

# 预制管廊横向接头刚度理论计算模型及方法

王鹏宇<sup>1</sup>, 王述红<sup>1</sup>, 阿力普江·杰如拉<sup>1</sup>, 李志华<sup>2</sup>  
(1. 东北大学 资源与土木工程学院, 辽宁 沈阳 110819; 2. 中建五局土木工程有限公司, 湖南 长沙 410004)

**摘 要:** 基于已经完成的预制预应力管廊横向接头结构受力性能试验,在考虑预制混凝土应变影响、高强螺栓伸长和接头拼缝张裂形态的基础上,根据变形协调条件和内力平衡方程,提出了管廊横向接头的抗弯承载力以及刚度的理论计算模型.将理论计算结果与试验结果进行对比,两者吻合良好,由此验证了理论计算模型的正确性.该研究成果将为预制管廊安全性的评判以及设计优化提供理论依据.  
**关 键 词:** 预制预应力综合管廊;横向接头;高强螺栓;刚度;抗弯承载力  
**中图分类号:** TU 45      **文献标志码:** A      **文章编号:** 1005-3026(2019)02-0284-06

## Theoretical Calculation Model and Method of Transverse Joint of Precast Municipal Tunnel

WANG Peng-yu<sup>1</sup>, WANG Shu-hong<sup>1</sup>, JIERULA Alipujiang<sup>1</sup>, LI Zhi-hua<sup>2</sup>  
(1. School of Resources & Civil Engineering, Northeastern University, Shenyang 110819, China; 2. CCFEB Civil Engineering Co., Ltd., Changsha 410004, China. Corresponding author: WANG Peng-yu, E-mail: wangpengyu6666@126.com)

**Abstract:** Based on the performance test on the transverse joint of precast-prestressed municipal tunnel, the bending capacity and stiffness calculation models of the transverse joint are given according to the deformation coordination condition and the internal force balance equation, and the influence of prefabricated concrete strain, high strength bolt elongation and joint patchwork crack pattern are also considered in the models. The theoretical results are in good agreement with the existing test results, which verifies the correctness of the calculation model. The research results provide a theoretical basis for the safety evaluation and design optimization of precast-prestressed municipal tunnel.  
**Key words:** precast-prestressed municipal tunnel; transverse joint; high-strength bolt; stiffness; flexural capacity

采用预制预应力工艺施工建造的综合管廊称为预制预应力综合管廊 (precast prestressed municipal tunnel, PPMT)<sup>[1]</sup>. 与现浇管廊相比,预制管廊具有周期短、环境污染小、质量好等优点,未来会有广阔的应用前景<sup>[2-4]</sup>. 根据拼装方法和接头位置的不同,预制预应力管廊分为同时具有纵、横向接头和仅有纵向接头的两种形式.

有关预制预应力管廊的研究表明,接头部位 (主要是横向接头) 是影响管廊整体工作性能的关键<sup>[5]</sup>. 目前,预制管廊和隧道预制衬砌这两种

预制混凝土地下结构形式中,针对隧道预制衬砌接头结构的受力性能试验以及理论设计计算,国内外专家已经进行了系统研究<sup>[6-7]</sup>. 试验方面通过加载试验确定衬砌接头刚度并考虑其在整体受力过程中的影响<sup>[8]</sup>;理论推导方面提出将衬砌接头之间的相互作用简化为弹簧接触的形式<sup>[9]</sup>. 在预制预应力管廊接头刚度研究方面,薛伟辰等已经通过试验对横向接头、纵向接头以及整体结构受力性能方面开展了详细研究<sup>[10]</sup>,但从国内外文献资料来看,在管廊接头理论设计计算方面的研

