

盾构隧道带榫环缝受力和变形修正计算方法

李明宇¹, 吴龙骥¹, 赵世永^{2,3}, 靳军伟¹

(1. 郑州大学土木工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 中铁十五局集团有限公司, 上海 200070;
3. 中铁十五局集团城市轨道交通工程有限公司, 河南 洛阳 471000)

摘要 目的 研究附加荷载作用下地铁盾构隧道带榫环缝的变形演化规律及其受力特征, 分析螺栓受力特点, 给出一种环间变形控制指标。方法 建立一种双面弹性地基梁-纵向等效连续化修正模型, 可得到纵向连接螺栓受弯引起的拉应力; 研究有榫环缝受剪时阶段性变形特征及纵向螺栓受力特点, 对环缝处错台量和张开量的界限值进行探讨。结果 以纵向连接螺栓受拉屈服强度时推算出的环缝错台量和张开量的界限值分别约为 4.3 mm 和 0.4 mm, 小于工程实测值与验收标准规定的错台量和张开量界限值。结论 以纵向连接螺栓受拉屈服作为运营地铁盾构隧道衬砌结构的环间变形控制指标是安全且可行的; 通过灵敏度分析发现凹凸榫间的物理间隙对笔者提出的环间变形控制指标影响最大。

关键词 地铁; 纵向等效连续化模型; 理论分析; 盾构隧道; 双面弹性地基梁

中图分类号 TU47; U45 文献标志码 A

Calculation Method of Stress and Deformation Correction for the Ring Joint with Tenon in Shield Tunnel

LI Mingyu¹, WU Longji¹, ZHAO Shiyong^{2,3}, JIN Junwei¹

(1. School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou, China, 450001; 2. China Railway 15th Bureau Group Co. Ltd., Shanghai, China, 200070; 3. China Railway 15th Bureau Group Urban Rail Transit Engineering Co. Ltd., Luoyang, China, 471000)

Abstract: This paper studies the deformation evolution law and stress characteristics of the mortise and ring joint of the metro shield tunnel under the action of additional load, analyzing the stress characteristics of the bolts, and giving a control index of the deformation between the rings. A modified model of double elastic foundation beam longitudinal equivalent continuity is established, which can obtain the tensile stress caused by the bending of the longitudinal connecting bolt, and studies the periodical deformation characteristics and the longitudinal bolt when the mortise and

收稿日期: 2020-04-30

基金项目: 国家自然科学基金项目(41972270); 河南省住房和城乡建设科技计划项目(K-1817、K-1818、K-1940)

作者简介: 李明宇(1981—), 男, 副教授, 博士, 主要从事地铁隧道工程与复合地基设计理论与施工关键技术等方面研究。

ring joint is sheared. Based on the characteristics of bolt stress, the limit values of staggering and opening at the ring joint are preliminarily discussed. Based on the tensile yield strength of the longitudinal connection bolt, the boundary value of the ring seam slip and an opening is about 4.3 mm and 0.4 mm respectively, which is less than the boundary value of the measured value and the acceptance standard. It is safe and feasible to use the bolt yield in tension as the control index of the deformation between the rings of the shield tunnel. Through the sensitivity analysis, it is found that the physical gap between the concave and convex tenons has the greatest influence on the control index of the deformation between the rings proposed in this paper.

Key words: subway; longitudinal equivalent continuum model; theoretical analysis; shield tunnel; double elastic foundation beam

盾构隧道是由管片与接缝构成的一个非连续的空间组合结构,接缝处通常采用螺栓连接,其刚度远小于管片,在受力后往往会产生相对较大变形,严重时将引发接缝渗漏和管片破损等病害。系统分析环缝受力和变形特征,对其构造合理优化,避免或减少大变形的发生,对于盾构隧道病害防治具有重要意义。

近年来,针对盾构隧道纵向不均匀受力和变形和接缝处受力变形的研究日趋增多,璩继立^[1]利用布辛奈斯克解求出隧道上部的附加应力,并求出隧道的纵向位移和内力。柯宅邦^[2]、康成^[3]、张勇^[4]将隧道等效为梁模型,给出了地面堆载时盾构隧道纵向变形的线性解析解、非线性解析解。吴怀娜^[5]、刘波^[6]分别针对隧道实际剪切错台变形的特点,将隧道简化为均匀的铁木辛柯梁,提出了一种新的考虑环间剪切位错的纵向结构模型。叶飞等^[7-9]分别考虑横向刚度和变形的影响,进一步对盾构隧道纵向等效抗弯刚度进行了修正计算分析。对于接缝处的受力变形研究,李守巨^[10]通过理论分析给出了受拉区螺栓应力和受压区高度与衬砌管片极限应变之间的关系,陈代秉^[11]对管片横纵向连接螺栓、螺栓预加力和螺栓安装扭矩等设计计算理论和方法进行了探讨。何川^[12]通过解析推导证明了环接头的固有非线性,得到了不同载荷作用下环接头三维表面的刚度,提出了一种基于内力的环节点刚度迭代算法。

