

盾构衬砌管片的壳-弹簧设计模型研究

朱伟^{1,2}, 黄正荣¹, 梁精华¹

(1. 河海大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210098; 2. 河海大学环境科学与工程学院, 江苏 南京 210098)

摘要: 围绕盾构衬砌管片的设计模型问题, 提出了一种新的壳-弹簧设计模型, 详细论述了模型的建立过程。运用壳-弹簧模型与梁-弹簧模型分别对衬砌管片通缝和错缝拼装进行对比分析, 比较分析了衬砌管片错缝拼装下两种模型计算结果的异同, 对盾构管片的设计具有一定的指导作用。

关键词: 盾构衬砌; 壳-弹簧模型; 梁-弹簧模型; 接头刚度

中图分类号: U451 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2006)08-0940-08

作者简介: 朱伟(1962-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事隧道盾构技术及环境工程研究。

Studies on shell-spring design model for segment of shield tunnels

ZHU Wei^{1,2}, HUANG Zheng-rong¹, LIANG Jing-hua¹

(1. Research Institute of Geotechnical Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. College of Environmental Science and Technology, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: The design model of shield segment was discussed, and a new shell-spring design model was put forward. The establishing process of model was also discussed in detail, and shell-spring model and beam-spring models were used to analyze the tunnel with sequential and staggered segment seams. The calculated results with these two models were compared.

Key words: shield segment; shell-spring model; beam-spring model; joint stiffness

0 引言

随着我国经济的发展和综合国力的提高, 大中城市地下空间开发的高潮即将到来, 地下工程的发展速度加快, 而盾构法作为一种成熟的施工技术, 应用越来越广泛, 故安全、经济、合理的管片设计方法就显得尤为重要。盾构隧道衬砌管片设计理论的最大问题在于模型本身是否能反映管片的实际受力状态, 国内外隧道衬砌管片设计方法有惯用法、修正惯用法、多铰环法与梁-弹簧模型法4种方法^[1]。

梁-弹簧模型^[2-5]能较好的反映管片的受力状态, 其中梁分为直梁和曲梁两类, 主要用于模拟管片部分, 而弹簧用于模拟接头部分, 但美中不足的是, 梁-弹簧模型是平面计算模型, 并不能完全反映衬砌错缝拼装下的真实受力状态, 因为管片错缝拼装条件下, 衬砌受力状态为非平面应变状态, 而梁-弹簧模型默认每环管片为平面应变状态。随着设计、施工经验的成熟, 国内外盾构衬砌管片宽度有增加的趋势, 例如在日本, 过去的管片宽度为0.8~0.9 m, 1975年下半年管片宽度发展到1.0 m, 东京湾隧道衬砌宽度为1.5 m; 国内从上海地铁的1 m宽到广州地铁二号线的1.5 m宽, 其中广州地铁一号线、南京地铁一号线、深圳地

铁和北京地铁五号线又采用了1.2 m宽^[6]。通过增加衬砌管片的宽度, 在隧道方向上管片接头的数目可以减少20%。由于减少管片环间接头的数目, 既可以降低管片的生产费用, 还可以改善隧道的防水状况。但是随着管片宽度的增加, 由于管片环接头螺栓处产生的剪切力的作用, 导致管片弯曲应力增加, 并且集中于管片断面的边缘部位, 这引起了工程界的担心, 由于梁-弹簧模型默认每环管片都是平面应变状态, 故不能反映管片断面边缘弯曲应力集中的现象, 同时梁-弹簧模型也不能反映管片环纵向结构性能。

国际隧道协会(ITA)在盾构法隧道设计指导中对隧道纵向结构性能的考虑就是沿纵向选择几个典型断面: 上覆地层厚度最大的横断面、上覆地层厚度最小的横断面、地下水位最高的横断面、地下水位最低的横断面、超载最大的横断面、有偏压的横断面、地表有突变的横断面、附近现有或将来拟建新的隧道的横断面, 进行计算^[7]。这样虽然对隧道纵向结构问题有所考虑, 但并没有考虑到土性变化的分隔段或过度段。隧道纵向结构的理论解析分析模型主要有两种^[8]:

纵向梁-弹簧模型、等效轴向刚度模型,但是隧道是一圆洞状结构,又是由许多管片拼装而成,结构性态相当复杂,沿纵向简化为梁难以准确反映衬砌环之间的结构性能,因而与隧道的力学特性及结构性能会有一些的差异,在刚度简化和计算参数选择时容易有较大的误差,对计算模型的准确性有较大影响,而且也无法模拟土体的分层情况。隧道纵向结构性能和横向结构性能是密不可分的,将不可避免地引起隧道衬砌在横向性能发生一定的变化,而目前没有一种模型能同时适用于隧道纵向和横向结构性能分析。

基于以上原因,笔者提出了一种新的模型:壳-弹簧模型,并编制了壳-弹簧模型程序,它既能反映隧道衬砌的横向结构性能,包括管片断面边缘弯曲应力集中(局部添接效应),又能反映隧道衬砌的纵向结构性能,较为真实的反映了管片的实际受力状况。以下介绍壳-弹簧模型的原理。

