

DOI: 10.11779/CJGE201905012

盾构隧道双层衬砌结构三维力学分析模型及验证

梁敏飞¹, 张哲², 李策¹, 王士民^{1*}, 杨赛舟^{1,3}, 何川¹

(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. 中铁十四局集团盾构工程公司, 江苏 南京 211802;
3. 中国建筑西南设计研究院有限公司, 四川 成都 610041)

摘要: 在已有双层衬砌梁-弹簧模型的基础上, 提出了改进的双层衬砌盾构隧道三维壳-弹簧力学分析模型。该模型采用压杆-弹簧组合方式模拟双层衬砌的结合面力学相互作用, 并充分考虑了由盾构隧道管片接缝引起的结构刚度沿环、纵向分布不连续效应。依托武汉地铁8号线越江隧道工程进行建模计算分析, 将计算得出的内力数据与现场实测的内力数据进行对比, 两者具有一定的一致性, 验证了该模型模拟双层衬砌盾构隧道结构三维力学行为的准确性和适用性。研究结果表明: ①管片内力分布受到环缝和纵缝的影响呈现明显的不连续性, 且由于地层岩性不均, 管片上部与下部的弯矩亦有较大差异; ②管片受力稳定后施作二衬, 管片自身的内力量值变化较小, 二衬主要受到自重作用, 内力分布呈现“上小下大”分布规律, 其量值与管片相比较小, 在建设初期仅起到辅助承载作用。

关键词: 盾构隧道; 双层衬砌; 三维分析模型; 接触面; 验证

中图分类号: TU45 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2019)05-0892-08

作者简介: 梁敏飞(1994—), 男, 硕士研究生, 主要从事盾构隧道结构理论研究。E-mail: liangminfei411@hotmail.com。

Three-dimensional mechanical analysis model and verification of shield tunnels with double-layer linings

LIANG Min-fei¹, ZHANG Zhe², LI Ce¹, WANG Shi-min¹, YANG Sai-zhou^{1,3}, HE Chuan¹

(1. Key Laboratory of Transportation Tunnel Engineering(Southwest Jiaotong University), Ministry of Education, Chengdu 610031, China;
2. China Railway 14th Bureau Group Shield Engineering Co., Ltd, Nanjing 211802, China; 3. China Southwest Architectural Design and Research Institute Co., Ltd., Chengdu 611041, China)

Abstract: Based on the existing beam-spring model for double-layer lining structures, an improved three-dimensional shell-spring mechanical analysis model for double-layer lining shield tunnel is proposed. This model simulates the mechanical interaction on the interface of the double-layer linings using the compression rod-spring combination method, and fully considers the discontinuous effects of the structural stiffness along the ring and longitudinal distribution caused by the joints of the shield tunnel segments. Based on the modeling and calculation analysis of the Wuhan Metro Line 8 cross-river tunnel project, the calculated internal forces are compared with the measured ones. The comparison shows certain consistency between them, verifying the accuracy and applicability of the three-dimensional mechanical analysis model for double-layer lining shield tunnels. The results show that the distribution of the internal forces of the segment has obvious discontinuity due to the effect of the annular seam and the longitudinal seam, and due to the uneven lithology of the formation, and the bending moments of the upper and lower parts of the segment also differ greatly. If the construction of the secondary linings is performed after the stability of the segment, the internal forces of the segment itself change little, and the secondary linings are mainly affected by their own weight. The internal force distribution exhibits the distribution pattern of "small above and large below," and its magnitude is smaller than that of the segment. It only plays a supporting role in the initial stage of construction.

Key words: shield tunnel; double-layer lining; 3D analysis model; interface; verification

0 引言

当前, 大多数地铁盾构隧道采用单层管片作为永久衬砌结构形式。随着城市轨道交通的发展, 交通盾构隧道正面临更多的大断面、大埋深、穿越复杂地质条件等复杂工程情况, 进而导致设计及使用要求不断

提高, 单层管片衬砌结构有时难以到达预期设计目的以及结构耐久性要求。相对于单层管片衬砌而言, 双

基金项目: 国家自然科学基金项目(51578461)

收稿日期: 2018-06-22

*通讯作者(E-mail: wangshimin@sjtu.edu.cn)

层衬砌结构在补强、防火、防撞、抗沉降、防侵蚀、抗水压等方面更有优势, 因此越来越多的盾构隧道工程考虑采用双层衬砌结构型式。

学者们对于双层衬砌结构的力学分析主要采用数值计算、模型试验和现场实测的手段。与单层管片衬砌相比, 双层衬砌结合面的刚度不连续是其最为特殊的地方, 因此在数值计算中, 对结合面的模拟方法是关注重点。张厚美等^[1]根据双层衬砌结合面处理方式提出层间压缩、剪压、局部抗弯3种分析模型, 指出加强内外衬相互作用可使其成为联合承载体系, 于衬砌受力状态更为有利。姚超凡等^[2]在3种双层衬砌分析模型基础上, 提出一种改进的梁-弹簧-层间压杆弹簧组合模型。随后, 晏启祥等^[3]对比分析了层间梁、层间弹簧、层间压杆等多种双层衬砌数值计算模型, 认为层间通过压杆弹簧组合连接计算更为合理。在模型试验和现场实测方面, 何川等^[4]以狮子洋隧道为背景, 采用模型试验和数值模拟相结合的手段, 基于纵向等效刚度模型对软硬交界地层单、双层衬砌隧道纵向开展受力及变形研究。于清洋^[5]通过开展模型试验对盾构隧道双层衬砌荷载分配状态进行研究, 结果表明在双层衬砌同步施作情况下, 外荷载较小时管片与二衬受荷量值接近, 外荷载较大时管片承担大部分荷载, 二衬受力相对较小。王士民等^[6]采用接触摩擦单元模拟双层衬砌结合面, 建立复合式及叠合式双层衬砌三维实体非连续接触模型, 并与模型试验比对验证了数值模型的合理性。阳军生等^[7]基于对双层衬砌取水盾构隧道现场测试数据, 提出了一种适用于软土地层的、能较为准确确定盾构隧道设计荷载的计算方法。

