

DOI: 10.11779/CJGE201912009

# 大直径盾构隧道拼装过程管片力学响应研究

封坤<sup>1</sup>, 徐凯<sup>1</sup>, 彭祖昭<sup>2</sup>, 周子扬<sup>1</sup>, 何川<sup>1</sup>, 肖明清<sup>3</sup>

(1. 西南交通大学交通隧道工程教育部重点实验室, 四川 成都 610031; 2. 广州市市政工程设计研究总院有限公司, 广东 广州 510030;  
3. 中铁第四勘察设计院集团有限公司, 湖北 武汉 430071)

**摘要:**通过对拼装阶段管片衬砌进行荷载分析,建立了管片拼装阶段的有限差分模型,结合佛莞城际铁路狮子洋盾构隧道全断面岩层段的现场实测数据深入研究了管片拼装过程的环向内力响应规律,结果表明:①拼装过程中管片轴力实测值以受压为主,但在拼装初期存在局部受拉的情况,而计算值均为受压状态,弯矩实测值和计算值呈现出明显的正弯趋势;②拼装成环后管片轴力、正弯矩及负弯矩实测最大值分别约为计算值的1.5、1.28和1.36倍;③拼装过程引起管片弯矩的响应较轴力更为敏感;④相邻块拼装对管片轴力和弯矩的影响最显著,其次是F块插入,其他拼装步的影响较小,且距相邻块和F块越近的截面,其内力响应越大;⑤拼装成环后,管片轴力和弯矩计算值与实测值大致沿封顶块径向向中轴线对称分布,计算值空间分布的对称性比实测值明显;⑥拼装过程中管片轴力实测最大值达到正常使用阶段梁-弹簧模型计算最大值的43.5%,而最大正弯矩、负弯矩则达到正常使用阶段的188.89%,447.84%,表明全断面岩层段管片拼装过程引起的内力响应显著、管片处于弯矩大而轴力小的不利受力状态,设计和施工应予以重视。  
**关键词:**盾构隧道;拼装过程;力学响应;现场测试

中图分类号: TU431 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)12-2243-10

**作者简介:**封坤(1983—),男,博士,副教授,主要从事隧道与地下工程方面的教学与研究工作。E-mail: windfeng813@163.com。

## Mechanical response of large-diameter shield tunnels during assembly

FENG Kun<sup>1</sup>, XU Kai<sup>1</sup>, PENG Zu-zhao<sup>2</sup>, ZHOU Zi-yang<sup>1</sup>, HE Chuan<sup>1</sup>, XIAO Ming-qing<sup>3</sup>

(1. Key Laboratory of Transportation Tunnel Engineering, Ministry of Education, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;  
2. Guangzhou Municipal Engineering Design and Research Institute, Guangzhou 510030, China; 3. China Railway SIYUAN Survey and Design Group Co., Ltd., Wuhan 430071, China)

**Abstract:** Based on loading analysis of shield tunnel segments during the assembly phase, a finite difference model is established for segmental lining structure in assembly stage. The mechanical response of segments during assembling is analyzed regarding the in-situ test results of Shiziyang Intercity Railway Tunnel Project from Foshan to Dongguan. The results show that: (1) The measured values of axial force of segment monitoring section are mainly under compression during assembling process, but in the initial stage of assembling, the local tension exists and the calculated values are under compression. The measured and calculated values of bending moment show obvious positive bending trends. (2) The maximum measured values of axial force, positive bending moment and negative bending moment of segments after the ring is formed are about 1.5 times, 1.28 times and 1.36 times the calculated values, respectively. (3) The response of segment bending moment is more sensitive to assembly process than that of axial force. (4) The adjacent block assembly has the most significant effects on the axial force and bending moment of the segment, and the effects of F block insertion are subordinate. Other assembly steps have less influences, and the closer to the adjacent block and F block, the greater the internal force response. (5) The calculated and measured values of segment axial force and bending moment are approximately symmetrical along the radial central axis of the capping block after assembly, and the symmetry of the calculated values is more obvious than the measured values in the assembly process. (6) During the assembling process, the maximum measured axial force reaches 43.5% of the maximum calculated value of the beam-spring model in the serviceability limit stage, however, the maximum positive and negative bending moments reach 188.89% and 447.84%. It is indicated that the internal force response during assembling process is at a higher level during construction, which makes the segment

基金项目: 国家重点研发计划项目(2016YFC0802202); 国家自然科学基金项目(51878569, 51578462)

收稿日期: 2019-06-17

often in a disadvantageous condition of large bending moment and small axial force when tunneling in full-face rocks. It is rational to pay more attention in design and construction.

**Key words:** shield tunnel; assembly process; mechanical response; in-situ test

## 0 引言

当前,装配式管片衬砌结构作为盾构隧道的主体结构在城市地铁隧道及越江跨海隧道中广泛应用。然而,管片衬砌在运输、堆放、拼装、推进过程中极易产生裂、破损等情况,特别是在管片拼装过程中,管片受力状态存在较大随机性和不确定性,往往易使管片产生裂损现象<sup>[1-5]</sup>。吴鸣泉<sup>[6]</sup>对上海地铁盾构管片破损原因进行调查后发现,由于管片拼装操作造成管片破损的原因占比最大,达 38.2%,由此施工拼装过程中管片受力状态与特征逐渐引起了国内外学者的关注。

廖少明等<sup>[7]</sup>忽略管片自重及尺寸差异建立了拼装过程管片结构的解析模型,并与钱江隧道的现场实测数据进行了比较,分析了拼装过程管片结构力学响应的特性,发现拼装阶段的实测内力小于正常使用阶段管片内力的 30%,但明显高于拼装阶段管片内力的理论值。Blom 等<sup>[9]</sup>建立三维有限元模型对 Heinenoord 隧道管片结构力学特性进行了研究。21 世纪初日本学者石村伸胜等<sup>[10]</sup>建立了考虑部分自重的拼装阶段管片结构力学模型,并将解析结果与现场实测值进行了对比分析。Sugimoto<sup>[11]</sup>采用统计方法,对拼装阶段管片破损的原因和类型进行了分析,提出了对应的施工控制策略。Mo 等<sup>[12]</sup>、陈俊生等<sup>[13]</sup>、Chen 等<sup>[14]</sup>建立三维有限元模型分析了施工阶段管片的力学行为,研究了千斤顶推力、盾构机姿态调整、拼装误差等因素对管片结构力学响应特性的研究。Cavalero 等<sup>[15-16]</sup>采用三维有限元模拟的方法深入地研究了管片不完全接触导致的拼装阶段管片裂损,并分析了结构刚度、管片宽度和厚度等因素的影响。