究工作尚属空白。

本文在试验基础上,对预制管廊横向接头理论设计方法展开了系统研究,建立了抗弯承载力和刚度计算模型,以期为预制管廊设计优化提供理论依据。

## 1 基本计算假定

根据接头位置的不同,横向接头一般采用高强螺栓连接,如图 1 所示。

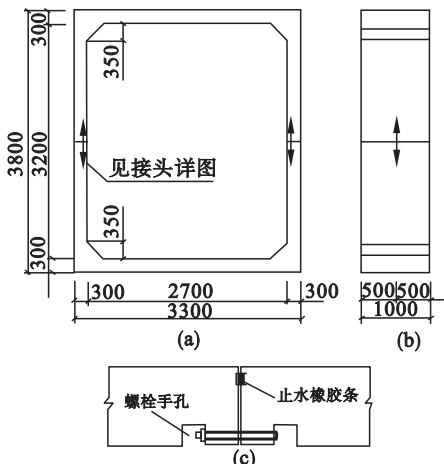


图 1 横向接头构造(单位:mm)

Fig. 1 Structure of the transverse joint(unit:mm)

(a)—横截面;(b)—侧立面;(c)—接头详图。

在土压力作用下侧壁板发生如图 2 所示的变形,其中侧壁板外侧受压,内侧受拉。

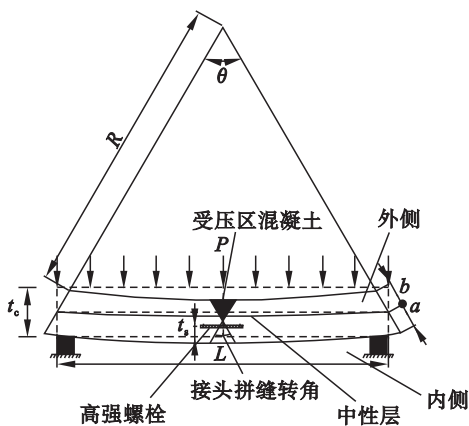


图 2 侧壁板变形图

Fig. 2 Sidewall deformation diagram

本文假定:采用 M30 螺栓连接,螺栓截面积  $A_L$ ,螺栓长度  $l_L$ ,弹性模量  $E_L$ ,螺栓抗拉刚度  $K_s = E_L A_L / l_L$ , $t_c$  为侧壁板的厚度; $B$  为每节管廊的宽度; $l$  为侧壁板的整体高度; $E$  表示混凝土弹性模量;在变形前未产生转角,所以圆心角为 0,变形后圆心角为  $\theta$ ,此时, $R$  表示侧壁板外侧到圆心的

距离; $a$  表示中性层到侧壁板内侧的距离; $b$  表示中性层到侧壁板外侧的距离; $t_s$  表示高强螺栓到侧壁板内侧的距离.此外还需作如下假定:

1) 由文献[1]假设高强螺栓的受拉伸长、接头处受压区混凝土的压缩变形以及受拉区混凝土的张拉变形是引起管廊侧壁板发生相对转动的三大原因。

2) 侧壁板从缩短到拉伸是逐渐连续变化的过程,其中必有一个既不缩短也不伸长的中性层,即拉伸区与压缩区的分界面,既不受压也不受拉。

3) 由试验得出如图 3 所示的接头平截面变形曲线,由图可知在整个接头截面高度范围内均满足平截面假定,所以距中性层为  $y$  的任一处混凝土的变形量与到中性层的距离成正比。