但是, 既有的成果仍有一些不足: ①盾构隧道是一种细长型拼装地下结构, 通常采用错缝拼装的方式来降低接缝的刚度弱化效应, 因此其刚度在纵向上的分布是不均匀的, 而当前的计算模型大部分将问题简化为平面问题, 忽视了这种纵向不均匀性的影响, 对于反映工程实际有一定的局限性; ②隧道结构处在复杂的环境当中, 模型试验难以完全反映真实隧道的实体和环境, 试验的准确性不高; ③输水隧洞因其荷载形式的特殊性和二次衬砌作用的不同, 其现场实测的数据和相关研究结论不完全适用于大型交通隧道。鉴于此, 本文依托国内首条全线设置二次衬砌的大直径地铁盾构隧道——武汉地铁8号线越江隧道工程, 采用层间压杆弹簧组合来模拟双层衬砌结合面的刚度不连续特点, 建立了考虑盾构隧道环、纵向接缝的三维壳-弹簧模型, 并通过现场实测数据对其进行验证。

1 数值计算模型的建立

1.1 基本假定

本文的模型采用ANSYS通用有限元软件, 基于以

下基本条件及假定提出:

(1) 计算采用荷载-结构模型: 地层变形抗力以径向、切向地基弹簧形式作用于结构上, 弹簧符合Winkler假定, 地层主动压力通过荷载形式作用于隧道上, 并假定地层抗力呈一定形态分布, 通过弹性抗力形式作用于衬砌结构之上。

(2) 管片与二次衬砌层间接触为抗剪压模式: 层间传递径向压力及切向剪力。

(3) 本文将钢筋混凝土管片与二次衬砌视为均质材料, 采用线弹性本构关系, 材料的弹性模量固定, 不考虑塑性应变。

(4) 管片接头弹簧刚度恒定: 为便于计算, 不考虑接头刚度的非线性变化, 采用工程类比法确定合理的刚度系数取值。

(5) 计算符合平面应变假定。

1.2 管片及二次衬砌模拟

由于盾构隧道管片厚度与幅宽之比一般稍大于1/5, 宜采用厚壳单元进行模拟^[7]。本文采用4节点塑性大应变单元shell43模拟管片及二次衬砌单元中每个节点具有6个自由度, 包括沿x, y, z轴方向的线位移及绕三轴的转动角度。由于不同用途双层衬砌盾构隧道采取的二衬断面形式不同, 数值模拟难以一一对应, 本文二衬断面形式为均布于管片环内侧的等厚断面。管片及二次衬砌模拟单元参数包括: 厚度、管片幅宽、弹性模量以及泊松比, 参数取值依据工程实际及不同分析工况进行设定。

1.3 管片接头螺栓模拟

盾构隧道由若干管片环通过纵向螺栓连接而成, 每一环管片环又以多块管片通过环向螺栓连接, 本文使用combin7三维销钉铰链单元模拟管片的环、纵向接头^[8], 通过输入相应的X-Y平动刚度、Z向刚度、绕X和Y轴旋转刚度参数, 实现对管片环向、纵向接头功能的模拟。由于环向及纵向螺栓插入位置通常更靠近管片内弧面一侧, 在外部荷载作用下, 螺栓承受正弯矩(管片内弧面受拉时弯矩为正)时的转动刚度较承受负弯矩(管片外弧面受拉时弯矩为负)更大, 为真实模拟这一结构力学响应特点, 考虑结构正负非对称特征, 本文在计算中对上述两种不同受力情况下的接头刚度进行区分。

一般而言, 管片接头螺栓刚度取值方法一般为工程类比法、经验取值法、模型试验研究以及接头刚度数值模型研究^[10-12], 本文主要使用工程类比法, 根据管片尺寸、螺栓强度, 参考既有工程进行管片接头刚度的取值。

1.4 结合面模拟

在诸多盾构隧道双层衬砌结构的研究中, 层间结合面的传力规律是许多研究者们关注的重点, 这也是

盾构隧道双层衬砌相对于普通盾构隧道的特殊之处。现阶段对双层衬砌层间结合面的模拟^[2-3, 13-14]一般考虑采用梁、压杆、弹簧或者摩擦接触单元，且上述单元各有优劣：①对于梁单元而言，由于其固结端可产生弯矩的突变，且梁内允许拉应力的产生，与实际工程不符；②径向的弹簧亦存在产生拉应力的可能；③对于摩擦接触单元而言，现阶段对于结合面摩擦因数的试验数据较少，取值存在随意性较大的问题。基于以上原因，本文采用管片与二次衬砌之间设置径向压杆单元和切向弹簧单元来模拟层间传力，如图 1 所示。