可见,现有的研究均表明拼装过程中管片结构会产生不同于运营期使用状态的力学响应,可能导致管片在拼装阶段发生损坏,研究拼装阶段管片的受力状态对盾构隧道设计及施工控制具有重要的指导意义。然而,目前对管片拼装阶段的研究文献资料较少,同时,在现场试验方面的实测数据较少,现有解析模型常常忽略千斤顶推力的影响,在模型假设的合理性及实用性上值得商榷。在三维数值模拟方面,现有的研究多集中在施工参数对已成环的管片或局部管片的影响上。因此,鉴于现有研究的不足,本文首先对拼装过程管片结构进行荷载分析,建立管片拼装阶段的三维有限差分模型,并将数值计算结果与佛莞城际铁路狮子洋盾构隧道管片拼装过程的现场实测结果进行了

对比分析,揭示了管片拼装过程中管片环向内力的力学响应规律,以期为大断面盾构隧道的设计和施工提供参考。

## 1 工程概况

佛莞城际铁路狮子洋隧道工程始发于广州市番禺区石楼镇菱塘东村,下穿珠江狮子洋,终于东莞市麻涌镇新沙港,全长 6150 m,越江段长约 1800 m,采用泥水平衡盾构施工,隧道横断面图如图 1 所示,盾构隧道外径为 13.1 m,管片厚度 0.55 m,幅宽 2 m,采用通用楔形环,双面楔形,楔形量 30 mm,采用 1+2+6 的分块方式,错缝拼装,接缝均采用斜螺栓连接,环缝和纵缝分别布置 34 个和 27 个 M36 螺栓,盾壳厚度 0.14 m,盾尾间隙 0.09 m,盾尾长 4.88 m,共有 5 道盾尾密封刷,盾尾参数与尺寸如图 2 所示。百年一遇高水位下,越江段最大水深为 21.7 m,基岩富水性多为强富水。佛莞狮子洋隧道纵断面地质简图如图 3 所示。

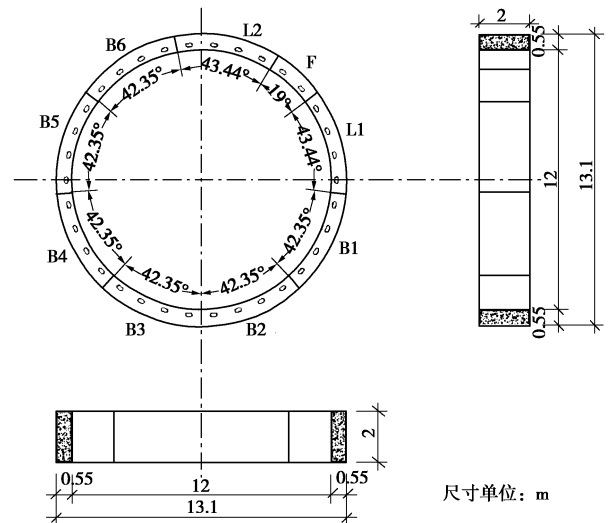


图 1 管片横断面结构尺寸示意图

Fig. 1 Cross section of segment structure

## 2 研究方案

### 2.1 现场测试方案

监测环里程为 DK27+702,处在典型的水下全断面岩层中,环号为 1427 环,处在狮子洋江底,隧道全断面穿越中风化泥质砂岩,埋深为 63.15 m,断面水深 18.14 m,地质剖面如图 4 所示。从地表往下的地层依次为:粗砂、全风化泥质砂岩、强风化泥质砂岩、中风化泥质砂岩、强风化泥质砂岩、中风化泥质砂岩。

为了深入分析拼装阶段在拼环管片的力学特性, 在监测环管片上共布置了 112 个振弦式混凝土应变计, 用于监测管片环 17 个截面轴力、弯矩及应力、应变的时空分布规律, 应变计绑扎在钢筋上, 密贴内外弧面布置, 管片测点布置方案如图 5 所示, 其中, 混凝土应变计在管片内外侧对称布置, 孔隙水压力传感器和土压力传感器则布置在管片外侧, L2 块管片外弧面中部安装柔性土压力计, 水土压力传感器直接与围岩接触, 量测施工期管片衬砌的荷载变化规律。封顶块布置一个环向内力监测截面, 邻接块和标准块布置两个环向内力监测截面。

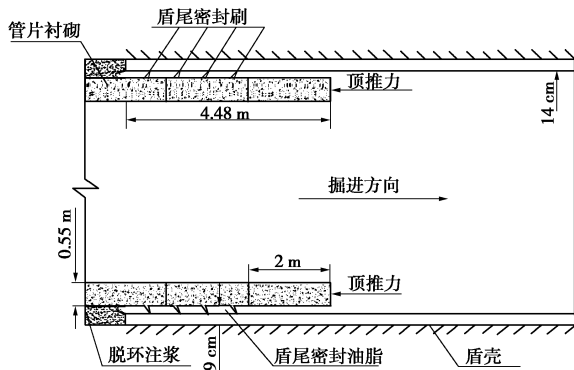


图 2 盾尾基本参数示意图

Fig. 2 Basic parameters of segments and shield tail

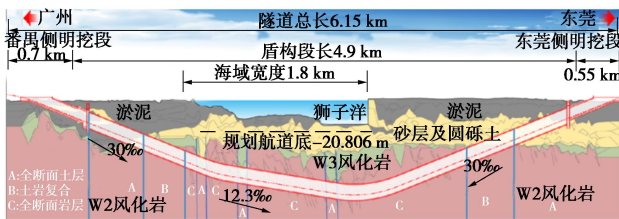


图 3 佛莞狮子洋隧道纵断面简图

Fig. 3 Longitudinal profile of Shiziyang Tunnel of Foshan-Dongguang Railway

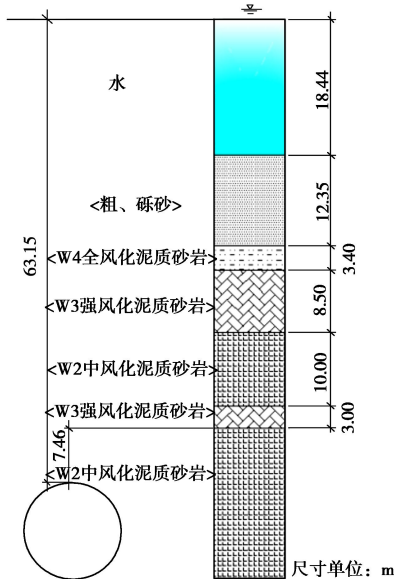


图 4 监测环地质剖面简图

Fig. 4 Geological profile of monitoring rings

佛莞狮子洋隧道采用非对称拼装的方式, 监测环的拼装顺序为 B3-B2-B1-L1-B4-B5-B6-L2-F, 如图 6 所示, 具体拼装过程如下: 首先 B3 块设计点位处的千斤顶油缸收缩, 然后通过机械臂将 B3 块管片移至设计点位附近, 微调机械臂以完成 B3 块管片的精确定位, 待 B3 块稳定后, 对应点位的千斤顶油缸伸长, 从而将顶推力施加在 B3 块上, 随后在对应手孔位置安装纵向螺栓; B2~L2 块的拼装过程与 B3 块相似, 不同的是每块管片拼装稳定后除了安装纵向螺栓, 还应安装环向螺栓; F 块插入是衬砌环闭合成环的关键步骤, 首先机械臂将 F 块移至设计拼装位置附近, 使 F 块处在纵向设计位置的 2/3 处, 此时 F 块未与邻接块接触, 然后机械臂举升将 F 块沿径向插入, 接着在千斤顶的顶推作用下, 将 F 块沿纵向插入至设计位置, 最后进行 F 块纵向与环向螺栓的安装。拼装过程中, 每拼装完成一块管片, 便对已拼的管片进行一次人工数据采集, 从而实现对拼装过程管片力学响应的实时监测。