1 盾构衬砌设计的壳-弹簧模型

1.1 壳单元

盾构隧道衬砌结构通常属管片接缝构造体系,其在隧道横断面上为若干管片通过螺栓连接成管片环,在隧道纵向上为管片环通过纵向螺栓连接,呈对缝或错缝拼装而成,因此它本身存在着不连续接头或接缝,可以把盾构隧道衬砌看成圆柱壳,故可将管片离散成壳单元,而将管片和管片环间的接头离散为接头单元,用以模拟衬砌结构的不连续性。整体坐标系 x' 、 y' 、 z' 与局部坐标系 x 、 y 、 z 的定义如图1所示。

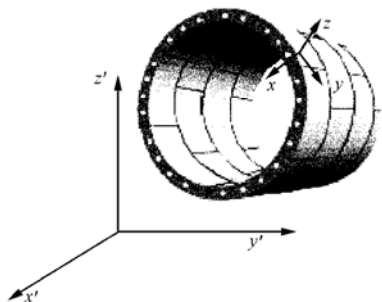


图1 盾构衬砌管片的离散示意图

Fig. 1 Discrete segment of shield tunnel

壳单元采用矩形壳单元,每个壳单元有4个结点,每个结点具有6个自由度,分别为沿 x 轴, y 轴, z 轴方向的线位移和绕 x 轴, y 轴, z 轴的角位移。在确定的外荷载作用下,对于矩形单元 $iimp$,取结点位移为

$$\{\delta_r\} = [u_r \quad v_r \quad w_r \quad \theta_{xr} \quad \theta_{yr} \quad \theta_{zr}]^T \quad (r = i, j, m, p), \quad (1)$$

取相应的结点力为

$$\{F_r\} = [U_r \quad V_r \quad W_r \quad M_{\theta_{xr}} \quad M_{\theta_{yr}} \quad M_{\theta_{zr}}]^T \quad (r = i, j, m, p) \quad (2)$$

令这些结点力与结点位移之间的关系为

$$\{F_r\} = [k_{rs}] \{\delta_s\} \quad (r, s = i, j, m, p) \quad (3)$$

式中, $[k_{rs}]$ 是局部坐标系下的壳单元刚度矩阵,为 24×24 阶方阵^[9]。对于矩形壳结构的整体分析,还需要将各个单元在局部坐标系下的劲度矩阵转换到整体坐标系中。

在整体坐标系中,式(3)变换成为

$$\{F'_r\} = [k'_{rs}] \{\delta'_s\} \quad (r, s = i, j, m, p) \quad (4)$$

式(4)中

$$\{\delta'_i\} = [u'_i \quad v'_i \quad w'_i \quad \theta'_{xi} \quad \theta'_{yi} \quad \theta'_{zi}]^T \quad (5)$$

$$\{F'_i\} = [U'_i \quad V'_i \quad W'_i \quad M'_{\theta_{xi}} \quad M'_{\theta_{yi}} \quad M'_{\theta_{zi}}]^T \quad (6)$$

$$[k'_{rs}] = [L]^T [k_{rs}] [L] \quad (7)$$

式(7)中

$$[L] = \begin{bmatrix} \lambda & & & & & \\ & \lambda & & & & \\ & & \lambda & & & \\ & & & \lambda & & \\ & & & & \lambda & \\ & & & & & \lambda \end{bmatrix} \quad (8)$$

式(8)中

$$[\lambda] = \begin{bmatrix} \lambda_{xx'} & \lambda_{xy'} & \lambda_{xz'} & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_{yx'} & \lambda_{yy'} & \lambda_{yz'} & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_{zx'} & \lambda_{zy'} & \lambda_{zz'} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_{xx'} & \lambda_{xy'} & \lambda_{xz'} \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_{yx'} & \lambda_{yy'} & \lambda_{yz'} \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_{zx'} & \lambda_{zy'} & \lambda_{zz'} \end{bmatrix} \quad (9)$$

式中 $\lambda_{xx'}$ 为 x 轴和 x' 夹角的余弦,余类推。需要说明的是,盾构隧道管片衬砌接缝处,除接头处节点外,其它各点都是不连续的,采用壳单元模拟,单元剖分时,对于不连续的点,采取与梁-弹簧模型类似的处理方法,简化处理时取平均值,如要较真实的反应衬砌接缝处的相互作用,则每个接头的刚度不一致。

1.2 管片接头单元

盾构隧道衬砌的每环管片由若干块管片组成,管片间的连接靠螺栓接头连接起来,用接头单元来模拟管片的接头效应。朱合华等^[4]提出了梁-接头不连续单元模拟管片和接头(包括管片接头和环间接头)的力学性状,该模型从结构的非线性出发,引进了非线性介质力学数值分析的古德曼(Goodman)单元的思想,并认为接头单元具有抗拉伸作用,以模拟螺栓的连结作用,计算结果表明:梁-接头不连续模型可以有效地用于模拟接头非线性和变形非连续问题。

