

大断面盾构隧道结构横向刚度有效率的原型试验研究

封 坤¹, 何 川¹, 夏松林²

(1. 西南交通大学地下工程系, 四川 成都 610031, 2. 武汉地铁集团有限公司, 湖北 武汉 430000)

摘 要: 通过对盾构隧道横向刚度有效率的影响因素进行分析, 提出了针对大断面水下盾构隧道横向刚度有效率的原型试验求解方法, 进而对南京长江隧道及广州珠江狮子洋隧道管片衬砌结构开展原型试验, 得出两座隧道管片结构 η 和 ξ 随荷载条件变化的规律。结果表明, 在同等荷载条件下, 断面越大, η 越小, 对应 ξ 越大, 错缝结构的 η 大于通缝结构。正弯区与负弯区的 ξ 不同, 对于不同的管片结构型式, ξ 与 η 的对应关系不同。同时, 针对两座隧道不同结构形式给出了 η , ξ 的关系曲线, 并提出了10 m级和15 m级水下盾构隧道通缝与错缝条件下 η 与 ξ 的建议值。

关键词: 水下盾构隧道; 管片衬砌结构; 横向刚度有效率; 弯矩增大系数; 原型试验

中图分类号: U451 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2011)11-1750-09

作者简介: 封 坤(1983-), 男, 陕西南郑人, 博士研究生, 主要从事现代盾构隧道技术与设计理论方面的研究。E-mail: windfeng813@163.com。

Prototype tests on effective bending rigidity ratios of segmental lining structure for shield tunnel with large cross-section

FENG Kun¹, HE Chuan¹, XIA Song-lin²

(1. Dept. of Tunnel and Underground Eng., Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China; 2. Wuhan Metro Group Co., Ltd., Wuhan 430000, China)

Abstract: Through the analysis of the sensitive factors of effective bending rigidity ratios of shield tunnel structure, an efficient solution method based on prototype tests is proposed for the effective bending rigidity ratios. The prototype tests on segmental lining structure of Nanjing Yangtze River Shield Tunnel and Guangzhou Zhujiang River Shiziyang Shield Tunnel are carried out. The variation of η and ξ with load conditions is deduced. The results show that under the same load conditions, when the profile is larger, η becomes smaller, and meanwhile ξ becomes larger. The value of η of staggered assembling structure is larger than that of straight assembling structure. The values of ξ vary in positive and negative bending regions, and the relationship between η and ξ becomes various when using different structural types. Furthermore, the relationship between η and ξ of the two different structural types is given, and the recommended values of η and ξ of segmental lining structure using the straight assembling and the staggered assembling are proposed for 10 m and 15 m class underwater shield tunnels.

Key words: underwater shield tunnel; segmental lining structure; effective bending rigidity ratio; moment increasing rate; prototype test

0 引 言

修正惯用法因其概念明确、计算简便等优点广泛应用于盾构隧道的设计与研究中, 该方法引入刚度折减系数, 即结构横向刚度有效率 η , 通过对管片衬砌环整体抗弯刚度进行折减, 表征了接头(包括环向及纵向接头)引起的管片衬砌结构整体抗弯性能降低等特性^[1-3]。

对于大断面水下盾构隧道, 采用修正惯用法进行结构分析的问题主要存在于两点: 其一, 由于结构尺寸(断面、厚度、幅宽等)增大, 导致一般地铁隧道

的设计经验不适用; 其二, 结构开裂工作状态无法精确模拟, 从而造成设计的的经济。

采用修正惯用法计算的关键在于 η 的确定, 国内外学者对于 η 开展了许多研究。Muir Wood等^[4]针对等分块衬砌环提出了等效刚度建议公式, 并给出了“椭圆形”初始土压力的计算公式。刘建航等^[5]根据Muir Wood提出的围岩压力公式, 假定圆形隧道的形变模

基金项目: 国家 973 计划项目(2010CB732105); 国家杰出青年科学基金项目(50925830); 西南交通大学优秀博士学位论文培育项目资助
收稿日期: 2010-08-17

式为椭圆形, 给出了 η 的弹性解析公式。Lee 等^[6]假定了软土浅埋隧道的荷载模式, 提出了 η 的迭代解析方法, 并通过模型试验进行了对比验证; 同时, 认为 η 与隧道半径、管片厚度、地层抗力系数、接头刚度等有关, 并针对均分管片环引入接头刚度折减系数 λ , 给出了均分管片环 η 的计算式。钟小春等^[7]采用最大水平位移等效的方法, 从梁 - 弹簧模型的结果反推出 η , 并认为荷载类型及拼装方式对于 η 的影响不大。黄宏伟等^[8]针对上海地铁 2 号线进行了模型试验, 得出了该工程具体条件下通缝与错缝拼装时的 η 值, 错缝比通缝的 η 高约 12%。

上述研究多针对软土条件下的浅埋地铁盾构隧道, 所提出的解析公式多针对均分管片环等特殊结构, 且对错缝与通缝情况下 η 的变化探讨较少且结论不一。

许多日本学者建议采用整环加载试验的方法来确定 η ^[9-10]。Uchida 在东京湾高速公路隧道的设计中采用了匀质圆环模型, 采用 $\eta=0.8$, 并于随后进行了整环原型加载试验进行验证。

由于大断面水下盾构隧道断面大、埋深大、水压高, 常采用厚型、宽幅管片衬砌, 受荷模式复杂, 其接头传力机制多变。对于不同的结构型式、荷载水平、拼装情况采用统一的 k_0 来求解 η 是不全面的, 对于同一管片环不同位置的接头, 采用同一个 k_0 , 也是不合理的。因此, 大断面水下盾构隧道 η 的确定不同于浅埋地铁隧道, 目前可供参考较少且尚无成熟的研究方法。

1 横向刚度有效率的影响因素

对于结构横向刚度有效率的影响因素, 上述研究均有不同程度的探讨, 可归为三大类, 即: ①荷载模式及荷载水平; ②结构型式: 包括管片材料、尺寸、分块方式、接头细部构造等; ③拼装方式。