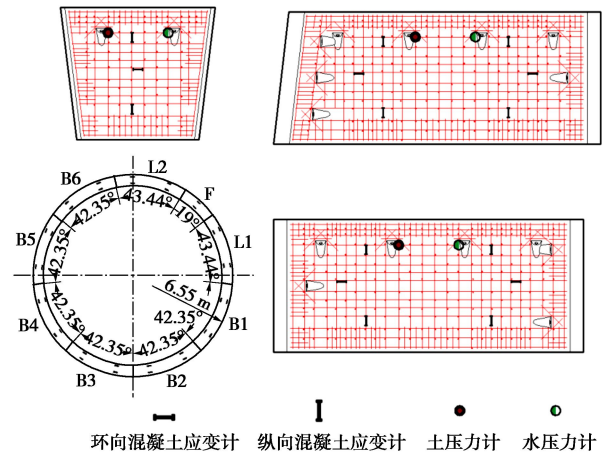


图 5 监测环传感器布置示意图

Fig. 5 Layout of sensors in monitoring rings

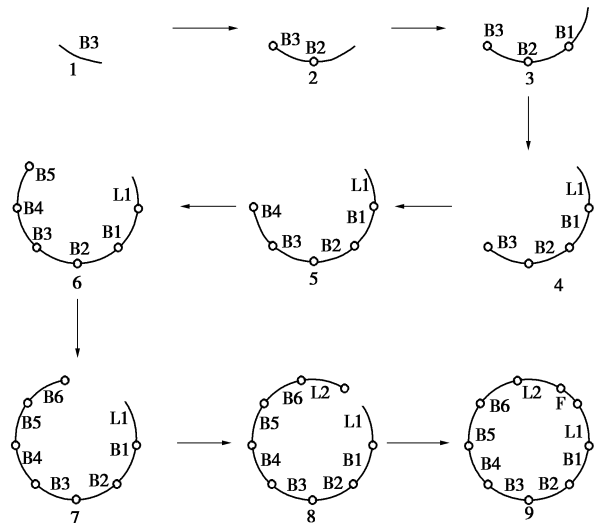


图 6 监测环拼装顺序示意图

Fig. 6 Assembly steps of monitoring rings

### 2.2 数值模拟方案

首先对管片分块拼装过程进行荷载分析，然后在荷载分析的基础上，采用有限差分软件 FLAC<sup>3D</sup> 对拼装过程进行三维数值模拟。

#### (1) 拼装阶段荷载分析

管片拼装过程中，位于盾尾的管片承受千斤顶推力、油脂压力、螺栓预紧力、管片自重、结构间（管片与管片、管片与盾尾刷）的相互作用力以及由于环面不平整或拼装误差导致的装配力等施工荷载，盾壳外的水土荷载主要通过油脂压力来间接反映，而受前一环盾尾刷的密封作用，油脂压力不能传递至正在拼装的管片，故可将油脂压力的影响忽略不计。

千斤顶推力是在拼环管片主要的荷载来源，在千斤顶推力的作用下，在拼环管片与前一环管片产生较大的块间接触压力，千斤顶推力较大时，管片可能产生较大的纵向压缩变形，从而使纵向螺栓的预紧力产生松弛，基于此本文认为千斤顶推力较大时，可忽略纵向螺栓预紧力的影响。根据圣维南原理，环向螺栓预紧力的影响范围相对于管片尺寸而言亦可忽略不计。

当不考虑螺栓预紧力的影响时，在拼环管片拼装过程中承受的千斤顶推力和管片重力主要由块间接触压力和摩擦力来平衡，这是因为：一方面在实际工程中，盾壳的内径略大于管片的外径，盾尾间隙使在拼环管片不能与盾壳直接接触，另一方面由于螺栓孔与螺栓之间存在一定的间隙<sup>[17]</sup>，当拼装误差很小时，则拼装过程中连接螺栓所受的剪力很小，此时其对在拼环管片平衡起到的作用甚少。对环面不平整及拼装误差等随机性较强的人为因素，本文不作讨论。

根据管片的约束条件或接触条件可将拼装过程中的管片分为3类：I、两侧无约束；II、单侧受相邻块约束；III、两侧受相邻块约束<sup>[7]</sup>，综上所述可得，拼装阶段在拼环管片的三类受力模式如图7所示，其中： $f_x, f_y, f_z$ 为摩擦力， $J_1, J_2, J_3, J_4$ 为千斤顶推力， $q_1, q_2, q_3$ 为块间接触压力， $G$ 为管片重力。

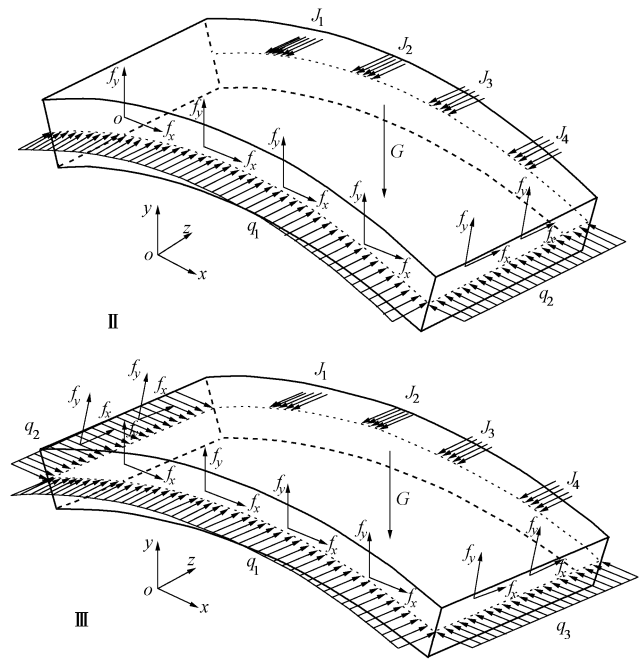
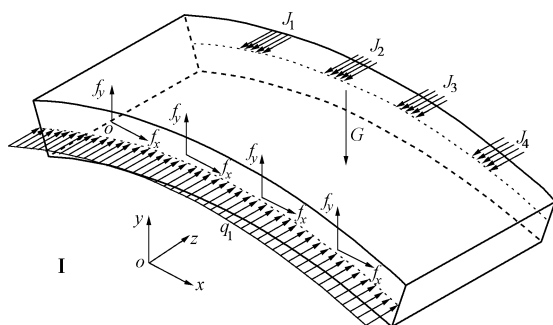


