

DOI: 10.11779/CJGE202202002

类矩形盾构隧道纵向等效抗弯刚度解析解

梁荣柱¹, 王凯超¹, 黄亮², 孙廉威³, 李忠超⁴, 张莉⁵, 吴小建³

(1. 中国地质大学(武汉)工程学院, 湖北 武汉 430074; 2. 中山大学土木工程学院, 广东 广州 519082; 3. 上海建工集团股份有限公司, 上海 200080; 4. 武汉市市政建设集团有限公司, 湖北 武汉 430023; 5. 清华大学土木水利学院, 北京 100084)

摘要: 结合类矩形盾构隧道截面特点, 分别对中性轴位于截面上部边缘(环缝完全闭合)、截面上拱部、截面腰部和截面下拱部 4 种情况进行分析, 并进一步考虑螺栓预紧力和环缝影响范围, 推导得到类矩形盾构隧道的纵向等效抗弯刚度解析解, 并对影响纵向等效刚度的相关因素进行探究。研究表明: 当施加弯矩小于环缝启动弯矩时, 环缝全部闭合, 等效纵向抗弯刚度有效率为 1, 中性轴位于截面上部外缘; 随着弯矩进一步增加, 环缝逐渐张开, 同时中性轴位置逐步下移, 等效纵向抗弯刚度减小; 纵向等效抗弯刚度有效率随环缝作用区系数增大呈现先迅速下降而后缓慢减小的趋势; 螺栓预紧力越大, 纵向等效刚度越大, 中性轴位置随之上移; 随宽高比增大, 等效纵向抗弯刚度有效率逐渐下降, 中性轴位置随之下移, 并在中性轴位置角与小圆弧圆心角相等时出现转折点。

关键词: 类矩形盾构隧道; 等效抗弯刚度; 等效抗弯刚度有效率; 螺栓预紧力; 中性轴

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2022)02-0212-12

作者简介: 梁荣柱(1988—), 男, 博士, 主要从事盾构隧道结构保护方面的研究工作。E-mail: liangcug@163.com。

Analytical solution for longitudinal equivalent bending stiffness of quasi-rectangular shield tunnels

LIANG Rong-zhu¹, WANG Kai-chao¹, HUANG Liang², SUN Lian-wei³, LI Zhong-chao⁴, ZHANG Li⁵, WU Xiao-jian³

(1. Faculty of Engineering, China University of Geosciences, Wuhan 430074, China; 2. School of Civil Engineering, Sun Yat-sen University, Guangzhou 519082, China; 3. Shanghai Construction Group Co., Ltd., Shanghai 200080, China; 4. Wuhan Municipal Construction Group Co., Ltd., Wuhan 430023, China; 5. School of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: According to the sectional characteristics of quasi-rectangular shield tunnels, the neutral axes located at four different positions, the upper section edge (the ring joint is completely closed), the section vault, the section waist and the section invert, are analyzed, respectively. The analytical solution for the equivalent longitudinal bending stiffness of quasi-rectangular shield tunnels is then derived by further considering the pretightening force of bolts and the influence range of circumferential joints. The relative influencing factors on the longitudinal equivalent stiffness are also investigated. It is shown that when the applied bending moment is smaller than the activating one, the circumferential joint is completely closed, the effective efficiency of equivalent bending stiffness is 1, and the neutral axis is located at the upper edge of the section. By further increasing the applied bending moment, the circumferential joint starts to partially separate. Simultaneously, the position of the neutral axis moves down gradually. The equivalent longitudinal bending stiffness decreases with the increase of the applied bending moment. The effective efficiency of the equivalent longitudinal bending stiffness decreases first rapidly and then slowly with the increase of the coefficient of circumferential seam action zone. The greater the pretightening force of bolts is, the larger the equivalent longitudinal bending stiffness is. Subsequently, the position of the neutral axis moves up. With the increase of width-height ratio, the effective efficiency of the equivalent bending stiffness decreases gradually, the position of the neutral axis moves down subsequently, and a turning point appears when the position angle of the neutral axis is equal to the center angle of small arc.

Key words: quasi-rectangular shield tunnel; equivalent bending stiffness; effective efficiency of equivalent bending stiffness; pretightening force of bolt; neutral axis

0 引言

在软土地区, 城市地铁隧道大多为圆形盾构隧道,

基金项目: 国家自然科学基金项目(41807262); 上海市科学技术委员会扬帆人才计划项目(19YF1421000); 武汉市市政集团科研项目(wszky202013)

收稿日期: 2021-05-10

*通信作者(E-mail: erik0711@126.com)

其直径在 6~7 m, 仅可满足一辆列车运行。为满足列车双向运行需求, 每条线路需要修建两条大致平行的圆形隧道(如图 1 所示)。同时建造两条隧道不仅占据地下有限的空间, 增加建造成本, 而且两条隧道之间必要净距属于地铁保护区范围, 无法进行开发和利用, 导致地下空间利用率低下。为了提高地下空间的有效利用率, 类矩形盾构隧道工法应运而生。图 2 为类矩形盾构隧道截面示意图。由图 2 可见, 类矩形盾构隧道具有断面利用率高的优点, 一次施工成型后即可满足列车双向通行, 极大地节省建设成本和充分利用有限的城市地下空间, 具有显著的经济和社会效益^[1]。随着类矩形盾构施工工法的进一步完善, 类矩形盾构隧道将有着广泛的应用前景。因而, 开展对类矩形盾构隧道力学性能的研究现实意义重大。

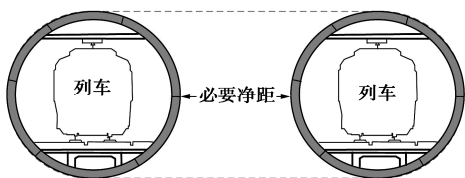


图 1 圆形盾构隧道截面示意图

Fig. 1 Cross section of circle shield tunnel

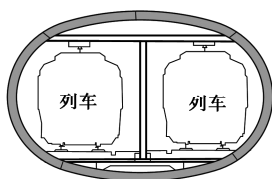


图 2 类矩形盾构隧道截面示意图

Fig. 2 Cross section of quasi-rectangular shield tunnel

图 3 为类矩形盾构隧道三维结构示意图。由图 3 可见, 与圆形盾构隧道一样, 类矩形盾构隧道是通过螺栓连接预制管片而成的复合细长结构体。在外部施工(如基坑开挖、隧道穿越、地表堆载等)引起土体位移作用下, 作为细长结构物的盾构隧道将发生纵向不均匀沉降, 会导致环缝渗漏水、螺栓脱落、管片损伤等病害, 威胁地铁列车运营安全。隧道的纵向抗弯刚度是表征隧道结构抵抗地层变形能力的参数, 也是预测隧道变形和受力的重要物理参数。因此, 有必要开展盾构隧道的纵向抗弯性能研究, 为类矩形盾构隧道设计和对其受邻近施工作用下的受力变形预测提供理论支撑。

目前, 国内外研究人员对圆形盾构隧道纵向受力性能已经展开了大量的研究^[2-11], 提出了众多实用的盾构隧道纵向抗弯刚度计算模型, 并应用于盾构纵向变形预测中^[12-15]。类矩形盾构隧道属于异形截面隧道结构, 其受力性能与圆形盾构隧道存在一定的差异。

由材料力学可知, 梁的纵向抗弯性能与其截面形状息息相关, 在讨论类矩形盾构隧道的纵向抗弯性能时, 需要深入考量其截面的特点。因此不能生搬硬套圆形盾构隧道纵向抗弯计算理论, 需要建立符合类矩形盾构隧道截面特点的纵向抗弯刚度计算模型。

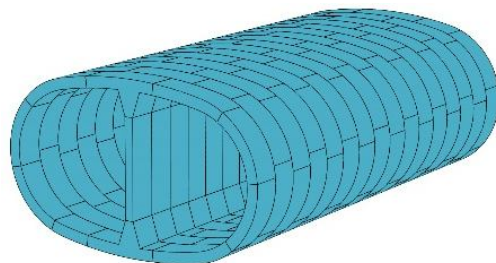


图 3 类矩形盾构隧道三维结构图

Fig. 3 Three-dimensional structure of quasi-rectangular shield tunnel

一些研究人员对类矩形盾构隧道纵向抗弯特性进行了初步探索。张子新等^[16]建立了类矩形盾构隧道三维有限元模型, 分析了类矩形盾构隧道纵向受力性能, 并提出其纵向抗弯刚度简化解析解, 但是该解没有对中性轴处于不同位置进行分析, 同时没有考虑到螺栓预紧力对纵向抗弯刚度的影响。黄亮等^[17]指出由于类矩形盾构隧道截面的特殊性, 需分别对中性轴在隧道截面腰部和拱底两种不同的情况进行讨论, 基于等效连续化模型初步推导得到类矩形盾构隧道的纵向抗弯刚度解析解。同样, 该解亦没有把环缝影响范围和螺栓预紧力的影响纳入考虑之中。前人针对圆形盾构隧道纵向抗弯性能的研究指出, 螺栓预紧产生的轴力影响盾构隧道的等效抗弯刚度, 不考虑螺栓作用将会高估环缝的张开量, 同时低估隧道结构的纵向抗弯性能^[10]。

