

# 预制管廊横向接头抗弯力学模型及取值方法

王鹏宇, 朱承金, 王述红, 姚 骞

(东北大学 资源与土木工程学院, 辽宁 沈阳 110819)

**摘 要:** 接头导致预制预应力综合管廊结构刚度分布不均匀, 内力以及变形发生变化, 而抗弯刚度是衡量管廊接头性能的重要指标以及评价管廊结构整体力学性能的重要参数. 在考虑横向接头截面实际构造形式以及受力变形特点的基础上, 通过内力平衡和变形协调条件, 建立了可以表征接头截面从受力到破坏各阶段的力学模型以及相应的理论解析表达式. 通过数值模拟的方法对接头抗弯刚度影响因素进行了敏感性分析, 并在此基础上将理论计算结果与数值模拟结果进行对比, 最后根据得出的抗弯刚度变化规律提出了管廊横向接头抗弯刚度两阶段取值方法, 研究结果可为预制管廊的设计和理论分析提供参考.

**关 键 词:** 预制预应力综合管廊; 横向接头; 高强螺栓; 抗弯力学模型

中图分类号: TU 45      文献标志码: A      文章编号: 1005-3026(2020)05-0629-06

## Bending Mechanical Model of Transverse Joints in Precast Prestressed Municipal Tunnel and Its Value Method

WANG Peng-yu, ZHU Cheng-jin, WANG Shu-hong, YAO Qian

(School of Resources & Civil Engineering, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: YAO Qian, E-mail: yaoqianneu@163.com)

**Abstract:** Joints lead to uneven distribution of structural rigidity of the precast prestressed municipal tunnel (PPMT), internal forces and deformation correspondingly change, and bending stiffness is an important indicator to evaluate the performance of PPMT joints and an important factor to evaluate the overall mechanical properties of PPMT structures. After considering the actual structural form of the transverse joint section and the characteristics of force deformation, the mechanical model that can characterize the joint section from force to failure and the corresponding analytical expressions were established through the internal force balance and deformation coordination conditions. The sensitivity analysis of the factors affecting the bending stiffness of joints was carried out through numerical simulations. Based on this, the theoretical calculation results were compared with the numerical simulations. Finally, according to the obtained law of bending stiffness change, two-stage bending stiffness method for transverse joints of PPMT was proposed. The results of the study can provide reference for the design and theoretical analysis of PPMT.

**Key words:** precast prestressed municipal tunnel (PPMT); transverse joint; high-strength bolts; bending mechanical model

地下综合管廊的施工方法主要有现浇法和预制法, 其中预制预应力管廊是预制法中应用最多的施工工艺<sup>[1-3]</sup>. 预制预应力管廊可以分为只有纵向接头的预制节段式管廊和既有纵向接头又有

横向接头的预制装配式管廊. 每节管廊的体积和质量都比较大, 为了保证管节运输和现场吊装过程的方便快捷, 每节管廊的幅宽一般控制在 1.5~2 m 之间, 这样就形成了很多接头拼

收稿日期: 2019-06-25

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51474050, U1602232); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(N17010829); 辽宁省自然科学基金资助项目(20170540304, 20170520341); 硅酸盐建筑材料国家重点实验室(武汉理工大学)开放基金资助项目(SYSJJ2017-08); 中建股份科技研发项目(CSCEC-2016-Z-20-8).

作者简介: 王鹏宇(1994-), 男, 江苏泰州人, 东北大学博士研究生; 王述红(1969-), 男, 江苏泰州人, 东北大学教授, 博士生导师.

缝<sup>[4-7]</sup>. 接头导致管廊结构刚度分布不均匀,内力及变形发生变化,所以接头部位作为预制管廊的关键部位具有重要的研究价值<sup>[8-10]</sup>. 抗弯刚度是衡量管廊接头性能的重要指标,目前对纵向接头抗弯力学性能开展了深入研究,而横向接头的研究尚未展开<sup>[11-12]</sup>,所以本文将采用理论分析方法对横向接头抗弯力学展开研究.