图7 在拼环管片的三类受力模式示意图

Fig. 7 Three types of segment mechanical mode at assembly stage

#### (2) 分块拼装数值计算模型

目前采用三维数值模拟的方法来研究盾构隧道分块拼装过程的研究较少，因此本文采用在前文受力分析的基础上，采用有限差分软件 FLAC<sup>3D</sup> 对佛莞狮子洋盾构隧道拼装阶段进行数值仿真，数值模型如图8所示。有限差分法与有限元法相比，其理论和应用比较成熟，具有容易收敛、计算成本低的优点，且其离散误差一般低于有限元法的离散误差<sup>[18]</sup>。

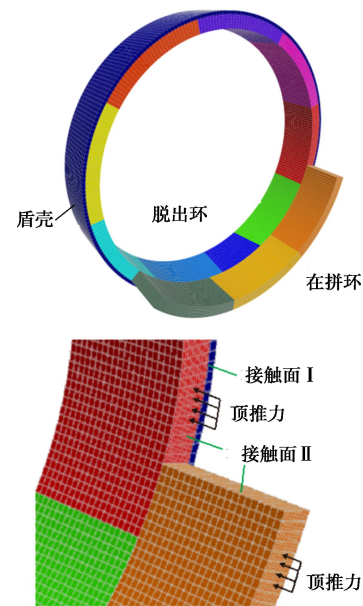


图8 管片拼装过程有限差分模型示意图

Fig. 8 Finite difference model for segmental ring during assembling

首先根据图2和图3得模型各部分的几何尺寸，

并通过 ANSYS 的前处理模块建立盾尾壳体、在拼环及盾尾已拼环的单元网格模型, 然后导入 FLAC<sup>3D</sup> 中, 按以下算法实现在拼环不同块的分步拼装过程:

Step1: 在 FLAC<sup>3D</sup> 中导入初始网格模型, 并施加初始边界条件: 在盾壳外边界施加水平、竖向、纵向位移约束, 脱出环远离千斤顶的端面施加纵向位移约束;

Step 2: 用 model null 命令将在拼环管片单元“删除”并在脱出环上施加千斤顶推力, 脱出环与盾壳之间施加接触面 I 以模拟盾尾密封刷与管片的相互作用, 然后开始初始平衡计算;

Step 3: 对于每一个拼装步, 移除作用在脱出环相应点位千斤顶靴板范围内的顶推力, 模拟千斤顶油缸的收缩;

Step 4: 用 model elastic 命令激活对应拼装步的管片单元, 并施放管片之间施加接触面, 模拟块间的相互作用;

Step 5: 施加当前拼装块对应油缸点位处的千斤顶推力, 模拟千斤顶对拼装块的顶推夹持作用;

Step 6: 循环 Step 3~Step 5, 直到完成所有拼装步骤, 实现在拼环的完整拼装过程。

有限差分模型中, 隧道管片采用六面体单元模拟, 管片与管片、管片与盾尾刷的接触关系用不同参数的接触面单元模拟, 接触面的法向刚度和切向刚度按式 (1) 计算<sup>[19]</sup>, 式中:  $K$  是管片体积模量,  $G$  是管片剪切模量,  $\Delta z_{\min}$  是接触面法向方向上连接区域上的最小尺寸。

$$k_n = k_s = 10 \max \left[ \frac{K + \frac{4}{3}G}{\Delta z_{\min}} \right] \quad (1)$$

郭瑞等<sup>[20]</sup>通过管片接头试验认为混凝土接触面静摩擦系数约为 0.5~0.57, 赵武胜等<sup>[21]</sup>基于管片混凝土接触面试验给出的盾构隧道管片接触面静摩擦系数建议取值为 0.5~0.7, 因此本模型的块间接触面静摩擦系数取 0.5, 管片与盾尾刷接触面的摩擦系数取值为 0.3<sup>[11]</sup>, 接触面的黏聚力取值均为 0。千斤顶总推力为  $9.5 \times 10^4$  kN, 平均分配至 34 个油缸, 并按照主矢等效和主矩等效的原则, 将单个油缸的顶推力平均分配给对应千斤顶靴板范围的单元节点上, 从而实现千斤顶推力的施加。模型的各项参数取值如表 1 所示。

### 3 实测与计算结果分析

为了便于分析, 首先对监测截面进行编号, 如图 9 所示, 编号方案为面向盾构掘进方向, 按逆时针的顺序分别定义管片的 I 截面和 II 截面。

表 1 拼装期模型参数取值

Table 1 Relevant parameters used in numerical model	
模型参数	参数取值
管片	$E = 34.5 \text{ GPa}, \nu = 0.2, \gamma = 2500 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$
盾壳	$E = 206 \text{ GPa}, \nu = 0.2, \gamma = 7500 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$
接触面 I	$k_n = k_s = 7667 \text{ GPa}, c = 0, \varphi = 25.56^\circ$
接触面 II	$k_n = k_s = 4.58 \times 10^4 \text{ GPa}, c = 0, \varphi = 16.7^\circ$
千斤顶推力	$9.5 \times 10^4 \text{ kN}$
油顶个数	34

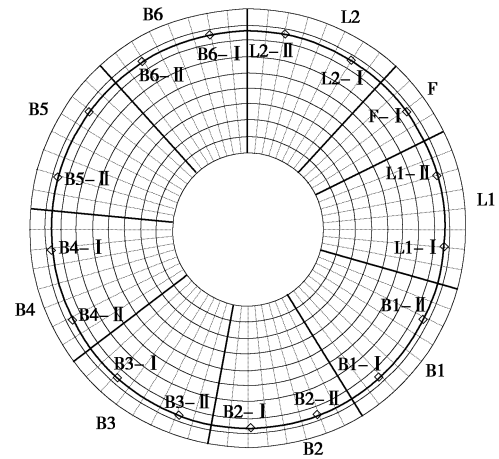


图 9 监测截面编号方案示意图

Fig. 9 Schematic diagram of numbering plan for monitoring sections

#### 3.1 环向轴力分析

拼装阶段管片各分块环向轴力随拼装步变化的时程曲线如图 10 所示, 由图可知, 不考虑拼装误差等随机因素的影响时, 环向轴力的计算值在  $-2086.82 \sim -350.821$  kN 之间, 相邻步计算值最大变化幅度为 135.53%, 拼装过程管片监测断面均处于受压状态。实测结果表明, 轴力实测值在  $-3083.78 \sim 22.55$  kN 之间波动, 拼装阶段监测截面主要处于受压状态, 受拼装误差、施工操作、环面不平整、千斤顶推力调整等因素的影响, 拼装过程监测环的轴力实测值总体上大于数值计算值, 拼装初期管片存在局部受拉, 相邻步实测值最大变化幅度较大, 而受压实测值相邻步最大变化幅度为 106.55%。B3 块实测值出现先受拉后受压, 说明先拼装的 B3 块在拼装初期受千斤顶推力作用产生了侧胀现象, 当相邻块拼装完成时, 对受拉截面的侧胀起到约束作用, 从而使截面轴力从拉力转化为压力。