在前人工作的基础上, 本文进一步考虑螺栓预紧力和环缝影响范围对类矩形盾构隧道纵向抗弯刚度的影响, 建立了类矩形盾构隧道的纵向等效连续化模型, 推导出类矩形盾构隧道纵向等效刚度解析解, 并对影响类矩形盾构隧道纵向等效刚度的主要因素进行分析。

1 类矩形盾构隧道纵向等效抗弯刚度推导

1.1 基本假定

图 4 为类矩形盾构隧道截面示意图。由图 4 可见, 类矩形盾构隧道截面可视为由左右两侧小圆弧和上下两个大圆弧组成厚度为 t 的异形截面。其中小圆弧对应圆心角为 2α , 半径为 R_1 的两个小圆弧和大圆弧对应的圆心角为 2β , 半径为 R_2 。中性轴位置主要通过中性轴位置角 φ 的变化反映, x 为截面形心到中性轴的

距离,与中性轴位置角的关系为 $x = R_1 \sin \varphi$ 。隧道截面的水平向和竖向距离分别为类矩形截面的长轴方向和短轴方向,长轴和短轴的长度分别为 $2a$ 和 $2b$ 。拱顶圆弧的圆心到截面形心的距离为 s 。在短轴方向上,形心到管片环中心线的距离为 b' 。为后续计算方便,定义 γ 和 $d\gamma$ 分别为类矩形截面任意一点到短轴的夹角和管片上任意微分单位对应大圆弧的圆心角。

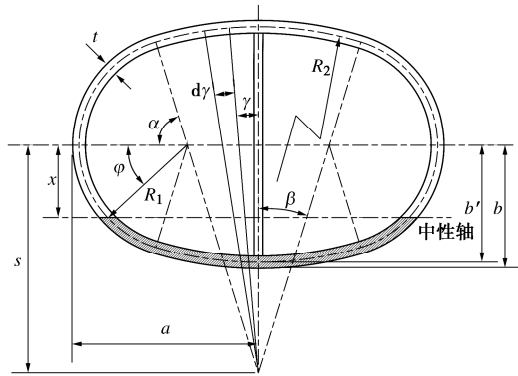


图4 类矩形管片环截面图

Fig. 4 Sectional view of linings of quasi-rectangular shield tunnel

图5为类矩形管片受弯变形示意图。考虑纵向环缝影响范围,隧道纵向弯曲变形包含两部分:环缝接头作用范围内的弯曲变形和作用范围外管片的弯曲变形。取两管片环中心线的长度 l_s 为计算单元,设 λ 为环缝长度影响系数, l_b 为螺栓长度, l_f 为环缝影响范围的长度,则钢筋混凝土管片作用范围为 $l_s \sim l_f$ 。因此当管片受到弯矩 M 作用时,单元转角 θ 由环缝引起的转角 θ_f 和混凝土管片引起的转角 θ_h 两部分组成,如图5所示。

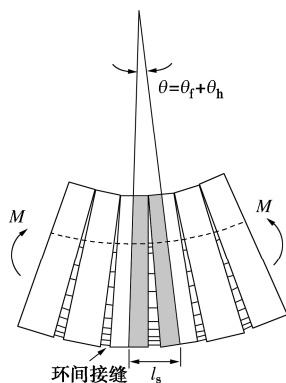


图5 管片单元受弯变形示意图

Fig. 5 Schematic diagram of bending deformation of segment unit

本文采用的基本假定如下:

- (1) 平截面假定。即隧道横断面在变形后始终为平面,截面上各处的变形量与中性轴的距离成正比。
- (2) 螺栓在环向的分布形式等效为连续均匀分布。则螺栓作用长度为 l_b 时,螺栓的平均线刚度 k_r 为

$$k_r = \frac{nk_b}{l} = \frac{nE_b A_b}{l_b(4\alpha R_1 + 4\beta R_2)} \quad (1)$$

式中 n 为单截面纵向螺栓总数; k_b 为单个纵向螺栓的弹性刚度系数; l 为螺栓分布的总长度; E_b 为螺栓弹性模量; A_b 为单个螺栓横截面面积; l_b 为螺栓长度。

(3) 在弯矩和螺栓预紧力的作用下,管片环单元以中性轴为界,两侧分别受压和受拉。环缝影响范围 l_f 区域内,受压侧仅管片承担压力,受拉侧拉力由螺栓和管片共同承担; $l_s \sim l_f$ 区域内,压力、拉力完全由管片承担,视为均质单元。

(4) 环缝长度影响系数 $\lambda \geq 1$ 时,接头在环缝影响范围内的作用长度为 l_b ;环缝长度影响系数 $\lambda < 1$ 时,接头在环缝影响范围内的作用长度为 λl_b 。

(5) 螺栓预紧力作用在环缝影响范围内,该范围内的管片单元既承受预紧力 np_0 又承受弯矩 M 作用,管片处于弯压组合变形状态,两侧合力等于螺栓预紧力 np_0 (p_0 为单个螺栓产生的预紧力)。

(6) 假定所有螺栓受力过程中发生的变形均为弹性变形,单元处于完全弹性状态。此外,类矩形盾构隧道中的立柱前后不连接,不参与管片的纵向受力,因此不考虑其影响。

考虑纵向螺栓预紧力的影响时,管片间环缝的接触状态会随螺栓预紧力 np_0 和弯矩 M 的相对大小发生改变,因此,隧道的中性轴位置和纵向等效抗弯刚度并不是一成不变的。而黄亮等^[17]未考虑螺栓预紧力的影响,当隧道纵向处于纯弯曲状态时,中性轴位置仅与材料自身性质有关。

在螺栓预紧力作用下,当弯矩 M 较小不足以致使管片环分离,此时,环缝全截面受压,隧道结构类似于均质结构;当弯矩 M 逐步增大时,弯矩作用使管环截面一部分压力增大,另一部分压力减小,截面开始出现受拉区,环缝部分分离,中性轴开始由下移,其位置随弯矩而变化。

综上,结合环缝的接触状态和类矩形截面的特点,类矩形隧道的纵向弯曲状态可划分为如下4种情况:

- ① 中性轴位于截面上部边缘(环缝完全闭合) ($\varphi = -\pi/2$);
- ② 中性轴位于截面腰部 ($-\alpha \leq \varphi < \alpha$);
- ③ 中性轴位于截面上拱部 ($-\pi/2 \leq \varphi < -\alpha$);
- ④ 中性轴位于截面下拱部 ($\alpha \leq \varphi < \pi/2$)。下文将对上述4种情况分别进行讨论。

1.2 中性轴位于截面上部边缘(环缝全部闭合)时的纵向等效抗弯刚度($\varphi = -\pi/2$)

当受到螺栓预紧力和弯矩共同作用致使环缝全部闭合时,环缝影响范围内、外管片纵向变形及应力分布分别如图6,7所示。

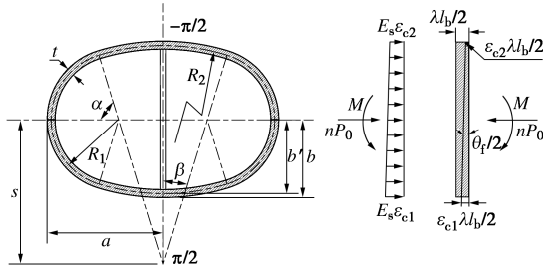


图6 环缝闭合时的环缝影响范围内纵向应力及变形

Fig. 6 Longitudinal stresses and deformations under completely closed circumferential joint

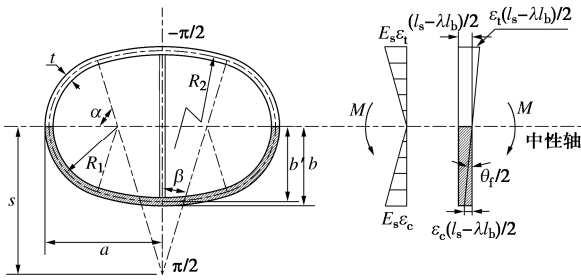


图7 环缝闭合时环缝影响范围外的纵向应力及变形

Fig. 7 Longitudinal stresses and deformations outside influence range of circumferential joint under completely closed circumferential joint

(1) 在环缝影响范围内

由图6可得变形协调方程如下:

$$\theta_f = \frac{\lambda l_b (\varepsilon_{c1} - \varepsilon_{c2})}{2b}, \quad (2)$$

