

双圆盾构隧道衬砌结构受力解析

胡欣雨, 张子新

(1. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学土木工程学院地下建筑与工程系, 上海 200092)

摘要:应用不均衡力矩及侧力、竖力传播法推导了双圆 DOT 盾构隧道衬砌内力的解析解。结合具体工程实例计算, 与同一工况下的数值模拟和现场试验实测数据进行了对比分析。结果表明: 解析解的计算结果稍微偏大, 数值解最小, 而实测值基本是介于二者之间, 但三者所反映的内力变化规律基本上是一致的, 验证了所推导的解析解的合理性和可靠性。此外, 基于解析解分析了双圆盾构隧道衬砌结构计算中各种设计参数对计算结果的敏感性, 研究表明: 对于中浅埋双圆盾构隧道, 拱背土压力的影响不能忽略; 并建议将侧向土体抗力系数取为 $2500 \sim 6500 \text{ kN/m}^3$, 以充分发挥地层的被动抗力作用; 在考虑结构受力和合理利用、优化结构断面的基础上, 张开角应在 $30^\circ \sim 60^\circ$ 取值。

关键词: 双圆盾构; 隧道衬砌; 不均衡力矩及侧力竖力传播法; 内力; 解析解; 设计参数

中图分类号: U452 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2008)02-0172-09

作者简介: 胡欣雨(1981-), 女, 广西柳州市人, 博士研究生, 主要从事隧道及地下结构研究。E-mail: christiehy@yahoo.com.cn。

Internal forces of DOT shield-driven tunnel lining

HU Xin-yu, ZHANG Zi-xin

(1. Key Laboratory of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Department of Geotechnical Engineering, School of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: An analytical solution for the calculation of internal forces of a jointed segmental precast DOT (Double-O-Tube) lining based on the unbalanced forces transition method was presented. With the calculation of a practical project, the numerical simulation method and some data from field measurements were both used to compare and analyze the internal forces of DOT lining. It was shown that the internal forces obtained by analytical solution were the largest, the internal forces obtained by numerical simulation were the smallest and the measured values were in the middle. However, the distributions of internal forces obtained by three different methods well agreed with each other, which demonstrated that the analytical solution was reasonable and reliable. The sensitivities of the design parameters to the distribution of internal forces of DOT lining structure were analyzed, and it was shown that the shoulder ground pressure played an important role to the distribution of internal forces and should not be neglected and the soil resistance coefficient can be chosen between 2500 kN/m^3 and 6500 kN/m^3 in order to activate the soil resistance fully. With respect to the reasonable design and optimization of the cross-section as well as the consideration of the safety factors, the opening angle α should be chosen between $30^\circ \sim 60^\circ$ degrees.

Key words: DOT shield tunnel; tunnel lining; unbalanced forces transition method; internal force; analytical solution; design parameter

0 引言

伴随着地下空间的开发和盾构施工技术的迅速发展, 寻求一种既满足功能适用性, 又可以最大限度利用地下空间的盾构工法已成为一个重要的研究发展领域^[1-2]。作为复圆形盾构工法的一种, 双圆盾构工法以其节约地下空间使隧道走向更灵活、节省建设投资加快工程进度、减少相邻两条隧道单独施工时的相互影响等优势而成为城市地下轨道建设的一个新的亮点。

盾构隧道衬砌结构的受力对于隧道衬砌的设计至关重要, 直接关系到所设计隧道的安全、经济与合理性。而国内外关于双圆盾构的受力研究较少, 宋博采用梁—弹簧模型计算了双圆盾构隧道衬砌的内力^[3]; 袁金荣结合具体工程实例, 研究了双圆盾构衬砌结构

基金项目: 上海市科委重大资助项目 (04dz12017); 上海市曙光计划资助项目 (2006)

收稿日期: 2007-02-12

的设计参数及其影响^[4]。但这些针对双圆盾构隧道衬砌的受力分析均基于数值模拟,对于设计和施工的应用并不方便,仅作为定性参考。为此,楼葭菲和李喆分别根据自由变形均质圆环模型和弹性铰模型应用结构力学的力法推导了双圆盾构隧道衬砌内力分布的解析解公式^[5-6],但两者解析解的推导中均没有考虑拱背土压力,而对于双圆盾构隧道拱背土压力对衬砌内力的影响是不能忽略的;且已有研究仅考虑结构和荷载均对称的情况,而实际上虽然双圆盾构结构的断面形状几何上是对称结构,但是荷载可能不对称;此外对隧道管片间接头的考虑,自由变形均质圆环模型用折减系数 ηEI (η 为弯曲刚度有效率, EI 为均质圆环的整体刚度)代替均质圆环中管片的整体刚度 EI ,但目前对 η 值的确定主要凭工程实践经验,因此具有很大的随意性和不确定性;梁-弹簧模型将其假定为一个理想弹性铰,其承担弯矩的多少,与接头刚度的大小成正比,接头刚度的取值可根据接头实验来确定,但其合理性和准确性需要进一步的分析论证^[7-8]。