由模型计算结果可得, 不同的拼装步对已拼块的轴力响应影响不同, 其中相邻块拼装的影响最为显著, 其次是 F 块插入, 而其他拼装步的影响则较小; 相邻块拼装和 F 块插入会使已拼块轴力增大且距相邻块和 F 块越近的截面, 其轴力的响应越大。受其他随机因



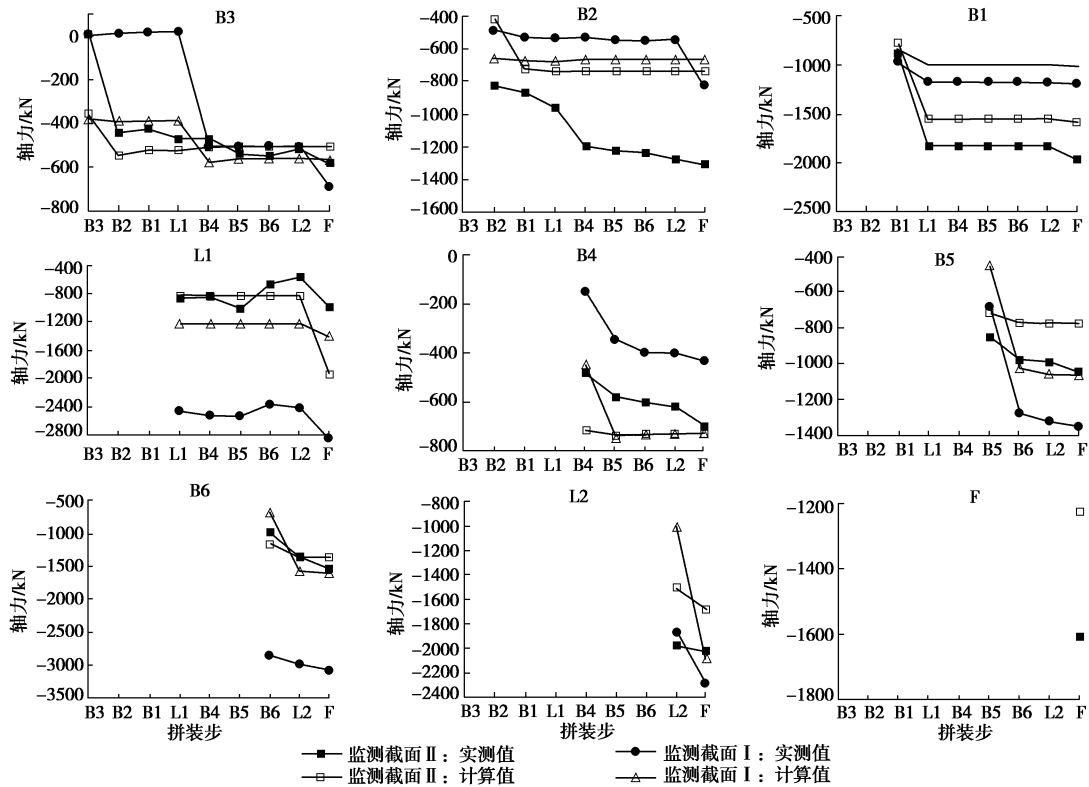


图 10 拼装阶段管片各分块轴力时程曲线

Fig. 10 Time-history curves of axial force of segments at assembly stage

素的影响,轴力实测值的时程曲线波动较模型计算值大,但总体规律与计算值相似,值得注意的是,在实测结果中 F 块插入的影响比模型计算值显著。

拼装阶段管片环向轴力随拼装步变化的空间分布规律如图 11 所示,由图 2 可知,有限差分模型计算得到的拼装阶段管片轴力总体分布比较均匀。由于管片外弧面弧长大于内弧面弧长,因此当重力方向指向管片内侧时,管片两侧受相邻块的夹持作用较重力方向指向管片外侧时明显,此时管片两侧的块间接触压力较大,从而导致拼装过程中上半环管片轴力大于下半环管片。

### 3.2 环向弯矩分析

拼装阶段管片各分块弯矩随拼装步变化的时程曲线如图 12 所示,由图可知,拼装过程弯矩计算值在  $-140.058 \sim 123.272$   $\text{kN}\cdot\text{m}$  范围内,相邻步计算值最大变化幅度为 641.07%;拼装过程监测截面弯矩朝内侧受压,外侧受拉的正弯矩方向发展,拼装初期,截面弯矩较小,部分截面承受负弯矩,随着相邻块及后续拼装步的进行,管片两侧的夹持作用逐渐显著,从而使大部分截面弯矩转为逐渐增大的正弯矩,而 B1 和 B5 块的截面弯矩则为逐渐增大的负弯矩;与轴力的变化规律相似,相邻块拼装对截面弯矩的影响最为显著,其次是 F 块插入,其他拼装步的影响较小;监测截面的弯矩实测值大于模型计算值,处在  $-205.012 \sim$

$157.467$   $\text{kN}\cdot\text{m}$  之间,相邻步实测值最大变化幅度为 192.03%,大多数弯矩实测值约为计算值的 1.5 倍左右;对比前文拼装阶段管片轴力响应幅度的分析可知,管片弯矩对拼装过程较敏感,当施工参数控制不好或拼装误差较大时,可能会使管片结构在拼装阶段产生较大的弯矩,设计和施工时应予以注意。拼装阶段管片弯矩随拼装步变化的空间分布如图 13 所示,由图可知,成环后,管片弯矩基本沿封顶块中线对称分布,其中 B5 和 B1 块承受较大的负弯矩, L1、L2、F 块承受较大的正弯矩, B2, B3, B4, B6 块所受的弯矩较小。

### 3.3 与正常使用状态对比分析

正常使用状态下的结构荷载和内力分别按水土分算工况下的太沙基理论和考虑接头效应的梁-弹簧模型计算。刚拼装成环时管片结构的环向内力计算值和实测值的空间分布以及正常使用状态下的内力空间分布如图 14 所示。由图可知,拼装成环后轴力、正弯矩及负弯矩实测最大值分别约为计算值的 1.5, 1.28 和 1.36 倍,正常使用阶段管片轴力、正弯矩、负弯矩的梁弹簧计算最大值分别为  $-7087$   $\text{kN}$ ,  $83.37$   $\text{kN}\cdot\text{m}$ ,  $-40.8$   $\text{kN}\cdot\text{m}$ , 拼装成环的最大轴力、最大正弯矩和最大负弯矩实测值达到正常使用阶段的 43.5%, 188.89%, 447.84%。由此可见,管片弯矩对拼装过程较轴力敏感,拼装过程结构的内力响应处在施工期的