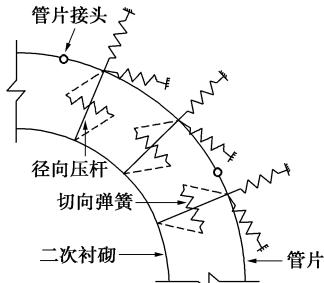


图 1 层间设置径向压杆和切向弹簧示意图

Fig. 1 Schematic diagram of radial bars and tangential springs between segment and secondary linings

结合面层间的单元设置如图 2 所示，通过对层间切向弹簧两端节点自由度进行限制，使^{#1, #3} 节点三轴方向位移相等，^{#2, #4} 节点三轴方向位移相等，以反映层间剪切作用与相对切向位移的关系。

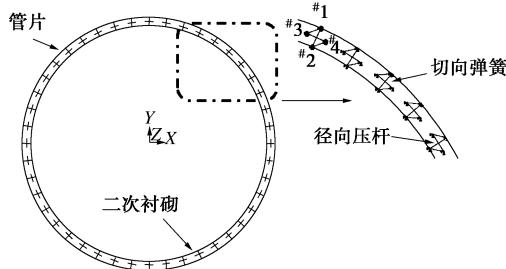


图 2 结合面单元及节点位移耦合示意图

Fig. 2 Schematic diagram of displacement coupling of interface elements and nodes

考虑到所依托工程管片拼装完成后，直接于内侧浇筑二次衬砌，层间无其它材料（无防水层），将双层衬砌径向压缩变形关系进行简化，其计算模型见图 3。

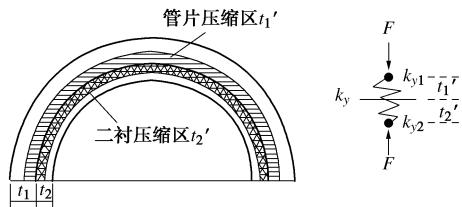


图 3 结合面压缩刚度计算示意图

Fig. 3 Schematic diagram of calculation of compression stiffness of interface

结合面压缩区厚度取各自厚度一半叠加，压缩刚

度等于管片与二衬压缩区内混凝土的压缩刚度，基于串联弹簧刚度系数计算原理可得到出结合面压缩刚度解析式^[2]：

$$k_{y1} = \frac{E_1 \cdot A_y}{t_1'} = \frac{2E_1 \cdot A_y}{t_1} , \quad (1)$$

$$k_{y2} = \frac{E_2 \cdot A_y}{t_2'} = \frac{2E_2 \cdot A_y}{t_2} , \quad (2)$$

$$k_y = \frac{1}{\frac{1}{k_{y1}} + \frac{1}{k_{y2}}} = \frac{2E_1 \cdot E_2 \cdot A_y}{E_1 \cdot t_2 + E_2 \cdot t_1} . \quad (3)$$

式中 E_1, E_2 分别为管片与二次衬砌弹性模量 (Pa)； t_1, t_2 分别为管片与二衬厚度 (m)； t_1', t_2' 分别为管片与二衬厚度压缩区厚度 (m)； k_{y1}, k_{y2}, k_y 分别为管片、二衬、结合面压缩刚度 (N/m)； A_y 为压缩区面积 (m^2)。

在管片和二衬之间的切向相互作用力下，两者产生方向相反的切向位移 δ_1, δ_2 ，而结合面的剪切位移可视为管片和二衬之间的相对切向位移 δ ，即两者切向位移之和 $\delta = \delta_1 + \delta_2$ ，如图 4 所示。

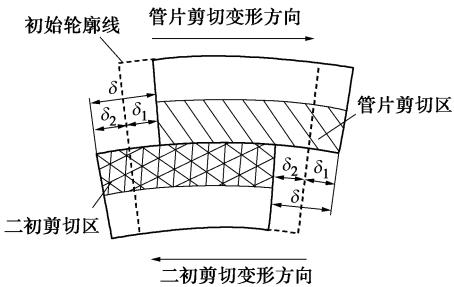


图 4 结合面剪切变形示意图

Fig. 4 Schematic diagram of shear deformation of interface

将一定厚度范围内的管片和二衬简化为具有一定刚度的弹簧，两者串联后沿着切向布置在管片与二衬之间，可以合理地模拟结合面的剪切变形过程。与压缩刚度计算模式同理，结合面剪切区厚度取各自厚度的一半叠加，剪切刚度等于管片与二衬剪切区内混凝土的剪切刚度。

由此可得到层间切向刚度解析式为

$$k_{t1} = \frac{G_1 \cdot A_t}{t_1'} = \frac{2G_1 \cdot A_t}{t_1} , \quad (4)$$

$$k_{t2} = \frac{G_2 \cdot A_t}{t_2'} = \frac{2G_2 \cdot A_t}{t_2} , \quad (5)$$

$$k_t = \frac{1}{\frac{1}{k_{t1}} + \frac{1}{k_{t2}}} = \frac{2G_1 \cdot G_2 \cdot A_t}{G_1 \cdot t_2 + G_2 \cdot t_1} . \quad (6)$$

式中 G_1, G_2 分别为管片与二次衬砌剪切模量 (Pa)； t_1, t_2 分别为管片与二衬厚度 (m)； t_1', t_2' 分别为管片与二衬厚度剪切区厚度 (m)； k_{t1}, k_{t2}, k_t 分别为