对于以往研究进行总结可以发现,目前对于盾构隧道纵向变形问题的理论计算分析主要采用弹性地基梁或修正弹性地基梁理论,以及纵向等效刚度或修正纵向等效刚度理论,但是这两种理论在实际计算应用时都存在缺陷。对于双参数弹性地基梁模型而言,以往文献利用该模型计算时,未将盾构隧道纵向刚度有效率考虑其中;而对于修正纵向等效刚度模型而言,计算环缝处管片和螺栓应力和变形时,该处的弯矩、剪力和轴力均是人为设定的,其与作用于隧道上的附加作用力大小与分布形式均无关。

为了解决上述问题,笔者在已有研究基础之上,对两种理论计算模型进行了进一步修正,同时将两者结合,首先分析了均布荷载作用下盾构隧道纵向弯矩与剪力分布特征、带榫环缝错台变形特征及其演化过程中纵向螺栓的受力特点;其次,根据纵向螺栓的受力情况,对凹凸榫尺寸变化及纵向螺栓预紧力影响下环缝处错台量和张开量的界限值进行了探讨。通过研究可以进一步推动盾构隧道纵向变形计算理论的发展,同时为地铁盾构隧病害防治提供理论依据。

1 双面弹性地基梁与纵向等效连续化模型的组建与修正计算

1.1 双面弹性地基梁修正微分方程

在实际工程中,环缝的存在往往削弱了

盾构隧道纵向抗弯刚度,以往在使用双面弹性地基梁模拟隧道进行计算时,均未考虑纵向刚度折减系数 η ,已有专家学者通过试验等方法确定纵向刚度折减系数 η 为 0.2 左右^[13-14],笔者引入纵向刚度折减系数 η ,修正公式如下:

$$\omega^{(4)} + 4\lambda^4 \omega = q\eta/EI. \quad (1)$$

式中: λ 为地基柔度系数, $1/m$ 。

$$\lambda = \sqrt[4]{(K_1 + K_2)/4\eta EI}. \quad (2)$$

式中: K_1 、 K_2 为集中基床系数, kN/m^2 , $K_1 = k_1 B$ 、 $K_2 = k_2 B$, B 为隧道结构的底面宽度, m ; k_1 、 k_2 为下、上基床系数, kN/m^3 。

1.2 局部荷载下双面弹性地基梁修正计算

无限长双面弹性地基梁受局部均布超载作用的物理模型如图 1 所示。隧道结构任意位置 m 至 n 范围内作用均布荷载 q , 在隧道任意位置 r 处建立局部直角坐标系 $x_1 - o - \omega_1$ 。

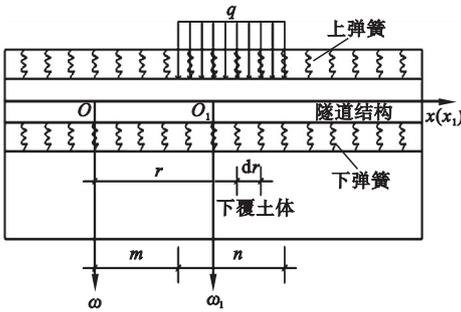


图 1 双面弹性地基梁局部均布荷载作用示意图

Fig. 1 Schematic diagram of local uniformly distributed load action of double-sided elastic foundation beam

经计算得出梁的挠度 ω , 同时可以得出在双面弹性地基梁上任意位置 m 至 n 作用局部均布荷载 q 时弯矩 M 、剪力 Q 。

1.3 纵向等效抗弯刚度修正计算

笔者考虑横向变形、纵向螺栓预紧力对纵向抗弯刚度的影响。可以得到纵向连接螺栓处于弹性受力状态时隧道纵向等效抗弯刚度为^[15]

$$(EI)_{eq} = EI \frac{(S_1 + \Phi S_2)l}{l_\beta I_h + (l - l_\beta)(S_1 + \Phi S_2)}. \quad (3)$$