1 横向接头抗弯刚度计算模型

横向接头截面在外部荷载作用下发生如图 1 所示的变形.

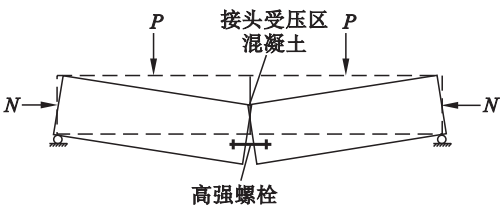


图 1 侧壁板变形图  
Fig. 1 Sidewall deformation diagram

根据管廊接头截面的受力、变形特点以及具体构造形式,对模型的建立提出几点假设:

- 1) 横向接头截面的相对转动是引起管廊侧壁板变形的最主要原因. 其中螺栓受拉伸长和接头截面受压区混凝土的压缩变形引起接头相对转动.
- 2) 当接头截面没有张开时,整个截面承受压力,满足平截面假定;当接头截面张开时,受拉区混凝土截面与受压区混凝土截面仍然保持平面状态,符合平截面假定.
- 3) 接头抗弯刚度计算时橡胶条等防水材料刚度很小,对计算结果影响很小,可忽略不计.
- 4) 预制混凝土只抗压不受拉,螺栓只受拉不受压. 受压区混凝土外边缘压缩变形计算公式为

$$\delta = \varepsilon l_{ef}. \tag{1}$$

式中: $\varepsilon$  表示受压区外边缘一侧混凝土的应变; $l_{ef}$  表示受压区外边缘压应变的影响范围.

- 5) 预制混凝土的应力 - 应变关系采用 Hongnestad 提出的本构模型.

2 横向接头抗弯刚度理论计算过程

2.1 横向接头受力

横向接头首先受到螺栓紧固力作用,螺栓主要有两个作用:一是固定管节,使管片之间不会相对错动;二是提供橡胶条所需压力使接头闭合. 拼

装之后回填土,此时接头还受到周围土压力的作用.

将螺栓的预紧力等效为沿接头截面均匀分布的压应力,上部土压力产生压力荷载  $P$ ,侧向土压力产生弯矩  $M$ ,形成如图 2 所示的横向接头受力图. 将横向接头截面的受力变形分为以下 3 种情况:接头截面未张开、接头截面张开高度低于螺栓位置、接头截面张开高于螺栓位置.

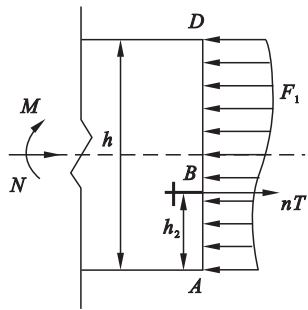


图 2 接头截面抗弯力学模型  
Fig. 2 Bending mechanical model of joint surface

2.2 接头截面未张开

横向接头截面未张开时,根据混凝土和高强螺栓的应力 - 应变关系,将高强螺栓简化为一个线性弹簧,将截面混凝土简化为两个只受压不受拉的非线性弹簧,横向接头截面所受弯矩和轴力由弹簧承担,此时接头简化受力模型如图 3 所示. 图中  $F_1$  表示接头截面外侧弹簧受到的力; $F_2$  表示接头截面内侧弹簧受到的力; $F_c$  表示高强螺栓受到的力; $a$  为内外侧混凝土非线性弹簧间距的一半; $b$  为高强螺栓与外侧混凝土弹簧的间距.