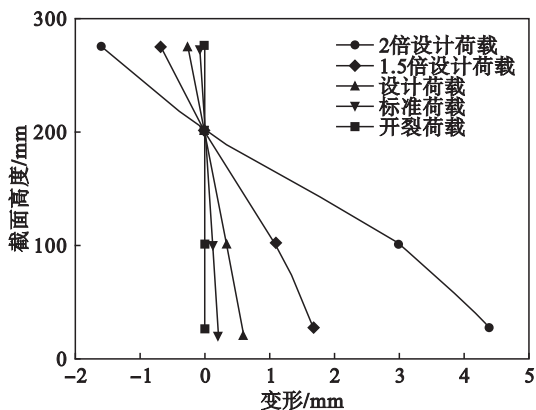


图 3 横向接头平截面假定验证

Fig. 3 Verification of the plane section assumption of the transverse joint

4) 管廊横向接头处的拉应力为零,在接头外的区域,距离中性层相同位置处的压应力及拉应力沿侧壁板的长度方向不产生变化。

5) 预制管廊横向接头在受压区域不产生拼缝张裂,在受拉区域产生的张裂宽度与到中性层的距离成正比,即受拉区域的拼缝张裂呈三角形。

6) 管廊侧壁板受拉区域混凝土的张拉变形等于该区域混凝土所在位置整体受拉区域发生的变形减去拼缝处受拉产生的张裂宽度。

7) 横向接头处的转角等于管廊侧壁板和横向接头构成的体系所发生的总的转角减去不含接头时连续的侧壁板混凝土所发生的转角。

## 2 横向接头刚度计算模型

### 2.1 抗弯刚度

由试验得到如图 4 所示的横向接头抗弯刚度曲线.其中,消压阶段( $M \leq 21.8 \text{ kN} \cdot \text{m}$ )接头处抗弯刚度可近似认为是不含接头的整体混凝土抗弯

刚度,消压后至屈服前阶段( $21.8\text{ kN}\cdot\text{m} < M < 92.4\text{ kN}\cdot\text{m}$ )接头处抗弯刚度随受力大小的变化而变化,此时接头处分为脱离区域和接触区域,屈服后( $M \geq 92.4\text{ kN}\cdot\text{m}$ )接头处抗弯刚度可简化为零.下面重点讨论消压后至屈服前横向接头抗弯刚度的理论模拟及计算.

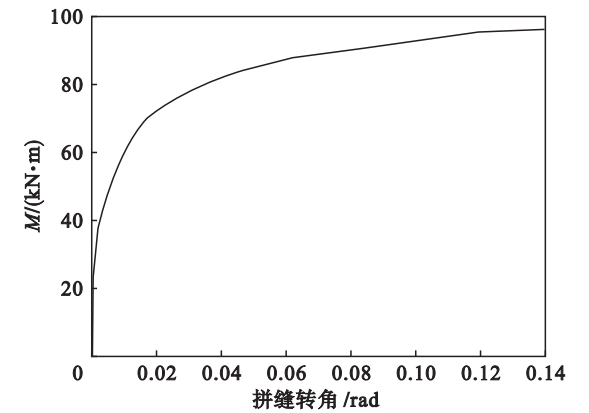


图 4 接头抗弯刚度曲线

Fig. 4 Anti-bending stiffness curve of the joint

根据侧壁板中性层既不伸长也不缩短的特点,得

$$(R + b)\theta = l. \tag{1}$$

侧壁板受压区域内距离中性层为  $y$  的任何一处的应变为

$$\varepsilon_1 = \frac{l - (R + b - y)\theta}{l}. \tag{2}$$

此时,该处的应力大小为

$$\sigma_1 = \frac{E[l - (R + b - y)\theta]}{l}. \tag{3}$$

对式(3)求积分可得侧壁板受压区一侧的压应力的合力大小为

$$\begin{aligned} N_1 &= \int_0^b \sigma_1 B dy = \\ &= \int_0^b \frac{EB[l - (R + b - y)\theta]}{l} dy = \\ &= \frac{EB(lb - R\theta b - b^2\theta/2)}{l}. \end{aligned} \tag{4}$$

根据平截面假定可得横向接头截面的内力图,如图 5 所示.

根据力的平衡条件求出高强螺栓所受拉力为

$$T = N_1, \tag{5}$$

高强螺栓在拉力  $T$  作用下发生的变形为

$$\Delta l = \frac{EB(lb - R\theta b - b^2\theta/2)}{lK_s}. \tag{6}$$

侧壁板受压区域的压应力合力对高强螺栓取弯矩为

$$M = \int_0^b \sigma_1 B(t_c - b + y - t_s) dy =$$

$$\begin{aligned} &\int_0^b \frac{EB[l - (R + b - y)\theta]}{l} (t_c - b + y - t_s) dy = \\ &= \frac{EB[t_c b - lb^2/2 - lt_s b + \lambda(b)]}{l}. \end{aligned} \tag{7}$$

式中

$$\lambda(b) = \left( \frac{Rb^2}{2} - Rt_c b + Rt_s b - \frac{b^2(t_c - t_s)}{2} + \frac{b^3}{3} \right) \theta. \tag{8}$$

由式(8)可以求出管廊侧壁板和横向接头构成的体系在侧向土压力作用下产生的转角为

$$\delta\theta = \frac{\left( \frac{Ml}{EB} - t_c b + lb^2/2 + lt_s b \right)}{\lambda(b)}. \tag{9}$$

从式(9)可看出,为了求出侧壁板和横向接头整个体系发生的转角,只需要确定  $b$  的大小.

