

输水隧道管片环弯矩调整系数试验与分析

沈碧伟, 丁文其, 彭益成, 闫治国

(同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092)

摘要: 由管片错缝拼装的隧道衬砌圆环中, 接头部分的挠曲刚度小于与之邻接的管片的挠曲刚度, 接头部分承受的弯矩不同于管片承受的弯矩. 目前, 考虑接头的影响主要通过弯矩调整系数 ξ 来实现. 但是弯矩调整系数 ξ 还没有通用公式, 一般需要通过足尺试验来确定. 由于时间和成本问题, 所有隧道工程都做足尺试验不现实, 故工程中经常需要借鉴类似工程的经验, 这必然带来很大的随意性. 以上海市青草沙输水隧道工程为依托, 进行输水隧道管片弯矩调整系数的足尺试验, 改变作用在管片上的径向力 P 和轴向力 F , 得到了弯矩调整系数 ξ 和弯矩 M 、轴向力 F 、一环管片长度 L 的关系公式, 对隧道衬砌设计有一定参考价值.

关键词: 输水隧道; 内水压单层衬砌; 管片接头; 弯矩调整系数; 足尺试验

中图分类号: TU 94

文献标识码: A

Experimental Study on Moment Adjustment Factor of Water-conveyance Tunnel Segment Lining

SHEN Biwei, DING Wenqi, PENG Yicheng, YAN Zhiguo

(Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: In segmental linings with staggered joints, the bending moment near a radial joint is weaker than that in its neighbor segment because of their difference in flexural rigidity. The joint effect is mainly materialized by adjusting the ratio of bending moment near a joint to that in the segment near the joint. Since there is no general formula to calculate the moment adjustment factor ξ so far, a full scale test will be one practical approach to determine the factor ξ . Because it is too expensive to do a full scale test for every project, referring to similar projects is a common practice for determining the factor ξ , which introduces much casualness to engineering projects. In this paper, a full-scale segment joint

test was carried out, changing the radial force P and axial force F on lining segments, the internal force of the structure is calculated, the relationship between adjustment factor ξ and average moment M , axial force F , and segment length L is established, some useful conclusions are drawn.

Key words: water transportation tunnel; single-layer lining under inner water pressure; segment joint; moment adjustment factor; full scale test

隧道衬砌圆环中, 错缝拼装的管片可以弥补接头部位衬砌刚度的降低, 其中的拼装效应主要由弯曲刚度有效率 η 和弯矩调整系数 ξ 决定. 本文就 ξ 进行讨论. 工程中, 一般根据衬砌整环试验^[1]、管片接头试验或凭工程经验确定 ξ ^[2]. 由于足尺试验成本大, 而经验性的取值存在很大的随机性^[3], 因此, ξ 的确定是错缝拼装管片设计中急需解决的问题.

Yukinori Koyama 认为弯矩调整系数 ξ 与接头刚度有关, 但是没有给出具体的计算公式, 也没有进行试验论证^[4]. 国际隧道协会给出了弯矩调整系数 ξ 的概念, 但是没有给出通用的计算公式^[5]. 国内进行过较多足尺整环结构试验, 如蒲奥进行了现场试验, 指出接头受到环向螺栓、接触面摩擦力的约束^[6]; 在上海延安东路隧道^[7], 上海 8 号线双圆盾构隧道^[8] 以及上海长江隧道^[1] 都做过整环试验. 这些试验反映了隧道的整体受力变形情况, 并可得出弯矩调整系数, 但是基本上没有对 ξ 值做理论分析, 更没有得出相应的计算公式.

本文提出弯矩调整系数 ξ 与混凝土的摩擦系数 μ 、接头和相邻实体管片的平均弯矩 M 、轴向力 F 、单环管片的长度 L 有关. 在此基础上, 以上海市青草沙输水隧道工程为依托, 开展了弯矩调整系数足尺试

收稿日期: 2010-06-10

基金项目: 国家自然科学基金(50878149); 教育部新世纪优秀人才支持计划(NCET-08-0402)

第一作者: 沈碧伟(1987—), 男, 工学硕士, 主要研究方向为隧道及地下工程. E-mail: shenbiwei@163.com

通讯作者: 丁文其(1969—), 男, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为岩土及地下工程施工力学. E-mail: dingwq2004@263.net

验,最后建立了弯矩调整系数和各个参数的关系公式.