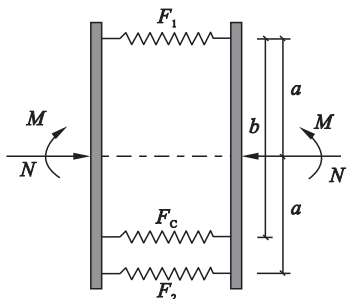


图 3 接头简化力学模型<sup>[4]</sup>  
Fig. 3 Joint simplified mechanical model<sup>[4]</sup>

高强螺栓属于线弹性材料,所以螺栓的抗压或者抗拉刚度为定值,每节管廊幅宽 2 m,每隔 0.5 m 布置一处高强螺栓,每节管廊接头处由 3 根 10.9 级 M30 螺栓连接,螺栓截面积  $A_L = 7.07 \text{ cm}^2$ ,长度  $l_L = 36 \text{ cm}$ ,弹性模量  $E_L = 2 \times 10^{11} \text{ Pa}$ ,由此可计算  $S_L = 3.9 \times 10^8 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1}$ . 螺栓对接头截面产生的紧固力按  $F_0 = \sigma_g A_L$  进行计算,此时高强螺栓  $\sigma_g$  取  $10^5 \text{ kPa}$ .

1) 受力步骤一: 螺栓锚固产生的紧固力  $F_0$ , 此时有

$$\left. \begin{aligned} F_{y1} &= F_0(2a-b)/2a, \\ F_{y2} &= F_0 b/2a, \\ \Delta_{y1} &= (F_{y1} - T_1)/s_1, \\ \Delta_{y2} &= (F_{y2} - T_1)/s_1. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

2) 受力步骤二: 压力荷载, 此时有

$$\left. \begin{aligned} F_{N1} &= F_0(2a-b)/2a + N/2, \\ F_{N2} &= F_0 b/2a + N/2, \\ \Delta_{N1} &= (F_{N1} - T_1)/s_1, \\ \Delta_{N2} &= (F_{N2} - T_1)/s_1. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

3) 受力步骤三: 侧向土压力. 当侧向土压力产生的弯矩较小时, 接头截面混凝土弹簧  $P_1, P_2$  的抗压特性不变, 当侧向土压力产生的弯矩逐渐增大时, 接头截面混凝土弹簧  $P_1, P_2$  的抗压特性将发生变化. 表现为: 外侧混凝土弹簧逐渐压紧, 内侧混凝土弹簧  $P_2$  逐渐松弛, 最终混凝土弹簧  $P_2$  与接头截面分离, 受力为 0.

式(2)、式(3)中:  $F_{y1}, F_{y2}$  分别为螺栓锚固后产生的挤压力  $F_0$  作用在接头截面之后  $P_1, P_2$  产生的力;  $F_{N1}, F_{N2}$  分别压力荷载  $N$  作用在接头截面之后  $P_1, P_2$  产生的力;  $\Delta_{N1}$  与  $\Delta_{N2}, \Delta_{y1}$  与  $\Delta_{y2}$  分别为  $P_1, P_2$  在上述受力作用下发生的压缩量.

由横向接头截面高强螺栓弹簧和内、外侧混凝土弹簧的几何变形关系可知:

$$\Delta_L = \frac{(2a-b)\Delta_{N1} + b\Delta_{N2} - (2a-b)\Delta_{y1} - b\Delta_{y2}}{2a}. \quad (4)$$

其中:  $\Delta_L$  表示高强螺栓的变形量, 高强螺栓可能拉伸, 也可能压缩, 以压缩为正.

接头截面高强螺栓受力为螺栓初始锚固力  $F_0$  加上(或减去)由于拉伸(或压缩)引起的变化, 即

$$F_L = F_0 - \Delta_L S_L. \quad (5)$$

将式(2)、式(3)代入式(5), 并由式(4)得出高强螺栓受力  $F_L$  关于混凝土弹簧受力  $F_1, F_2$  的表达式, 为了求解过程的简便做如下简化处理, 令

$$A = \frac{2a-b}{2a}, B = \frac{b}{2a}. \quad (6)$$

由横向接头拼缝截面受力平衡方程可得

$$\left. \begin{aligned} F_1 + F_2 &= N + F_L, \\ F_L(b-a) + F_1 a - F_2 a &= M. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