针对以上问题,本文引入不平衡内力(力矩和侧力、竖力)传播法,该法可根据管片接头的位置和数目将整个衬砌结构分为几个相对独立的基本结构,利用变位法原理推导的解析解公式直接计算杆端截面的内力,然后利用力的平衡条件计算衬砌结构各截面的内力。该方法解决了其他解析解推导过程中参数取值的相对随意性和不确定性等问题;此外,由于计算过程中把整个衬砌结构分为几个独立体,符合双圆盾构隧道衬砌的实际拼装过程,故其不受整体衬砌结构具体断面形状的限制,可以计算在相同水土压力作用下双圆断面盾构、矩形断面盾构、椭圆形断面盾构等的衬砌结构内力;此外,根据实际所处地层由于地面超载不均、土层不对称以及相应土体参数取值偏差等特殊情况引起了外荷载分布的非对称性,这种方法还可以相对简便的计算非对称荷载时的双圆盾构衬砌结构的内力,具有一定的优越性。本文以上海市轨道交通杨浦线(M8线)工程实例为背景,应用不平衡内力传播法推导了双圆盾构隧道衬砌内力的解析解,并结合有限元数值模拟和实测数据予以验证,同时假定若干工况,以不同的参数对衬砌的内力进行计算,分析了不同参数对衬砌内力分布的影响,得出相应的内力分布规律,以期对设计施工提供一定参考。

1 双圆盾构隧道衬砌内力解析解推导

1.1 计算原理、计算模型和假定

以不平衡内力传播法推导双圆盾构隧道衬砌内力

的原理,是直接将衬砌结构各杆件(管片)的杆端内力(力矩和侧力、竖力)作为计算对象。通过一定的方法求出这些杆端内力的值,最后用平衡条件计算衬砌结构任一截面的内力。该方法推导中,用管片两端在外荷载作用下的真实变位来考虑由于管片间接头对整体衬砌结构产生的影响,故如弯曲刚度有效率 η 及管片环向接头刚度等这些一般通过试验所得的参数在这里得到了更直观、更合理的体现;用独立的衬砌管片作为计算对象,以取代整个衬砌结构为计算对象,获得的解析解不受整体衬砌结构具体断面形状限制,故具有广泛的适用性。

结合双圆盾构隧道自身的特点,本文仍采用荷载结构法来考虑周围土体对结构的作用,其中对土体的被动抗力作用按照日本的三角形分布法,结构沿立柱轴线所在的直线对称,荷载非对称,而作用在结构上的任何非对称荷载都可以分解为正对称荷载和反对称荷载(如图1)。

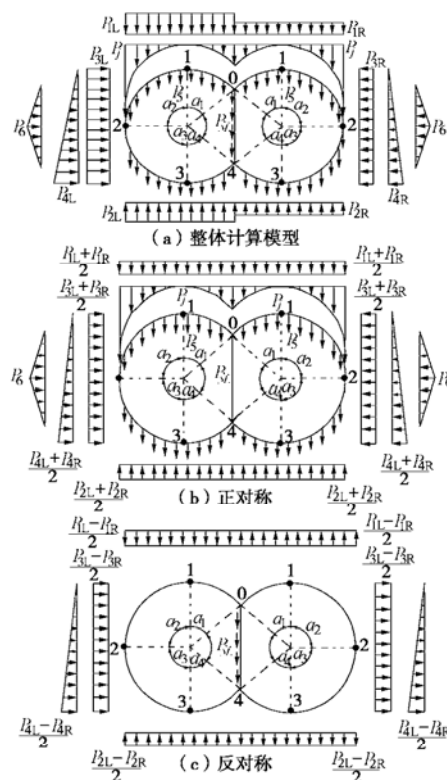


图1 双圆盾构衬砌结构计算模型

Fig. 1 Computational model of DOT lining

在衬砌结构内力的计算过程中,对上述模型的假定:①立柱由于刚度很大,不发生轴向压缩变形,但是可发生转动和水平变位;②每个结点处可发生转动及水平、垂直变位。以不平衡内力传播法计算结构内力时,对于其符号规则,统一规定为:杆端力矩和角