从受荷模式来看, 浅埋地铁隧道主要以土压作为主导因素, 而大断面水下盾构隧道则往往以水压为结构性态的控制因素, 水压增大, 有助于结构整体刚度的增加^[11-12]。

从拼装方式来看, 错缝拼装由于环间的咬接作用强, 使得结构整体刚度增加。而对于非均分块管片环及“小封顶块”型式, 存在明显的刚度削弱区, 拼装方式对于 η 的影响更为显著。

从结构型式来看, 从理想的匀质圆环体到真实的隧道结构, 其关键在于环缝与纵缝的存在。研究表明^[13-17], 不同的分块方式下, 接头的分布方式不一, 结构刚度不同, 而环、纵接头刚度的变化, 对于结构整

体刚度的影响较大, 尤其对于大断面水下盾构隧道, 不同的荷载条件下接头刚度差异很大。同时, 拼装方式又对环间传力效应产生影响, 进而影响结构整体刚度。因此, 荷载条件、拼装方式、结构型式相互影响, 并决定着 η 的变化。

2 横向刚度有效率的原型试验求解方法

2.1 荷载的等效方法

针对大断面水下盾构隧道, 开展了整环原型加载试验。首先, 设定荷载模式如图 1 所示, 各项荷载的等效方法如下:

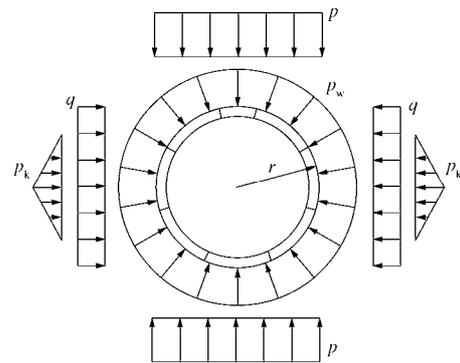


图 1 荷载模式图

Fig. 1 Loading modes

(1) 水压的等效

试验将水压和土压对结构的作用分开考虑。对于水压, 采用环箍模拟, 如图 2 所示。

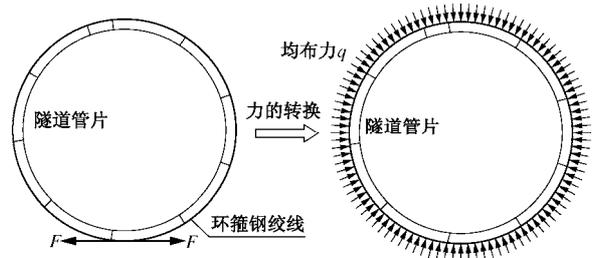


图 2 环箍力与圆周水压力等效示意图

Fig. 2 Equivalent circumferential water pressure exerted by hoop force

根据力学原理, 可推导出环箍力和水压力的转换关系, 设每环总环箍力为 F , 作用在管片上的平均压应力为 q_w , B 为管片幅宽, r 为外半径, γ_w 为水的容重, 根据力的平衡关系, 可得环箍力与水头 H 的关系为

$$F = H \gamma_w B r \quad (1)$$

(2) 土压的等效

从考虑结构受力的角度出发, 采用对拉的集中力方式近似模拟土压作用, 原理简化如图 3 所示。

根据力学原理, 对于上方均布荷载 p , 略去轴力和剪力的高阶影响, 视其为均质圆环, 则若以变形等效, $U_{yA}=U_{yB}$, 可得

$$\left. \begin{aligned} P &= \frac{2\pi}{3(\pi^2 - 8)} pr \approx 1.12pr, \\ M_A &= \frac{3(\pi^2 - 8)}{8} M_B \approx 0.701M_B. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

若以弯矩等效, $M_A=M_B$, 可得

$$\left. \begin{aligned} P &= \frac{\pi}{4} pr \approx 0.785pr, \\ U_{yA} &= \frac{8}{3(\pi^2 - 8)} U_{yB} \approx 1.426U_{yB}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

对于水平均布荷载 q , 采用同样的方法等效加载。

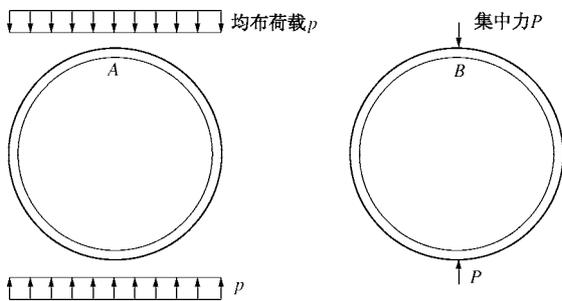


图3 土压力与对拉集中力等效示意图

Fig. 3 Equivalent earth pressure exerted by radial concentrated force

(3) 地层抗力的等效

利用另一方向的对拉力导入地层抗力 P_k , 原理简化如图4所示。

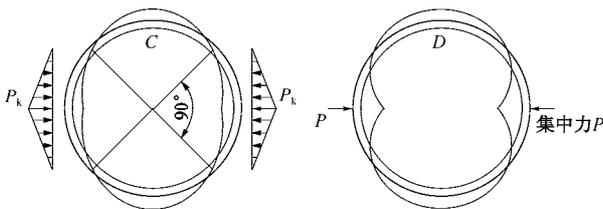


图4 地层抗力与对拉集中力等效示意图

Fig. 4 Equivalent strata resistance exerted by radial concentrated force

根据力学原理, 可得

$$P = \frac{0.238\pi}{\pi - 2} P_k r \approx 0.655P_k r \quad (4)$$

2.2 横向刚度有效率的求解方法

结构刚度为受外力作用的结构抵抗变形的能力, 对于圆形管片衬砌结构, 在荷载条件 $P(r, \theta)$ 下, 沿某个方向上的刚度 $K^{(i)}$ 与该方向上结构形变成反比, 即

$$K^{(i)} = \frac{P(r, \theta)}{\delta^{(i)}} \quad (i=1,2,3,\dots) \quad (5)$$

将同一荷载条件下试验测得各方向上管片结构的

$K_s^{(i)}$ 与不考虑折减 ($\eta=1$) 的均质圆环模型计算刚度 $K_j^{(i)}$ 相比, 可得各方向上的相对刚度比 $\alpha^{(i)}$, 即

$$\alpha^{(i)} = \frac{K_s^{(i)}}{K_j^{(i)}} = \frac{\delta_j^{(i)}}{\delta_s^{(i)}} \quad (i=1,2,3,\dots) \quad (6)$$