式中: E 为管片衬砌的弹性模量, MPa ; I 为衬砌环横截面惯性矩, m^4 ; l 为环宽, m ; l_α 为环缝影响范围的长度, m ; l_β 为纵向连接螺栓的长度, m 。

考虑纵向连接螺栓预紧力时,纵向连接螺栓最大拉应力为

$$\sigma_{\max}^M = \frac{T_{1\max}}{A_\beta} k_{j1} \frac{M}{(EI)_{eq}} r(1 + \sin\varphi) l_\beta + \frac{\mu P_s}{A_\beta}. \quad (4)$$

式中: k_{j1} 为单个纵向连接螺栓的弹性刚度, kN/m^3 ; δ_j 为距离中性轴最远处的环缝张开量, mm ; μ 为纵向螺栓预紧力损失系数; P_s 为纵向连接螺栓预紧力, kN ; A_β 为纵向连接螺栓的横截面面积, m^2 。

1.4 修正双面弹性地基梁 - 纵向等效连续模型

对于纵向等效连续化模型,在得到纵向连接螺栓受弯引起的拉应力的过程中所用到的弯矩是假设的,而双面弹性地基梁经过计算可以提供弯矩,可以将两者有机结合起来。将双面弹性地基梁得到的弯矩式(3)代入式(6)即可求出纵向连接螺栓受弯引起的拉应力。

2 环缝受剪时纵向螺栓受力计算

随着环缝变形的发展,纵向连接螺栓将同时抵抗弯矩、拉力、剪力三种外力作用。笔者对环缝错台过程中纵向连接螺栓受力过程进行分析。

环间变形发展不同阶段纵向连接螺栓的受力和变形状态如图 1 所示。力学分析时假定纵向连接螺栓两端为固定约束。

将纵向螺栓受力变形分为四个阶段:第一阶段如图 2(a)所示为初始阶段,即在连接螺栓两端施加预紧力;第二阶段如图 2(b)所示,此时环间发生错台,未产生张角;第三阶

段如图 2(c) 所示,此时凹凸榫面产生接触滑移,环间同时出现张开和错台,但螺栓孔空隙未闭合,螺栓不受剪;第四阶段如图 2(d) 所示,在第三阶段的基础上,螺栓孔与螺栓开始接触产生相互作用。

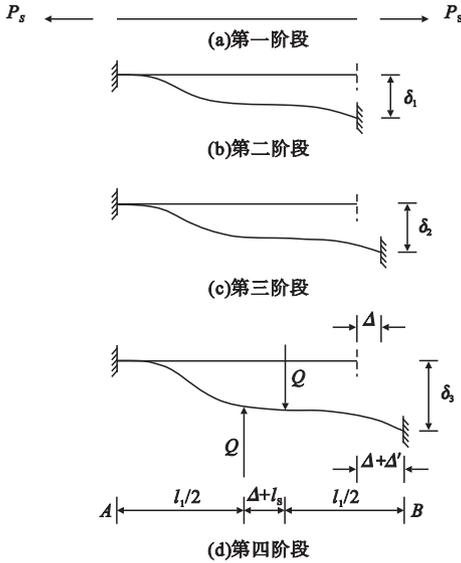


图 2 纵向螺栓受力分析图

Fig. 2 Force analysis diagram of longitudinal bolts

对于第一阶段,螺栓两侧轴向拉应力为

$$\sigma_y = \frac{\mu P_s}{A_\beta} \quad (5)$$

对于第二阶段,错台量 δ_1 小于凹凸榫面的物理间隙 δ_s ,此时纵向连接螺栓的最大拉应力和最大剪切应力为

$$\sigma_{\delta 1}(x) = \frac{\mu P_s}{A_\beta} + \left| \frac{l_\beta}{2} - x \right| \frac{6E_\beta \delta_1 d}{l_\beta^3} \quad (6)$$

$$\tau_{\delta 2}(x) = \frac{16E_\beta I_\beta \delta_1}{A_\beta l_\beta^3} \quad (7)$$

式中: d 为纵向连接螺栓直径,mm; x 为以 A 为计算原点,纵向螺栓上任意位置到 A 的距离,mm, $0 \leq x \leq l_\beta$; E_β 为连接螺栓弹性模量,MPa; I_β 为螺栓的截面惯性矩,mm⁴; δ_1 凹凸榫面接触前的错台量,mm。