1 弯矩调整系数试验

1.1 试验的工程依托

上海市青草沙输水隧道工程衬砌由单层预制钢筋混凝土管片通过短直双头螺栓连接拼装而成.管片混凝土标号 C55,衬砌外径 6.80 m,内径 5.84 m,管片厚度 0.48 m,环宽 1.50 m.如图 1 所示,一环衬砌分为 6 块,1 块封顶块圆心角 20.00° 、2 块邻接块圆心角 68.75° 、3 块标准块圆心角 67.50° ,块与块以 4 根 M36 环向螺栓连接(性能等级 8.8 级);错缝拼装,纵向接头 16 处,按 22.50° 布置,环与环之间由 16 根 M30 纵向螺栓(性能等级 6.8 级)连接,只要将下一环管片旋转 22.50° 即可实现错缝拼装.管片拼缝联接方式如图 2 所示(本试验管片取自图 1 的 1—1 截面,为方便描述,将中间有接头管片设为 A 管片,两侧实体管片设为 B 管片),环缝详图如图 3 所示,考虑到施工精度,环缝处两管片榫头上下有 4.0 mm 的空隙.为提高隧道防水性能,在管片外侧和内侧均设有弹性密封衬垫.受内水压力作用,衬砌接头部位受力和变形均十分突出,故有必要开展管片接头足尺试验.

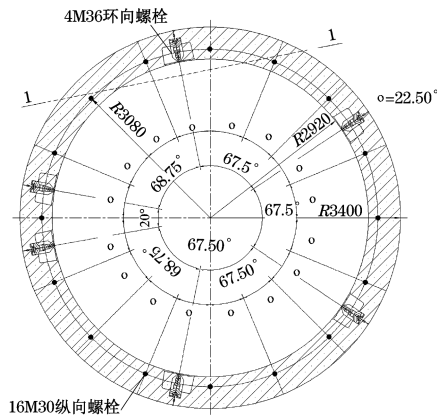


图1 衬砌环标准截面图

Fig.1 Standard section of tunnel lining

1.2 试验加载及测量

1.2.1 衬砌管片及接缝受力分析

如图 4 所示,拼接完成的管片会受到衬砌轴向力 F 、衬砌环向力 N 和衬砌径向力 P 的作用.环向力 N 作用在管片的形心上(即不产生接头附加弯矩),径向力 P 作用在管片外侧为正(模拟地层压力),作用在管片内侧为负(模拟内水压力).实际工

程中,管片首先受到千斤顶的轴向力 F ,与地层接触后,根据实测资料,管片先受到环向力 N 作用,接着受到径向力 P 的作用^[2].

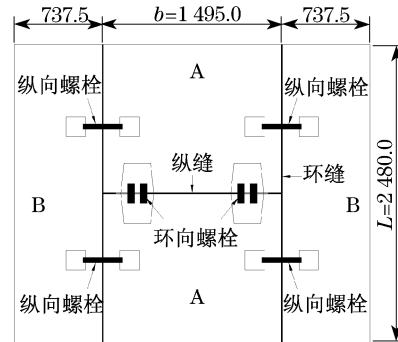


图2 管片布置平面图(单位:mm)

Fig.2 Plane view of segments (unit:mm)

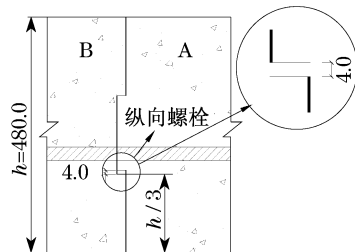


图3 环缝详图(单位:mm)

Fig.3 Detail figure of ring joint (unit:mm)

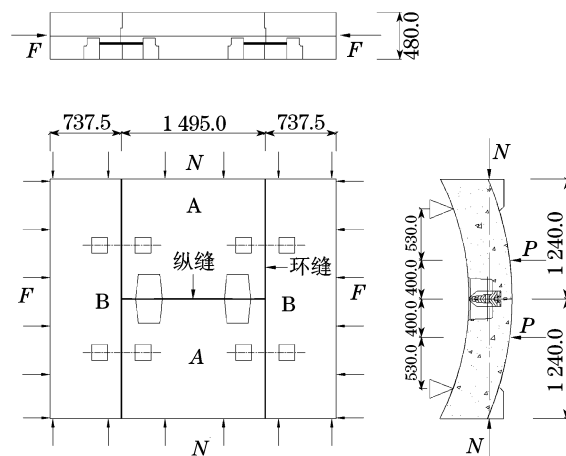


图4 管片加载示意图(单位:mm)