可见, 在相同荷载条件下, 相对刚度比 $\alpha^{(i)}$ 与各方向上的直径变化量 $\delta^{(i)}$ 直接相关。而管片衬砌结构的整体横向抗弯刚度有效率 η 为评价管片衬砌结构刚度的综合参数, 因此选取诸方向中最大直径变化量 δ_{smax} 与其对应同位置处 δ_{jmax} 的比值, 即

$$\eta = \frac{\delta_{jmax}}{\delta_{smax}} \quad (0 < \eta < 1) \quad (7)$$

对于错缝管片结构, 由于环间荷载的传递及相邻环管片的相互作用, 引起局部弯矩的增减。 ξ 体现为相同荷载条件下, 与不同折减情况下的均质圆环模型计算结果相比, 相同位置处测点 k 弯矩的增幅

$$\xi_k = \frac{M_s^{(k)} - M_j^{(k)}}{M_j^{(k)}} \quad (k=1,2,3,\dots) \quad (8)$$

3 试验装置及量测系统

3.1 试验装置

采用“多功能盾构隧道结构体试验系统”装置(见图5), 可对盾构隧道原型管片结构在通缝及错缝拼装条件下分别加载。



图5 多功能盾构隧道结构体试验系统

Fig. 5 Multi-function shield tunnel structure test system

对拉梁为管片环原型试验提供径向对拉力以对结构导入弯矩内力, 环箍梁提供环向环箍力以导入轴力模拟水压。每根对拉梁上设4孔, 钢绞线从孔内穿越, 一端锚固于对拉梁, 另一端锚固于另一对拉梁上的千斤顶以实现张拉。环箍梁也同样设有孔位, 钢绞线绕管片环一圈后张拉端与固定端设在同一根环箍梁上, 见图6。

3.2 量测系统

试验测试的内容包括管片衬砌结构内力以及各代表性测点径向位移。

(1) 管片衬砌结构径向位移。管片环位移主要考察中间目标环, 沿圆周以 30 为单位分布 12 个径向测点, 对于错缝结构, 主要观测中间目标环的形变, 位移量测采用 0.01 mm 精度的差动式位移传感器, 如图 7 所示。

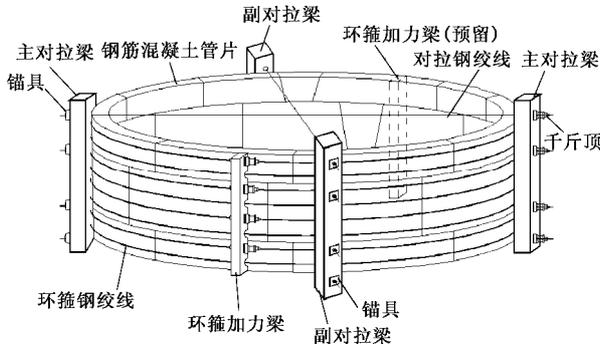


图 6 原型盾构隧道管片结构加载示意图

Fig. 6 Application of loading on prototype segmental lining structure

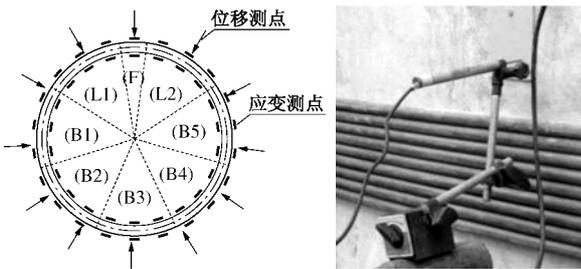


图 7 管片径向位移测点布置图

Fig. 7 Layout of radial displacement measuring points

(2) 管片衬砌结构内力。对于错缝结构管片, 采用胶基电阻应变片在纵向螺栓对应位置处沿管片环结构内、外侧对称布设, 如图 8 所示, 以此测试错缝管片结构弯矩的传递情况。

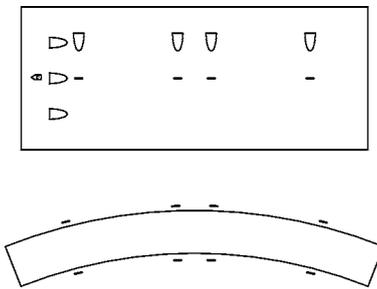


图 8 表面应变测点布置示意图

Fig. 8 Layout of surface strain sensor

4 原型试验分析

4.1 南京长江隧道

隧道主体结构隧道外直径为 14500 mm, 内直径为 13300 mm, 管片厚度为 600 mm, 幅宽为 2000 mm,

衬砌环分成 10 块, 封顶块圆心角 $12^{\circ} 51' 25.71''$, 邻接块与标准块圆心角均为 $38^{\circ} 34' 17.14''$ 。一环布置 30 颗环向螺栓, 42 颗纵向螺栓, 纵向螺栓按 $4^{\circ} 27'$ 和 $10^{\circ} 37' 55.71''$ 的角度交替布置, 衬砌结构如图 9 所示。