对于第三阶段,凹凸榫面产生接触滑移,环间同时出现张开和错台,但螺栓孔空隙未闭合,螺栓不受剪,此时纵向连接螺栓的最大拉应力和最大剪切应力为

$$\sigma_{\delta 2} = \frac{\mu P_s}{A_\beta} + \frac{E_\beta \Delta}{l_\beta} + \left| \frac{l_\beta}{2} - x \right| \frac{6E_\beta \delta_2 d}{l_\beta^3} \quad (8)$$

$$\tau_{\delta 2}(x) = \frac{4}{3} \frac{12E_\beta I_\beta \delta_2}{A_\beta l_\beta^3} \quad (9)$$

式中: δ_2 为凹凸榫面滑移后环间的错台量,mm; Δ 为环间张开量, $\Delta = l_s(\delta_2 - \delta_1)/l_h$,其中 l_s 、 l_h 分别为凹凸榫的宽度和高度。

对于第四阶段,榫面间的相对滑动致使螺栓孔与螺栓开始接触产生相互作用,假设纵向连接螺栓不均匀受力,受到剪切力作用的螺栓为 n 个,引入剪力分配系数 C_q (定义为纵向连接螺栓所承担的总剪力 nQ_l 与环断面总剪力 $(Q-f)$ 的比值),由于环面已分离,可认为摩擦力 $f=0$,此时有凹凸榫所承担的剪力 Q_s 和单个螺栓承担的剪力 Q_l 分别为

$$Q_s = (1 - C_q) Q \quad (10)$$

$$Q_l = \frac{C_q Q}{n} \quad (11)$$

当此时的环间错台量 δ_3 与螺栓孔的物理间隙 δ_l 相等时,剪力分配系数 C_q 取 0;当环间的错台量 δ_3 大于等于凹凸榫的物理间隙 δ_s 与凹凸榫高度 l_h 之和时,此时连接螺栓承担全部的剪力,根据文中提出的剪力分配系数定义,此时剪力分配系数 C_q 取 1;当 $\delta_l < \delta_3 < \delta_s + l_h$ 时,通过线性插值确定分配系数 C_q 。

当凹凸榫面未分离时,即 $\delta_l < \delta_3 < \delta_s + l_h$,纵向连接螺栓的内力如图 3 所示。

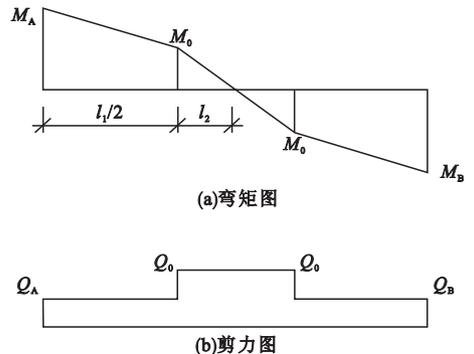


图 3 图 2(d) 中纵向螺栓内力图

Fig. 3 Longitudinal bolt internal force diagram in figure 2(d)

此时纵向连接螺栓的最大拉应力和最大剪切应力如下。

(1) 当 $0 \leq x \leq \frac{l_1}{2}$ 时

$$\sigma_{\delta_3}(x) = \frac{\mu P_s}{A_\beta} + \frac{E_\beta}{l_\beta} \Delta_0 + (M_A - Q_A x) \frac{d}{2I_\beta} \quad (12)$$

$$\tau_{\delta_3}(x) = \frac{4Q_A}{3A_\beta} \quad (13)$$

(2) 当 $\frac{l_1}{2} < x < \frac{l_1}{2} + l_2$ 时

$$\sigma_{\delta_3}(x) = \frac{\mu P_s}{A_\beta} + \frac{E_\beta}{l_\beta} \Delta_0 + M_0 \frac{|l_3 - 2x|}{l_2} \frac{d}{2I_\beta} \quad (14)$$

$$\tau_{\delta_3}(x) = \frac{4Q_0}{3A_\beta} \quad (15)$$

(3) 当 $\frac{l_1}{2} + l_2 \leq x \leq l_3$ 时

$$\sigma_{\delta_3}(x) = \frac{\mu P_s}{A_\beta} + \frac{E_\beta}{l_\beta} \Delta_0 + [M_B - Q_B(l_3 - x)] \frac{d}{2I_\beta} \quad (16)$$

$$\tau_{\delta_3}(x) = \frac{4Q_B}{3A_\beta} \quad (17)$$

$$\begin{cases} \sigma_{\max} = \sigma_{\max}^M + \sigma_{\max}^\delta = k_{j1} \frac{M}{(EI)_{eq} A} r(1 + \sin\varphi) l + \sigma_{\delta_k}(x); \\ \tau_{\max} = \tau_{\max}^Q + \tau_{\max}^\delta = \tau_{\delta_k}(x). \end{cases} \quad (19)$$