Fig.4 Loading scheme of segments (unit:mm)

1.2.2 试验工况及试验加载方式

针对输水隧道衬砌接头部位的受力和变形情况,考虑以下工况:隧道未通水时,接头承受正弯矩;隧道通水后内水压力比较大,接头承受负弯矩.

试验采用专门设计的输水隧道衬砌接头试验加载设备控制荷载,按照《混凝土结构试验方法标准》(GB 50152—92)要求,分别进行正弯矩和负弯矩分

级加载试验.

试验加载的同时采用钢筋计测量钢筋应力,采用螺栓应变片测量纵向螺栓轴力.

试验首先完成轴向力 F 的加载(在实际工程中该

力由纵向螺栓来承担),然后,按工况最大值的 40%, 70%,100%分 3 级施加环向力 N ,每级环向力 N 加载完后,按工况最大值的 40%,70%,100%分 3 级施加径向力 P .加载示意图见图 4,试验工况见表 1.

表 1 错缝夹片弯矩调整系数试验工况表

Tab.1 Conditions of moment adjustment factor tests

试验工况	F_{\max}/kN	N_{\max}/kN	P_{\max}/kN	$2M_{\max}/(\text{kN}\cdot\text{m})$	备注
C1	2 232	2 625	-1 132.5	-600.2	纵缝承受负弯矩
C2	1 116	2 625	-1 132.5	-600.2	纵缝承受负弯矩
C3	2 232	1 035	1 132.5	600.2	纵缝承受正弯矩
C4	1 116	1 035	1 132.5	600.2	纵缝承受正弯矩

注:负弯矩试验通过将管片整体翻转实现,即接头内侧承受径向力 P .

2 公式推导与数据分析

2.1 管片截面内力计算公式

2.1.1 管片尺寸

如图 5 所示,管片环宽 $b=1\,495.0\text{ mm}$,厚度 $h=480.0\text{ mm}$,混凝土保护层厚度 $a=50.0\text{ mm}$.

钢筋为 HRB335,强度设计值 $f_y=300.00\text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$,弹性模量 $E_s=2.0\times 10^5\text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$.一环管片截面外侧钢筋截面积 $A_{s1}=8\,371\text{ mm}^2$;内侧钢筋截面积 $A_{s2}=9\,852\text{ mm}^2$.

混凝土抗压强度设计值 $f_c=25.30\text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$,抗拉强度设计值 $f_t=1.96\text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$,弹性模量 $E_c=3.55\times 10^4\text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$.

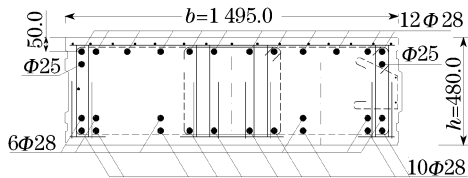


图 5 管片配筋图(单位:mm)

Fig.5 Reinforcement drawing of a segment (unit:mm)

2.1.2 截面内力计算

管片受力情况如图 4 所示.管片内力计算公式参照国际隧道协会提供的公式^[5]和混凝土结构基本原理^[9],考虑了混凝土的弹塑性变化过程,如图 6 所示.图中: $\epsilon_{s1},\sigma_{s1}$ 分别为管片外侧钢筋应变、应力; $\epsilon_{s2},\sigma_{s2}$ 分别为管片内侧钢筋应变、应力; σ_c 为压区混凝土应力; X 为压区混凝土高度; t_1,t_2 分别为外、内侧钢筋到外、内侧管片表面的距离.

$$N=A_{s1}E_s\epsilon_{s1}+A_{s2}E_s\epsilon_{s2}+\int\sigma_cbdy\quad(1)$$

$$M=A_{s1}E_s\epsilon_{s1}(h/2-t_1)-A_{s2}\cdot$$

$$E_s\epsilon_{s2}(h/2-t_2)+\int\sigma_cybdy\quad(2)$$

式(1)和式(2)是比较典型的内力计算公式(管片承受正弯矩),实际数据处理过程中考虑了混凝土的弹塑性变化以及管片承受负弯矩,限于篇幅,在此不将公式一一罗列.