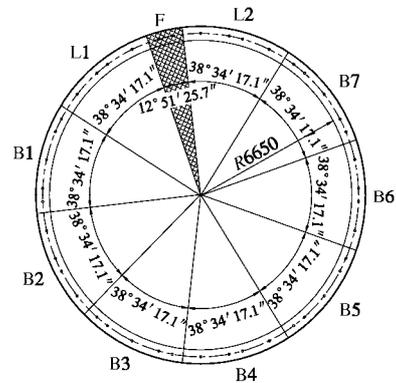


图 9 南京长江隧道工程管片分块图

Fig. 9 Segments of Nanjing Yangtze River Shield Tunnel

对南京长江隧道管片在通缝和错缝拼装下分别进行了原型加载试验, 见图 10。



(a) 错缝拼装原型管片结构加载



(b) 通缝拼装原型管片结构加载

图 10 南京长江隧道原型管片加载试验概貌

Fig. 10 Prototype tests on segmental lining structure of Nanjing Yangtze River Tunnel

(1) 管片结构 η 的试验分析

试验除了在线弹性状态下对通、错缝管片分别进行了常规加载外, 还进行了破坏加载, 并实时监控其

位移的变化情况。

对于通缝拼装管片，在弹性状态下，随着水压的增大，通缝管片结构的刚度呈增长趋势，如图 11 所示。在土压不变情况下，当水压小于 50 m 时， η 的增幅较明显，而当水压增至 50 m 后， η 的增幅很微小。当结构开裂后，高水压在一定程度上有助于结构刚度的保持。

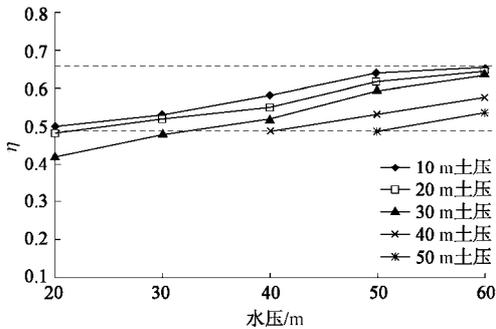


图 11 通缝管片结构 η 随水压变化曲线

Fig. 11 Variation of η of straight assembling structure with water pressure

从图 12 亦可见，在不同水压条件下，随着土压的增大，通缝管片结构的刚度减小。低水压情况下， η 的降幅更加明显，可见高水压对于通缝结构 η 的保持是有益的。

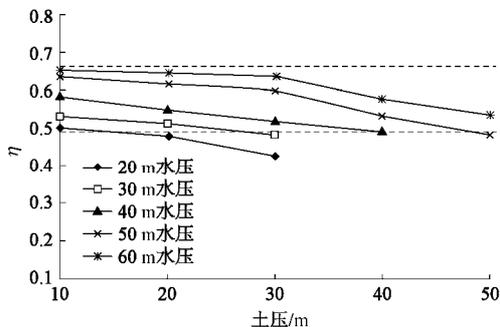


图 12 通缝管片结构 η 随土压变化曲线

Fig. 12 Variation of η of straight assembling structure with earth pressure

当 η 降至 0.5 以下时，通缝管片结构出现可见裂缝，此时 η 随水压降低显著减小，结构失稳破坏时，通缝管片结构的 η 降至 0.42。

对于错缝拼装管片，在弹性状态下，随着水压的增大，结构的刚度同样呈增长趋势，如图 13 所示，但与通缝情况相比，增幅更为平缓。错缝情况下 η 曲线更平缓、密集，表明错缝结构对于 η 的保持更好。当结构开裂后，高水压对于结构刚度的保持有益。

从图 14 可见，在不同水压条件下，随着土压的增大，错缝管片结构的刚度减小。在低水压或结构开裂等情况下， η 的降幅更为明显。

与通缝结构相比，错缝结构的 η 在同等荷载条件

下明显较大。在弹性状态至结构开裂前，错缝结构 η 的变化范围为 0.6~0.72，通缝结构为 0.5~0.66。通缝结构由于易产生形变， η 的降低较错缝快，当结构开裂并接近破坏时，通缝结构 η 的降幅较大，而错缝结构的 η 并未突然降低，其延性比通缝结构好，当 η 降至 0.6 以下时，错缝管片结构出现明显裂缝，当结构失稳破坏时，错缝管片结构的 η 降至 0.45。

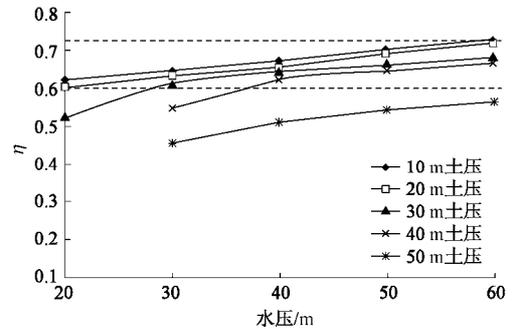


图 13 错缝管片结构 η 随水压变化曲线

Fig. 13 Variation of η of staggered assembling structure with

water pressure

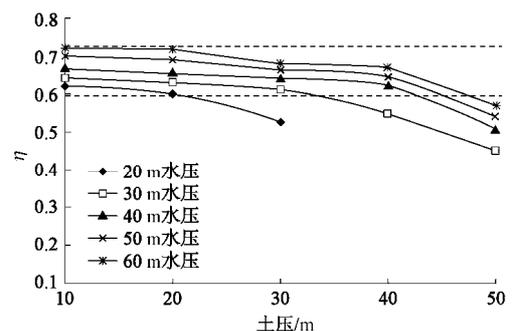


图 14 错缝管片结构 η 随土压变化曲线

Fig. 14 Variation of η of staggered assembling structure with earth pressure

(2) 错缝管片结构 ξ 的试验分析

在测定了错缝结构中间环纵向螺栓对应位置处的弯矩后，选取 60 m 水压，30 m 土压工况，与考虑折减的匀质圆环法得到的弯矩结果进行对比，并给出相应的 ξ 的分布情况于图 15，16。