式中: σ_{\max}^M 为衬砌环受弯时螺栓的最大拉应力, kPa; σ_{\max}^δ 为螺栓由于形变引起的最大拉应力, kPa; τ_{\max}^Q 螺栓由于受剪的最大切应力, kPa; τ_{\max}^δ 为螺栓由于形变引起的最大切应力, kPa; $\sigma_{\delta_k}(x)$ 取 σ_{δ_1} 或 σ_{δ_2} 或 σ_{δ_3} 。

3 实例分析

3.1 工程实例

以某盾构隧道(局部 19 m)作用局部荷载 $q = 372.94 \text{ kN/m}$ (距离原点距离分别为 5 m、

式中: $\Delta_0 = \frac{l_s(\delta_3 - 2\delta_1)}{l_h}$; $l_2 = l_s + \Delta$; $l_3 = l_1 + l_2$ 。

通过图 4 计算出连接螺栓各处的弯矩与剪力:

$$\begin{cases} M_A = M_B = -\frac{C_q Q l_2 (l_3^2 - l_2^2)}{4nl_3^2} + \frac{6E_\beta I_\beta \delta_3}{l_3^2}; \\ M_0 = -\frac{C_q Q l_2^2 (l_3^2 - l_2^2)}{4nl_3^3} + \frac{C_q Q l_1 l_2}{2nl_3} + \frac{6E_\beta I_\beta l_2 \delta_3}{l_3^3}; \\ Q_A = Q_B = -\frac{C_q Q l_2 (3l_3^2 - l_2^2)}{2nl_3^3} + \frac{12E_\beta I_\beta \delta_3}{l_3^3}; \\ Q_0 = \frac{C_q Q l_1^2 (3l_3 - l_1)}{2nl_3^3} + \frac{12E_\beta I_\beta \delta_3}{l_3^3}. \end{cases} \quad (18)$$

当凹凸榫面分离时, 即 $\delta_3 \geq \delta_s + l_h$, 此时凹凸榫不受剪, 纵向连接螺栓受剪, 承担全部的剪力, 此时剪力分配系数 C_q 取 1, 纵向连接螺栓的最大拉应力和最大剪切应力与凹凸榫面未分离时推导过程相同。

通过前文研究结果可知, 螺栓的最大拉应力和最大切应力分别为

24 m) 时为为例, 对衬砌接缝处进行受力分析。

根据现场资料, 隧道外径 D 为 6.2 m, 内径 D_0 为 5.5 m, 管片厚度 t 为 0.35 m, 环宽为 1.5 m, 管片弹模 E 为 34 500 MPa, 根据 A. S. Vesic^[16] 提出的置于地表上的长梁地基反力系数表达式, 取基床系数 K 为 $6.0 \times 10^4 \text{ kN/m}^3$, 纵向刚度折减系数 η 取 0.2。纵向连接螺栓个数 n 为 17 个, 螺栓弹模 E_β 为 $2.1 \times 10^5 \text{ MPa}$, 螺栓长度 l_β 为 40 cm, 螺栓直径 d 为 30 mm。衬砌接缝处参数见表 1。

表 1 衬砌接缝处参数

Table 1 Parameters of lining joints

预紧力 P_s/kN	凹凸榫物 理间隙 δ_s/mm	螺栓孔物 理间隙 δ_l/mm	错台量 δ_1/mm	错台量 δ_2/mm	凹凸榫 宽度 l_s/mm	凹凸榫 高度 l_h/mm
50	4	12	4	12	20	15

由于缺乏收敛监测数据,在计算时取长半轴与短半轴相等,均为 3.1 m。将相关数据带入前文推导的公式进行计算,隧道纵向任意截面处的弯矩和剪力如图 4 所示,从图中可以得出,最大弯矩 $M_{\max} = 1\ 683\ \text{kN}\cdot\text{m}$,最大剪力 $Q_{\max} = 615.5\ \text{kN}$ 。带入式(19)得到纵向连接螺栓最大拉应力 $\sigma_{\max} = 71.206 \times 10^5\ \text{kPa}$,大于纵向连接螺栓的设计的受拉屈

服强度 $6.4 \times 10^5\ \text{kPa}$ 。纵向连接螺栓的最大切应力为 $3.544 \times 10^4\ \text{kPa}$,小于纵向连接螺栓的设计的受剪屈服强度 $1.5 \times 10^5\ \text{kPa}$ 。通过计算得到的纵向连接螺栓还没有受剪屈服但已受拉屈服,因此选择纵向螺栓受拉屈服强度作为环间变形控制指标比选择纵向螺栓抗拉屈服强度作为环间变形控制指标更加安全。