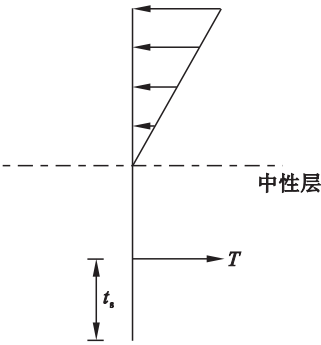


图 5 接头截面内力图

Fig. 5 Internal force at the joint

根据侧壁板横向接头处的平截面假定,可求出距离中性层为  $y$  的接头拼缝受拉区域产生的变形:

$$\frac{\Delta l_y}{y} = \frac{\Delta l}{a - t_s} = \frac{\Delta l}{t - b - t_s}, \tag{10}$$

$$\Delta l_y = \frac{yN_1}{(t_c - b - t_s)K_s}. \tag{11}$$

根据前文的假定可知:距离中性层为  $y$  的受拉区域的混凝土的变形等于该处的总体变形量减去此时横向接头拼缝处张拉产生的张裂宽度.因此距离中性层为  $y$  的受拉区域混凝土发生的应变为

$$\varepsilon_2 = \frac{(R + b + y)\theta - l - \frac{yN_1}{(t_c - b - t_s)K_s}}{(R + b + y)\theta}. \tag{12}$$

此时侧壁板受拉区域混凝土拉力的合力为

$$N_2 = \int_0^a EB \frac{(R + b + y)\theta - l - \frac{yN_1}{(a - t_s)K_s}}{(R + b + y)\theta} dy =$$

$$EB \left\{ a - \frac{N_1 \left[ a + (R+b) \ln \frac{R+b}{R+t} \right]}{(t_c - b - t_s) K_s \theta} + \frac{l}{\theta} \ln \frac{R+b}{R+t} \right\}. \quad (13)$$

式中:  $I$  为管廊截面惯性矩;  $n$  为高强螺栓数量.

将式(4)代入式(13)即可求出  $N_2$ .

管廊侧壁板非接头截面的内力图如图 6 所示.

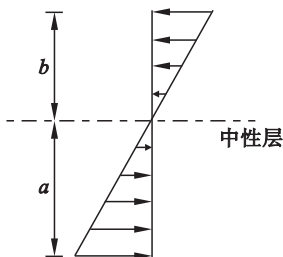


图 6 非接头截面内力图

Fig. 6 Internal force in the segment

根据图 6 力的平衡关系即可得出  $b$  的大小, 从而确定中性轴的位置:

$$N_1 = N_2. \quad (14)$$

至此, 便可以利用式(9)求解出侧壁板和横向接头发生的总的转角. 但是, 要求解横向接头的抗弯刚度, 必须要确定接头处发生的转角与弯矩的关系, 因此还需求出横向接头处的转角. 假定横向接头处的转角等于侧壁板和横向接头所发生的总的转角减去不含接头时连续的侧壁板混凝土所发生的转角.

前文已经求出侧壁板受压区域距离中性层为  $y$  的任意一处的应变以及压应力的合力, 用压应力合力对侧壁板中性层的位置取弯矩得到:

$$M = \int_0^b \sigma_1 B y dy = \int_0^b \frac{EB[l - (R+b-y)\theta]}{l} y dy = \frac{EB \left( \frac{lb^2}{2} - \frac{Rb^2}{2} \theta - \frac{b^3}{6} \theta \right)}{l}. \quad (15)$$

由式(15)得出不含接头的整浇侧壁板混凝土发生的转角为

$$\delta \bar{\theta} = \frac{Ml}{EB} - \frac{lb^2}{2\lambda(b)}, \quad (16)$$

其中

$$\lambda(\bar{b}) = - \left( \frac{Rb^2}{2} + \frac{b^3}{6} \right). \quad (17)$$

