, et al. Construction techniques and mechanical behavior of newly-built large-span tunnel ultra-short distance up-crossing the existing shield tunnel with oblique angle[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2023, 138: 105162.
- [2] Boonyarak T, Ng C W W. Effects of construction sequence and cover depth on crossing-tunnel interaction[J]. Canadian

Geotechnical Journal, 2015, **52**(7): 851-867.

- [3] Liang R, Xia T, Hong Y, et al. Effects of above-crossing tunnelling on the existing shield tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2016, **58**: 159-176.
- [4] Wu H N, Shen S L, Yang J, et al. Soil-tunnel interaction modelling for shield tunnels considering shearing dislocation in longitudinal joints[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, **78**: 168-177.
- [5] Liu X, Fang Q, Jiang A, et al. Deformation analysis of existing tunnels with shearing and bending stiffness reduction at movement joints[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2022, **123**: 104408.
- [6] 张治国, 陈杰, 朱正国, 等. 基于 Kerr 地基模型的盾构下穿诱发既有非连续隧道纵向变形分析[J]. 岩土工程学报, 2023, **45**(11): 2238-2247. (ZHANG Zhiguo, CHEN Jie, ZHU Zhengguo, et al. Longitudinal deformations of existing discontinuous tunnels induced by shield tunneling based on Kerr foundation model[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, **45**(11): 2238-2247. (in Chinese))
- [7] Liu B, Yu Z, Han Y, et al. Analytical solution for the response of an existing tunnel induced by above-crossing shield tunneling[J]. Computers and Geotechnics, 2020, **124**: 103624.
- [8] Huang W M, Wang J C, Yang Z X, et al. Analytical analysis of the longitudinal response of shield tunnel lining considering ring-to-ring interaction[J]. Computers and Geotechnics, 2022, **146**: 104705.
- [9] 梁荣柱, 张志伟, 李忠超, 等. 考虑环间接头影响的盾构隧道纵向变形简化解[J]. 岩土工程学报, 2024, **46**(2): 254-263. (LIANG Rongzhu, ZHANG Zhiwei, LI Zhongchao, et al. Simplified solutions for longitudinal deformation of shield tunnels considering influences of circumferential joints[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2024, **46**(2): 254-263. (in Chinese))
- [10] Koizumi J, Murakami H, Saino K. Modelling of longitudinal structure of shield tunnel[J]. Journal of Japanese Society for Civil Engineering. 1988, 79-88. (in Japanese)
- [11] 张景, 何川, 耿萍, 等. 盾构隧道环间接头弯曲状态非线性研究[J]. 工程力学, 2018, **35**(11): 35-44. (ZHANG Jing, HE Chuan, GENG Ping, et al. Study on bending state nonlinearity of shield-tunnel ring joints[J]. Engineering Mechanics, 2018, **35**(11): 35-44. (in Chinese))
- [12] Geng P, Mei S, Zhang J, et al. Study on seismic performance of shield tunnels under combined effect of axial force and bending moment in the longitudinal direction[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2019, **91**: 103004.
- [13] Wang Z, Shi C, Gong C, et al. An enhanced analytical model for predicting the nonlinear longitudinal equivalent bending stiffness of shield tunnels incorporating combined NM actions[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2022, **126**: 104567.
- [14] Cheng H, Chen R, Wu H, et al. General solutions for the longitudinal deformation of shield tunnels with multiple discontinuities in strata[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2021, **107**: 103652.
- [15] Li H, Li X, Yang Y, et al. Analytical solution for the longitudinal response of cross-fault shield tunnel considering plastic deformation of circumferential joints[J]. Journal of Central South University, 2023, **30**(5): 1675-1694.
- [16] Shi C, Wang Z, Gong C, et al. Prediction of the additional structural response of segmental tunnel linings induced by asymmetric jack thrusts[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2022, **124**: 104471.
- [17] Zhang C, Zhu J, Huang M, et al. Winkler load-transfer analysis for pipelines subjected to surface load[J]. Computers and Geotechnics, 2019, **111**: 147-156.
- [18] Do N A, Dias D, Oreste P, et al. The behaviour of the segmental tunnel lining studied by the hyperstatic reaction method[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2014, **18**(4): 489-510.
- [19] 黄宏伟, 黄栩, SCHWEIGER H F. 基坑开挖对下卧运营盾构隧道影响的数值模拟研究[J]. 土木工程学报, 2012, **45**(3): 182-189. (HUANG Hongwei, HUANG Xu, SCHWEIGER H F. Numerical analysis of the influence of deep excavation on underneath existing road tunnel[J]. China Civil Engineering Journal, 2012, **45**(3): 182-189. (in Chinese))
- [20] 孙巍, 张冬梅, 姜向红. 明挖法对既有大直径盾构隧道影响保护的理论与实践[M]. 上海: 同济大学出版社, 2014: 61-62. (SUN Wei, ZHANG Dongmei, JIANG Xianghong. Theory and practice of impacts and protections of big diameter shield tunnel due to Cut-and cover construction method[M]. Shanghai: Tongji University Press, 2014: 61-62. (in Chinese))
- [21] Liang R, Wu W, Yu F, et al. Simplified method for evaluating shield tunnel deformation due to adjacent excavation[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, **71**: 94-105.
- [22] 梁荣柱, 林存刚, 夏唐代, 等. 考虑隧道剪切效应的基坑开挖对邻近隧道纵向变形分析[J]. 岩石力学与工程学报,

- 2017, 36(1): 223-233. (LIANG Rong-zhu, LIN Cun-gang, XIA Tang-dai, et al. Analysis on the longitudinal deformation of tunnels due to pit excavation considering the tunnel shearing effect[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(1): 223-233. (in Chinese))
- [23] 黄宏伟, 徐凌, 严佳梁, 等. 盾构隧道横向刚度有效率研究[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(1): 11-18. (HUANG Hongwei, XU Ling, YAN Jialiang, et al. Study on transverse effective rigidity ratio of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(1): 11-18. (in Chinese))
- [24] 徐凌. 软土盾构隧道纵向沉降研究[D]. 上海: 同济大学, 2005. (XU Ling. Study on the longitudinal settlement of shield tunnel in soft soil[D]. Shanghai: Tongji University, 2005. (in Chinese))
- [25] Liu X, Zhang J, Feng K, et al. Shear deformation characteristics and failure mechanisms of tunnel segment inter-ring joints: Numerical and experimental study[J]. Engineering Failure Analysis, 2024: 108045.
- [26] 耿萍, 陈枰良, 张景, 等. 轴力和弯矩共同作用下盾构隧道纵向非线性等效抗弯刚度研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(10): 2522-2534. (GENG Ping, CHEN Pingliang, ZHANG Jing, et al. Nonlinear longitudinal equivalent bending stiffness of shield tunnel under the combined effect of axial force and bending moment[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(10): 2522-2534. (in Chinese))
- [27] 柳献, 杨振华, 门燕青. 盾构隧道环间纵向压力时变规律研究[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(1): 188-193. (LIU Xian, YANG Zhen-hua, MEN Yan-qing. Temporal variation laws of longitudinal stress on cross section of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(1): 188-193. (in Chinese))
- [28] 中华人民共和国行业标准编写组. CJJ/T202-2013 城市轨道交通结构安全保护技术规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2013. (The Professional Standards Compilation Group of People's Republic of China. CJJ/T202-2013 Technical code for safety protection of urban rail transit structures[S]. Beijing: China Architecture and Architecture Press, 2013. (in Chinese))