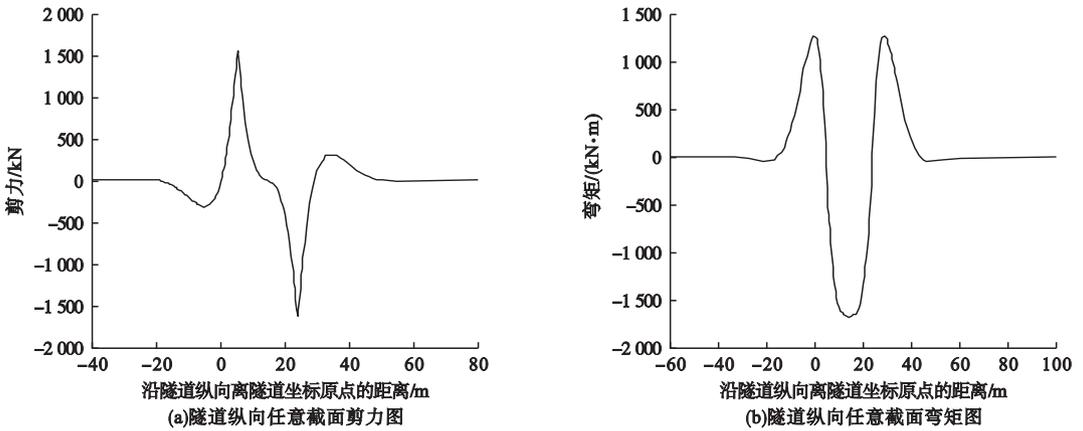


图4 剪力弯矩计算结果

Fig. 4 Calculation results of shear moment

为了验证以纵向螺栓受拉屈服强度作为评判依据的可靠性,现将相关参数带入可计算接缝处错台张角的铁木辛柯梁模型^[17]也可计算接缝处错台转角量,其变形分布曲线如图 5、图 6 所示。

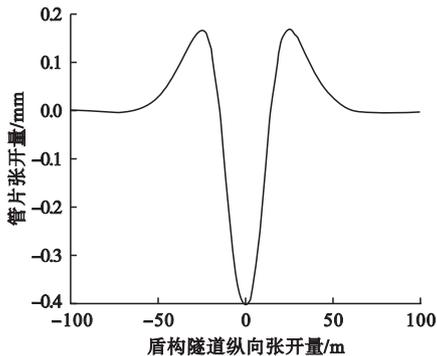


图5 盾构隧道纵向张开量分布

Fig. 5 Longitudinal opening distribution of shield tunnel

通过计算得到错台量 $\delta_{\max} = 4.331\ \text{mm}$,小于现场实测得到的最大错台量 $\delta_2 = 12\ \text{mm}$

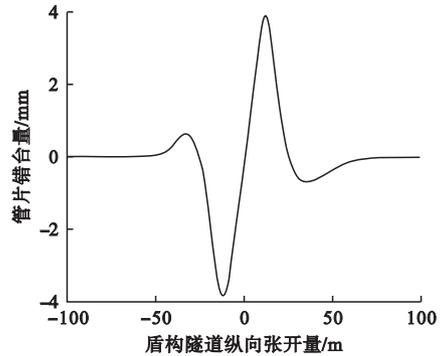


图6 盾构隧道纵向错台量分布

Fig. 6 Distribution of longitudinal displacement of shield tunnel

及地铁隧道设计要求接缝的环间错台量界限值 $15\ \text{mm}$ ^[18],与基于铁木辛柯梁模型计算得到的最大错台量 $3.987\ \text{mm}$ 相近。张开量 $\Delta_{\max} = 0.441\ \text{mm}$,小于现场实测得到的最大张开量 $0.6\ \text{mm}$ 及地铁隧道设计要求接缝的张开界限值 $2\ \text{mm}$,与基于铁木辛柯梁模型计算得到的最大张开量 $0.392\ \text{mm}$ 相近。

3.2 参数影响分析

考虑凹凸榫间的物理间隙 δ_s 、凹凸榫结构的宽度 l_s 、高度 l_h 和连接螺栓的预紧力 P_s 对连接螺栓受拉屈服时环间变形量的影响,

进行参数灵敏度分析。图7所示为凹凸榫间的物理间隙 δ_s 、凹凸榫结构的宽度 l_s 、高度 l_h 和连接螺栓的预紧力 P_s 与环间张开量界限值 Δ_i 、错台量界限值 δ_i 的关系曲线。