式中, ε_{c1} 和 ε_{c2} 分别是管片接头的最大压应变和最小压应变。

通过截面受力平衡可得

$$\begin{aligned} & 2 \int_0^\beta \left[\frac{E_s (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) (b - R_2 \cos \gamma + s)}{2b} + E_s \varepsilon_{c1} \right] R_2 t d\gamma + \\ & 2 \int_\beta^{\pi/2+\alpha} \left[\frac{E_s (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) (b - R_1 \cos \gamma)}{2b} + E_s \varepsilon_{c1} \right] R_1 t d\gamma + \\ & 2 \int_0^\beta \left[\frac{E_s (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) (R_2 \cos \gamma - s + b)}{2b} + E_s \varepsilon_{c1} \right] R_2 t d\gamma = n p_0. \end{aligned} \quad (3)$$

式中, $\alpha = \frac{\pi}{2} - \beta$, $s = (R_2 - R_1) \cos \beta$, E_s 为混凝土弹性模量。

由受压区压力对截面形心轴的合力矩与纵向弯矩 M 平衡可得

$$\begin{aligned} & 2 \int_0^\beta \left[\frac{E_s (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) (b - R_2 \cos \gamma + s)}{2b} + E_s \varepsilon_{c1} \right] (R_2 \cos \gamma - s) R_2 t d\gamma + \\ & 2 \int_\beta^{\pi/2+\alpha} \left[\frac{E_s (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) (b - R_1 \cos \gamma)}{2b} + E_s \varepsilon_{c1} \right] (R_1 \cos \gamma) R_1 t d\gamma + \\ & 2 \int_0^\beta \left[\frac{E_s (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) (R_2 \cos \gamma - s + b)}{2b} + E_s \varepsilon_{c1} \right] (R_2 \cos \gamma - s) R_2 t d\gamma = M. \end{aligned} \quad (4)$$

联立式(2)~(4)可得环缝影响范围内的转角 θ_f 的表达式:

$$\theta_f = \lambda l_b M / E_s t [4\beta s^2 R_2 - 8s R_2^2 \sin \beta - 2\beta R_1^3 + \sin 2\beta (R_2^3 - R_1^3) + \pi R_1^3 + 2\beta R_2^3] \quad (5)$$

又因类矩形盾构管片横截面的惯性矩 I_c 为

$$\begin{aligned} I_c &= 2 \int_{\frac{\pi}{2}-\alpha}^{\frac{\pi}{2}} R_1 t (R_1 \cos \gamma)^2 d\gamma + 2 \int_{-\beta}^{\beta} R_2 t (R_2 \cos \gamma - s)^2 d\gamma \\ &= 4t\beta s^2 R_2 - 8ts R_2^2 \sin \beta - 2t\beta R_1^3 + t \sin 2\beta (R_2^3 - R_1^3) + \\ &\quad \pi t R_1^3 + 2t\beta R_2^3. \end{aligned} \quad (6)$$

因此, 结合式(5), (6)可进一步得到环缝引起的转角 θ_f 的表达式:

$$\theta_f = \frac{\lambda l_b M}{E_s I_c} \quad (7)$$

(2) 在环缝影响范围外

由图7可知, 在环缝影响范围外, 混凝土管片的转角 θ_h 为

$$\theta_h = \frac{M(l_s - \lambda l_b)}{E_s I_c} \quad (8)$$

等效连续化模型梁的转角 θ 为

$$\theta = \frac{M l_s}{(EI)_{eq}} = \theta_f + \theta_h, \quad (9)$$

式中, $(EI)_{eq}$ 为纵向等效抗弯刚度。

结合式(7)~(9), 当环缝全部闭合条件下, 纵向等效抗弯刚度 $(EI)_{eq}$ 表达式为

$$(EI)_{eq} = \frac{M l_s}{\theta_f + \theta_h} = E_s I_c \quad (10)$$

由此可见, 螺栓预紧力作用下使得管片间环缝未张开时, 管片截面全面受压, 中性轴位于截面上边缘。此时, 纵向等效抗弯刚度与均质隧道相等并保持不变。

1.3 中性轴位于截面腰部纵向等效抗弯刚度 ($-\alpha \leq \varphi < \alpha$)

当中性轴位于截面腰部时, 环缝部分分离, 环缝影响范围内管片纵向变形及应力分布如图8所示。而环缝影响范围外管片纵向变形及应力分布与图7相同。

考虑螺栓的作用长度不同, 因此需要对螺栓影响范围系数 $\lambda \leq 1$ 和 $\lambda > 1$ 两种不同情况开展分析。

(1) 环缝影响范围小于螺栓长度 (即 $\lambda \leq 1$)

a) 在环缝影响范围内

由图8可得变形协调方程为

$$(b-x) \frac{\theta_f}{2} = \frac{\varepsilon_c \lambda l_b}{2}, \quad (11)$$

$$(b'+x) \frac{\theta_f}{2} = \frac{\delta}{2} + \frac{\varepsilon_t \lambda l_b}{2} \cdot \frac{b'+x}{b+x} \quad (12)$$

根据受力平衡条件, 可得管片受压区和受拉区的受力平衡方程为

$$\begin{aligned}
& 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_0^\beta (R_2 \cos \gamma - x - s) R_2 t d\gamma + \\
& 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2-\varphi} (R_1 \cos \gamma - x) R_1 t d\gamma - np_0 \\
& = 2 \frac{E_s \varepsilon_t}{b+x} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2+\varphi} (R_1 \cos \gamma + x) R_1 t d\gamma + \\
& 2 \frac{E_s \varepsilon_t}{b+x} \int_0^\beta (R_2 \cos \gamma - s + x) R_2 t d\gamma \quad , \quad (13a) \\
& 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_0^\beta (R_2 \cos \gamma - x - s) R_2 t d\gamma + \\
& 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2-\varphi} (R_1 \cos \gamma - x) R_1 t d\gamma - np_0 \\
& = 2 \frac{k_r \delta}{b'+x} \frac{l_b}{\lambda l_b} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2+\varphi} (R_1 \cos \gamma + x) R_1 d\gamma + \\
& 2 \frac{k_r \delta}{b'+x} \frac{l_b}{\lambda l_b} \int_0^\beta (R_2 \cos \gamma - s + x) R_2 d\gamma \quad . \quad (13b)
\end{aligned}$$

根据管片受压区压力和受拉区拉力对截面形心轴的合力矩与弯矩平衡, 可得力矩平衡方程:

$$\begin{aligned}
& 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_0^\beta (R_2 \cos \gamma - x - s)(R_2 \cos \gamma - s) R_2 t d\gamma + \\
& 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2-\varphi} (R_1 \cos \gamma - x)(R_1 \cos \gamma) R_1 t d\gamma + \\
& 2 \frac{E_s \varepsilon_t}{b+x} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2+\varphi} (R_1 \cos \gamma + x)(R_1 \cos \gamma) R_1 t d\gamma + \\
& 2 \frac{E_s \varepsilon_t}{b+x} \int_0^\beta (R_2 \cos \gamma - s + x)(R_2 \cos \gamma - s) R_2 t d\gamma = M \quad . \quad (14)
\end{aligned}$$

联立式 (11) ~ (14) 可得中性轴位置位置角 φ 应满足

$$\frac{k_r l_b}{E_s t} = \frac{-2A_1 M + np_0(2A_4 + A_5)}{(2A_1 - 2A_2)M - np_0(2A_3 + 2A_4 + A_5 + A_6)} \quad , \quad (15)$$

式中, $A_1 = -2\beta s R_2 + 2 \sin \beta (R_2^2 - R_1^2) + [2\beta (R_1^2 - R_1 R_2) - \pi R_1^2] \sin \varphi + 2 R_1^2 \varphi \sin \varphi + 2 R_1^2 \cos \varphi$, $A_2 = -2\beta s R_2 + 2 \sin \beta (R_2^2 - R_1^2) + [2\beta (R_1 R_2 - R_1^2) + \pi R_1^2] \sin \varphi + 2 R_1^2 \cos \varphi + 2 R_1^2 \varphi \sin \varphi$, $A_3 = R_2 \beta (2s^2 + R_2^2) + R_2^2 \sin \beta (R_2 \cos \beta - 4s) + 2 R_1 R_2 (R_2 \sin \beta - \beta s) \sin \varphi$, $A_4 = R_2 \beta (2s^2 + R_2^2) + R_2^2 \sin \beta \cdot (R_2 \cos \beta - 4s) - 2 R_1 R_2 (R_2 \sin \beta - \beta s) \sin \varphi$, $A_5 = R_1^3 (\pi - 2\beta - \sin 2\beta) - 2 R_1^3 \varphi + 4 R_1^3 \sin \beta \sin \varphi - R_1^3 \sin 2\varphi$, $A_6 = R_1^3 (\pi - 2\beta - \sin 2\beta) + 2 R_1^3 \varphi - 4 R_1^3 \sin \beta \sin \varphi + R_1^3 \sin 2\varphi$.

结合式 (11) ~ (14) 还可解得环缝引起的转角 θ_f 表达式:

$$\theta_f = \frac{\lambda l_b M}{E_s (J_1 + \psi_1 J_2)} \quad , \quad (16)$$

式中, $J_1 = \frac{t(2A_4 + A_5)}{2}$, $J_2 = \frac{t(2A_3 + A_6)}{2}$, $\psi_1 = \frac{k_r l_b}{k_r l_b + E_s t}$.