将高强螺栓受力  $F_L$  关于混凝土弹簧受力  $F_1, F_2$  的表达式代入式(7), 可以求得  $F_1, F_2$  关于横向接头截面轴力  $N$  和弯矩  $M$  的表达式, 由式(4)可求得  $P_1$  和  $P_2$  的压缩变形量  $\Delta_1$  和  $\Delta_2$ . 则横

向接头截面张开的角度  $\theta$  为

$$\theta = \frac{\Delta_1 - \Delta_2}{2a}. \quad (8)$$

### 2.3 接头截面张开高度低于螺栓位置

张开高度  $h_1 < h_2$  时, 变形如图 4 所示. 张开高度  $h_1$ 、受压区高度  $h_3$  以及接头厚度  $h$  关系见式(9)、式(10).

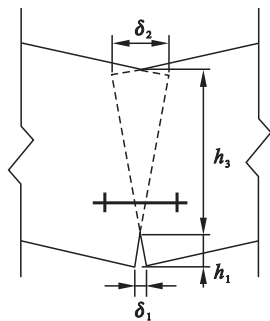


图4 拼缝截面变形关系

Fig. 4 Geometric deformation of joint surface

$$\frac{\delta_2}{\delta_1} = \frac{h_3}{h_1} = \frac{h \cos \frac{\theta}{2} - h_1}{h_1}, \quad (9)$$

$$h_1 + h_3 = h \cos \frac{\theta}{2}. \quad (10)$$

拼缝截面受压区外边缘压缩量为

$$\delta_2 = 2h_3 \tan \frac{\theta}{2} = \theta (h \cos \frac{\theta}{2} - h_1). \quad (11)$$

接头截面发生的转角较小认为  $\tan \theta = \theta$ . 根据假定条件可知, 混凝土受压区外边缘一侧的变形为

$$\delta_2 = \varepsilon_2 l_{ef}. \quad (12)$$

由平截面假定可得

$$\frac{\varepsilon_2}{h \cos \frac{\theta}{2} - h_1} = \frac{\varepsilon_y}{h_y - h_1}. \quad (13)$$

由管廊接头处的受力平衡和弯矩平衡可得

$$\sum N = 0, \sum M = 0, nT + N = F_1. \quad (14)$$

$$M = nT \left( \frac{h}{2} - h_2 \right) \cos \frac{\theta}{2} +$$

$$F_1 \left( y_1 - \frac{h}{2} \right) \cos \frac{\theta}{2}, \quad (15)$$

$$F_1 = \int_{h_1}^{h \cos \frac{\theta}{2}} \sigma_1(y) b dy, \quad (16)$$

$$y_1 = \frac{\int_{h_1}^{h \cos \frac{\theta}{2}} \sigma_1(y) y dy}{\int_{h_1}^{h \cos \frac{\theta}{2}} \sigma_1(y) dy}. \quad (17)$$

式中:  $\varepsilon_2$  表示截面受压区混凝土外边缘的应变;  $\varepsilon_y$  表示截面受压区混凝土高度为  $y$  的位置发生的应变;  $y_1$  表示截面受压区混凝土的形心位置;  $b$  表示每节管廊的幅宽;  $\delta_1$  表示截面受拉区外边缘张开量;  $\delta_2$  表示截面受压区外边缘压缩量;  $h_2$  表示螺栓到接头内侧的距离.

联立式(11) ~ 式(17), 可以求得  $\theta$ , 再根据式(18)即可求出这一阶段的抗弯刚度  $K_\theta$ .

$$K_\theta = \frac{M}{\theta} . \tag{18}$$

2.4 接头截面张开高度高于螺栓位置

接头拼缝截面张开高度  $h_2 < h_1 < h$  时, 发生如图 5 所示的变形. 由平截面假定可以得出

$$\frac{\Delta l_b}{\delta_1} = \frac{h_1 - h_2 \cos \frac{\theta}{2}}{h_1} , \tag{19}$$

$$\frac{\varepsilon_2}{h \cos \frac{\theta}{2} - h_1} = \frac{\varepsilon_3}{h_1 - h_2 \cos \frac{\theta}{2}} . \tag{20}$$

式中,  $\varepsilon_3$  表示接头拼缝截面张开高度时高强螺栓发生的应变.