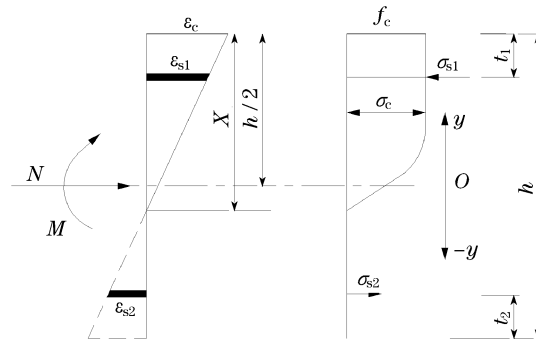


图 6 管片力学模型

Fig.6 Mechanical model of a segment

2.2 弯矩调整系数 ξ 计算公式

按照修正惯用法^[5],设 $M_s=(1+\xi)M$ 为实体管片截面的设计弯矩, $M_j=(1-\xi)M$ 为接头部分的设计弯矩.弯矩调整系数 ξ 为接头与相邻实体管片的传递弯矩 M_1 和接头部分弯矩 M_j 与实体管片弯矩 M_s 的平均弯矩 M 之比(M_1/M),如图 7 所示.

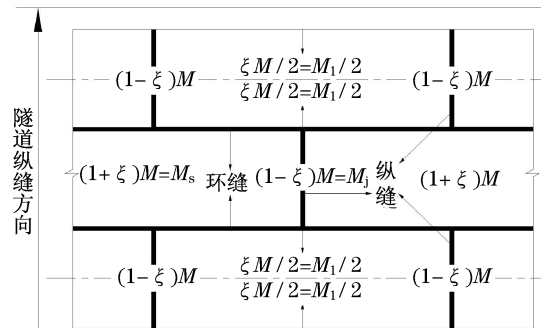


图 7 接头处弯矩调整示意图

Fig.7 Moment adjustment scheme on joints

根据弯矩调整系数 ξ 的定义有

$$\begin{cases} \xi = \frac{M_s}{M} - 1 \\ M = \frac{Pl}{2} \end{cases} \quad (3)$$

式中: l 为支座到径向力 P 作用点的距离。

弯矩调整系数 ξ 计算流程如图 8 所示。

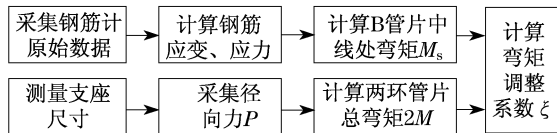


图 8 弯矩调整系数计算流程

Fig.8 Calculation flow of moment adjustment factors

2.3 弯矩调整系数 ξ 与截面平均弯矩 M 的关系

将已知荷载和各工况测量值代入 2.2 节的弯矩调整系数公式,计算得到工况 C1,C2,C3,C4 的弯矩调整系数随弯矩的变化,如图 9,10 所示。

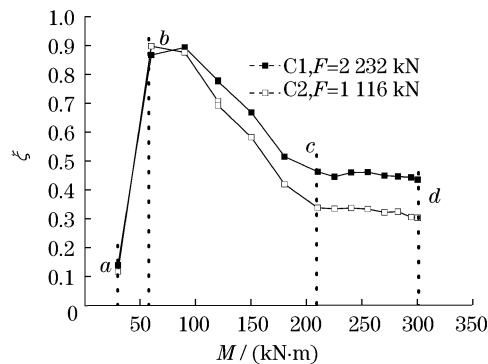


图 9 工况 C1,C2 弯矩调整系数随弯矩的变化

Fig. 9 Test relationship between moment adjustment factor and test moment in conditions C1 and C2