(b) 在环缝影响范围外,

环缝影响范围外的情况与上一节一致, 管片的转角 θ_h 的取值仍如式 (8) 所示。

由于 $\theta = \theta_f + \theta_h$, 联立式 (16) 和 (8) 可得环缝部分分离且中性轴位于截面腰部的纵向等效抗弯刚度, 表达为

$$(EI)_{eq} = E_s I_c \frac{l_s (J_1 + \psi_1 J_2)}{\lambda I_c l_b + (l_s - \lambda l_b) (J_1 + \psi_1 J_2)} \quad . \quad (17)$$

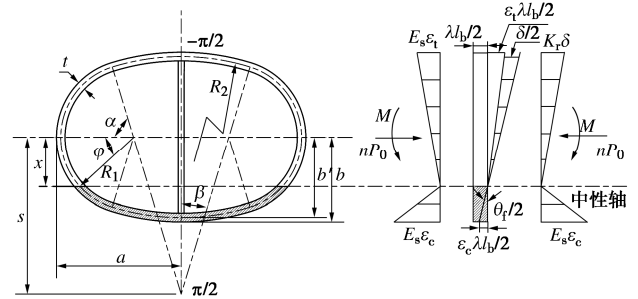


图 8 中性轴位于类矩形截面腰部时纵向应力和变形

Fig. 8 Longitudinal stresses and deformations under neutral axis located at waist of quasi-rectangular section

(2) 环缝影响范围大于螺栓长度 (即 $\lambda > 1$)

根据受力平衡, 管片受压区与受拉区平衡方程与式 (13a) 一致, 不再重复给出。而考虑到环缝影响系数 $\lambda > 1$, 螺栓在环缝影响范围内作用长度为 l_b , 管片受压区与螺栓受拉的受力平衡方程 (13b) 则改写如下:

$$\begin{aligned}
& 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_0^\beta (R_2 \cos \gamma - x - s) R_2 t d\gamma + \\
& 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2-\varphi} (R_1 \cos \gamma - x) R_1 t d\gamma - np_0 \\
& = 2 \frac{k_r \delta}{b'+x} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2+\varphi} (R_1 \cos \gamma + x) R_1 d\gamma + \\
& 2 \frac{k_r \delta}{b'+x} \int_0^\beta (R_2 \cos \gamma - s + x) R_2 d\gamma \quad . \quad (18)
\end{aligned}$$

此外, 变形协调方程、力矩平衡方程与 $\lambda \leq 1$ 的情况一致, 最后可分别得到的中性轴位置角 φ 和纵向等效抗弯刚度 $(EI)_{eq}$:

$$\frac{k_r l_b}{E_s t} = \frac{-2A_1 M + np_0(2A_4 + A_5)}{\lambda [(2A_1 - 2A_2)M - np_0(2A_3 + 2A_4 + A_5 + A_6)]} \quad , \quad (19)$$

$$(EI)_{eq} = E_s I_c \frac{l_s (J_1 + \psi_2 J_2)}{\lambda I_c l_b + (l_s - \lambda l_b) (J_1 + \psi_2 J_2)} \quad . \quad (20)$$

式中, $\psi_2 = \frac{\lambda k_r l_b}{E_s t + \lambda k_r l_b}$.

1.4 中性轴位于截面下拱部时纵向等效抗弯刚度 ($\alpha \leq \varphi < \pi/2$)

当受到螺栓预紧力和弯矩作用致使环缝部分分离, 且中性轴位置移至类矩形截面下拱部圆弧管片时, 其截面分析图如图 9 所示。而环缝影响范围外管片应力应变关系如图 7 一致。

考虑螺栓的作用长度不同, 同理对螺栓影响范围

系数 $\lambda \leq 1$ 和 $\lambda > 1$ 两种不同情况开展分析。

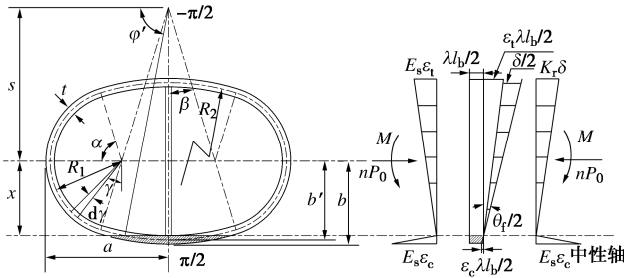


图9 中性轴位于类矩形截面下拱部时纵向应力和变形

Fig. 9 Longitudinal stresses and deformations under neutral axis located at invert of tunnel section

(1) 环缝影响范围小于螺栓长度 (即 $\lambda \leq 1$)

a) 在环缝影响范围内

受压区和受拉区的变形协调方程与中性轴位于腰部时相同, 此处不再重复。

受压区管片所受压力分别与受拉区管片、螺栓所受拉力平衡, 则受力平衡方程如下:

$$\begin{aligned} & 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} (R_2 \cos \gamma - x - s) R_2 t d\gamma \\ &= 2 \frac{E_s \varepsilon_t}{b+x} \left[\int_{\frac{\pi}{2}-\varphi}^{\beta} (s - R_2 \cos \gamma + x) R_2 t d\gamma + \right. \\ & \quad \left. \int_0^{\beta} (R_2 \cos \gamma - s + x) R_2 t d\gamma + \right. \\ & \quad \left. \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2+\alpha} (x - R_1 \cos \gamma) R_1 t d\gamma \right] + np_0, \quad (21a) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} (R_2 \cos \gamma - x - s) R_2 t d\gamma \\ &= 2 \frac{k_r \delta}{b'+x} \frac{l_b}{\lambda l_b} \left[\int_{\frac{\pi}{2}-\varphi}^{\beta} (s - R_2 \cos \gamma + x) R_2 d\gamma + \right. \\ & \quad \left. \int_0^{\beta} (R_2 \cos \gamma - s + x) R_2 d\gamma + \right. \\ & \quad \left. \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2+\alpha} (x - R_1 \cos \gamma) R_1 d\gamma \right] + np_0. \quad (21b) \end{aligned}$$

管片受压区压力和受拉区拉力对截面形心轴的合力矩与纵向弯矩平衡, 力矩平衡方程如下:

$$\begin{aligned} & 2 \frac{E_s \varepsilon_c}{b-x} \int_0^{\frac{\pi}{2}-\varphi} (R_2 \cos \gamma - x - s) (R_2 \cos \gamma - s) R_2 t d\gamma \\ & 2 \frac{E_s \varepsilon_t}{b+x} \int_{\frac{\pi}{2}-\varphi}^{\beta} (s - R_2 \cos \gamma + x) (s - R_2 \cos \gamma) R_2 t d\gamma + \\ & 2 \frac{E_s \varepsilon_t}{b+x} \int_0^{\beta} (R_2 \cos \gamma - s + x) (R_2 \cos \gamma - s) R_2 t d\gamma + \\ & 2 \frac{E_s \varepsilon_t}{b+x} \int_{\pi/2-\alpha}^{\pi/2+\alpha} (x - R_1 \cos \gamma) (-R_1 \cos \gamma) R_1 t d\gamma = M. \quad (22) \end{aligned}$$

联立式 (11), (12), (21) 和 (22) 推导得到中性轴位置角 φ 需满足

$$\frac{k_r l_b}{E_s t} = \frac{np_0 B_4 - 2B_1 M}{2(B_1 - B_2)M - np_0(2B_3 + B_4 + 2B_5 + B_6)}. \quad (23)$$

式中, $B_1 = 2R_2^2 \cos \varphi - \pi R_2^2 \sin \varphi + 2R_2^2 \varphi \sin \varphi$, $B_2 = -2s(-2\beta R_1 + \pi R_1 + 2\beta R_2) + R_2(-4\beta R_1 + 2\pi R_1 + 4\beta R_2 - \pi R_2) \sin \varphi + 2R_2^2 \cos \varphi + 2R_2^2 \varphi \sin \varphi$, $B_3 = -R_1^2(2\beta + \sin 2\beta - \pi)$, $B_4 = R_2^2(\pi - 2\varphi)(2s \sin \varphi + R_2) - 2R_2^2 \cdot \cos \varphi(2s + R_2 \sin \varphi)$, $B_5 = (4s^2 + R_2^2)R_2 \beta - (6s - R_2 \cos \beta) \cdot R_2^2 \sin \beta - 2R_2^2(\beta s - R_2 \sin \beta) \sin \varphi$, $B_6 = -4sR_2^2 \sin \beta + R_2^3(-\pi + 2\beta + \sin 2\beta) + 2R_2^3 \varphi + (4s\beta - 2s\pi - 4R_2 \sin \beta) \cdot R_2^2 \sin \varphi + 4sR_2^2 \varphi \sin \varphi + R_2^3 \sin 2\varphi + 4sR_2^2 \cos \varphi$ 。