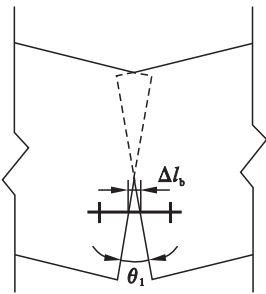


图 5 拼缝截面变形关系

Fig. 5 Geometric deformation of joint surface

由式(19)的关系求出此时高强螺栓的受力为

$$\begin{aligned} T_b &= \frac{\delta_1 (h_1 - h_2 \cos \frac{\theta}{2})}{h_1 l_b} \times E_b A_b = \\ &= \frac{2 h_1 \tan \frac{\theta}{2} (h_1 - h_2 \cos \frac{\theta}{2})}{h_1 l_b} \times E_b A_b = \\ &= \frac{\theta}{l_b} E_b A_b (h_1 - h_2 \cos \frac{\theta}{2}) . \end{aligned} \tag{21}$$

式中:  $E_b$  表示螺栓的弹性模量;  $A_b$  表示螺栓的截面面积;  $l_b$  表示螺栓的长度.

此时由接头拼缝截面受力平衡可得

$$\sum N = 0, \sum M = 0, F_1 = n(T + B_b) + N; \tag{22}$$

$$\begin{aligned} M &= n(T + T_b) \left( \frac{h}{2} - h_2 \right) \cos \frac{\theta}{2} + \\ &+ F_1 \left( y_1 - \frac{h}{2} \right) \cos \frac{\theta}{2} . \end{aligned} \tag{23}$$

联立式(11) ~ 式(13) 以及式(20) ~ 式(22), 可以求得  $\theta, h_1$ , 然后展开进一步分析.

3 横向接头数值模拟

3.1 材料本构关系

预制管廊混凝土采用 Solid 单元进行模拟, 本构关系采用 Hongnestad 提出的本构模型, 该模型峰值应力时应变取 0.002, 极限压应变取 0.003 8, 抗压强度和抗拉强度分别取 28 MPa 和 2.6 MPa, 泊松比取 0.2. 高强螺栓选用 Beam 单元模拟, 采用双线性等向强化螺栓本构关系, 可以反映螺栓屈服后应力尚能增长的特性, 其中屈服强度为 480 MPa, 极限强度为 600 MPa. 钢筋应力 - 应变关系采用二折线理想弹塑性模型, 钢筋在屈服前为线弹性, 屈服后强度不再发生变化. 其中, 钢筋屈服应力取 436 MPa, 弹性模量取 198 GPa.

3.2 定义约束

为防止混凝土局部破坏, 在支座处设置厚度为 6 mm 的钢垫片, 模型底部钢垫片与混凝土管片之间通过 Tie 定义绑定, 左右端钢垫片的中线设置  $U1 = 0, U2 = 0, U3 = 0$ , 即添加的边界条件为铰接约束, 并通过施加初始应变模拟高强螺栓在实际施工过程中受到的锚固力.

3.3 模型网格及加载方式

整个模型由两块标准管片通过螺栓拼接而成, 模型共划分 16 288 个节点, 13 544 个单元. 根据横向接头在实际工程中的承载特点, 将模型加载方式简化为如图 6 所示的单跨简支梁模式.

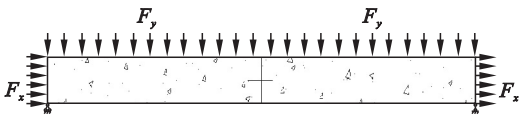


图 6 模型加载示意图  
Fig. 6 Model loading diagram

荷载作用下的数值模型如图 7 所示.