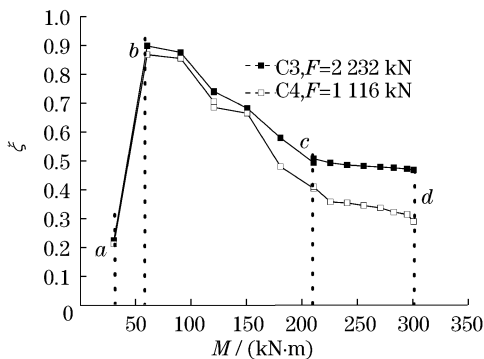


图 10 工况 C3,C4 弯矩调整系数随弯矩的变化

Fig.10 Test relationship between moment adjustment factor and test moment in conditions C3 and C4

由图 9,10 可知,弯矩调整系数 ξ 随平均弯矩 M 的变化可以分为 4 个阶段:

(1) $a \rightarrow b$ 阶段,弯矩调整系数随弯矩增加快速增大。

在 a 点,弯矩很小,A 管片接头和 B 管片都没有变形,A,B 没有发生相对错动,B 管片对 A 管片的约束小,因此弯矩调整系数小。

在 b 点,平均弯矩 M 相对 a 点增大了一倍,A 管片接头有较小变形,B 管片没有变形,A,B 管片有相对错动的趋势,B 管片对 A 管片的约束很大,因此弯矩调整系数大。

(2) $b \rightarrow c$ 阶段,弯矩调整系数随弯矩增大而减小。

随着弯矩增大,A 管片的变形从接头向接头两侧扩展,B 管片有微量变形,A,B 管片相对错动的趋势也从接头向接头两侧扩展,B 管片对 A 管片的约束逐渐减小,因此弯矩调整系数随着弯矩增大呈线性减小。

(3) $c \rightarrow d$ 阶段,弯矩调整系数稳定阶段。

不同工况的 ξ 稳定在 0.3~0.5。

当到达 c 点,A 管片的变形从接头到接头两侧一定范围内都比较大,B 管片有较小变形,A,B 管片开始相对错动,B 管片对 A 管片的约束达到稳定阶段,这一过程持续到 A,B 两管片之间的榫槽闭合(图 3)。

榫槽闭合后,B 管片凸起的混凝土阻止 A 管片继续变形,对 A 管片起到了约束作用,因此弯矩调整系数没有进一步减小,纵向螺栓的抗剪能力较差,且螺孔处有 5.0 mm 的空隙,螺栓变形较大,因此螺栓对 A 管片的竖向约束忽略不计。

(4) d 之后为破坏阶段。

随着弯矩继续增大,B 管片凸起混凝土将发生渐进性挤压或受剪破坏,B 管片的约束作用也会逐步减小,弯矩调整系数将进一步减小,但是继续做试验比较危险(管片会发生整体破坏),于是试验终止。

由上述讨论可知,在大部分情况下弯矩调整系数 ξ 随平均弯矩 M 增大而减小。

如表 2 所示,在弯矩为 120 kN·m 和 210 kN·m 时,暂停施加径向力 P ,施加环向力 N ,弯矩调整系数变化不大,即 N 对弯矩调整系数影响不大。

2.4 弯矩调整系数 ξ 与接头轴向力 F 的关系

图 9 和图 10 为在相同平均弯矩作用下,不同的轴向力 F 对弯矩调整系数 ξ 的影响。为方便比较,工况 C1,C2 的负弯矩均用其绝对值表示。 F 增大一倍, ξ 显著增大,而且 ξ 增大的幅度随弯矩增大而增大。这是由于 F 增大一倍,A,B 管片间的极限摩擦力增大一倍(极限摩擦力 $V = \mu F$, μ 为混凝土摩擦系数),B 管片对 A 管片的约束作用显著增强所致。

表 2 环向力 N 对弯矩调整系数的影响Tab.2 Relationship between moment adjustment factor and circumference force N

N	ξ			
	C1	C2	C3	C4
$0.4N_{\max}^{1)}$	0.78	0.71	0.74	0.70
$0.7N_{\max}^{1)}$	0.78	0.69	0.74	0.69
$0.7N_{\max}^{2)}$	0.46	0.34	0.49	0.40
$1.0N_{\max}^{2)}$	0.46	0.34	0.51	0.41

1) 为 $M = 120 \text{ kN} \cdot \text{m}$; 2) 为 $M = 210 \text{ kN} \cdot \text{m}$.