同理可解得环缝引起的转角 θ_f 的表达式:

$$\theta_f = \frac{\lambda l_b M}{E(J'_1 + \psi_1 J'_2)}, \quad (24)$$

式中, $J'_1 = \frac{tB_4}{2}$, $J'_2 = \frac{t(2B_3 + 2B_5 + B_6)}{2}$ 。

b) 环缝影响范围外

环缝影响范围外的情况与前文一致, 混凝土管片的转角 θ_h 取值仍如式 (8) 所示。

最终得到在环缝影响范围小于螺栓长度 (即 $\lambda \leq 1$) 时, 中性轴位于截面下拱部的纵向等效抗弯刚度表达式:

$$(EI)_{eq} = E_s I_c \frac{l_s(J'_1 + \psi_1 J'_2)}{\lambda I_c l_b + (l_s - \lambda l_b)(J'_1 + \psi_1 J'_2)}, \quad (25)$$

(2) 环缝影响范围大于螺栓长度 (即 $\lambda > 1$)

参考 1.3 节, 同理可得中性轴位置角 φ 关系式和等效抗弯刚度 $(EI)_{eq}$ 表达式:

$$\frac{k_r l_b}{E_s t} = \frac{np_0 B_4 - 2B_1 M}{2\lambda(B_1 - B_2)M - \lambda np_0(2B_3 + B_4 + 2B_5 + B_6)}, \quad (26)$$

$$(EI)_{eq} = E_s I_c \frac{l_s(J'_1 + \psi_2 J'_2)}{\lambda I_c l_b + (l_s - \lambda l_b)(J'_1 + \psi_2 J'_2)}. \quad (27)$$

1.5 中性轴位于截面上拱部时的纵向等效抗弯刚度 ($-\pi/2 \leq \varphi < -\alpha$)

中性轴位于类矩形截面上拱部圆弧管片时, 截面分析如图 10 所示。图中 φ' 为负值, 为便于计算, 在分析过程中, 取 $\varphi = -\varphi'$ 。

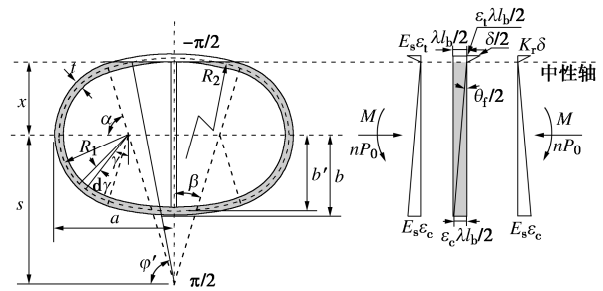


图10 中性轴位于类矩形截面上拱部时纵向应力和变形

Fig. 10 Longitudinal stresses and deformations under neutral axis located at tunnel vault

(1) 环缝影响范围小于螺栓长度 (即 $\lambda \leq 1$)

a) 在环缝影响范围内

与前文一致,根据变形协调方程、受力平衡方程和力矩平衡方程,可以得到中性轴位置角 φ 满足

$$\frac{k_t l_b}{E_s t} = \frac{2B_2 M - np_0(2B_3 + 2B_5 + B_6)}{2(B_1 - B_2)M + np_0(2B_3 + B_4 + 2B_5 + B_6)} \quad (28)$$

与中性轴位于截面下拱部类似,可求得环缝引起的转角 θ_f 的表达式:

$$\theta_f = \frac{\lambda l_b M}{E_s(J'_2 + \psi_1 J'_1)} \quad (29)$$

b) 在环缝影响范围外

环缝影响范围外的情况与前文一致,管片的转角 θ_b 的取值仍如式(8)所示。最终得到在环缝影响范围小于螺栓长度(即 $\lambda \leq 1$)时,中性轴位于截面下拱部的纵向等效抗弯刚度表达式:

$$(EI)_{eq} = E_s I_c \frac{l_s(J'_2 + \psi_1 J'_1)}{\lambda I_c l_b + (l_s - \lambda l_b)(J'_2 + \psi_1 J'_1)} \quad (30)$$

(2) 环缝影响范围大于螺栓长度(即 $\lambda > 1$)

与前文一样,通过变形协调方程、受力平衡方程和力矩平衡方程可得到环缝影响系数 $\lambda > 1$ 时,中性轴位置 φ 关系式和等效抗弯刚度表达式 $(EI)_{eq}$:

$$\frac{k_t l_b}{E_s t} = \frac{2B_2 M - np_0(2B_3 + 2B_5 + B_6)}{2\lambda(B_1 - B_2)M + \lambda np_0(2B_3 + B_4 + 2B_5 + B_6)} \quad (31)$$

$$(EI)_{eq} = E_s I_c \frac{l_s(J'_2 + \psi_2 J'_1)}{\lambda I_c l_b + (l_s - \lambda l_b)(J'_2 + \psi_2 J'_1)} \quad (32)$$

与圆形盾构隧道一样,可定义纵向等效抗弯刚度与均质隧道弯曲刚度之比为等效纵向刚度有效率 η :

$$\eta = \frac{(EI)_{eq}}{E_s I_c} \quad (33)$$

纵向等效纵向刚度有效率 η 反映了纵向等效连续化模型中等效抗弯刚度相较于原始管片的变化情况。该参数在隧道的设计中有重要的意义。

参考鲁志鹏^[18]的研究,引入环缝作用区影响系数 χ 表征环缝影响范围。其值等于环缝影响范围 l_f 与管片环宽度 l_s 之比,其与环缝作用系数 λ 存在以下对应关系:

$$\chi = \frac{l_f}{l_s} = \frac{\lambda l_b}{l_s} \quad (34)$$

2 类矩形盾构隧道界限弯矩分析

综上分析可见,管片单元所处的弯曲状态与螺栓预紧力和外施加弯矩息息相关。当施加弯矩为0时,由于预紧力的存在,相邻管片紧紧贴合,全截面受压;逐步增加弯矩值,管片边缘一侧压力随之增大,另一侧压力逐渐减小直至为0,同时管片的最小压应变 ε_{c2} 减少至0,此时所施加弯矩为临界弯矩 M_1 ,这个阶段环缝仍然闭合,隧道的等效抗弯刚度与均质隧道的抗

弯刚度相等。由于临界弯矩 M_1 亦是管片环缝张开与闭合的界限弯矩,定义其为环缝张开启动弯矩。令 $\varepsilon_{c2} = 0$,结合式(2)~(4)可得到在环缝影响系数 $\lambda > 1$ 和 $\lambda \leq 1$ 时的环缝张开启动弯矩取值。

当中性轴位于隧道截面上边界时,环缝张开启动弯矩 M_1 与环缝影响系数 λ 无关,环缝张开启动弯矩 M_1 表达式为

$$M_1 = np_0[4\beta s^2 R_2 - 8sR_2^2 \sin \beta + \sin 2\beta(R_2^3 - R_1^3) - 2\beta R_1^3 + \pi R_1^3 + 2\beta R_2^3]/[4b\beta(R_2 - R_1) + 2b\pi R_1] \quad (35)$$

当施加弯矩继续增大时,管片内出现拉应力,以中性轴为界,一侧受压,另一侧受拉,环缝持续张开,并随弯矩的增大,中性轴往受压区移动,受拉区范围越来越大,环缝变宽。当中性轴下移至截面大小圆弧上部交界处时(即 $\varphi = -\alpha$),可得环缝影响系数分别为 $\lambda \leq 1$ 和 $\lambda > 1$ 的界限弯矩 M_{21} 和 M_{22} 。

当环缝影响系数 $\lambda \leq 1$ 时,把 $\varphi = -\alpha$ 代入式(15)得到界限弯矩 M_{21} 为

$$M_{21} = np_0 \{ 2\pi R_1^3 (E_s t + k_t l_b) + E_s t (2s^2 R_2 - 2R_1^3 + R_2^3) 2\beta + 2k_t l_b (2s^2 R_2 - R_1^3 + R_2^3) 2\beta + \beta E_s R_1 t \cos \beta - 4sR_2 \cdot [2R_2 \sin \beta (E_s t + 2k_t l_b)] + E_s t (-2R_1^3 + 2R_1 R_2^2 + R_2^3) \cdot \sin 2\beta + 2k_t l_b (R_2^3 - R_1^3) \sin 2\beta \} / \{ 4E_s t R_2 (-s\beta + R_2 \sin \beta) + [E_s t (\pi R_1 - 2R_1 \beta + R_2 \beta) + k_t l_b (\pi R_1 - 2R_1 \beta + 2R_2 \beta)] 4R_1 \cos \beta \} \quad (36)$$