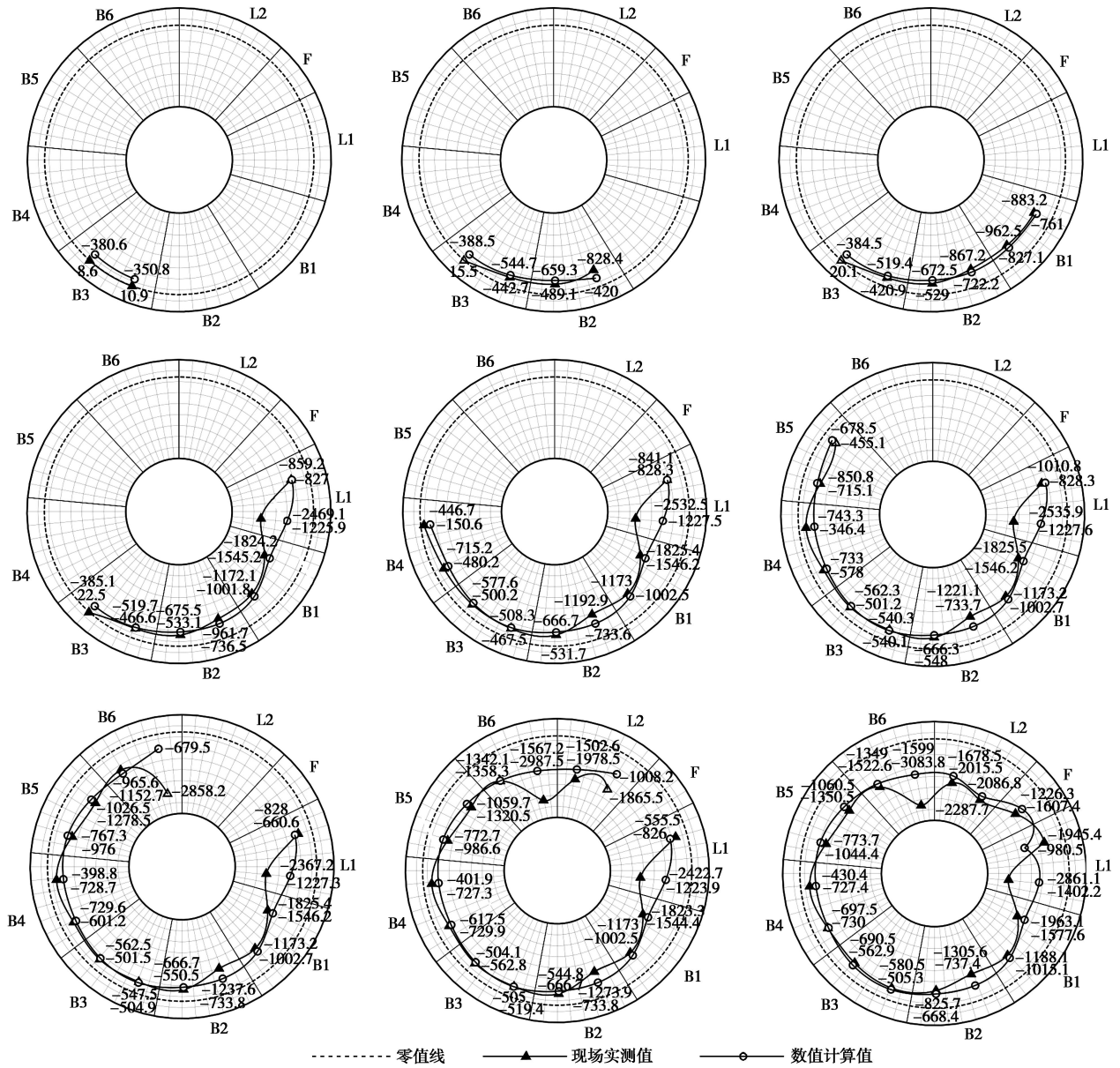


图 11 拼装阶段管片轴力空间分布图

Fig. 11 Distribution of axial force in assembling

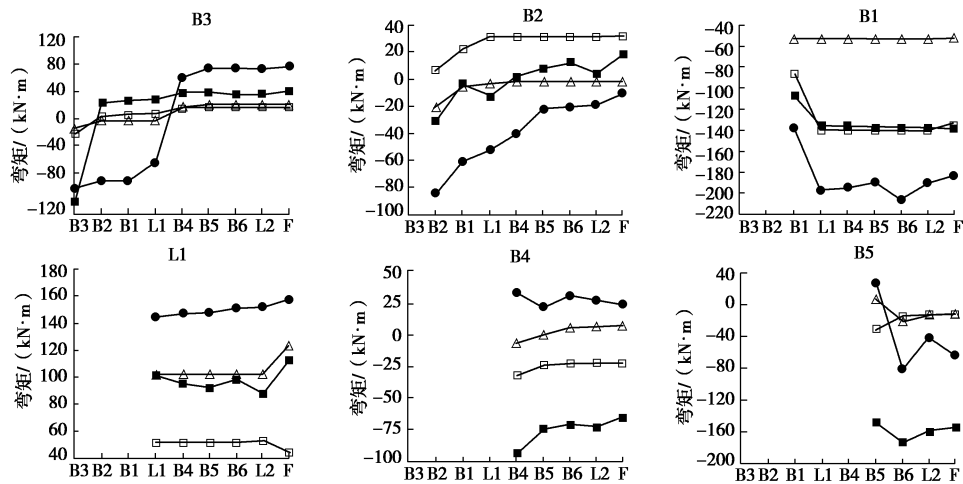


图 12 拼装阶段管片弯矩空间分布图

Fig. 12 Distribution of bending moment in assembling

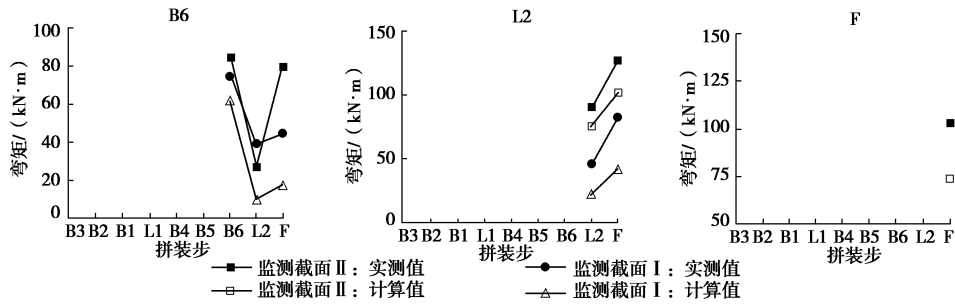


图 12 拼装阶段管片各分块弯矩时程曲线

Fig. 12 Time-history curves of bending moment of segments at assembly stage

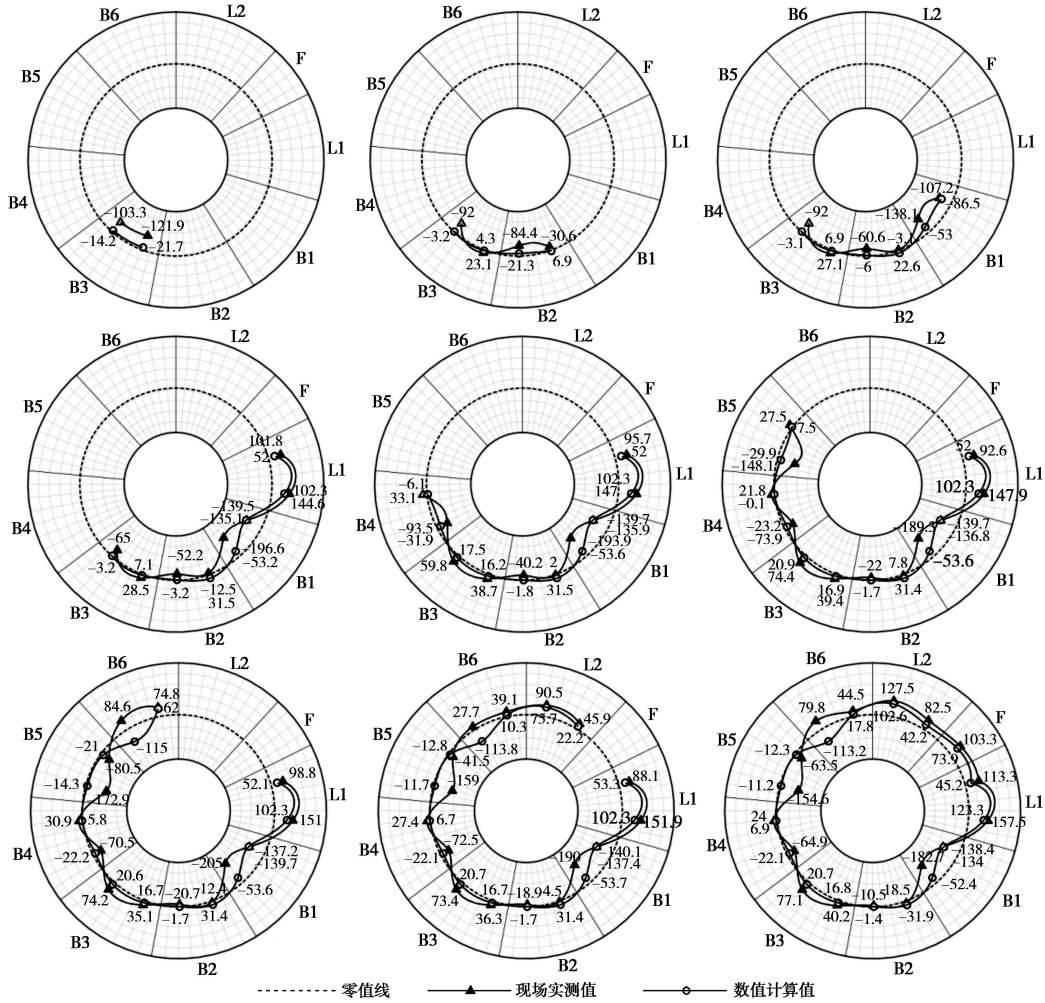


图 13 拼装阶段管片弯矩时程图

Fig. 13 Distribution of bending moment during assembling

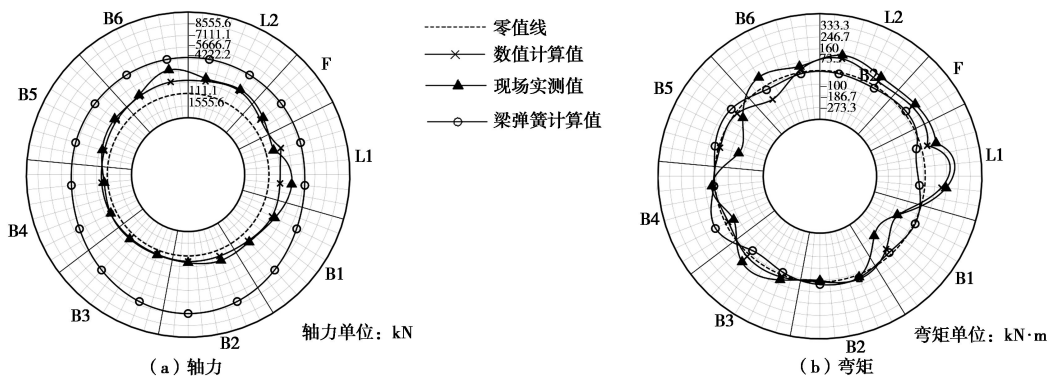


图 14 刚拼装成环与正常使用状态的结构环向内力对比

Fig. 14 Comparison of inner force for just-assembled ring stage and normal-use stage