在到达 c 点之前,所有工况都是管片接头先达到极限摩擦力.随着弯矩继续增大,这一极限摩擦力由接头逐渐向接头两侧扩展, F 对弯矩调整系数的影响也越来越明显.

由本段讨论可知,弯矩调整系数 ξ 随着极限摩擦力 μF 的增大而增大.

2.5 ξ 与 M, F, L 的关系式

2.5.1 ξ 拟合公式的建立

由上述曲线的形状和讨论的结果,得到弯矩调整系数 ξ 在曲线 $b \rightarrow d$ 段的拟合公式为

$$\xi = e^{-\frac{\alpha M}{\mu FL}} \quad (4)$$

式中: L 为一环管片的长度,本试验为 2480.0 mm ; α 为拼缝错动量影响系数.

2.5.2 ξ 拟合值与实际计算值的比较

由图 11~14 可知, ξ 拟合值和实际计算值比较接近.

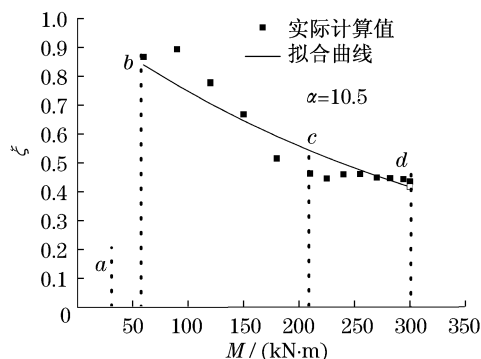


图 11 工况 C1 弯矩调整系数拟合曲线

Fig.11 Relationship between moment adjustment factor and test moment in condition C1

综上所述,错动量影响系数 α 的取值范围约为 $7.0 \sim 10.5$. 轴向力大时, α 取大值, 轴向力小时, α 取小值. 今后将进一步展开不同轴向力作用下的管片拼缝足尺试验, 确定轴向力 F 与错动量影响系数 α 的关系.

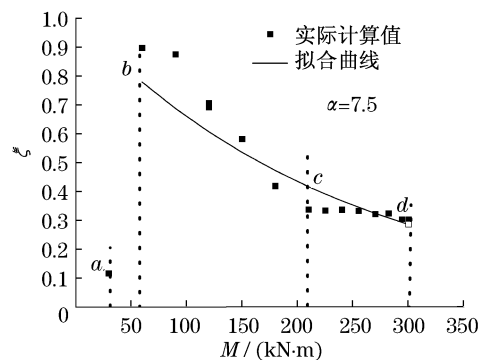


图 12 工况 C2 弯矩调整系数拟合曲线

Fig.12 Relationship between moment adjustment factor and test moment in condition C2

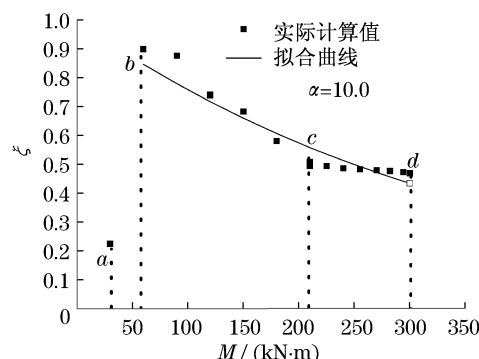


图 13 工况 C3 弯矩调整系数拟合曲线

Fig.13 Relationship between moment adjustment factor and test moment in condition C3

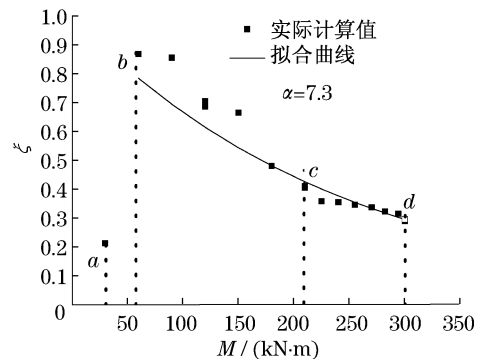


图 14 工况 C4 弯矩调整系数拟合曲线

Fig.14 Relationship between moment adjustment factor and test moment in condition C4

3 结论

本文通过盾构管片拼缝足尺试验证明, 弯矩调整系数 ξ 主要受衬砌轴向力 F 控制, 而与管片的环向受力 N 关系不大. 通过试验获得了以轴向力 F 为参数的弯矩调整系数与衬砌截面平均弯矩的关系.