当环缝影响系数 $\lambda > 1$ 时,把 $\varphi = -\alpha$ 代入式(19)得到界限弯矩 M_{22} 为

$$M_{22} = np_0 \left[2\pi R_1^3 (E_s t + \lambda k_t l_b) + E_s t (2s^2 R_2 - 2R_1^3 + R_2^3) 2\beta + 2\lambda k_t l_b (2s^2 R_2 - R_1^3 + R_2^3) 2\beta + \beta E_s R_1 t \cos \beta - 4sR_2 \cdot (2R_2 \sin \beta (E_s t + 2\lambda k_t l_b)) + E_s t (-2R_1^3 + 2R_1 R_2^2 + R_2^3) \cdot \sin 2\beta + 2\lambda k_t l_b (R_2^3 - R_1^3) \sin 2\beta \right] / \{ 4E_s t R_2 (-s\beta + R_2 \sin \beta) + [E_s t (\pi R_1 - 2R_1 \beta + R_2 \beta) + \lambda k_t l_b (\pi R_1 - 2R_1 \beta + 2R_2 \beta)] 4R_1 \cos \beta \} \quad (37)$$

当弯矩进一步增加,环缝张开范围继续增大,受压区进一步减小,当中性轴继续下移至大小圆弧下部的交界处时(即 $\varphi = \alpha$),可得环缝影响系数分别为 $\lambda \leq 1$ 和 $\lambda > 1$ 的界限弯矩 M_{31} 和 M_{32} 。

当环缝影响系数 $\lambda \leq 1$ 时,把 $\varphi = \alpha$ 代入式(23)得到界限弯矩 M_{31} 为

$$M_{31} = np_0 \{ \beta E_s t R_2 (2s^2 + R_2^2) + k_t l_b [2\beta (2s^2 R_2 - R_1^3 + R_2^3) + \pi R_1^3] - 4sR_2^2 \sin \beta (E_s t + 2k_t l_b) + 2\beta s R_1 R_2 E_s t \cos \beta + \frac{1}{2} \sin 2\beta [E_s t R_2^2 (R_2 - 2R_1) + 2k_t l_b (R_2^3 - R_1^3)] \} \cdot \{ 2E_s t R_2 (R_2 \sin \beta - \beta d) - 2R_1 \cos \beta [\beta E_s t R_2 + k_t l_b (-2\beta R_1 + \pi R_1 + 2\beta R_2)] \}^{-1} \quad (38)$$

表 1 类矩形盾构隧道衬砌主要设计参数

Table 1 Design parameters for linings of quasi-rectangular shield tunnel

隧道宽度 $2a/\text{m}$	隧道高度 $2b/\text{m}$	半径 R_1/m	半径 R_2/m	偏移 s/m	角 α $/(^\circ)$	角 β $/(^\circ)$	环宽 l_s/m	管片厚 度 t/m	弹性模量 E_s/MPa
11.50	6.937	2.975	15.225	11.98	78	12	1.2	0.45	3.45×10^4

当环缝影响系数 $\lambda > 1$ 时, 把 $\varphi = \alpha$ 代入式 (26) 得到界限弯矩 M_{32} 为

轴从小圆弧上沿下移至其下沿, 即从中性轴位置角从 -78° 移动至 78° 。

$$M_{32} = np_0 \{ \beta E_s t R_2 (2s^2 + R_2^2) + \lambda k_t l_b [2\beta (2s^2 R_2 - R_1^3 + R_2^3) + \pi R_1^3] - 4s R_2^2 \sin \beta (E_s t + 2\lambda k_t l_b) + 2\beta s R_1 R_2 E_s t \cos \beta + \frac{1}{2} \sin 2\beta [E_s t R_2^2 (R_2 - 2R_1) + 2\lambda k_t l_b (R_2^3 - R_1^3)] \} \cdot \{ 2E_s t R_2 (R_2 \sin \beta - \beta d) - 2R_1 \cos \beta [\beta E_s t R_2 + \lambda k_t l_b (-2\beta R_1 + \pi R_1 + 2\beta R_2)] \}^{-1} \quad (39)$$

3 算例分析

以宁波轨道交通 3 号线类矩形盾构隧道工程为背景, 对影响类矩形盾构隧道纵向等效刚度的因素进行分析。计算采用的盾构隧道衬砌和接头相关参数分别如表 1, 2 所示。由于实际工程中螺栓预紧力难以测量, 因此计算中取 6.8 级 M30 螺栓预紧力 p_0 标准值 216 kN, 无特别说明施加弯矩取 $M = 2 \times 10^4$ (kN·m)。

表 2 类矩形隧道纵向接头主要参数

Table 2 Parameters for longitudinal joint of quasi-rectangular shield tunnel

纵向螺栓数 量 $n/\text{个}$	直径 d/mm	长度 l_b/mm	弹性模量 E_b/MPa	抗拉刚度 $/(kN \cdot m^{-1})$
30	30	370	2.06×10^5	3.12×10^5

根据徐凌^[11]和鲁志鹏^[18]对上海地铁盾构隧道环缝作用区影响系数的研究成果, 对环缝作用区影响系数 χ 一般取 0.2, 环缝影响系数 λ 约为 0.5。

3.1 弯矩对纵向等效抗弯刚度的影响

图 11 为纵向等效抗弯刚度和中性轴位置角与弯矩的关系曲线。由图 11 可见, 当施加于管片环两侧的弯矩 M 小于环缝张开启动弯矩 M_1 时, 纵向等效抗弯刚度值不变, 其大小与均质隧道抗弯刚度值相等。此时, 中性轴位置角 φ 为 90° , 位于在管片上部外缘处, 受到螺栓预紧力的作用, 环缝闭合。随着施加的弯矩超过环缝张开启动弯矩 M_1 时, 管片环缝逐渐张开, 中性轴从管片外缘逐步下移, 纵向等效抗弯刚度明显下降。在施加弯矩 M_1 至 M_{21} 区段, 中性轴位置处于截面上拱部范围内, 由于类矩形截面上拱部本身范围较小, M_1 , M_{21} 本身相差不大。随着施加弯矩进一步增大并超过界限弯矩 M_{21} 时, 纵向等效抗弯刚度首先迅速下降, 而后缓慢变化, 整体变化呈现反“S”型下降趋势。在界限弯矩 M_{21} 至界限弯矩 M_{31} 阶段, 中性

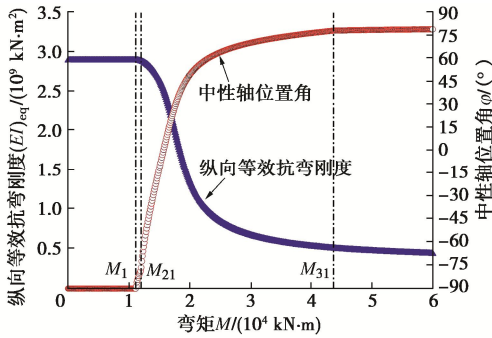


图 11 弯矩与纵向等效抗弯刚度和中性轴位置角的关系

Fig. 11 Relationship among bending moment, longitudinal equivalent bending stiffness and neutral axis

3.2 环缝影响范围对隧道纵向抗弯性能的影响

环缝影响系数 λ 的取值范围为 $0 \sim l_s/l_b$, 为分析方便, 采用环缝作用区影响系数 χ 来研究环缝影响系数 λ 对隧道抗弯性能的影响。将环缝作用区影响系数 χ 与环缝影响系数 λ 一一对应, 螺栓预紧力值 p_0 分别取 0, 100, 150, 200 kN。

图 12 为不同螺栓预紧力下, 环缝作用区影响系数 χ 对类矩形隧道等效刚度有效率的影响。由图 12 可见, 整体而言, 当环缝影响系数 λ 小于 1 时, 随着环缝作用区系数 χ 增大, 纵向等效抗弯刚度有效率 η 急剧减小; 当环缝影响系数 λ 大于 1 时, 纵向等效抗弯刚度有效率 η 随着环缝作用区系数 χ 增大而缓慢减小并趋于一个定值。值得注意的是, 当环缝作用区系数 χ 为 0 时, 则完全不考虑螺栓拉力和管片压力对管片应变的影响, 此时管片可视为刚性体, 隧道结构可视为均质结构, 纵向等效抗弯刚度有效率 η 为 1; 当环缝作用区系数 χ 为 1 时, 螺栓拉力和管片受到的压力作用范围为整环管片, 纵向等效抗弯刚度有效率显著减小。志波由纪夫等^[3]在构建圆形盾构隧道纵向等效

抗弯刚度计算模型时,假定螺栓拉力和管片受到的压力作用范围为整环管片,即考虑环缝作用区系数 χ 为1。可见,采用文献[3]推荐的考虑环缝作用影响的方法将会低估盾构隧道纵向等效抗弯刚度。

由图12还可发现,螺栓预紧力 p_0 对纵向等效抗弯刚度有效率 η 有重要影响。当给定弯矩 M 与环缝作用区影响系数 χ 时,螺栓预紧力 p_0 越大,纵向等效抗弯刚度有效率 η 越大。可见,螺栓预紧力 p_0 可以明显提高隧道纵向等效抗弯刚度。实际工程均会施加一定的螺栓预紧力,若忽略其作用无疑会低估实际的隧道纵向等效抗弯刚度,进而低估隧道抵抗变形的能力,最终高估隧道在受到外部作用下(如新建隧道穿越或基坑开挖)引起的隧道位移。