3.4 抗弯刚度对比

在理论计算过程中轴向压力分别取 100 和 200 kN, 接头截面受压区混凝土的压应变影响深度分别取接头厚度的 0.5 倍、1.0 倍、1.5 倍, 螺栓预紧力取 40 kN, 其他计算参数如表 1 所示.



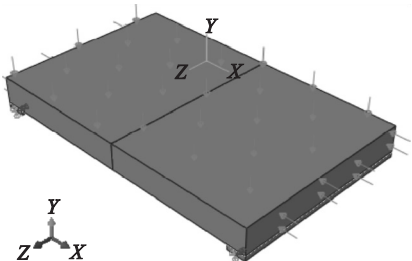


图 7 横向接头数值模型加载示意图  
Fig. 7 Schematic diagram of numerical model loading for transverse joint

表 1 接头计算参数

参数	接头截面
$h_1/\text{mm}$	100
$h_2/\text{mm}$	300
$A_b/\text{mm}^2$	706
$f_b/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-2})$	903
$E_b/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-2})$	$2.01\times 10^5$
$l_b/\text{mm}$	500
$E_c/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-2})$	$3.52\times 10^4$

图 8 为  $M-\theta$  关系对比图. 由图可知, 接头截面所受轴向压力相同, 当弯矩较小时,  $M-\theta$  曲线呈线性增长, 随着弯矩的增大接头截面受压区混凝土压碎、高强螺栓屈服, 接头刚度下降, 截面转角迅速增长. 因为随着弯矩的增大, 横向接头截面外侧混凝土所受压力不断增大, 内侧混凝土压力不断减小, 从而导致内外两侧压力差增大, 外侧混凝土进一步压缩, 且压缩刚度增大, 变形增量逐渐减小, 内侧的混凝土则释放压力, 压缩刚度不断减小, 逐渐进入松弛压缩阶段, 压缩变形的恢复速率大于压力增大部分变形增量减小的速率, 接头处转角不断增大, 截面逐渐分离并形成受压区与张开区, 随后螺栓受拉和受压区混凝土受压, 两者共同抵抗外部荷载, 最终接头截面逐渐趋于稳定.

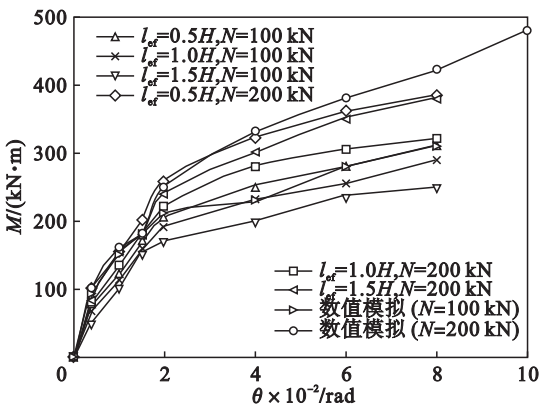


图 8  $M-\theta$  关系对比图  
Fig. 8 Comparison of  $M-\theta$

分析两种模型的各项对比结果发现, 理论模型中接头截面受压区混凝土压应变的影响深度取  $1.0H$  和  $1.5H$  时两种模型计算结果偏差较大, 取  $l_{ef}=0.5H$  时两者的各项对比曲线吻合更好, 因此建议横向接头抗弯刚度理论计算模型求解时取  $l_{ef}=0.5H$ .

综合来看, 尽管理论计算模型和数值模型均存在各自的假设前提和等效处理, 导致计算结果的差异性, 但是理论力学计算模型和数值模型均较好地反映了横向接头截面的变化过程.