(1) 弯矩调整系数 ξ 随着弯矩的变化而变化.

一开始,弯矩调整系数随着弯矩的增大而快速达到最大值,在大部分情况下弯矩调整系数 ξ 随着弯矩的增大而减小.

(2) 弯矩调整系数 ξ 随着轴向力 F 的增大而增大. 实际工程中, F 即为纵向螺栓的预紧力. 纵向螺栓对弯矩调整系数起间接作用,增加螺栓预紧力,即增加了环缝处管片之间的极限摩擦力 μF ,使得 B 管片对 A 管片的约束增强, ξ 增大.

(3) 建立了弯矩调整系数 ξ 与截面平均弯矩 M 、轴向力 F 、一环管片的长度 L 的关系公式,弯矩调整系数的拟合值和实际计算值比较接近.

参考文献:

[1] 王彪. 上海长江隧道衬砌结构整环试验与研究[D]. 上海: 同济大学土木工程学院, 2007.
WANG Biao. Analysis and test for lining whole wreath of Shanghai Chongming Tunnel[D]. Shanghai: Tongji University. College of Civil Engineering, 2007.

[2] 日本土木学会. 隧道标准规范(盾构篇)及解说[M]. 朱伟, 译. 北京: 中国建筑工业出版社, 2001.
Japan Society of Civil Engineers. Specification of shield tunnelling for design and construction[M]. Translated by ZHU Wei. Beijing: China Architecture & Building Press, 2001.

[3] 钟小春, 朱伟, 秦建设. 盾构隧道衬砌管片通缝与错缝的比较分析[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(1): 109.

ZHONG Xiaochun, ZHU Wei, QIN Jianshe. The comparison of shield tunnel with segment seams in sequence and in stagger[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(1): 109.

[4] Yukinori Koyama. Present status and technology of shield tunnelling method in Japan[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2003, 18: 145.

[5] Working Group No 2 of International Tunneling Association. Guidelines for the design of shield tunnel lining[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2000, 15(3): 303.

[6] 蒲奥. 纤维混凝土管片设计研究及工程应用[D]. 成都: 西南交通大学桥梁与隧道工程系, 2007.
PU Ao. FRC segments design research and project application [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University. Department of Bridge and Tunnel Engineering, 2007.

[7] 张庭秀. 延安东路隧道装配式衬砌水平整环试验研究[J]. 地下工程与隧道, 1987, 2(4): 19
ZHANG Tingxiu. Analysis and test for lining whole wreath of Yanan east road tunnel [J]. Underground Engineering and Tunnels, 1987, 2(4): 19

[8] 郑宜枫. 隧道股份进行 M8 线双圆盾构隧道管片 1:1 整环结构试验[J]. 地下工程与隧道, 2003, 1: 23.
ZHENG Yifeng. Analysis and test for lining whole wreath of Double-O-Tube of Line 8 [J]. Underground Engineering and Tunnels, 2003, 1: 23.

[9] 顾祥林. 混凝土结构基本原理[M]. 上海: 同济大学出版社, 2007.
GU Xianglin. Concrete structural fundamentals[M]. Shanghai: Tongji University Press, 2007.

• 下期文章摘要预报 •

冷弯方管纵向残余应力分布的数值分析

侯 刚, 童乐为, 陈以一

应用有限元数值技术,模拟了冷弯方管的辊弯成型与回弹过程中所产生的截面纵向残余应力分布,并分析了冷弯方管宽度、壁厚和钢材屈服强度等参数对其纵向残余应力分布的影响效应. 研究表明,冷弯方管纵向残余应力沿壁厚方向呈现非线性分布,外壁受拉、内壁受压,外壁与内壁在数值上基本相等;弯角部位和平板部分的纵向残余应力幅值分别达到冷弯方管钢材屈服强度的 50% 和 45%;随着壁厚的增加,边长小的冷弯方管纵向残余应力有所提高,而边长大的冷弯方管这种趋势并不明显;随着边长的增大,冷弯方管纵向残余应力减小;随着冷弯方管屈服强度的变化,纵向残余应力与屈服强度的比值变化不大.