本文同样引进古德曼单元的思想,将梁-接头不连续单元推广到三维,接头在局部坐标下的轴向、剪切和转动效应分别用轴向刚度 k_x 、沿隧道横截面径向剪切刚度 k_y 、沿隧道轴向剪切刚度 k_z 和转动刚度 $k_{\theta z}$ 来描述,管片接头单元由重合的双结点构成,则两相邻管片接头的不连续性由两结点在局部坐标系 x 、 y 、 z 中的相对位移来表示,局部坐标是这样定义的: y 是沿两壳单元间的等分角方向,正向指向外侧, x 为与 y 正交的方向,正向为顺时针方向, z 为与 x 和 y 都正交且符合右手法则,即为沿隧道轴向,如图2所示,结头的每个结点考虑沿 x 轴、 y 轴、 z 轴方向的线位移和绕 z 轴的角位移。

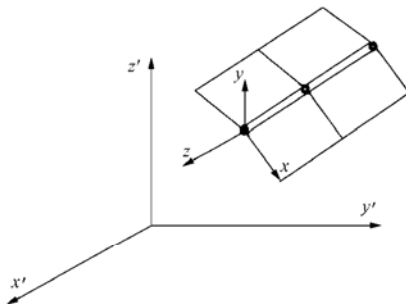


图2 管片接头单元

Fig. 2 Segment joint element

由于连接螺栓靠近管片内侧,因此在承受正向弯矩时转动刚度 $k_{\theta z}^+$ 较承受负向弯矩时的转动刚度 $k_{\theta z}^-$ 要大(以管片内侧受拉为正),为真实的模拟管片的受力状态,需要考虑管片接头转动刚度 $k_{\theta z}$ 的这种正负非对称效应,即^[2]

$$k_{\theta z} = \begin{cases} k_{\theta z}^- & (M < 0) \\ k_{\theta z}^+ & (M \geq 0) \end{cases} \quad (10)$$

本模型适用于非线性力-变形关系的弹性体,管片接头转动刚度的非线性关系取决于相对转角 $\Delta\theta_z$,它可以表示为^[3]

$$k_{\theta z} = (k_{\theta z1} - k_{\theta z2})e^{-\beta\Delta\theta_z} + k_{\theta z2} \quad (11)$$

在外荷载作用下,接头单元每个节点的内力变形关系可写成以下形式:

$$\begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \\ 0 \\ 0 \\ M_{\theta z} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_x & & & & & \\ & k_y & & & & \\ & & k_z & & & \\ & & & 0 & & \\ & & & & 0 & \\ & & & & & k_{\theta z} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \\ 0 \\ 0 \\ \theta_z \end{Bmatrix} \quad (12)$$

式中, U 、 V 、 W 、 $M_{\theta z}$ 是各个接头单元沿局部坐标 x 、 y 、 z 方向的力和弯矩。

接头单元的内力变形关系为

$$\{F_r\} = [k_{rs}]\{\delta_s\} \quad (r, s = i, j) \quad (13)$$

矩阵 $[k_{rs}]$ 是局部坐标下的管片接头单元刚度矩阵,为

12×12 方阵,将各个单元在局部坐标系下的劲度矩阵转换到整体坐标系的过程类似于壳单元从局部坐标转到整体坐标中的步骤,所不同的是矩阵

$$[L] = \begin{bmatrix} \lambda & \\ & \lambda \end{bmatrix} \quad (14)$$

1.3 环间接头单元

梁-接头不连续模型设计过程中,对于管片环接缝拼装下环间接头(缝)的纵向加强作用采用剪切模型来模拟,剪切模型包括沿管片体的径向剪切和环向剪切。同样本文将梁-接头不连续模型中的剪切模型推广到三维,除了沿管片体的径向剪切和环向剪切外,增加了沿隧道轴向的拉伸或压缩。

环间接头单元亦由重合的双结点构成,则管片环间接头的不连续性由两结点在局部坐标系 x 、 y 、 z 中的相对位移来表示,局部坐标是这样定义的: x 为沿隧道轴向,正向指向整体坐标 x' 轴, y 与隧道横截面相切,正方向为顺时针方向, z 为与 x 和 y 都正交且符合右手法则,即为沿隧道横截面外法线方向,如图3所示。

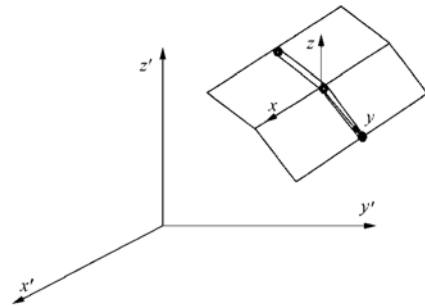


图3 环间接头单元

Fig. 3 Ring joint element

结头的每个结点只考虑沿 x 轴、 y 轴、 z 轴方向的线位移,即管片环间接头考虑环间径向剪切、环向剪切及沿隧道轴向拉伸3种作用。对于 x 方向的轴向拉伸和压缩刚度应分开考虑,压缩刚度为无穷大,拉伸刚度为螺栓的实际抗拉刚度, $k=EA/L$, E 为螺栓的弹性模量, A 为螺栓的截面积, L 为螺栓的长度。在外荷载作用下,接头单元每个节点的内力变形关系可写成以下形式:

$$\begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_x & & & & & \\ & k_y & & & & \\ & & k_z & & & \\ & & & 0 & & \\ & & & & 0 & \\ & & & & & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (15)$$