较大水平。从整体分布形态来看, 拼装阶段的内力相对于正常使用阶段而言, 空间分布更不均匀, 与此同时, 值得注意的是, 拼装阶段衬砌环整体轴力较小, 但弯矩较大, 结构处在不利的工况, 相比于正常使用阶段的受力状态, 结构更容易裂损, 设计和施工时应予以重视。

## 4 讨 论

本文建立的盾构隧道拼装阶段有限差分数值模型未考虑实际拼装过程中常出现但难以控制的不确定因素, 如施工误差、螺栓预紧力、环面不平整、密封橡胶垫角部硬度突变、千斤顶推力实时调整等, 而这些因素往往会使得拼装阶段的管片产生较大的装配应力和局部应力集中, 从而导致管片内力实测值大于计算值。

从拼装过程管片的力学响应实测值和计算值时空分布规律的对比分析可知, 忽略了上述因素带来的影响仅表现在整体内力数值大小及结构局部应力调整上, 而对拼装阶段整体的力学响应时程及空间分布规律的影响较小, 由此可知, 拼装阶段管片结构的主要荷载为千斤顶推力、管片自重以及块间接触产生的相互作用力。

本文主要研究了拼装过程的管片轴力和弯矩响应规律, 对其产生的机理及对应的施工控制措施将在后续的研究中予以进一步的完善。

## 5 结 论

本文依托佛莞城际铁路狮子洋盾构隧道工程, 采用数值计算及现场测试手段对管片拼装过程中的力学行为响应特征进行了研究, 主要结论如下:

(1) 轴力计算与实测值表明拼装过程监测截面以受压为主, 计算值相邻步最大变化幅度为 135.53%, 拼装初期存在局部受拉的情况, 受压实测值最大变化幅度为 106.55%。