管片、二衬、结合面剪切刚度 (N/m); A_i 为剪切区面积 (m^2)。

1.5 地层抗力模拟

为了考虑隧道结构与围岩之间的力学相互作用, 引入地层弹簧单元进行模拟, 沿管片衬砌全周布置径向弹簧和切向弹簧, 其中径向弹簧采用仅受压的 link10 单元, 切向弹簧采用 combin14 弹簧单元, 且设定弹簧刚度系数固定不变, 径向刚度取值主要由地勘资料揭示的洞周地层基底系数决定, 切向弹簧刚度近似取为径向刚度的 $1/2$ ^[15]。由于地层刚度远小于管片刚度, 近似地认为管片刚度对地层刚度无影响^[2], 因此, 单根地层弹簧刚度可以表示为

$$K_{Ri} = k_i \cdot A_{yi} \quad (7)$$

式中 K_{Ri} 为地层径向弹簧刚度 (N/m); k_i 为地勘资料揭示的洞周各地层基底系数 (Pa/m); A_{yi} 为每个径向地层压杆对应的管片作用面积 (m^2)。

2 计算模型验证

2.1 依托工程及计算断面概况

武汉地铁 8 号线越江隧道工程位于武汉长江二桥上游, 距武汉长江二桥最近距离约 450 m, 隧道连接地铁黄浦路站与徐家棚站, 区间全长约 3186 m, 隧道过江面宽度约 1500 m。

隧道采用外径 12.1 m, 内径 10.5 m, 管片厚 0.5 m, 环宽 2 m, 混凝土等级 C50, 弹性模量取为 34.5 GPa, 每环衬砌为“5 (标准块) +2 (邻接块) +1 (封顶块)”分块形式。隧道下部设置口字型预制箱涵, 箱涵两侧现浇素混凝土回填。箱涵以上设置钢筋混凝土二衬, 厚度 0.3 m, 混凝土等级 C40, 弹性模量取为 32.5 GPa。配筋采用 HRB400 钢筋, 环向钢筋直径 22 mm, 纵向钢筋直径 12 mm, 布置间隔都为 200 mm。隧道横断面形式如图 5 所示。

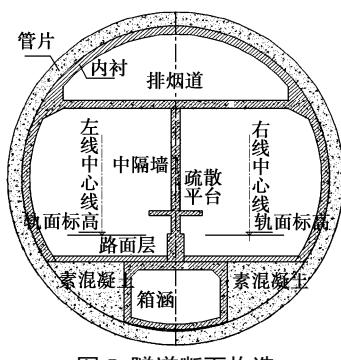


图 5 隧道断面构造

Fig. 5 Formation of cross section of tunnel

本文选取武汉地铁 8 号线越江盾构隧道 DK11+454 里程断面, 该处为隧道江中最大埋深、最高水头

截面。隧道通过地层为粉细砂、圆砾土、强风化砾岩、弱胶结砾岩的复合地层, 下卧层为中等胶结砾岩。隧道拱顶距水平面约 36.23 m, 上覆土约 19.47 m。工程地质示意图如图 6 所示, 地层基本参数详见表 1。

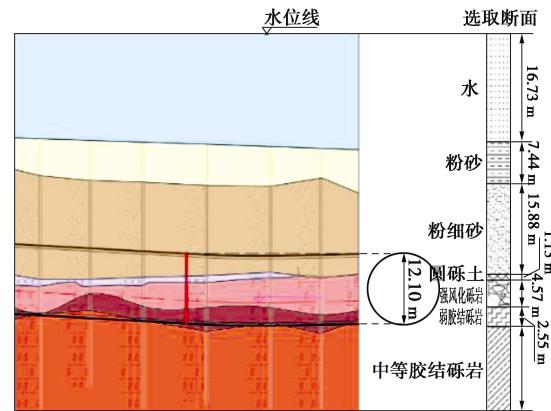


图 6 典型断面地质剖面示意图

Fig. 6 Profile of typical geological section

表 1 地层基本参数表

Table 1 Basical parameters of surrounding rock

地层	天然重度 ($\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$)	基床系数 ($\text{MPa} \cdot \text{m}^{-1}$)	厚度 /m
粉砂	19.3	7	7.44
粉细砂	19.4	18	15.88
圆砾土	21.0	50	1.13
强风化砾岩	23.9	90	4.57
弱胶结砾岩	24.3	100	3.41
中等胶结砾岩	26.0	200	—

2.2 典型断面力学特性分析

(1) 计算模型建立及计算参数确定

本文所建立的模型如图 7 所示。参考既有研究及工程参考实例^[16-17], 考虑该工程盾构隧道尺寸 (洞径 12.1 m)、管片厚度 (50 cm) 及螺栓强度 (3M36), 确定数值计算所用抗弯刚度: 隧道内侧受拉时取 $4 \times 10^8 \text{ N} \cdot \text{m}/\text{rad}$, 外侧受拉时取 $2.4 \times 10^8 \text{ N} \cdot \text{m}/\text{rad}$ 。结合面的径向压杆和剪切弹簧的压缩刚度、剪切刚度根据式 (1) ~ (6) 算得, 分别为 3.49×10^{10} , $1.45 \times 10^{10} \text{ N}/\text{m}$ 。