式中, U 、 V 、 W 是各个接头单元沿局部坐标 x 、 y 、 z 方向的力。

管片接头的内力变形关系为

$$\{F_r\} = [k_{rs}]\{\delta_s\} \quad (r,s=i,j) \quad , \quad (16)$$

矩阵 $[k_{rs}]$ 是局部坐标下的管片环间接头单元刚度矩阵, 为 12×12 方阵, 没有去掉零元素是因为这样做在将局部坐标系下的劲度矩阵转换到整体坐标下时较为方便, 局部坐标系下的单元劲度矩阵转换到整体坐标系的过程类似于管片接头单元的转换过程。

1.4 土弹簧单元

隧道衬砌是埋置于地层中的一种结构, 因此衬砌结构的计算是一个地层加结构的问题, 不能单纯地按独立结构进行分析计算, 必须考虑土层与结构之间的共同作用。为了考虑土层与结构之间的共同作用, 引入了土弹簧单元。用土弹簧单元的径向力和切向力来模拟地层作用在衬砌隧道上的径向力和切向力, 并认为地基抗力亦即土弹簧力与地层的位移成正比, 且该比例因子定义为地基抗力系数。在模型中土弹簧的布置有 4 种方式^[7], 如表 1 所示。

表 1 土弹簧的布置

Table 1 Arrangement of soil-spring			
模型	弹簧设置范围	抗力方向	弹簧受力
1	全周	径向	拉、压
2	拱顶 90 不设	径向和切向	拉、压
3	拱顶 90 不设	径向	拉、压
4	取决于位移	径向	不抗拉

如果要考虑土层的土拱效应, 则认为弹簧既可受压也可受拉, 否则认为弹簧仅受压。H Duddeck^[10]认为, 对于浅埋隧道 ($H \leq 6R$, H 为隧道中心埋深, R 为隧道半径), 拱顶处不应考虑由于土拱效应而造成的土压力减小, 因此拱顶 90 范围内不应设弹簧; 但对于深埋隧道 ($H \geq 6R$), 应考虑拱效应。朱合华和崔茂玉等^[3]利用有限元方法和弹性地基梁模型计算分析了一埋深为 16.8 m 的隧道, 通过结果对比分析后认为全周拉压地层弹簧模型比较接近有限元计算结果和实际结果。木村定雄和小泉淳^[11]通过模型试验研究土与衬砌结构的相互作用后认为, 采用全周地层拉压弹簧模型时, 如果拉压弹簧的刚度取为一样, 计算出的弯矩偏小, 而如果采用不考虑拉伸弹簧的模型, 则计算出的弯矩偏大, 尤其在良好地层中。本文中, 沿全周设置径向和切向弹簧, 但当程序判断出弹簧受拉时, 则自动将径向和切向刚度设为零, 然后通过反复迭代运算, 以找出最终的平衡状态。其迭代运算收敛判据为^[2]

$$\sum_{i=1}^N |u_{Ri}^{k+1} - u_{Ri}^k| \leq \varepsilon_1 \quad \sum_{i=1}^N |M_{Ri}^{k+1} - M_{Ri}^k| \leq \varepsilon_2 \quad , \quad (17)$$

式中, ε_1 , ε_2 为给定的常数, 第一式为位移收敛判据, 第二式为力收敛判据。

1.5 壳 - 弹簧模型的程序实现

根据以上原理, 编制了壳 - 弹簧模型程序, 程序中仅需输入盾构衬砌环宽、半径、管片厚、错缝角度、荷载等基本信息。梁 - 弹簧模型程序中梁单元刚度矩阵和接头单元刚度矩阵都是 6×6 阶; 壳 - 弹簧模型程序中壳单元刚度矩阵为 24×24 阶, 接头单元刚度矩阵为 12×12 阶, 这就需要将形成单元未知量编号和求单元常数的子程序分别考虑, 程序流程图如图 4。

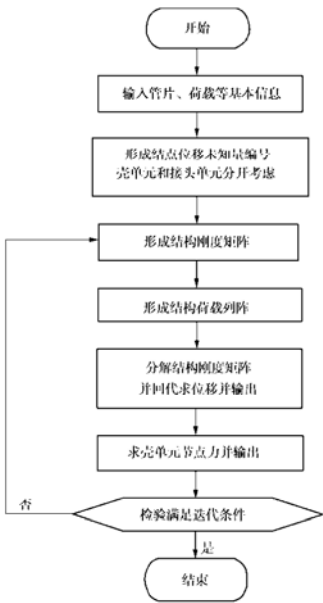


图 4 壳 - 弹簧模型程序设计流程图
Fig. 4 Design process of shell-spring model

2 经典壳问题的解析解与壳 - 弹簧模型数值解的比较

为验证程序的正确, 计算了一个经典算例^[9], 如图 5 所示的圆柱面顶盖薄壳, 其厚度为 $t = 8$ cm, 半径 $R = 8$ m, 中心角为 80° , 长度 $L = 15$ m。薄壳的两端 ($y' = \pm L/2 = \pm 7.5$ m) 支承在隔板上, 作为简