因此, 利用式(9)和式(16)可以求得含有横向接头时侧壁板发生的转角为

$$\Delta \theta = \delta \theta - \delta \bar{\theta}. \quad (18)$$

根据接头刚度的定义: 产生单位转角所需的弯矩大小, 可以得出管廊横向接头的抗弯刚度为

$$k = \frac{M}{\Delta \theta} = \frac{M}{\delta \theta - \delta \bar{\theta}}. \quad (19)$$

## 2.2 轴向刚度

侧壁板横向接头的连接形式如图 1 所示, 沿侧壁板厚度方向布置若干靠近侧壁板内侧的高强螺栓, 此时接头处所有螺栓的抗拉刚度为

$$K_s = nE_L A_L / l_L. \quad (20)$$

高强螺栓不承担压力, 所以近似地认为全部的压力由预制混凝土承担. 由于横向接头是无长度的, 因此抗压刚度为

$$K_c = \infty. \quad (21)$$

在拉力作用下, 侧壁板所受拉力全部由高强螺栓来承担, 此时接头处抗拉刚度  $K_T$  为

$$K_T = K_s. \quad (22)$$

## 2.3 剪切刚度

管廊横向接头处的剪切刚度为

$$K_t = \frac{24EI}{l^3} + \frac{GA}{l_L}. \quad (23)$$

式中  $G$  为高强螺栓剪切模量.

## 3 横向接头抗弯承载力计算模型

由试验的破坏形态发现, 当管廊横向接头发生极限破坏时高强螺栓出现拉伸屈服、接头受压区混凝土被压碎的现象. 由接头处内力平衡可知

$$\left. \begin{aligned} \sum Z &= 0, \\ y_c &= \frac{f_{py} A_L}{f_c B}. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

式中:  $f_{py}$  表示螺栓的屈服应力;  $f_c$  表示混凝土抗压强度;  $y_c$  表示横向接头处混凝土受压区的高度.

因此, 预制管廊横向接头的极限抗弯承载力为

$$M_u = f_{py} A_L (t_c - y_c - t_s). \quad (25)$$

## 4 试验验证

为验证本文建立的预制管廊横向接头理论设计计算模型及方法的准确性, 将试验结果与理论计算结果进行对比, 见表 1. 其中  $\theta$ ,  $M$  分别表示拼缝处张开的角度以及此时接头处的弯矩.

由对比结果分析可知: 模型的理论计算值与试验值整体一致, 表明本文建立的预制管廊横向接头抗弯承载力和刚度计算模型及方法能够准确描述接头在受力全过程中的变形及内力状态.

接头消压时的试验值与理论值相差较大. 有两点原因:首先因为试验中构件尺寸较大,不易控制,在拼装、测量过程中不可避免地会出现误差;其次接头处的平整度和预留嵌缝槽尺寸存在制作误差.

在消压至屈服阶段,理论值与试验值之间的误差随接头处张裂宽度的增大而减小. 主要因为当载荷增大时,接头受力更加均匀,此时理论假定更好地符合管廊接头处实际受力情况.