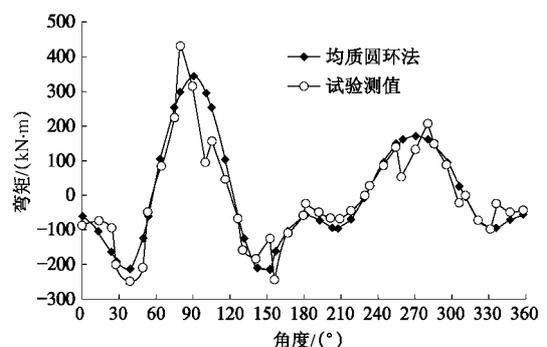


图 15 试验测值与匀质圆环法的弯矩分布对比

Fig. 15 Comparison of bending moment between tests and uniform rigidity ring model

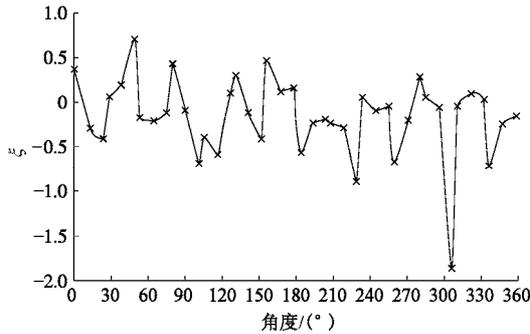
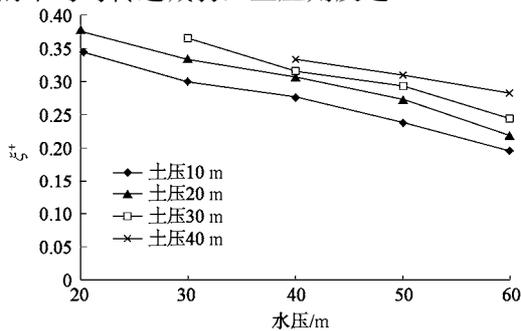


图 16 ξ 沿周向的分布曲线

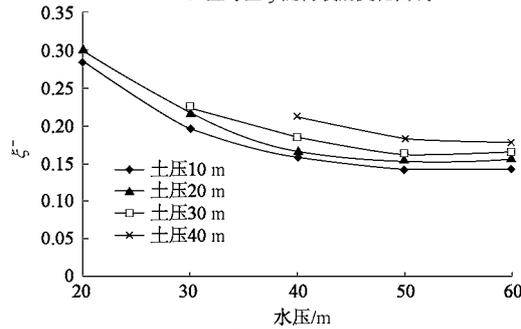
Fig. 16 Distribution of ξ along circumferential direction

从图 15, 16 中可见, 错缝结构在拱顶 (90°)、拱底 (270°) 以及两侧拱腰 (40° , 160°) 附近弯矩均出现明显的加强, 而其他区域并不明显, 反而由于出现符号相反的情况, 导致 ξ 值失真。因此, 选择正弯区与负弯区的 ξ , 考察其发展规律。

从图 17 可以看出, 在相同土压条件下, 正弯区与负弯区的 ξ 随着水压的增大, 呈减小趋势, 而在相同水压条件下, 随着土压的增大, 呈增长趋势。可见, 水压增长使错缝结构的整体性增强, η 增大, 从而使弯矩的不均匀传递减弱, 土压则反之。



(a) 正弯区 ξ 随荷载的变化曲线



(b) 负弯区 ξ 随荷载的变化曲线

图 17 不同土压条件下 ξ 随水压的变化曲线

Fig. 17 Variation of ξ with water pressure under different earth pressures

正弯区 ξ 的变化范围为 $0.19 \sim 0.39$, 而负弯区为 $0.15 \sim 0.32$ 。同等条件下正弯区的 ξ 大于负弯区, 而在曲线后段, 负弯区 ξ 的变化更为平缓, 可见高压水对于负弯区 ξ 的影响较大, 即对负弯区弯矩不均匀传递的限制好于正弯区。

4.2 广州珠江狮子洋隧道

狮子洋隧道采用单层装配式钢筋混凝土管片衬

砌, 隧道外直径 10800 mm, 内直径 9800 mm, 管片厚度 500 mm, 管片采用通用环拼装, 平均幅宽 2000 mm, 衬砌环分成 8 块, 纵缝布置 24 颗环向螺栓, 纵向螺栓 22 颗, 封顶块圆心角 $16^\circ 21' 49.09''$ 邻接块和标准块中心线圆心角为 $49^\circ 5' 27.27''$, 衬砌结构布置如图 18 所示。

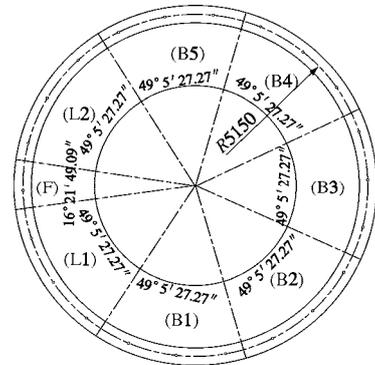
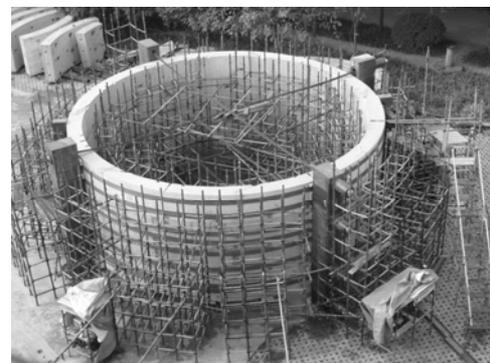