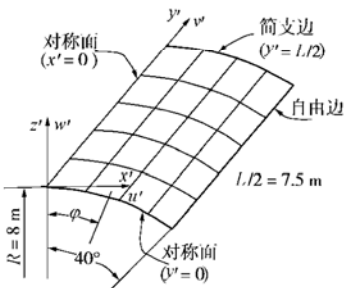


图 5 圆柱面顶盖
Fig. 5 Circular roof

支边,纵向直边为自由边。弹性模量取为 $E=2 \times 10^6 \text{ t/m}^2$,泊松系数取为 $\mu=0$,荷载为均匀分布的铅直荷载 0.4 t/m^2 。由于对称只计算该薄壳的 $1/4$ 。图 6 所示为对称截面 ($y'=0$) 上各结点处的挠度 w' , 曲线表示级数解给出的计算成果, 小圆圈则为本文壳-弹簧模型程序计算结果, 可见计算结果和级数解吻合的较好, 从而证明壳-弹簧模型和程序正确、可靠。此处主要验证壳单元的正确性, 对于接头单元和土弹簧单元, 下文与梁-弹簧模型对比时进一步验证。

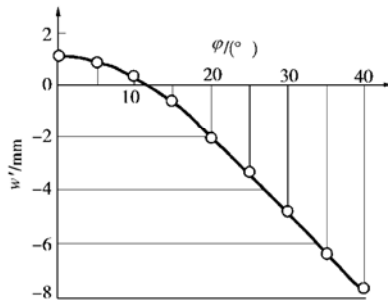


图 6 对称截面上结点挠度

Fig. 6 Node deflection of symmetrical cross section

3 壳-弹簧模型的应用计算

3.1 计算实例和参数取值

以南京地铁一期工程某段为研究对象, 原型盾构隧道管片环内直径为 5.5 m , 外直径为 6.2 m , 环宽为 1.2 m , 使用 C50 钢筋混凝土管片, 混凝土弹性模量 $3.45 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$; 采用国内较常用的 6 块分割, 小封顶, 标准块圆心角为 67.5° , 两邻接块圆心角为 68.0° , 封顶块圆心角为 21.5° , 纵向接头 16 处, 按 22.5° 等角度布置, 管片衬砌环在纵向按错缝方式拼装, 第一环封顶块管片左偏 11.25° , 第二环封顶块右偏 11.25° 的拼装 (简称 22.5° 错缝拼装), 如图 7 所示。

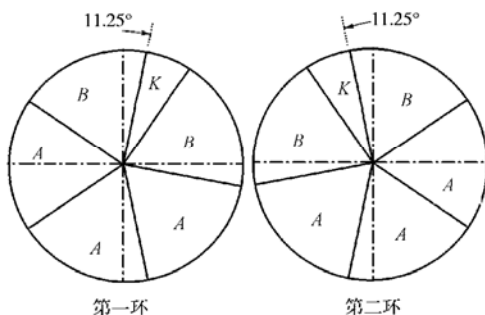


图 7 管片分块及拼装示意图

Fig. 7 Division and combination of segment

取南京地铁隧道线路中代表性断面作为基本地层条件^[1] (见图 8)。 H_w 为地下水位, H 为隧道上部埋深, γ 为土的天然容重, c 为土的粘聚力, ϕ 为土的内

摩擦角, D_0 为盾构管片环的外直径, λ (土的侧压力系数)、 k (地基径向抗力系数) 均是以土的标贯击数为依据根据日本土木学会隧道标准规范 (盾构篇) 解说^[12]的经验值查表而得。垂直土压力按太沙基松驰土压力公式, 考虑到土层为典型的粘性土地层采用土水合算进行计算。

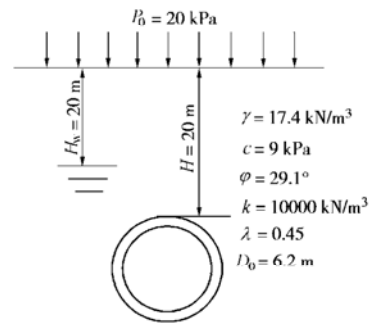


图 8 南京地铁隧道典型剖面图

Fig. 8 Typical cross section of shield tunnel of Nanjing

对于管片接头和管片环间接头弹簧参数, 本文主要参考国内外地铁盾构隧道设计的一些实例, 取值如表 2 所示。由于梁-弹簧模型为平面计算模型, 不存在环间轴向刚度, 本文为了对比梁-弹簧模型和壳-弹簧模型, 故取为无穷大。对于环间接头刚度, 真实情况应为螺栓处单元接头刚度偏大, 本文参照梁-弹簧模型作了简化, 认为环间接头刚度相等。需要说明的是, 对于梁-弹簧模型接头刚度的取值, 环间接头刚度包括切向剪切刚度和径向剪切刚度, 取值和表 2 中相同, 管片接头包括轴压刚度、轴向剪切刚度径向剪切刚度和旋转刚度, 取值和表 2 中相同; 对于壳-弹簧模型接头的取值, 环间接头刚度的取值如表 2 所示, 管片接头刚度的取值, 表中所列为一环管片的总的刚度, 文中每环管片沿轴向剖分为 4 份, 如图 9 所示, 截面 1 和 5 上管片接头的刚度为 2、3、4 截面上的一半。