表 1 计算值与试验值的对比  
Table 1 Comparison between calculated values and test values

受力阶段		理论值	试验值	误差值	理论值/试验值
消压	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	16.35	21.8	-5.45	0.75
	高强螺栓应变 $\times 10^3$	2.029	2.053	-0.024	0.99
	最大张裂宽度/mm	0.18	0.26	-0.08	0.69
$\theta=0.000\ 4$	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	35.8	28.7	7.1	1.25
	高强螺栓应变 $\times 10^3$	2.632	2.096	0.536	1.26
	最大张裂宽度/mm	0.52	0.54	-0.02	0.96
$\theta=0.000\ 5$	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	57.5	48.1	9.4	1.20
	高强螺栓应变 $\times 10^3$	3.366	2.948	0.418	1.15
	最大张裂宽度/mm	3.34	3.16	0.18	1.06
消压后至屈服前	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	74.2	62.8	11.4	1.18
	高强螺栓应变 $\times 10^3$	4.269	3.625	0.644	1.17
	最大张裂宽度/mm	7.07	6.42	0.65	1.10
$\theta=0.02$	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	77.5	70.3	7.2	1.11
	高强螺栓应变 $\times 10^3$	4.812	4.263	0.549	1.13
	最大张裂宽度/mm	12.41	10.25	2.16	1.21
$\theta=0.03$	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	80.1	75.6	4.5	1.06
	高强螺栓应变 $\times 10^3$	6.274	5.631	0.643	1.12
	最大张裂宽度/mm	15.28	16.36	-1.08	0.93
$\theta=0.04$	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	85.7	83.2	2.5	1.03
	高强螺栓应变 $\times 10^3$	7.265	6.948	0.317	1.05
	最大张裂宽度/mm	25.96	23.62	2.34	1.10
极限承载力	$M/(\text{kN}\cdot\text{m})$	87.2	91.6	-4.4	0.95

5 接头抗弯刚度对结构内力的影响

内力是影响管廊结构尺寸和配筋的重要因素,因此,研究接头刚度对内力的影响具有重要意义.

5.1 管廊结构内力计算方法

以沈阳市浑南新区管廊工程为研究背景,管廊截面的长、宽、高分别为 3,5,4 m,管壁厚为 0.4 m. 管片主截面抗弯刚度取值  $EI$ ,接头中点处的抗弯刚度为  $k_1$ ,管廊结构以及外荷载均关于竖直中心线对称,计算时对结构取半,其中对管廊顶板和底板施加均布压力,两侧壁板施加均匀变化的线性侧向压力,采用惯用荷载系统对外荷载进行计算. 预制管廊内力计算模型如图 7 所示.

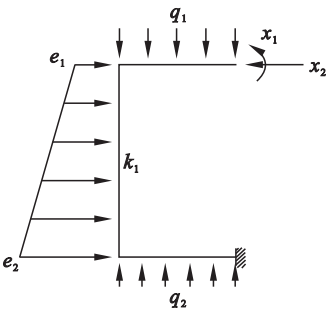


图 7 预制管廊内力计算模型  
Fig. 7 Internal force calculation model of PPMT

1) 顶板荷载:预制箱涵在不同埋深下,上层覆土自重对顶板所施加的压力荷载为

$$q_1 = h \cdot r. \tag{26}$$

式中: $h$  为上层覆土厚度; $r$  为土重度,本模型假定覆土为单层黏性土,根据各黏性土重度参考值,拟取  $r = 20 \text{ kN/m}^3$ .



2) 底板荷载: 预制箱涵底板所受的反力  $q_2$  为顶板所受荷载与结构自重之和, 即

$$q_2 = G/S + q_1. \tag{27}$$

式中:  $G$  为结构总荷载;  $S$  为底板面积.

3) 侧壁荷载:

$$\left. \begin{aligned} e_1 &= \lambda r h, \\ e_2 &= \lambda (r + H) h. \end{aligned} \right\} \tag{28}$$

式中:  $H$  为管廊高度;  $\lambda$  为静止侧压力系数 (根据黏性土静止侧压力系数参考值, 拟取  $\lambda = 0.5$ ).

图 7 模型将底板中心截面假定为固接形式, 视管廊为等刚度  $EI$  连续梁, 考虑  $EI$  与接头刚度的差异, 以顶板中心截面处的弯矩和轴力作为力法的基本未知量, 轴向位移和转角均为 0 作为多余约束, 建立如下的力法方程:

$$\left. \begin{aligned} \delta_{11} x_1 + \delta_{12} x_2 + \Delta_{1p} &= 0, \\ \delta_{21} x_1 + \delta_{22} x_2 + \Delta_{2p} &= 0. \end{aligned} \right\} \tag{29}$$

式中:  $\delta_{11}, \delta_{12}, \delta_{21}, \delta_{22}$  为柔度系数;  $x_1$  和  $x_2$  分别为顶板中心截面的弯矩和轴力;  $\Delta_{1p}$  和  $\Delta_{2p}$  分别为静定结构在外荷载作用下, 顶板中心截面处产生的转角和轴向位移. 求解式 (29) 可得  $x_1, x_2$  关于接头刚度  $k_1$  的表达式. 由此, 根据叠加原理可求出任意截面的弯矩  $M$ , 再根据叠加弯矩图即可求出结构任意截面的轴力.