(2) 拼装阶段管片弯矩计算值相邻步最大变化幅度为 641.07%, 实测值最大变化幅度为 192.03%, 实测值约为计算值的 1.5 倍左右, 且均呈现明显的正弯趋势。对比结论 (1) 可知, 管片弯矩对拼装过程较敏感, 设计和施工时应予以注意。

(3) 相邻块拼装对已拼块管片轴力和弯矩的影响最为显著, 其次是 F 块插入, 其他拼装步的影响则较小; 且距相邻块和 F 块越近的截面, 这种影响越明显; 主要表现为相邻块拼装和 F 块插入对已拼块产生的影响表现为使其轴力增大, 截面弯矩大多逐渐增大至正弯矩。

(4) 在封顶块插入之前, 管片轴力变化较为平稳,

且分布较均匀; 拼装过程中上半环轴力大于下半环管片轴力, 拼装成环后上半环轴力约为下半环轴力 2~5 倍, 轴力、正弯矩及负弯矩实测最大值分别约为计算值的 1.5 倍、1.28 倍和 1.36 倍, 管片实测和计算内力均大致沿封顶块径向中轴线对称分布, 但计算值空间分布的对称性更明显。

(5) 拼装过程中轴力实测最大值达到正常使用阶段梁-弹簧模型计算值的 43.5%, 而最大正弯矩、负弯矩则达到正常使用阶段的 188.89%, 447.84%, 表明管片弯矩对拼装过程较轴力敏感, 且拼装过程的内力响应处在施工期较大的水平, 管片处在弯矩大而轴力小的不利工况, 设计和施工应予以重视。

## 参考文献:

- [1] LIAO S M, FAN Y Y, SHI Z H, et al. Optimization study on the reconstruction and expansion of an underground rail transit center in Shanghai soft ground[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2013, **38**: 435 - 446.
- [2] LIAO S M, PENG F L, SHEN S L. Analysis of shearing effect on tunnel induced by load transfer along longitudinal direction[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2008, **23**(4): 421 - 430.
- [3] LIAO S M, LIU J H, WANG R L, et al. Shield tunneling and environment protection in Shanghai soft ground[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2009(24): 454 - 465.
- [4] SUGIMOTO M, ARAMOON A. Theoretical model of shield behavior during excavation: I Theory[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 2002, **128**(2): 138 - 155.
- [5] SRAMOON A, SUGIMOTO M, KAYUKAWA K. Theoretical model of shield behavior during excavation: II Application[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 2002, **128**(2): 156 - 165.
- [6] 吴鸣泉. 钢纤维砼盾构管片在地铁隧道工程的应用研究[J]. *广东建材*, 2004(3): 6 - 8. (WU Ming-quan. Study on the application of steel fiber reinforced concrete shield tube in subway tunnel engineering[J]. *GuangDong Building Materials*, 2004(3): 6 - 8. (in Chinese))
- [7] 廖少明, 徐 进, 焦齐柱. 盾构法隧道管片拼装过程中的衬砌内力解析[J]. *土木工程学报*, 2013, **46**(3): 127 - 135. (LIAO Shao-ming, XU Jin, JIAO Qi-zhu. Mechanical behaviors of tunnel lining during segment assembly[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2013, **46**(3): 127 - 135. (in Chinese))

- [8] 廖少明, 门燕青, 张迪, 等. 钱江隧道管片拼装过程中的力学行为实测分析[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(1): 156 - 164. (LIAO Shao-ming, MEN Yan-qing, ZHANG Di, et al. In-situ tests on mechanical behaviors during assembly of segmental linings of Qianjiang tunnel[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(1): 156 - 164. (in Chinese))
- [9] BLOM C B M, VAN DER Horst E J, JOVANOVIĆ P S. Three-dimensional structural analyses of the shield-driven "Green Heart" tunnel of the high-speed line south[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 1999, **14**(2): 217 - 224.
- [10] ISHIMURA K, MASHIMO H, ISHIMURA T. How to evaluate the section force at the time of assembling of the segment[J]. Study of Tunnel Engineering, 2003, **13**(1): 395 - 400.
- [11] SUGIMOTO M. Causes of shield segment damages during construction[C]// International Symposium on Underground Excavation and Tunnelling. Thailand, 2006: 67 - 74.
- [12] MO H H, CHEN J S. Study on inner force and dislocation of segments caused by shield machine attitude[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2008, **23**(3): 281 - 291.
- [13] 陈俊生, 莫海鸿, 梁仲元. 盾构隧道施工阶段管片局部开裂原因初探[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(5): 906 - 910. (CHEN Jun-sheng, MO Hai-hong, LIANG Zhong-yuan. Study on local cracking of segments in shield tunnel during construction[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(5): 906 - 910. (in Chinese))
- [14] CHEN J S, MO H H. Numerical study on crack problems in segments of shield tunnel using finite element method[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2009, **24**(1): 91 - 102.
- [15] CAVALARO S H P, BLOM C B M, WALRAVEN J C, et al. Structural analysis of contact deficiencies in segmented lining S.H[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2011, **26**(6): 734 - 749.
- [16] CAVALARO S H P, BLOM C B M, AGUADO A, et al. New design method for the production tolerances of concrete tunnel segments[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2012, **26**: 824 - 834.
- [17] 徐进. 盾构隧道管片拼装力学机理分析[D]. 上海: 同济大学, 2013. (XU Jin. Mechanical behaviors of tunnel lining induced by segments assembly[D]. Shanghai: Tongji University, 2013. (in Chinese))
- [18] ERDEA 奥立维拉, 陈玉田. 有限元和有限差分的区别与相似之点[J]. 华水科技情报, 1985(4): 91 - 98. (E R DE A, CHEN Yu-tian. Differences and similarities between finite element method and finite difference method[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 1985(4): 91 - 98. (in Chinese))
- [19] Itasca Consulting Group. Fast Lagrangian analysis of continua in 3 Dimensions[M]. Minneapolis: Itasca Consulting Group, 2005.
- [20] 郭瑞, 何川, 苏宗贤, 等. 盾构隧道管片接头抗剪力性能研究[J]. 现代隧道技术, 2011, **48**(4): 72 - 77. (GUO Rui, HE Chuan, SU Zong-xian, et al. Study of shearing mechanical properties of segment joints of shield tunnels[J]. Modern Tunneling Technology, 2011, **48**(4): 72 - 77. (in Chinese))
- [21] 赵武胜, 陈卫忠, 杨帆. 盾构隧道管片混凝土接触面力学性能研究[J]. 现代隧道技术, 2015, **52**(3): 119 - 126. (ZHAO Wu-sheng, CHEN Wei-zhong, YANG Fan. Study of the interface mechanical properties of concrete segments in shield tunnels[J]. Modern Tunneling Technology, 2015, **52**(3): 119 - 126. (in Chinese))