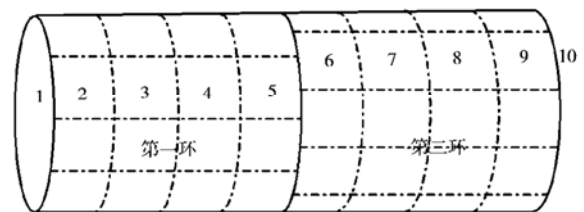


图 9 管片环断面图

Fig. 9 Cross section of segment

3.2 管片通缝拼装条件下壳-弹簧模型与梁-弹簧模型的对比

运用壳-弹簧模型与梁-弹簧模型分别对衬砌管片通缝拼装进行计算分析, 管片拼装方式如图 7 第一

环所示。

表 2 接头弹簧的基本参数

管片接头弹簧的基本参数			环间接头弹簧的基本参数		
弹簧	含义	取值	弹簧	含义	取值
K_{xx}	轴压	2×10^{10}	K_{xx}	切向剪切	4.0×10^5
K_{yy}	径向剪切	2×10^{10}	K_{yy}	径向剪切	6.7×10^4
K_{zz}	轴向剪切	2×10^{10}	K_{zz}	轴向拉伸	2×10^{10}
				轴向压缩	2×10^{10}
$K_{\theta x}$	—	—	$K_{\theta x}$	—	—
$K_{\theta y}$	—	—	$K_{\theta y}$	—	—
$K_{\theta z}$	正向旋转	4.0×10^4	$K_{\theta z}$	—	—
	负向旋转	3.0×10^4		—	—

注：剪切和拉压弹簧常数的单位为 $\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$ ，旋转弹簧常数的单位为 $\text{kN}\cdot\text{m}\cdot\text{rad}^{-1}$ 。

图 10~12 分别为壳 - 弹簧模型和梁 - 弹簧模型计算的轴力、剪力和弯矩对比图（图中数据均为按一环计算得到，下同），图中零度为隧道顶部处，按顺时针方向旋转为正（下同）。从图中可以看出，两者的轴力、剪力和弯矩几乎一致，说明在通缝拼装管片时，只要沿隧道轴向地层条件不变，隧道埋深不变，上覆荷载等条件不变，衬砌管片可以简化成平面计算模型。此时二维或三维模型计算的结果一致，进一步验证了壳 - 弹簧模型和程序的正确性。