图 18 狮子洋隧道工程管片分块图

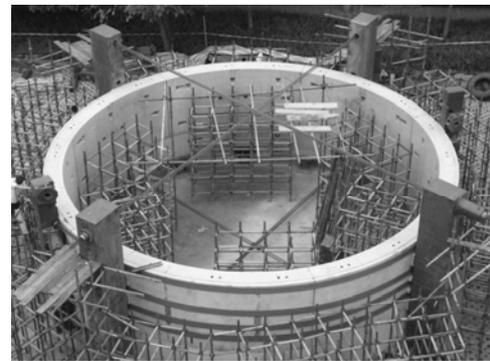
Fig. 18 Segments of Guangzhou Pearl River Shiziyang Shield Tunnel

隧道盾构段穿越地层为淤泥质土、粉质黏土、粉细砂、中粗砂、全风化、弱风化泥质粉砂岩、粉砂岩、细砂岩、砂砾岩。隧道承受最大水压力达 0.67 MPa, 为目前国内水压力最大的盾构隧道。

对狮子洋隧道管片在通缝和错缝拼装下分别进行了原型加载试验, 见图 19。



(a) 错缝拼装原型管片结构加载



(b) 通缝拼装原型管片结构加载

图 19 狮子洋隧道原型管片加载概貌

Fig. 19 Prototype tests on segmental lining structure of Guangzhou Shiziyang Tunnel

(1) 管片结构 η 的试验分析

试验对狮子洋隧道通、错缝管片结构进行了线弹性状态下的常规加载和破坏加载。

如图 20 所示, 对于通缝拼装管片随着水压的增大, 结构的刚度呈增长趋势。弹性状态下, 当水压小于 50 m 时, η 的增幅较明显, 而当水压增至 50 m 后, η 的增幅很微小。而当结构开裂后, η 的增幅不显著。

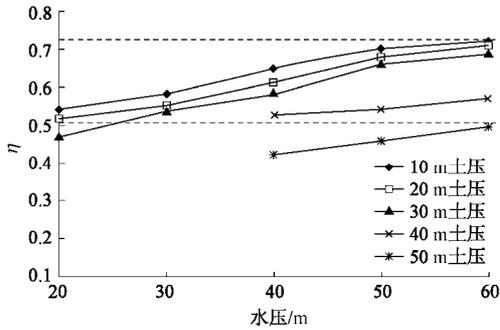


图 20 通缝管片结构 η 随水压变化曲线

Fig. 20 Variation of η of staggered assembling structure with water pressure

当 η 降至 0.5 以下时, 通缝管片结构出现明显裂缝。结构发生破坏时, 通缝管片结构的 η 降至 0.426。

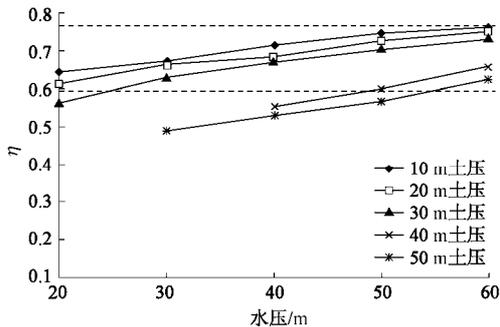


图 21 错缝管片结构 η 随水压变化曲线

Fig. 21 Variation of η of staggered assembling structure g with earth pressure

如图 21 所示, 对于错缝拼装管片, 随着水压的增大, 结构的刚度同样呈增长趋势, 与通缝情况相比, 错缝情况下 η 曲线更平缓, 结构对于 η 的保持更好。

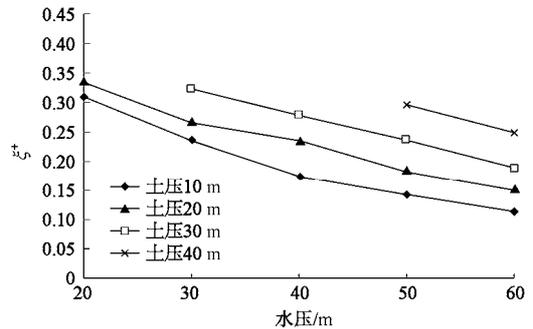
在弹性状态至结构开裂前, 错缝结构 η 的变化范围为 0.6~0.76, 通缝结构为 0.5~0.716。当结构开裂时, 错缝结构对于 η 的保持好于通缝结构。结构失稳破坏时, η 降至 0.45。

(2) 错缝管片结构 ξ 的试验分析

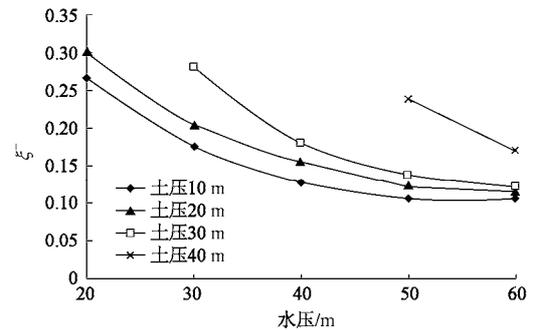
在相同荷载条件下, 正弯区与负弯区的 ξ 并不相同, 从图 22 可见, 随水压增长, 正弯区与负弯区的 ξ 均呈减小趋势。

从图 17 可以看出, 在相同土压条件下, 正弯区与负弯区的 ξ 随着水压的增大, 呈减小趋势, 而在相同

水压条件下, 随着土压的增大, 呈增长趋势。可见, 水压增长使错缝结构的整体性增强, η 增大, 从而使弯矩的不均匀传递减弱, 土压则反之。



(a) 正弯区 ξ 随荷载的变化曲线



(b) 负弯区 ξ 随荷载的变化曲线

图 22 不同土压条件下 ξ 随水压的变化曲线

Fig. 22 Variation of ξ with water pressure under different earth pressures

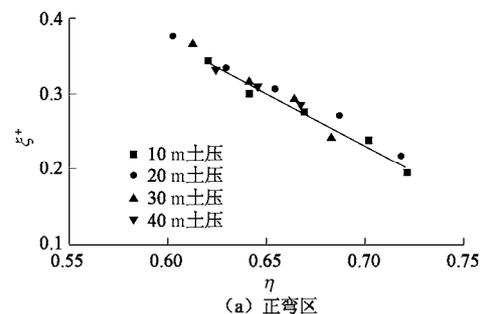
正弯区 ξ 的变化范围为 0.11~0.32, 而负弯区为 0.1~0.297。同等条件下正弯区的 ξ 略大于负弯区。而在曲线后段, 同样可见负弯区 ξ 的变化小于正弯区。