### 5.2 接头刚度取值对内力的计算值

沈阳浑南新区管廊上部覆土深度为 8 m, 利用上述计算方法计算出管廊结构内力极值随接头抗弯刚度变化的曲线, 如图 8 所示.

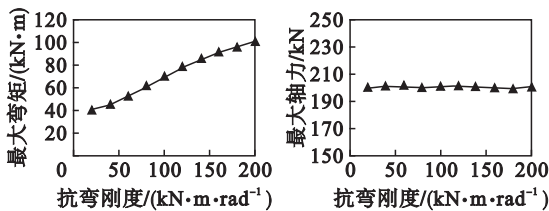


图 8 内力极值随抗弯刚度的变化曲线  
Fig. 8 Maximal internal force vs stiffness

由图可知, 管廊结构弯矩的最大值随接头刚度的增大而增大, 因此, 在一定情况下可通过提高接头刚度来提高管廊的抗弯能力; 而抗弯刚度的变化对管廊轴力影响甚微, 可以忽略. 所以, 接头刚度是影响管廊内力分布的重要因素.

## 6 结 论

1) 利用侧壁板中性层特点, 并基于接头内力平衡方程和变形协调条件, 综合考虑接头拼缝张裂、高强螺栓伸长和预制混凝土应变的影响, 建立

了管廊接头计算模型, 从理论上推导出横向接头抗弯承载力以及刚度的表达式.

2) 基于预制管廊横向接头受力性能试验, 对横向接头的计算模型及表达式进行验证. 结果表明, 理论计算结果与试验结果吻合较好. 因此可以利用本文的理论计算模型及方法对预制管廊的安全性能进行评判, 并以此为依据进行优化设计.

3) 预制管廊结构内力计算过程中必须重点考虑接头对内力的影响. 计算发现, 接头刚度对管廊最大弯矩影响明显, 而对轴力几乎没有影响. 接头刚度是保证管廊结构内力合理分布的重要因素.

### 参考文献:

[1] 薛伟辰, 胡翔, 王恒栋. 上海世博园区预制预应力综合管廊力学性能试验研究[J]. 特种结构, 2009, 26(1): 105-108. (Xue Wei-chen, Hu Xiang, Wang Heng-dong. Experimental studies on mechanical properties of PPMT in Shanghai Expo area[J]. *Special Structures*, 2009, 26(1): 105-108.)

[2] Marshall A M, Haji T. An analytical study of tunnel pile interaction[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2015, 45: 43-51.

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

[4] Chen J, Shi X J, Li J. Shaking table test of utility tunnel under non-uniform earthquake wave excitation[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2010, 30(11): 1400-1416.

[5] 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.)

[6] Murakami H. Study on loading bearing capacity and mechanics of shield segmenting[C]// Proceedings of the Japan Society for Civil Engineering. [S. l.]: JSCE, 1978: 150-156.

[7] Iftimie T. Prefabricated lining conception analysis and comparative studies for optimal solution[C]// Proceedings of the ITA International Congress Tunnelling and Ground Conditions. Rotterdam, 1994: 178-186.

[8] Working Group No. 2, International Tunnelling Association. Guidelines for the design of shield tunnelling[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2000, 15(3): 303-331.

[9] 唐志成, 何川, 林刚. 地铁盾构隧道管片结构力学行为模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(1): 85-89. (Tang Zhi-cheng, He Chuan, Lin Gang. Study on mechanical behavior of segment of shield tunnel of metro with model test[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2005, 27(1): 85-89.)

[10] 胡翔, 薛伟辰. 预制预应力综合管廊受力性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2010, 43(5): 29-37. (Hu Xiang, Xue Wei-chen. Experimental study of mechanical properties of PPMT[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2010, 43(5): 29-37.)