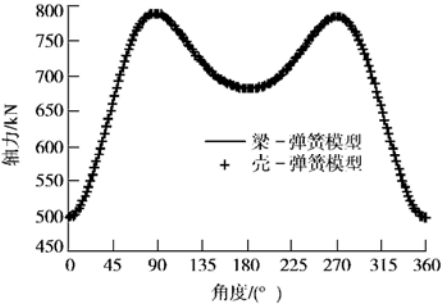


图 10 轴力对比图

Fig. 10 Comparison of thrust

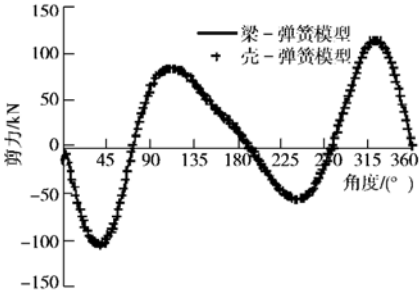


图 11 剪力对比图

Fig. 11 Comparison of shear

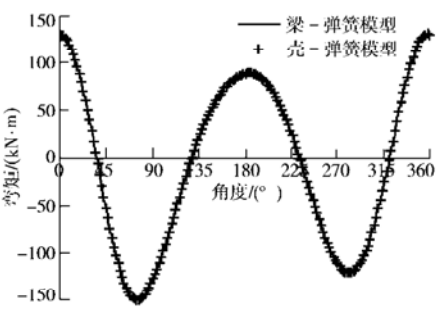


图 12 弯矩对比图

Fig. 12 Comparison of moment

3.3 管片错缝拼装条件下壳 - 弹簧模型与梁 - 弹簧模型的对比

运用壳 - 弹簧模型与梁 - 弹簧模型分别对衬砌管片错缝拼装进行计算分析，管片拼装方式如图 7 所示，仅取两环计算分析。

图 13~16 分别为壳 - 弹簧模型和梁 - 弹簧模型在管片错缝拼装下计算的轴力和弯矩对比图。从图中可以看出，梁 - 弹簧模型和壳 - 弹簧模型计算的管片内力在盾构隧道衬砌顶部有较大的差别，导致两种模型计算结果有所差异主要是因为梁 - 弹簧模型默认每环管片为平面应变状态，夸大了管片错缝拼装的添接效应（纵向加强作用），认为管片接头处相邻管片环整环都会对接头有加强作用。事实上衬砌环在外荷载作用下会产生翘曲变形，对管片接头起加强作用的主要是相邻管片断面的边缘部位，本文称之为局部添接效应，壳 - 弹簧模型是三维空间模型，能较真实的反映管片的实际受力状态，可以反映管片错缝拼装只具有局部的添接效应这种现象，即相邻管片环只在管片断面的边缘具有添接效应，只在如图 9 所示 5、6 两个截面处具有较明显的添接效应，如果计算采用 4 环或多环则在 1、5、6、10 截面处存在较为明显的添接效应，即在每环管片的两端存在较为明显的添接效应，当然添接效应还与管片的环境、厚度、管片接头的刚度和环间接头的刚度等因素有关。导致本文中只在隧道衬砌顶部相差较大的原因是顶部土弹簧单元受拉，所以不考虑顶部土弹簧单元，而其它部位由于土弹簧单元的作用，约束了衬砌的变形，即使其它部位总的内力相差不大，但是沿隧道轴向的不同的横截面其内力相差较大，即表现出较明显的非平面应变性能。如图 13~16 中所示壳 - 弹簧模型比梁 - 弹簧模型计算结果偏小，在本文所列条件下，位于隧道衬砌顶部附近偏差较大，轴力约小 6%，弯矩约小 40%。从管片通缝和错缝拼装的壳 - 弹簧模型计算结果还可以看出，

在文中所述条件下,通缝和错缝拼装方式对管片所受的内力的差异不如用梁-弹簧模型计算出的结果差异大,如前所述这主要是因为错缝拼装管片时,对管片接头起加强作用的主要是相邻管片断面的边缘部位,即只在管片断面边缘部位会表现出错缝拼装性能,而在每环管片中部仍类似于通缝拼装;从管片通缝和错缝拼装的梁-弹簧模型计算结果显示,通缝和错缝拼装方式对管片所受的内力改变较大,尤以弯矩变化较大,这主要是由于梁-弹簧模型夸大了管片错缝拼装的添接效应。从计算结果可以看出,壳-弹簧模型的计算结果更能反映衬砌管片的实际受力状态,对安全、经济、合理的进行盾构隧道管片设计有一定的指导作用。

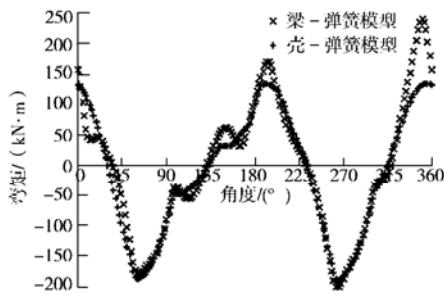


图 13 第一环弯矩对比图

Fig. 13 Comparison of moment in the first ring

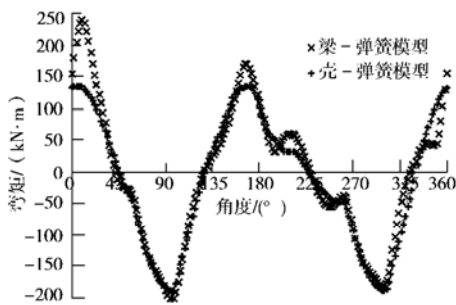


图 14 第二环弯矩对比图

Fig. 14 Comparison of moment in the second ring

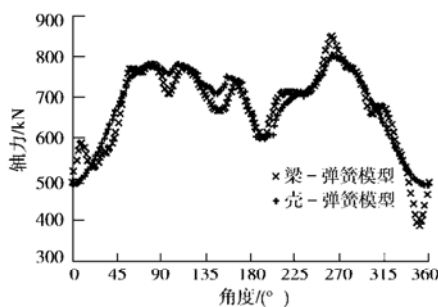


图 15 第一环轴力对比图

Fig. 15 Comparison of thrust in the first ring

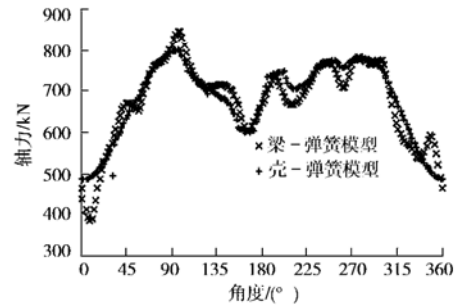


图 16 第二环轴力对比图

Fig. 16 Comparison of thrust in the second ring

4 结 语

(1) 在深入理解了现有盾构法隧道衬砌计算模型的基础之上建立了盾构法隧道衬砌计算的壳-弹簧模型,并编制了相应的计算程序。

(2) 运用壳-弹簧模型计算了一个典型壳问题,计算结果表明壳-弹簧模型程序计算结果与级数解吻合的较好,从而证明壳-弹簧模型及程序正确、可靠。

(3) 在通缝拼装管片时,对比了梁-弹簧模型和壳-弹簧模型的计算结果,结果表明在通缝拼装时,壳-弹簧模型和梁-弹簧模型的计算结果一致。说明在通缝拼装管片时,只要沿隧道纵向地层条件不变,隧道埋深不变,上覆荷载不变,衬砌管片可以简化成平面计算模型。