4.3 对于大断面水下盾构隧道结构 η 与 ξ 的评价与建议

(1) ξ 与 η 关系

通过对上述两座大断面水下隧道错缝管片结构 η 与 ξ 的变化规律进行原型试验测试可知, 二者密切相关且按一定规律变化。在 η 一定时, 正弯区与负弯区 ξ 不等。

如图 23 所示, 对于南京长江隧道错缝管片结构, 正弯区 ξ 与 η 呈线性关系, 而负弯区 ξ 随 η 呈二次曲线变化。对于狮子洋隧道错缝管片结构, ξ 与 η 的关系也呈现出相似的变化规律, 如图 24 所示。



(a) 正弯区

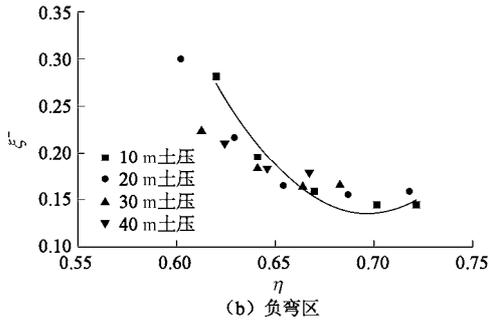


图 23 南京长江隧道 ξ 与 η 的关系曲线

Fig. 23 Relationship between ξ and η of Nanjing Yangtze River Shield Tunnel

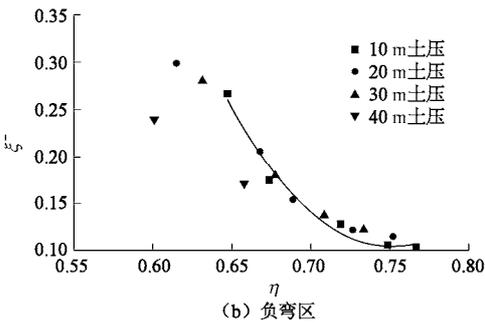
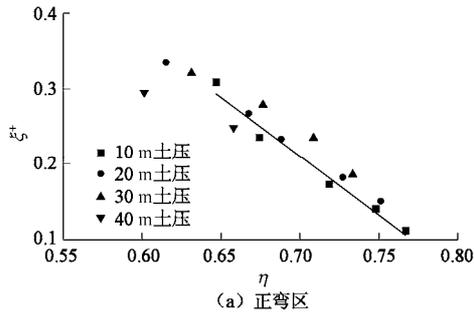


图 24 狮子洋隧道 ξ 与 η 的关系曲线

Fig. 24 Relationship between ξ and η of Guangzhou Pearl River Shiziyang Shield Tunnel

从两隧道错缝管片结构 ξ 与 η 的对应关系可知, 大型水下盾构错缝管片结构正弯区 ξ 与 η 仍呈近似线性关系, 负弯区 ξ 随 η 的变化近似为二次曲线, 进而拟合公式可得

$$\left. \begin{aligned} \text{正弯区} \quad & \xi = a + b\eta, \\ & R^2 = 0.9745, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{负弯区} \quad & \xi = c + d\eta + e\eta^2, \\ & R^2 = 0.9455. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

对于南京长江隧道错缝管片结构: $a=1.19$, $b=-1.37$, 对应 $R^2=0.9745$; $c=11.65$, $d=-33.04$, $e=23.7$, 对应 $R^2=0.9455$ 。

对于狮子洋隧道错缝管片结构: $a=1.3$, $b=-1.55$, 对应 $R^2=0.9666$; $c=8.3$, $d=-21.85$, $e=14.55$, 对应 $R^2=0.9656$ 。

(2) 对大型水下盾构隧道 η 和 ξ 的建议

比较两隧道 η 及 ξ 可见, 南京长江隧道错缝结构的 η 值总体上小于狮子洋隧道。可见断面越大, 结构越柔, η 值越小, 而相应环间不均匀弯矩传递越明显, ξ 值则越大。

因此, 对于 10 m 级大断面水下盾构隧道, 建议其通缝拼装结构 η 的取值范围为 0.5~0.7, 当 η 小于 0.5 时, 结构开裂, 当 η 接近 0.4 时, 结构失稳破坏。对于其错缝拼装结构 η 的取值范围为 0.6~0.8, 当 η 小于 0.6 时, 结构开裂, 当 η 小于 0.45 时, 结构失稳破坏。建议正弯区 ξ 的取值范围为 0.1~0.35, 负弯区为 0.1~0.3。

对于 15 m 级超大断面水下盾构隧道, 建议其通缝拼装结构 η 的取值范围为 0.5~0.65, 当 η 小于 0.5 时结构开裂, 当 η 接近 0.4 时结构失稳破坏。对于其错缝拼装结构 η 的取值范围为 0.6~0.7, 当 η 小于 0.6 时结构开裂, 当 η 接近 0.45 时结构失稳破坏。建议正弯区 ξ 的取值范围为 0.2~0.4, 负弯区为 0.15~0.35。

5 结 论

(1) 对于不同的隧道, 荷载条件、结构型式、拼装方式等因素相互影响, 并决定着横向刚度有效率的变化。

(2) η , ξ 是反映着结构的整体刚度与弯矩传递效应的综合参数, 对于局部区域的具体属性不具意义。二者密切相关, η 增大, 则 ξ 减小。在同等荷载条件下, 断面越大, η 越小, 对应 ξ 越大, 错缝结构的 η 大于通缝结构。