4 横向接头阶段性抗弯刚度取值方法

接头截面所受轴力、弯矩不同时, 接头抗弯刚度的取值也不固定. 在管廊设计和力学分析中抗弯刚度取定值显然是不合理的. 图 9 为横向接头阶段性抗弯刚度  $M-\theta$  关系图. 由图 9 可知, 弯矩较小时, 轴向压力对横向接头截面约束能力很强, 此时接头截面转角较小, 随着弯矩增大, 接头截面张开量增大, 之后趋于稳定, 接头抗弯刚度减小, 因此将横向接头的变化分为非稳定阶段和稳定阶段, 提出横向接头两阶段抗弯刚度取值方法. 图中  $OA$  段和  $AB$  段对应的斜率  $K_1$  和  $K_2$  就是稳定阶段和非稳定阶段的接头抗弯刚度值, 可见,  $K_1$  和  $K_2$  相差较大. 接头抗弯刚度取  $K_1$  时管廊接头处于正常稳定工作状态; 接头抗弯刚度取  $K_2$  时接头截面处于非稳定状态, 通常带裂缝工作.

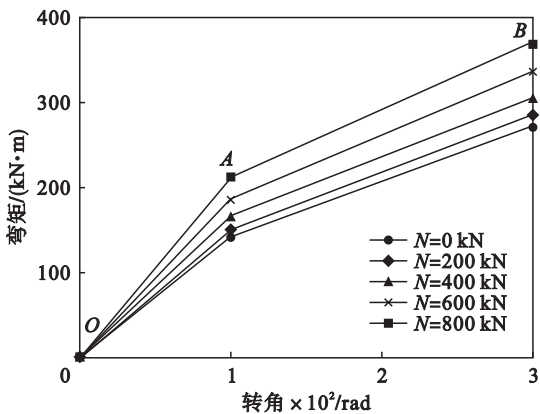


图 9 横向接头阶段性抗弯刚度关系图  
Fig. 9 Phase stiffness model of transverse joints relation diagram

5 结 论

1) 根据横向接头截面的受力过程提出横向接头抗弯刚度四阶段变化模型以及解析式, 并将计算结果与模拟结果进行对比, 说明两个模型的

合理性.

2) 当横向接头截面所受弯矩较小时,弯矩 – 转角曲线呈线性增长,随着弯矩的增大,混凝土压碎、螺栓屈服,曲线增长缓慢.当受压区混凝土压应变的影响深度取  $0.5H$  时,理论计算值和数值模拟结果更接近,因此在横向接头抗弯刚度理论计算中建议取  $0.5H$  作为受压区混凝土压应变的影响深度.

3) 根据横向接头抗弯刚度呈现的阶段性变化特征规律,将横向接头受力过程的抗弯刚度分为非稳定阶段刚度和稳定阶段刚度,提出管廊横向接头两阶段抗弯刚度取值方法.

参考文献:

[ 1 ] Canto-Perello J. Human factors engineering in utility tunnel design[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2001,16(3):211 – 215.

[ 2 ] Legrand L B. Promoting the urban utilities tunnel technique using a decision-making approach [ J ]. *Tunneling and Undergroud Space Technology*,2004,19(1):79 – 83.

[ 3 ] Hunt D V, Nash D, Rogers C D F. Sustainable utility placement via multi-utility tunnels [ J ]. *Tunneling and Underground Space Technology*,2014,39:15 – 26.

[ 4 ] Chen J, Jiang L Z, Li J, et al. Numerical simulation of shaking table test on utility tunnel unde non-uniform earthquake excitation[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*,2012,30:205 – 216.

[ 5 ] Canto-Perello J, Curiel-Esparza J. An analysis of utility tunnel viability in urban areas [ J ]. *Civil Engineering and Environmental Systems*,2007,25:11 – 17.

[ 6 ] Canto-Perello J, Curiel-Esparza J, Calvo V. Criticality and

threat analysis on utility tunnels for planning security policies of utilities in urban underground space [ J ]. *Expert Systems with Applications*,2013,40:4707 – 4714.

[ 7 ] 薛伟辰. 预制混凝土框架体系研究与应用进展[J]. 工业建筑,2002,32(11):47 – 50.