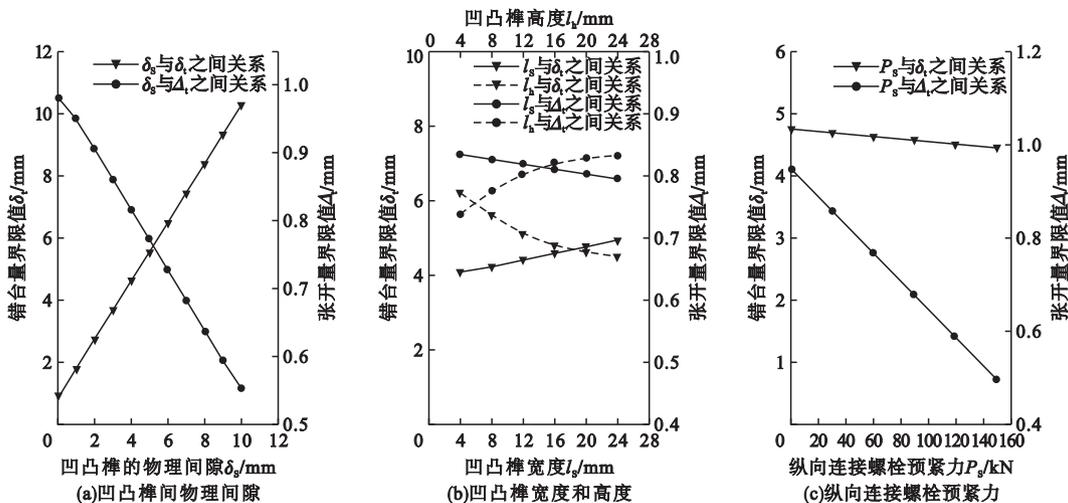


图7 环间变形量影响因素参数分析

Fig. 7 Parameter analysis of influencing factors of deformation between rings of shield tunnel

由图7可知,凹凸榫间的物理间隙与环间错台量、张开量界限值关系密切,环间错台量界限值与凹凸榫间物理间隙表现为同方向、线性关系变化;环间张开量界限值与凹凸榫间物理间隙表现为反方向、线性关系变化。凹凸榫宽度、高度对环间错台量、张开量界限值影响不大。螺栓预紧力对环间错台量影响微小,与张开量界限值关系密切,随着螺栓预紧力的增大,环间张开量呈线性减小。

4 结论

(1)提出了一种盾构隧道带榫环缝处受力变形的计算方法,该方法不仅能体现外荷载大小与作用形式对衬砌结构带榫环缝处纵向螺栓受力的影响,而且能反映出带榫环缝错台的演化规律及其变化过程中纵向连接螺栓的受力特征以及凹凸榫尺寸对环缝处错台量和张开量的界限值设置的影响。

(2)当盾构隧道结构参数与本计算模型相近时,以纵向螺栓受拉屈服强度作为评判标准计算得到的错台、张开值小于工程实测

及验收标准规定的界限值,因此以纵向连接螺栓受拉屈服强度作为环间变形控制指标是可行的。

(3)若以纵向连接螺栓的抗拉强度为计算依据,环间错台量界限值 δ_i 和张开量界限值 Δ_i 对于凹凸榫间的物理间隙 δ_s 的变化最为敏感,螺栓预紧力对环间张开量影响较大,但对错台量几乎没有影响,凹凸榫的宽度和高度对环间界限错台和张开量的影响很小。

参考文献

- [1] 璩继立,潘荣,唐瑞东.基于双面弹性地基梁的隧道纵向变形研究[J].水资源与水工程学报,2016,27(1):190-194.
(QU Jili, PAN Rong, TANG Ruidong. Study on longitudinal deformation of tunnels based on foundation beam of double elastic [J]. Journal of water resources and water engineering, 2016, 27(1): 190-194.)
- [2] 柯宅邦,梁荣柱,童智能,等.地表堆载下盾构隧道纵向非线性变形简化解析[J].岩土工程学报,2019,41(增刊1):245-248.
(KE Zhaibang, LIANG Rongzhu, TONG Zhineng, et al. Simplified analytical solution for nonlinear longitudinal deformation of shield tunnels under surface surcharge [J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2019, 41