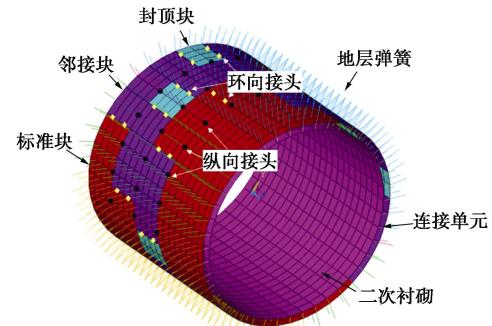


图 7 数值计算模型

Fig. 7 3D shell-spring model for shield tunnel with double-layer linings

地层抗力弹簧的刚度系数根据地层基床系数,由式(7)算得。为反映洞周地层不均匀性,计算中设置不同的地层弹簧刚度参数($k_1 \sim k_4$),如图8所示。

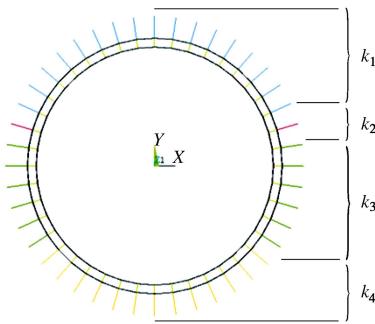


图8 不均匀地层的模拟

Fig. 8 Simulation of uneven ground layers

对边界进行必要的约束:地层弹簧自由端约束全部方向自由度,管片、二衬拱顶及拱底约束水平及竖向位移,两端约束轴向位移,以符合平面应变基本假设。同时在目标环前后建立一环长度的双层衬砌结构,以消除边界效应的影响。

结合工程施工流程:管片拼装完成半个月后,才施作二衬。因此计算中设定管片衬砌承担100%外部水土压力(水土分算,因隧道上覆土小于两倍洞径,经验算取全覆土重度),待管片稳定后施作二次衬砌,在此工况下计算分析施作二衬前后管片内力以及二衬受力状态。具体求解步骤为:①“杀死”二衬及层间连接单元,施加全部管片节点力,求解;②基于第一步求解结果,“激活”二衬及层间连接单元,考虑二衬自重影响,再次求解。

(2) 计算结果分析

a) 管片内力

由图9可知,由于接缝的存在,管片内力分布存在明显的非连续性。在环缝和纵缝相交处、封顶块环缝处,结构刚度变化不连续性较强,导致内力分布也出现了明显的不连续现象,具体表现为刚度弱化侧的管片所承受的内力值较小,而相邻管片在该处所承受的内力较大。平面模型无法反映管片内力分布在纵向上不连续性,因此其局限性是明显的。本文为了从总体上评价管片内力分布的合理性,对计算所得数据进行适当处理:沿着管片幅宽方向对目标环上的内力值进行求和平均,得到目标环在不同圆心角度处的弯矩值和轴力值。

处理后的计算结果显示,在外荷载由管片衬砌结构单独承担时,管片全环均处于受压状态,管片轴力的最大值为7788.55 kN,最小值为5478.40 kN平均轴力6712.26 kN(计算云图中负值为压力)。就管片弯矩而言,拱顶及拱底内侧受拉出现正弯矩,两侧拱肩及拱腰外侧受拉出现负弯矩,最大正弯矩为384.46 kN·m

(拱顶),最大负弯矩为-393.62 kN·m(左侧拱肩)。弯矩分布形态不仅受水土荷载、管片分块、接头等因素影响,还与地层性质密切相关,由于拱腰以下洞周地层为不同胶结程度的砾岩,较上部粉细砂对隧道变形约束作用更加明显,致使弯矩量值明显降低。

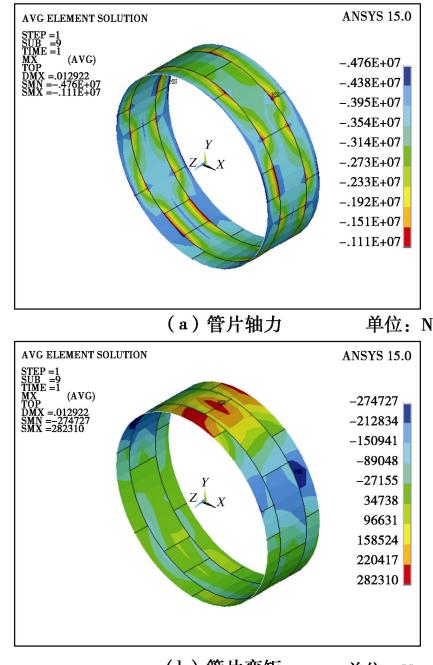


图9 施作二衬前管片内力云图

Fig. 9 Nephograms of internal force of segments before construction of secondary linings

在施作二次衬砌后,管片内力计算结果如图10所示。

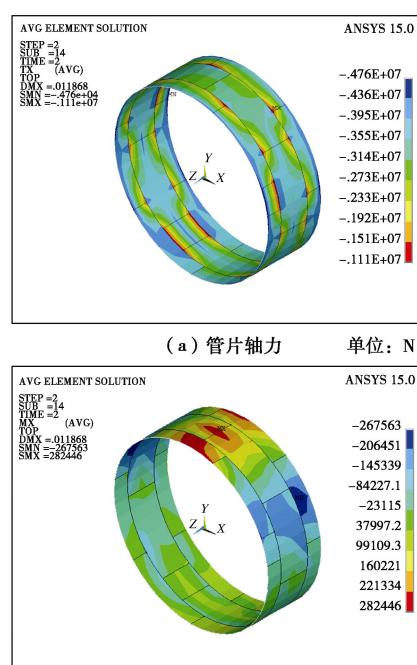


图10 施作二衬后管片计算云图

Fig. 10 Nephograms of internal force of segments after construction of secondary linings