(3) 对于大型水下盾构错缝管片结构, 正弯区与负弯区的 ξ 不同, 正弯区 ξ 与 η 仍呈近似线性关系, 负弯区 ξ 随 η 的变化近似为二次曲线。

(4) 建议正常使用状态下, 10 m 级大断面水下盾构隧道, 通缝拼装结构 η 的范围为 0.5~0.7, 错缝拼装结构为 0.6~0.8, 对应正弯区 ξ 的取值范围为 0.35~0.1, 负弯区为 0.3~0.1。对于 15 m 级超大断面水下盾构隧道, 通缝拼装结构 η 的范围为 0.5~0.65, 错缝拼装结构为 0.6~0.7, 对应正弯区 ξ 的取值范围: 0.4~0.2, 负弯区为 0.15~0.35。

(5) 对于大型水下盾构隧道通缝拼装结构, 其刚度有效率的警戒值为 0.5, 当 η 小于 0.5 时, 结构开裂, 当 η 接近 0.4 时, 结构失稳破坏。而对于错缝拼装结构, 其刚度有效率的警戒值为 0.6, 当 η 小于 0.6 时结构开裂, 当 η 接近 0.45 时结构失稳破坏。

参考文献:

[1] 日本铁道综合技术研究所. 铁道构造物等设计标准·同解

- 说—シールドトンネル[M]. 日本: 丸善发行所, 1997. (Railway Technical Research Institute. Resign criteria with the explanations of railway structures-shield tunnel[M]. Japan: Maruzen Co, Ltd, 1997. (in Japanese))
- [2] 铃木章. シールドトンネルの新技术[M]. 東京: 土木工学社, 1995. (SUZUKI A. New technology in shield tunneling[M]. Tokyo: Japan Society of Civil Engineering, 1995. (in Japanese))
- [3] MURAKAMI H, KOIZUMI A. Study on load bearing capacity and mechanics of shield segment ring[J]. Proc. for the Japan Society for Civil Engineers, 1978, **272**(4): 103 - 115. (in Japanese)
- [4] MUIR WOOD A M. The circular tunnel in elastic ground[J]. Géotechnique, 1975, **25**(1): 115 - 127.
- [5] 刘建航, 侯学渊. 盾构法隧道[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1991. (LIU Jian-hang, HOU Xue-yuan. Shield-driven tunnels[M]. Beijing: China Railway Press, 1991. (in Chinese))
- [6] LEE K M, GE X W. The equivalence of a jointed shield-driven tunnel lining to a continuous ring structure[J]. Journal of Canadian Geotechnical Engineering, 2001, **38**: 461 - 483.
- [7] 钟小春, 朱伟, 季亚平, 等. 盾构衬砌管片环弯曲等效刚度的一种确定方法[J]. 地质与勘探, 2003, **39**(增刊): 185 - 189. (ZHONG Xiao-chun, ZHU Wei, JI Ya-ping, et al. The method to confirm the effective bending stiffness of shield-driven tunnel lining[J]. Geology and Prospecting, 2003, **39**(S0): 185 - 189. (in Chinese))
- [8] 黄宏伟, 徐凌, 严佳梁, 等. 盾构隧道横向刚度有效率的研究[J]. 岩土工程学报, 2006, **28**(1): 11 - 18. (HUANG Hong-wei, XU Ling, YAN Jia-liang, et al. Study on transverse effective rigidity ratio of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, **28**(1): 11 - 18. (in Chinese))
- [9] KOYAMA Y, NISHIMURA T. Design of lining segment of shield tunnel using a beam-spring model[J]. Quarterly Report of RTRI, 1998, **39**(1): 23 - 27.
- [10] UCHIDA K. Design and engineering of large bore slurry shield tunnel lining system for Trans-Tokyo Bay Highway[J]. Civil Engineering in Japan, 1992, **30**: 54 - 67.
- [11] 何川, 张建刚, 杨征. 武汉长江隧道管片衬砌结构力学特征模型试验研究[J]. 土木工程学报, 2008, **41**(12): 85 - 90. (HE Chuan, ZHANG Jian-gang, YANG Zheng. Model test study on the mechanical characteristics of segment lining for the Wuhan Yangtze River tunnel[J]. China Civil Engineering Journal, 2008, **41**(12): 85 - 90. (in Chinese))
- [12] 何川, 封坤, 杨雄. 南京长江隧道超大断面管片衬砌结构体的相似模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, **26**(11): 2260 - 2269. (HE Chuan, FENG Kun, YANG Xiong. Model test of large profile segmental lining for Nanjing Changjiang Tunnel[J]. Chinese Journal of rock mechanics and engineering, 2007, **26**(11): 2260 - 2269. (in Chinese))
- [13] 元山宏. 大断面海底シールドトンネルの構造設計研究[D]. 東京: 早稻田大学, 1997. (MOTOYAMA H. A study on lining design of undersea tunnels with large cross-section[D]. Tokyo: Waseda University, 1997. (in Japanese))
- [14] 曾东洋. 盾构隧道衬砌结构力学行为及施工对环境的影响研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2005. (ZENG Dong-yang. Research on the mechanical behavior of shield tunnel lining structure and influences on the environment in construction[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2005. (in Chinese))
- [15] 张厚美, 过迟, 付德明. 圆形隧道装配式衬砌接头刚度模型研究[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(3): 309 - 314. (ZHANG Hou-mei, GUO Chi, FU De-ming. A study on the stiffness model of circular tunnel prefabricated lining[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, **22**(3): 309 - 314. (in Chinese))
- [16] 张建刚. 大断面水下盾构隧道的相似模型试验及结构内力分析[D]. 成都: 西南交通大学, 2008. (ZHANG Jian-gang. Study on internal force and similar model test of underwater shield tunnel with large cross-section[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2008. (in Chinese))
- [17] 苏宗贤. 超大断面水下盾构隧道原型结构试验及结构分析模型研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2008. (SU Zong-xian. Research on prototype test and structure analyse model of underwater shield tunnel with super-large cross-section[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2008. (in Chinese))