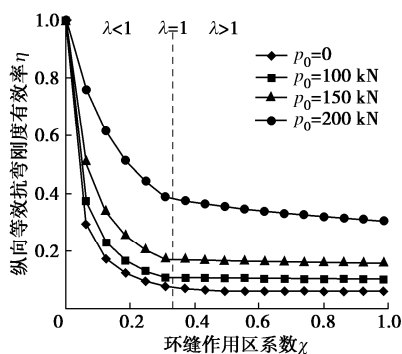


图12 环缝作用区系数 χ 对等效抗弯刚度有效率的影响

Fig. 12 Effects of coefficient of circumferential seam action zone on effective efficiency of equivalent bending stiffness

图13为环缝影响系数 λ 与中性轴位置角 φ 变化的关系。此时螺栓预紧力取值为216 kN。由图13可见,当环缝影响系数 $\lambda \leq 1$ 时,中性轴位置角 φ 不变,因而此时截面的受压区变化与环缝影响系数 λ 无关;而当环缝影响系数 $\lambda > 1$ 时,随环缝影响系数增大,中性轴迅速上移,管片截面受压区面积增大。可见环缝影响系数 λ 对中性轴位置有重要的影响。

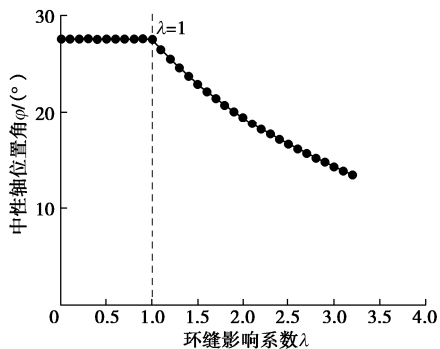


图13 环缝影响系数对中性轴位置变化的影响

Fig. 13 Effects of influence coefficient of circumferential seam on position of neutral axis

3.3 螺栓预紧力对隧道纵向抗弯性能的影响

图14为螺栓预紧力对纵向等效抗弯刚度影响曲

线图。由图14可见,螺栓预紧力为100, 150, 200 kN的环缝张开启动弯矩 M_1 分别为 5.95×10^3 , 8.92×10^3 , 1.19×10^4 kN·m。可以发现,随着螺栓预紧力 p_0 的增加,环缝张开启动弯矩 M_1 相应增大。总体而言,当施加弯矩 M 较小时(小于环缝张开启动弯矩 $M_1 = 5.95 \times 10^3$ kN·m),不同螺栓预紧力条件下的纵向等效抗弯刚度一致。而进一步提高弯矩 M 时,发现在同样的弯矩条件下,螺栓预紧力 p_0 越大,隧道的纵向等效抗弯刚度越大。而当螺栓预紧力 p_0 为0时,隧道的纵向等效抗弯刚度为定值。可见,提高螺栓预紧力可有效增加隧道的纵向抵抗变形的能力。值得注意的是,当进一步增大弯矩 M 时,施加不同螺栓预紧力的管片纵向等效抗弯刚度均逐渐趋近于无预紧力作用条件下的管片等效抗弯刚度值,此时,螺栓预紧力对隧道的纵向抗弯刚度影响可以忽略。

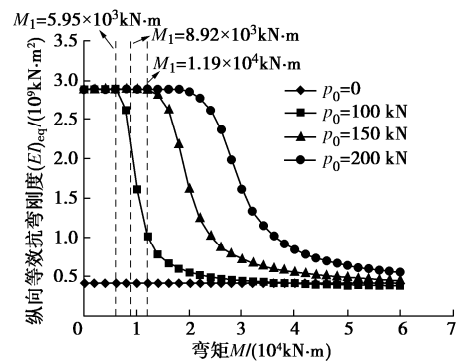


图14 螺栓预紧力对纵向等效抗弯刚度的影响

Fig. 14 Effects of pretightening force of bolt on equivalent longitudinal bending stiffness

图15为中性轴位置角 φ 随螺栓预紧力 p_0 变化曲线。由图15可见,随着螺栓预紧力的增加,中性轴位置不断上移,截面受压区面积不断增大,受拉区不断减小。且中性轴的上移速度有明显的先慢后快的特点,因而螺栓预紧力越大时,其对隧道纵向等效抗弯性能的影响越显著。

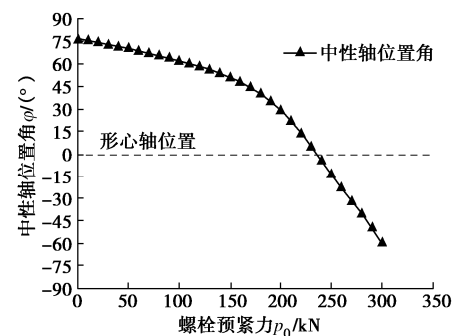


图15 中性轴位置角 φ 随着螺栓预紧力变化曲线

Fig. 15 Effects of pretightening force of bolt on position angle of neutral axis φ

3.4 截面形状对类矩形盾构隧道纵向等效抗弯刚度的影响

对于圆形盾构隧道, 仅通过半径即可描述其截面形状, 而类矩形盾构隧道为异形截面隧道, 需要小圆弧直径 R_1 , 大圆弧直径 R_2 以及大小圆弧角 α 和 β 共同决定其截面形状。根据文献[17]建议可以采用宽高比 a/b 表征类矩形盾构隧道的截面特点。高宽比 a/b 可通过下式求得:

$$\frac{a}{b} = \frac{1 + (R_2 / R_1 - 1) \cos \alpha}{R_2 / R_1 - (R_2 / R_1 - 1) \sin \alpha} \quad (40)$$

由式(40)可发现, 宽高比 a/b 可以反映类矩形盾构隧道的截面形状。当宽高比 a/b 越大, 隧道截面就越扁平; 当宽高比 a/b 为 1 时, 类矩形隧道截面退化为圆形截面, 相应地, 本文解退化为圆形盾构隧道纵向等效抗弯刚度解答。可见, 圆形盾构隧道纵向等效抗弯刚度是本文解的一种特殊情况。

图 16 给出纵向刚度有效率 η 随宽高比 a/b 的变化关系。总体而言, 与不考虑螺栓预紧力相比, 考虑螺栓预紧力之后, 纵向抗弯刚度有效率 η 显著提高。随着宽高比 a/b 的增加, 在考虑螺栓预紧力之后, 纵向抗弯刚度有效率 η 始终位于不考虑螺栓预紧力情况下的上方。当宽高比 a/b 为 1 时, 此时隧道截面为圆形, 在考虑螺栓预紧力的情况下, 纵向等效抗弯刚度有效率 η 为 0.93, 而不考虑预紧力情况时, 其值为 0.05, 前者为后者的 18.6 倍之多。可见, 忽略螺栓的预紧力将会严重低估盾构隧道的等效纵向抗弯刚度。由图 16 可见, 当考虑螺栓预紧力时, 纵向等效抗弯刚度有效率 η 随着宽高比的增加而呈现反“S”型下降趋势, 当宽高比 a/b 小于 2 时, 迅速下降, 而后随着宽高比 a/b 增加而缓慢减小。可见类矩形盾构隧道截面越扁平, 其纵向等效抗弯刚度有效率 η 越小, 也就是其抵抗地层变形的能力越差。同时发现小圆弧圆心角 α 值对类矩形纵向等效抗弯刚度有效率 η 值影响不大。

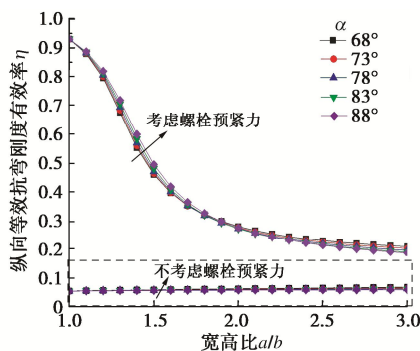


图 16 宽高比 a/b 对纵向等效抗弯刚度有效率 η 的影响

Fig. 16 Effects of width-height ratio a/b on effective efficiency of equivalent bending stiffness

图 17 为与中性轴位置角 φ 随宽高比 a/b 变化曲线。由图 17 可知, 总体而言, 中性轴位置随宽高比 a/b 增加而不断下移, 也就是隧道截面越扁平, 其中性轴位置越靠近截面拱底。值得注意的是, 当中性轴位置角 φ 与小圆弧圆心角 α 值相等时, 曲线将会出现明显的转折点。以小圆弧圆心角 α 值为 68° 为例, 当在小圆弧边界连线上方时, 中性轴随着宽高比 a/b 的增加而迅速下移; 而当中性轴位置角 φ 与小圆弧圆心角 α 相等时, 曲线出现转折点, 而后随着宽高比 a/b 增加而中性轴缓慢下移, 此时中性轴进入截面仰拱范围内。而当中性轴位置角 φ 为 88° 时, 由图 17 可见并没出现转折点, 这是由于小圆弧的范围较大, 中性轴在弯矩作用下并没有穿越两个小圆弧边界的连线, 因此中性轴位置曲线并没有出现转角。