由图 10 可知, 施作二次衬砌后, 目标环管片受力形态未发生较大变化, 全环均处于受压状态, 每 2 m 幅宽范围轴力最大值为 7805.45 kN, 最小值为 5379.65 kN, 平均轴力 6749.81 kN (计算云图中负值为压力), 较施作二衬前增大 0.56%, 可见施作二次衬砌后管片平均轴力有小幅增长。就管片弯矩而言, 拱顶及拱底内侧受拉出现正弯矩, 两侧拱肩及拱腰外侧受拉出现负弯矩, 最大正弯矩为 384.98 kN·m (拱顶), 最大负弯矩为 -383.70 kN·m (左侧拱肩), 较施作二衬前正负弯矩变化范围为 3~9 kN·m, 综合可知, 施作二衬前后管片轴力及弯矩量值变化非常小, 可见施作二衬对已经稳定的管片结构受力状态基本没有影响。

b) 二次衬砌内力

二次衬砌内力计算结果如图 11 所示。

由图 11 可知, 二次衬砌轴力呈上小下大分布特征, 每 2 m 幅宽范围最小轴力为 68.09 kN (拱顶), 最大轴力为 207.27 kN (拱底), 平均轴力为 140.51 kN (计算云图中负值为压力), 最大正弯矩 29.65 kN·m (拱底), 最大负弯矩 -18.42 kN·m (拱脚), 最大第一主应力 0.74 MPa, 最大第三主应力 1.38 MPa。由计算结果可知, 在管片受力稳定后施作的二衬结构, 作用于二衬结构上的力主要为其自身的重力、与管片径向接触力以及层间剪切作用力, 因此二衬下部的内力较大, 且在拱底处有较大的应力出现。

结合前述管片内力情况可知, 在管片承担全部外荷载作用时, 其内力水平远远高于二次衬砌, 管片平均轴力约为二衬的 48 倍, 最大正弯矩约为二衬的 13 倍, 最大负弯矩约为二衬的 20 倍, 具体内力计算结果及比值见表 2。

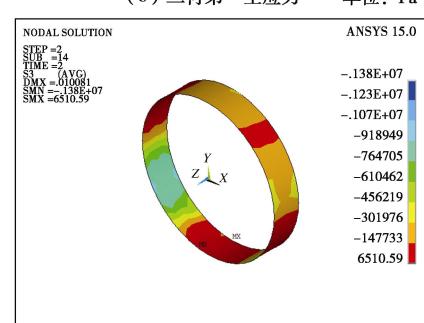
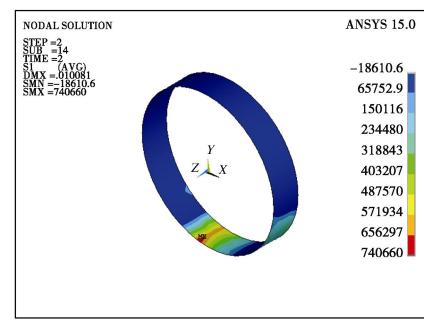
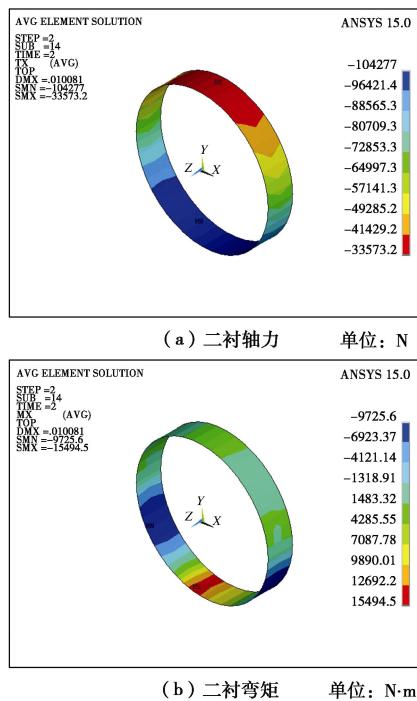


图 11 二次衬砌计算云图

Fig. 11 Nephograms of internal force of secondary linings

2.3 典型断面力学特性分析

选取上文计算的结果, 与文献[18]中对应的 DK11+454 里程断面内力实测数据进行对比, 以验证本模型的准确性, 如图 12, 13 所示。

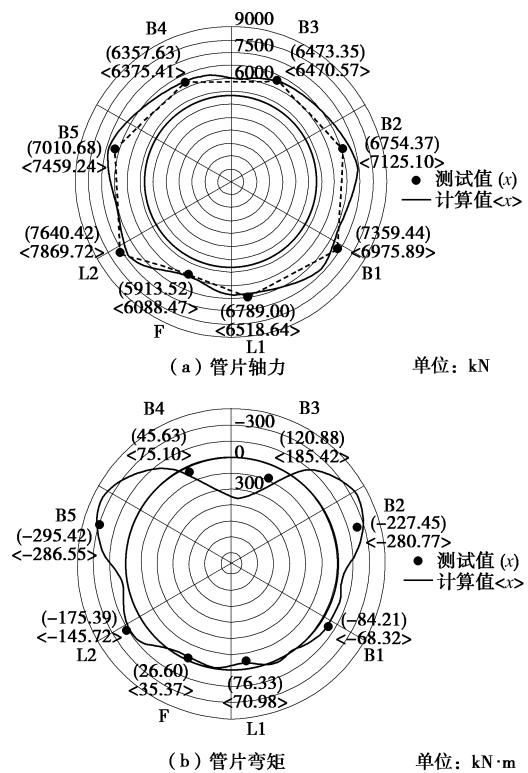


图 12 管片内力计算值与实测值对比

Fig. 12 Comparison between calculated and measured values of internal forces of segments