变位以顺时针方向为正, 杆端侧力和侧移以向右为正, 杆端竖力和竖移以向上为正。

1.2 正对称荷载分布的解析解推导

运用不平衡内力传播法计算结构内力时, 关键之一就是首先确定形常数和修正形常数。

对于正对称的荷载分布, 计算时可沿对称线取半结构进行计算 (如图 2)。

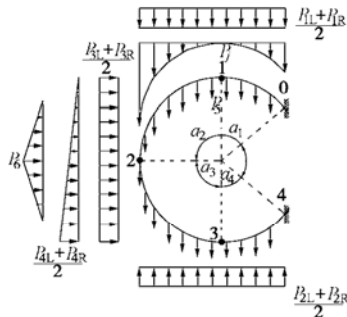


图 2 正对称荷载计算简图

Fig. 2 Simplified model of symmetrical loading

(1) 形常数以及修正形常数

a) 形常数的确定

取任意杆件为例, 其基本结构如图 3 所示。根据弹性中心法—弹性中心处相对位移和转角沿 X_k 方向变位为零, 有

$$\delta_{kk} X_k + \Delta_{kc} = 0 \quad (k=1, 2, 3), \quad (1)$$

式中, δ_{kk} 为弹性中心处单位力 $\overline{X_k}$ 作用下产生的沿 X_k 作用方向的变位, 可根据虚功原理求解, Δ_{kc} 为由于支座变位在基本结构弹性中心处沿 X_k 作用方向的变位, 对其求解详述如下。

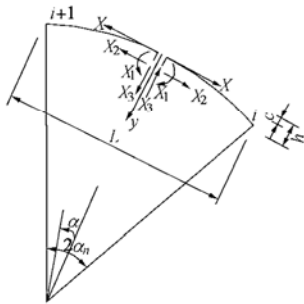


图 3 弹性中心法求解基本结构

Fig. 3 Basic structure for elastic center method

分别令 $\overline{X_k} = 1$ 作用于基本结构, 求出支座反力如图 4 所示。

由功能原理推导的公式:

$$\Delta_{kc} = -\sum R\Delta, \quad (2)$$

式中, R 表示 $\overline{X_k} = 1$ 作用于基本结构时的支座反力的值, Δ 为与上述支座反力对应的支座变位。

令结点 i 固定, $i+1$ 仅发生单位正向角变 $\theta_{i+1} = 1$ (图 5 (a)), 结合图 4 可推导出:

$$\left. \begin{aligned} \Delta_{1c} &= -\sum R\Delta = -1, \\ \Delta_{2c} &= -\sum R\Delta = -(h-c), \\ \Delta_{3c} &= -\sum R\Delta = L/2, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中, L, h 分别为杆件的跨距和矢高, c 为弹性中心与拱顶间距。

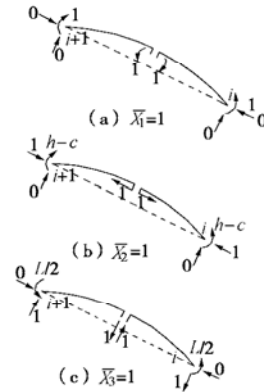


图 4 支座反力图

Fig. 4 Diagram of reaction at the supporting point

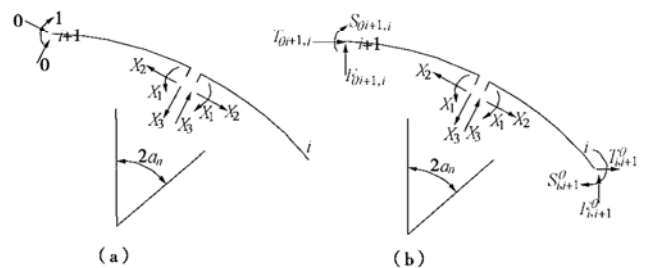


图 5 形常数计算简图

Fig. 5 Simplified diagram for constant calculation

结合式 (1)、(3), 即可求出相应的 X_1, X_2 和 X_3 。

根据图 5 (b) 所示几何关系可知:

$$\left. \begin{aligned} S_{\theta i+1,i} &= X_1 + X_2(h-c) - X_3 \frac{L}{2}, \\ S_{i,i+1}^{\theta} &= -X_1 - X_2(h-c) - X_3 \frac{L}{2}, \\ T_{\theta i+1,i} &= X_2 \cos \alpha_n + X_3 \sin \alpha_n, \\ T_{i,i+1}^{\theta} &= -X_2 \cos \alpha_n - X_3 \sin \alpha_n, \\ F_{\theta i+1,i} &= X_3 \cos \alpha_n - X_2 \sin \alpha_n, \\ F_{i,i+1}^{\theta} &= X_2 \sin \alpha_n - X_3 \cos \alpha_n, \\ C_{i+1,i} &= \frac{S_{i,i+1}^{\theta}}{S_{i+1,i}}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中 $S_{\theta i+1,i}, T_{\theta i+1,i}, F_{\theta i+1,i}$ 分别为 i 结点为固定支承时, $i+1$ 结点发生单位正向角变, 所引起的 $i+1$ 端的抗挠刚度, 力矩侧力相干系数和力矩竖力相干系数; $S_{i,i+1}^{\theta}, T_{i,i+1}^{\theta}, F_{i,i+1}^{\theta}$ 分别为在此单位正向角变下, i 端产生的力矩, 侧力和竖力; $C_{i+1,i}$ 为结点 $i+1$ 到 i 的弯矩传递系数; α_n 为弹性中心至拱脚处的最大角度。