- (S1):245-248.)
- [3] 康成,梅国雄,梁荣柱,等.地表临时堆载诱发下既有盾构隧道纵向变形分析[J].岩土力学,2018,39(12):4605-4616.
(KANG Cheng,MEI Guoxiong,LIANG Rongzhu, et al. Analysis of the longitudinal deformation of existing shield tunnel induced by temporary surface surcharge [J]. Rock and soil mechanics,2018,39(12):4605-4616.)
- [4] 张勇,马金荣,陶祥令,等.地面堆载诱发下既有盾构隧道纵向变形的解析解[J].隧道建设(中英文),2020,40(1):66-74.
(ZHANG Yong,MA Jinrong,TAO Xiangling, et al. Analytical solution of longitudinal deformation of existing shield tunnel induced by surface surcharge[J]. Tunnel construction, 2020,40(1):66-74.)
- [5] WU H N, SHEN S L, LIAO S M, et al. Longitudinal structural modelling of shield tunnels considering shearing dislocation between segmental rings [J]. Tunnelling and underground space technology, 2015, 50: 317-323.
- [6] LIU Bo, YU Zhiwei, HAN Yanhui, et al. Analytical solution for the response of an existing tunnel induced by above-crossing shield tunneling [J]. Computers and geotechnics, 2020, 124: 103624.
- [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 Fei,HE Chun,ZHU Hehua, et al. Analysis of longitudinal equivalent stiffness of shield tunnel considering transverse performance [J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2011,33(12):1870-1876.)
- [8] 叶飞,杨鹏博,毛家骅,等.基于模型试验的盾构隧道纵向刚度分析[J].岩土工程学报,2015,37(1):83-90.
(YE Fei,YANG Pengbo,MAO Jiahua, et al. Longitudinal rigidity of shield tunnels based on model tests[J]. Chinese journal of geotechnical engineering,2015,37(1):83-90.)
- [9] 李明宇,姜平远,郭逸凡.收敛变形对地铁盾构隧道纵向等效抗弯刚度的影响研究[J].结构工程师,2015,31(6):46-53.
(LI Mingyu,JIANG Pingyuan, GUO Yifan. Study on the influence of convergence deformation on the longitudinal equivalent rigidity of the metro shield tunnel [J]. Structural engineers,2015,31(6):46-53.)
- [10] 李守巨,刘军豪.钢筋混凝土直螺栓管片接头抗弯极限承载力的简化计算模型[J].隧道建设,2017,37(1):18-23.
(LI Shouju,LIU Junhao. Simplified computing models for ultimate flexural capacity of reinforced concrete segment joints strengthened by straight bolts [J]. Tunnel construction, 2017,37(1):18-23.)
- [11] 陈代秉,李德明,田贺卿.盾构隧道管片连接螺栓设计计算方法探讨[J].现代城市轨道交通,2016(4):64-67.
(CHEN Daibing,LI Deming, TIAN Heqing. Design and calculation method of segment connecting bolt in shield tunnel [J]. Modern urban transit,2016(4):46-53.)
- [12] HE C,GENG P. Improved longitudinal seismic deformation method of shield tunnels based on the iteration of the nonlinear stiffness of ring joints [J]. Sustainable cities and society, 2019,45.)
- [13] 冯浩,闫格.曲线盾构隧道施工地表沉降分析[J].沈阳建筑大学学报(自然科学版),2018,34(6):971-980.
(FENG Hao,YAN Ge. Analysis and calculation of surface settlement in curved tunneling section [J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science), 2018, 34 (6): 971-980.)
- [14] 魏立新,杨春山,黄海滨,等.盾构隧道纵向刚度及影响因素模型试验研究[J].公路,2020,65(1):335-340.
(WEI Lixin, YANG Chunshan, HUANG Haibin, et al. Model test study on longitudinal stiffness and influencing factors of shield tunnel [J]. Highway, 2020, 65 (1): 335-340.)
- [15] 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 Xiangyu,LIU Guobin,YANG Xiao, 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.)
- [16] VESIC A S. Bending of beams resting on isotropic elastic solid [J]. Journal of soil mechanics and foundation engineering, ASCE, 1961,87(2):35.
- [17] WU H N, SHEN S L, YANG J. Soil-tunnel interaction modelling for shield tunnels considering shearing dislocation in longitudinal joints [J]. Tunnelling and underground space technology incorporating trenchless technology research,2018,78:168-177
- [18] 鲁志鹏.基于静态量测数据的盾构法地铁隧道建设和运营安全评价研究[D].上海:同济大学,2007.
(LU Zhipeng. Research on safety evaluation of shield tunneling construction and operation based on static measurement data [D]. Shanghai: Tongji University, 2007.)
(责任编辑:杨永生 英文审校:刘永军)