表 2 管片与二衬内力计算结果

Table 2 Calculated results of internal force of segments and secondary linings

计算结果 (目标环幅宽范围内)	最大正弯矩 (/kN·m)	最大正弯矩对 应的轴力/kN	最大负弯矩 (/kN·m)	最大负弯矩对 应的轴力/kN	最大轴 力/kN	最小轴 力/kN	平均轴 力/kN
管片	384.98	5962.40	383.70	7072.05	7788.55	7805.45	6749.81
二次衬砌	29.65	205.63	18.42	182.46	207.27	68.09	140.51
比例	13:1	29:1	20:1	39:1	38:1	79:1	48:1

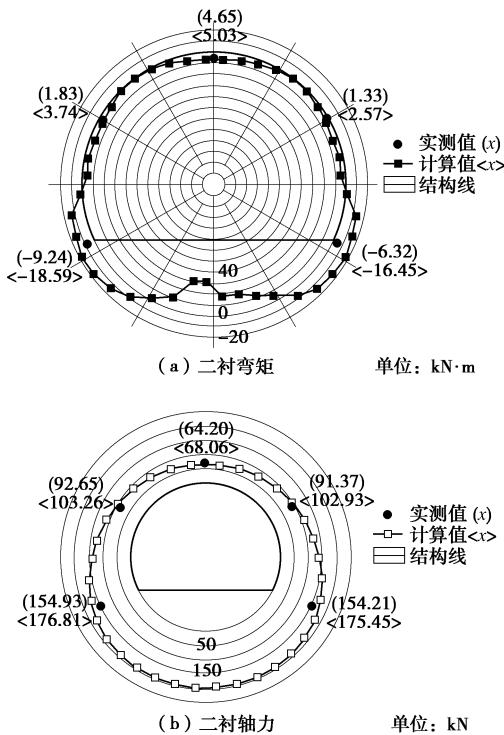


图 13 二次衬砌内力计算值与实测值对比

Fig. 13 Comparison between calculated and measured values of internal forces of secondary linings

对比可知, 现场各测点测得管片内力量值与计算所得量值较为接近。以轴力为例, 实测管片轴力最大值为 7640.42 kN, 最小值为 5913.52 kN, 计算管片轴力最大值为 7869.72 kN, 最小值为 5688.47 kN, 量值差异 4% 左右。拱腰以下强风化砾岩及弱胶结砾岩对隧道变形有较强的约束作用, 弯矩量值较低, 而拱肩及拱顶处围岩为粉细砂, 对隧道变形的约束能力较低, 弯矩量值较高。

由图 12, 13 可知, 实测二衬内力量值较小, 计算与实测二衬轴力均呈“上小下大”分布规律, 弯矩均为拱腰上部正弯矩, 拱脚负弯矩。拱脚处的实测内力值相对其他位置有较大增长, 这是因为该处二衬结构与路面层、素混凝土层直接接触并且承受较大反力, 且该处结构存在角点, 刚度较大。二衬下部的实测弯矩、轴力与计算值分布存在较大差异, 原因是实际工程二次衬砌为马蹄形断面, 拱底部分为素混凝土及预制箱涵, 而计算模型为圆环形式, 在重力作用下二衬拱底部位与管片接触较为紧密, 故该处内力量值较大。

3 结 论

(1) 基于已有的梁-弹簧-层间压杆弹簧模型, 重点考虑层间结合面、管片空间拼装效应、地层抗力特性, 提出了双层衬砌盾构隧道三维不连续壳-弹簧模型。该模型能较合理地模拟盾构隧道双层衬砌结构层间结合面、隧道与地层的相互作用方式, 同时能全面地反映双层衬砌盾构隧道在纵向和横向上的内力不连续分布。

(2) 采用相同依托工程同一断面的现场内力实测数据与模型内力计算结果进行对照, 结果显示: 本文的模型计算结果虽然由于二衬断面不同而在局部与现场数据存在一定的差异, 但总体上的内力变化规律与现场实测数据基本一致, 能够真实合理地反映双层衬砌盾构隧道的受力特性, 可以进一步用于双层衬砌盾构隧道力学性能的深入研究。

(3) 管片拼装完成且受力稳定后再施作二次衬砌, 管片的内力量值只发生细微变化, 可忽略不计; 而二衬主要受自重和与管片相互作用力的作用, 分布规律呈“上小下大”形式, 应力峰值出现在拱底处, 其内力值相对管片来说较小, 在建设初期仅起到辅助承载作用。

(4) 盾构管片接缝的存在使得管片环上的内力分布在横向和纵向上呈现出较大的不连续性, 具体表现为接缝刚度弱化侧的管片内力值远小于临近的管片内力值, 其中, 接缝相交处、封顶块接缝处的内力不连续变化尤为明显。

参 考 文 献:

- [1] 张厚美, 过迟, 吕国梁. 盾构压力隧道双层衬砌的力学模型研究[J]. 水利学报, 2001, 32(4): 28-33. (ZHANG Hou-mei, GUO Chi, LU Guo-liang. Mechanical model for shield pressure tunnel with secondary linings[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2001, 32(4): 28-33. (in Chinese))
- [2] 姚超凡, 晏启祥, 何川, 等. 一种改进的盾构隧道双层衬砌分析模型及其应用研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(1): 80-89. (YAO Chao-fan, YAN Qi-xiang, HE Chuan, et al. An improved analysis model for shield tunnel with double-layer lining and its applications[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(1): 80