(4) 在错缝拼装管片时,对比了梁-弹簧模型和壳-弹簧模型的计算结果,结果表明在错缝拼装时,壳-弹簧模型和梁-弹簧模型的计算结果有较大出入,梁-弹簧模型计算结果较壳-弹簧模型结果为大,在文中所列条件下对轴力的影响约为 6%,而对弯矩的影响较大,达到 40%左右,究其原因在于错缝拼装时,梁-弹簧模型默认管片为平面应变状态,夸大了管片错缝拼装的添接效应(纵向加强作用),认为管片接头处相邻管片环整环都会对接头有加强作用,而事实上,衬砌环在外荷载作用下会产生翘曲变形,对管片接头起加强作用的只是相邻管片环的一小部分,本文称之为局部添接效应;壳-弹簧模型是三维空间模型,能较真实的反映管片的实际受力状态,可以反映管片错缝拼装只具有局部的添接效应这种现象,即相邻管片环只在环缝管片接头处或其附近具有添接效应,计算结果能很好的解释这个现象。

综上所述,运用壳-弹簧模型可以更全面的反映盾构隧道衬砌管片的力学性态,对安全、经济、合理的进行盾构隧道管片设计有一定的指导作用。

参考文献:

- [1] 胡如军.盾构隧道衬砌管片设计理论研究[D].南京:河海大学,2002. (HU Ru-jun. Research of design theory of lining segment for shield tunnel[D]. Nanjing: Hohai University, 2002.)
- [2] 朱合华,陶履彬.盾构隧道衬砌结构受力分析的梁-弹簧系统模型[J].岩土力学, 1998, 19(2): 26 - 32. (ZHU He-hua, TAO Lu-bin. Study on two beam-spring models for the numerical analysis of segments in shield tunnel[J]. Rock and Soil Mechanics, 1998, 19(2): 26 - 32.)
- [3] 朱合华,崔茂玉,杨金松.盾构衬砌管片的设计模型与荷载分布的研究[J].岩土工程学报, 2000, 22(2): 190 - 194. (ZHU He-hua, Cui Mao-yu, YANG Jin-song. Design model for shield lining segments and distribution of load[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, 22(2): 190 - 194.)
- [4] 朱合华,杨林德,陈清军,等.盾构隧道管片接头衬砌系统的两种受力设计模型[J].工程力学(增刊), 1996: 395-399. (ZHU He-hua, YANG Lin-de, CHEN Qing-jun. Two design models for segment joint and lining system of shield tunnel[J]. Engineer Mechanics (Supplement), 1996: 395 - 399.)
- [5] 村上博智,小泉淳.シールド工事用セグメントのセグメントの継手の挙動について[C]//土木学会論文報告集,第296号.1980: 73 - 86.
- [6] 朱世友.国内地铁盾构区间隧道管片结构设计的现状与发
- 展[J].现代隧道技术, 2002, 39(6): 23 - 28. (ZHU Shi-you. Present status and development of segment design for the shield driven running tunnel of metro[J]. Modern Tunneling Technology, 2002, 39(6): 23 - 28.)
- [7] Working Group NO.2, ITA. Guidelines for the design of shield tunnel lining[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2000, 15(3): 303 - 331.
- [8] 黄宏伟,臧小龙.盾构隧道纵向变形性状研究分析[J].地下空间, 2002, 22(3): 244 - 251. (HUANG Hong-wei, ZHANG Xiao-long. Research and analysis on longitudinal deformation characteristics of shield tunnel[J]. Underground Space, 2002, 22(3): 244 - 251.)
- [9] 华东水利学院.弹性力学问题中的有限元法[M].北京:水利电力出版社, 1978. (East China University of Water Conservancy. Finite element method in elastic mechanics problem[M]. Beijing: Water Resources and Electric Power Press, 1978.)
- [10] DUDDECK H, Heinz, Erdmann. On structural design models for tunnels in soft soil[J]. Underground Space, 1985, 9(5-6): 246 - 259.
- [11] 木村定雄,小泉淳.地盘と覆工の相互作用考慮したシールドトネンの設計法について[C]//土木学会論文報告集, No.624, 1999.
- [12] 朱伟,译.日本土木学会隧道标准规范(盾构篇)解说[M].北京:中国建筑工业出版社, 2001. (ZHU Wei, Translator. Specification and explanation of tunnel (shield tunnel)[M]. Beijing: China Construction Industry Press, 2001.)

《浙江隧道与地下工程》介绍

《浙江隧道与地下工程》由浙江省隧道工程公司和浙江省建筑业行业协会地下工程分会主办。该刊为季刊,自2005年初创刊以来迄今已出版6期,每期篇幅约10万字,每期印数约1500册,已在行业内产生了一定影响。

该刊信息量大,可读性强,图文并茂,报道面较宽,报道

的地域已涉及了国内大陆各地、海峡两岸,乃至英、美、日、韩、伊拉克、土耳其、新加坡、希腊、捷克、斯洛伐克、瑞典、丹麦等国。

欢迎各同行订阅期刊,并提宝贵意见。

(《浙江隧道与地下工程》编辑部 供稿)