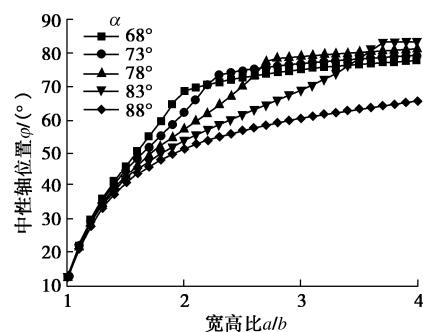


图 17 中性轴位置角 φ 随宽高比 a/b 变化关系

Fig. 17 Relationship between width-height ratio a/b and neutral axis position

中性轴位置角的变化规律与黄亮等[17]的研究结论基本一致。不同之处在于, 在相同宽高比 a/b 时, 考虑螺栓预紧力的中性轴位置相对较高, 中性轴位置变化范围较大。但是两者研究得到的总体规律基本一致。综上可知, 类矩形盾构隧道截面具有特殊性, 中性轴的位置与截面形状息息相关, 这是类矩形盾构隧道区别于圆形隧道的最大不同之处。

4 结 论

考虑螺栓预紧力和环缝影响范围作用, 对中性轴位于截面上部边缘(环缝完全闭合)、截面上拱部、截面腰部和截面下拱部 4 种情况进行分析, 推导得到了类矩形盾构隧道的纵向等效抗弯刚度解析解答, 并就影响类矩形盾构隧道纵向等效抗弯刚度性能的主要因素进行分析, 得到以下 4 点结论。

(1) 考虑螺栓预紧力时, 当施加弯矩小于环缝启动弯矩时, 环缝全部闭合, 纵向等效抗弯刚度值保持不变, 中性轴位于截面上部外缘。当弯矩进一步增加, 纵向等效抗弯刚度总体上呈现“反 S”型下降, 中性

轴位置逐步下移。

(2) 随着环缝作用区系数增大, 纵向等效抗弯刚度有效率先迅速下降, 随后缓慢降至一定值。当环缝影响系数小于等于 1 时, 中性轴位置不变; 而当环缝影响系数大于 1 时, 中性轴位置随环缝影响系数增大而逐步上移。

(3) 随着螺栓预紧力增大, 纵向等效纵向刚度相应增大, 中性轴位置随之上移。不考虑螺栓预紧力作用, 纵向等效抗弯刚度最小且为定值。

(4) 在考虑螺栓预紧力作用下, 随宽高比增大, 纵向等效抗弯刚度有效率呈现“反 S”型下降, 其值大于不考虑螺栓预紧力的情况。中性轴位置随着宽高比增大而逐步下移, 当中性轴位置角与小圆弧圆心角相等时, 中性轴位置角与宽高比关系曲线出现转折点。

参考文献:

- [1] 朱瑶宏, 朱雁飞, 黄德中, 等. 类矩形盾构法隧道关键技术研究与应用[J]. 隧道建设, 2017, **37**(9): 1055 - 1062. (ZHU Yao-hong, ZHU Yan-fei, HUANG De-zhong, et al. Development and application of key technologies to quasi-rectangular shield tunneling[J]. Tunnel Construction, 2017, **37**(9): 1055 - 1062. (in Chinese))
- [2] 小泉淳, 村上博智, 西野健三. ツールドトンネルの軸方向特性のモデルについて[C]// 土木学会论文集. 1988: 79 - 88. (KOIZUMI A, MURAKAMI H, NISHINO K. A Model of the Directional Properties of Tunnel[J]. Journal of the Japan Society of Civil Engineers, 1988: 79 - 88. (in Japanese))
- [3] 志波由纪夫, 川岛一彦, 大日方尚己, 等. 应答变位法によるツールドトンネルの地震時断面力の算定法[C]// 土木学会论文集, 1989: 385 - 394. (SHIWA Y, KAWASHIMA K, ODATEKA N, et al. A method for calculating the seismic cross-sectional force of a tunnel with a negative response method[C]// Journal of the Japan Society of Civil Engineers, 1989: 385 - 394. (in Japanese))
- [4] 林永国. 地铁隧道纵向变形结构性能研究[D]. 上海: 同济大学, 2001. (LIN Yong-guo. Study on the Performance of Longitudinal Deformation Structure of Metro Tunnel[D]. Shanghai: Tongji University, 2001. (in Chinese))
- [5] 廖少明. 圆形隧道纵向剪切传递效应研究[D]. 上海: 同济大学, 2002. (LIAO Shao-ming. Study on Longitudinal Shear Transfer Effect of Circular Tunnel[D]. Shanghai: Tongji University, 2002. (in Chinese))
- [6] 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.
- [7] 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**(增刊 2): 3938 - 3944. (ZHANG Wen-jie, XU Xu, LI Xiang-hong, et al. Research on generalized longitudinal equivalent continuous model of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(S2): 3938 - 3944. (in Chinese))
- [8] 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 Chuan, ZHU He-hua, 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))
- [9] 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 Xiang-yu, LIU Guo-bin, 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. (in Chinese))
- [10] 耿萍, 陈桦良, 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 Ping-liang, 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))
- [11] 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 Longitudinal Settlement of Soft Soil Shield Tunnel[D]. Shanghai: Tongji University, 2005. (in Chinese))
- [12] 梁荣柱, 夏唐代, 胡军华, 等. 新建隧道近距离上穿对既有地铁隧道纵向变形影响分析[J]. 岩土力学, 2016, **37**(增刊 1): 391 - 399. (LIANG Rong-zhu, XIA Tang-dai, HU Jun-hua, et al. Analysis of longitudinal displacement of existing metro tunnel due to construction of above-crossing new tunnel in close distance[J]. Rock and Soil Mechanics,

2016, **37**(S1): 391 – 399. (in Chinese))

[13] 许有俊, 陶连金, 文中坤, 等. 新建地铁隧道上穿既有隧道引起的结构隆起变形[J]. 中国铁道科学, 2014, **35**(6): 48 – 54. (XU You-jun, TAO Lian-jin, WEN Zhong-kun, et al. Upheaval deformation induced by newly-built metro tunnel upcrossing existing tunnel[J]. China Railway Science, 2014, **35**(6): 48 – 54. (in Chinese))

[14] LIANG R Z, XIA T D, HONG Y, et al. Effects of above-crossing tunnelling on the existing shield tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2016, **58**(9): 159 – 176.

[15] 康 成, 叶 超, 梁荣柱, 等. 基坑开挖诱发下卧盾构隧道纵向非线性变形研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2020, **39**(11): 2341 – 2350. (KANG Cheng, YE Chao, LIANG Rong-zhu, et al. Nonlinear longitudinal deformation of underlying shield tunnels induced by foundation excavation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2020, **39**(11): 2341 – 2350. (in Chinese))

[16] 张子新, 朱叶艇, 朱雁飞, 等. 大断面异形盾构衬砌结构纵向力学性能[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2017, **45**(5): 684 – 691. (ZHANG Zi-xin, ZHU Ye-ting, ZHU Yan-fei, et al. Study on the longitudinal mechanical behavior of large shield lining structure with a specialshaped cross-section[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2017, **45**(5): 684 – 691. (in Chinese))

[17] 黄 亮, 梁荣柱, 吴小建, 等. 类矩形盾构隧道纵向抗弯刚度分析[J]. 岩土工程学报, 2019,**41**(11): 2094 – 2102. (HUANG Liang, LIANG Rong-zhu, WU Xiao-jian, et al. Longitudinal bending stiffness of quasi-rectangular shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(11): 2094 – 2102. (in Chinese))

[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, 2008. (LU Zhi-peng. Study on the Safety Evaluation of Tunnel Construction and Operation Based on Static Measurement Data[D]. Shanghai: Tongji University, 2008. (in Chinese))

中国已建成在建坝高最大的 10 座堆石坝

序号	工程名称	河流	坝高/m	拱顶长度/m	总填筑量/万 m³	防渗体型式	建设状态
1	双江口	大渡河	312	639	4123	砾石土心墙	2016 年开工
2	两河口	雅砻江	295	669	4218	砾石土心墙	2015 年开工
3	糯扎渡	澜沧江	261.5	628	3268	土心墙	2013 年建成
4	大石峡	库玛拉克河	256	598	2052	混凝土面板	2018 年开工
5	拉哇	金沙江	245	420	1800	混凝土面板	2019 年开工
6	长河坝	大渡河	240	498	3386	土心墙	2017 年建成
7	水布垭	清江	233	675	1574	混凝土面板	2008 年建成
8	猴子岩	大渡河	223.5	283	980	混凝土面板	2017 年建成
9	江坪河	淠水	219	414	758	混凝土面板	2008 年开工
10	瀑布沟	大渡河	186	573	2236	土心墙	2010 年建成

注：数据摘自《水电与抽水蓄能》2019 年第 6 期杨泽艳等发表的论文“中国堆石坝的新发展”。

(本刊编辑部)