( Xue Wei-chen. Progress of studies and applications of precast concrete frame structure systems [ J ]. *Industrial Construction*,2002,32(11):47 – 50. )

[ 8 ] Hunt D V L, Nash D, Rogers C D F. Sustainable utility placement via multi-utility tunnels [ J ]. *Tunneling and Underground Space Technology*,2014,39:15 – 26.

[ 9 ] 李宇杰,何平,秦东平. 盾构隧道管片纵缝错台的影响分析[J]. 工程力学,2012,29(11):277 – 282.

( Li Yu-jie, He Ping, Qin Dong-ping. Influence analysis on longitudinal dislocation for shield tunnel segment [ J ]. *Engineering Mechanics*,2012,29(11):277 – 282. )

[ 10 ] 张建刚,何川. 盾构隧道衬砌整环力学机理模型[J]. 工程力学,2013,30(7):136 – 141.

( Zhang Jian-gang, He Chuan. Model of mechanical behavior with whole segmental lining of shield tunnel[J]. *Engineering Mechanics*,2013,30(7):136 – 141. )

[ 11 ] 王述红,阿力普江·杰如拉,王鹏宇. 不同埋深预制矩形箱受力性能模拟及其潜在破坏模式研究[J]. 东北大学学报(自然科学版),2018,39(2):260 – 265.

( Wang Shu-hong, A Li Pu Jiang · Jie-ru-la, Wang Peng-yu. Mechanics performance analysis of precast rectangle box culvert in different burial depth and damage prediction of key parts [ J ]. *Journal of Northeastern University ( Natural Science )*,2018,39(2):260 – 265. )

[ 12 ] 王鹏宇,王述红,阿力普江·杰如拉. 管廊接头力学行为数值实验与计算[J]. 东北大学学报(自然科学版),2018,39(12):1788 – 1793.

( Wang Peng-yu, Wang Shu-hong, A Li Pu Jiang · Jie-ru-la. Numerical experiment and calculation of mechanical behavior of utility tunnel joint[J]. *Journal of Northeastern University ( Natural Science )*,2018,39(12):1788 – 1793. )

( 上接第 622 页 )

[ 5 ] Chen T, Zhou C, Wang G, et al. Centrifuge model test on unsaturated expansive soil slopes with cyclic wetting-drying and inundation at the slope toe[J]. *International Journal of Civil Engineering*,2018,16(10):1341 – 1360.

[ 6 ] Miao F S, Wu Y P, Li L, et al. Centrifuge model test on the retrogressive landslide subjected to reservoir water level fluctuation[J]. *Engineering Geology*,2018,245:169 – 179.

[ 7 ] Fan L, Zhang G, Li B, et al. Deformation and failure of the Xiaochatou Landslide under rapid drawdown of the reservoir water level based on centrifuge tests [ J ]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2017, 76 ( 3 ) : 891 – 900.

[ 8 ] 邓茂林,易庆林,韩蓓,等. 长江三峡库区木鱼包滑坡地表变形规律分析[J]. 岩土力学,2019,40(8):1 – 9.

( Deng Mao-lin, Yi Qing-lin, Han Bei, et al. Analysis of surface deformation law in Muyubao landslide in the Three Gorges reservoir area[J]. *Rock and Soil Mechanics*,2019,40(8):1 – 9. )

[ 9 ] 李松林,许强,汤明高,等. 库水位升降作用下不同滑面形态老滑坡响应规律[J]. 工程地质学报,2017,25(3):841 – 852.

( Li Song-lin, Xu Qiang, Tang Ming-gao, et al. Response patterns of old landslides with different slip-surface shapes triggered by fluctuation of reservoir water level[J]. *Journal of Engineering Geology*,2017,25(3):841 – 852. )

[ 10 ] Thielicke W, Stamhuis E J. PIVlab-towards user-friendly, affordable and accurate digital particle image velocimetry in MATLAB[J]. *Journal of Open Research Software*,2014,2(1):1 – 10.