- 89. (in Chinese))

[3] 晏启祥, 姚超凡, 何川, 等. 水下盾构隧道双层衬砌分析模型的比较研究[J]. 铁道学报, 2015(12): 114 - 120. (YAN Qi-xiang, YAO Chao-fan, HE Chuan, et al. Comparative study of analysis models for underwater shield tunnel with double linings[J]. Journal of the China Railway Society, 2015(12): 114 - 120. (in Chinese))

[4] 何川, 郭瑞, 肖明清, 等. 铁路盾构隧道单、双层衬砌纵向力学性能的模型试验研究[J]. 中国铁道科学, 2013, 34(3): 40 - 46. (HE Chuan, GUO Rui, XIAO Ming-qing, et al. Model test on longitudinal mechanical properties of single and double layered linings for railway shield tunnel[J]. China Railway Science, 2013, 34(3): 40 - 46. (in Chinese))

[5] 于清洋. 盾构隧道双层衬砌结构横向相互作用机理研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2016. (YU Qing-yang. Research on the transverse interaction mechanism of the double-layer lining structure for shield tunnel[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2016. (in Chinese))

[6] 王士民, 于清洋, 彭博, 等. 基于塑性损伤的盾构隧道双层衬砌三维实体非连续接触模型研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(2): 303 - 311. (WANG Shi-min, YU Qing-yang, PENG Bo, et al. Three-dimensional discontinuous contact model for shield tunnels with double-layer lining based on plastic-damage model[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35(2): 303 - 311. (in Chinese))

[7] 阳军生, 肖小文, 张聪, 等. 盾构隧道双层衬砌结构受力现场监测试验研究[J]. 铁道工程学报, 2016, 33(7): 46 - 53. (YANG Jun-sheng, XIAO Xiao-wen, ZHANG Cong, et al. Experimental research on the site monitoring of double lining structure in shield tunnel[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2016, 33(7): 46 - 53. (in Chinese))

[8] 何川, 张建刚, 苏宗贤. 大断面水下盾构隧道结构力学特性[M]. 北京: 科学出版社, 2010. (HE Chuan, ZHANG Jian-gang, SU Zong-xian. Segment lining mechanical characteristics of underwater shield tunnel with large crosssection[M]. Beijing: Science Press, 2010. (in Chinese))

[9] 周济民. 水下盾构法隧道双层衬砌结构力学特性[D]. 成都: 西南交通大学, 2012. (ZHOU Ji-min. Research on mechanical behavior of double-layer lining structure for underwater shield tunnel[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2012. (in Chinese))

[10] 刘四进, 封坤, 何川, 等. 大断面盾构隧道管片接头抗弯力学模型研究[J]. 工程力学, 2015, 32(12): 215 - 224. (LIU Si-jin, FENG Kun, HE Chuan. Study on the bending mechanical model of segmental joint in shield tunnel with large cross-section[J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(12): 215 - 224. (in Chinese))

[11] 徐国文, 卢岱岳. 接头抗弯刚度非线性及渗水影响下盾构隧道力学行为分析[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(7): 1202 - 1211. (XU Guo-wen, LU Dai-yue. Mechanical behavior of shield tunnel considering nonlinearity of flexural rigidity and leakage of joints[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(7): 1202 - 1211. (in Chinese))

[12] 徐国文, 王士民, 汪冬兵. 基于接头抗弯刚度非线性的壳-弹簧-接触-地层模型的建立[J]. 工程力学, 2016, 33(12): 158 - 166. (XU Guo-wen, WANG Shi-min, WANG Dong-bing. Shell-spring-contact-ground model based on segment joint stiffness nonlinearity[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(12): 158 - 166. (in Chinese))

[13] 晏启祥, 程曦, 何川, 等. 水压条件下盾构隧道双层衬砌力学特性分析[J]. 铁道工程学报, 2010, 27(9): 55 - 59. (YAN Qi-xiang, CHENG Xi, HE Chuan, et al. Analysis of mechanical properties of double-layered lining of shield tunnel under water pressure[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2010, 27(9): 55 - 59. (in Chinese))

[14] 张永冠. 铁路盾构隧道双层衬砌力学行为研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2010. (ZHANG Yong-guan. Study on the mechanics behavior of railway shield tunnel[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2010. (in Chinese))

[15] 日本土木学会. 隧道标准规范(盾构篇)及解说[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011. (Japan Society of Civil Engineers. Japanese standard for shield tunneling[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011. (in Chinese))

[16] 杨钊, 潘晓明, 余俊. 盾构输水隧洞复合衬砌计算模型[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2010, 41(5): 1945 - 1952. (YANG Zhao, PAN Xiao-ming, YU Jun. Calculation model on double linings of water diversion shield tunnel[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2010, 41(5): 1945 - 1952. (in Chinese))

[17] 任玲. 铁路盾构隧道管片结构接缝力学行为研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2010. (REN Ling. Research on mechanical behaviors of segment joint of railway shield tunnel[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2010. (in Chinese))

[18] 包雨生. 大直径地铁水下盾构隧道双层衬砌现场试验研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2018. (BAO Yu-sheng. Research of field testing of large-diameter underwater metro shield tunnel with double lining[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2018. (in Chinese))