同理, 当结点 i 固定, $i+1$ 仅发生单位正向侧移 $u_{i+1}=1$ 或单位正向竖移 $v_{i+1}=1$ 时, 也可以推导并定义相应的形常数, 即 $T'_{ui+1,i}$, $J'_{ui+1,i}$, $Z'_{ui+1,i}$ 分别为 i 结点固定支承时, $i+1$ 结点发生单位正向侧移, 所引起的 $i+1$ 端的侧力力矩相干系数、抗侧移劲度和侧力竖力相干系数; $T''_{i,i+1}$, $J''_{i,i+1}$, $Z''_{i,i+1}$ 分别为在此单位正向侧移下 i 端产生的力矩, 侧力和竖力; $F'_{vi+1,i}$, $Z'_{vi+1,i}$, $G'_{vi+1,i}$ 分别为 i 结点固定支承时, $i+1$ 结点发生单位正向竖移, 所引起的 $i+1$ 端的竖力力矩相干系数、竖力侧力相干系数和抗竖移劲度; $F''_{i,i+1}$, $Z''_{i,i+1}$, $G''_{i,i+1}$ 分别为在此单位正向竖移下 i 端产生的力矩, 侧力和竖力。

b) 修正形常数的确定

上述对于形常数的确定是把杆之另一端当成固定端来研究的, 而衬砌结构是由管片拼装而成的, 在外荷载的作用下, 结点即管片间的连接处经常都是有变形的, 因此要对两端的变形都进行分析, 这使得方程的形式比较繁杂。因此, 只要在定义构件一端的形常数时把构件另一端的变形也考虑进去, 这样所得到方程的形式就可以简单些, 这就是引入修正形常数概念的目的。

根据形常数的定义, 当结点 i 固定, $i+1$ 产生单位正向角变时, i 端产生: $M_{i,i+1\theta} = S'_{i,i+1}$, $H_{i,i+1\theta} = T'_{i,i+1}$, $E_{i,i+1\theta} = F'_{i,i+1}$ 。再将 $i+1$ 点固定, 放松 i 点, 由结点 i 脱离体的平衡条件 $\sum M_i = 0$, $\sum H_i = 0$ 以及 $\sum E_i = 0$ 有:

$$\left. \begin{aligned} C_{i+1,i}^{\theta\theta} \sum S'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{\theta u} \sum T'_{iu} + C_{i+1,i}^{\theta v} \sum F'_{iv} + S_{i,i+1}^{\theta} &= 0, \\ C_{i+1,i}^{\theta\theta} \sum T'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{\theta u} \sum J'_{iu} + C_{i+1,i}^{\theta v} \sum Z'_{iv} + T_{i,i+1}^{\theta} &= 0, \\ C_{i+1,i}^{\theta\theta} \sum F'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{\theta u} \sum Z'_{iu} + C_{i+1,i}^{\theta v} \sum G'_{iv} + F_{i,i+1}^{\theta} &= 0; \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

同理, 当结点 i 固定, $i+1$ 产生单位正向侧移时,

$$\left. \begin{aligned} C_{i+1,i}^{u\theta} \sum S'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{uu} \sum T'_{iu} + C_{i+1,i}^{uv} \sum F'_{iv} + T_{i,i+1}^u &= 0, \\ C_{i+1,i}^{u\theta} \sum T'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{uu} \sum J'_{iu} + C_{i+1,i}^{uv} \sum Z'_{iv} + J_{i,i+1}^u &= 0, \\ C_{i+1,i}^{u\theta} \sum F'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{uu} \sum Z'_{iu} + C_{i+1,i}^{uv} \sum G'_{iv} + Z_{i,i+1}^u &= 0; \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

当结点 i 固定, $i+1$ 产生单位正向竖移时,

$$\left. \begin{aligned} C_{i+1,i}^{v\theta} \sum S'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{vu} \sum T'_{iu} + C_{i+1,i}^{vv} \sum F'_{iv} + F_{i,i+1}^v &= 0, \\ C_{i+1,i}^{v\theta} \sum T'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{vu} \sum J'_{iu} + C_{i+1,i}^{vv} \sum Z'_{iv} + Z_{i,i+1}^v &= 0, \\ C_{i+1,i}^{v\theta} \sum F'_{i\theta} + C_{i+1,i}^{vu} \sum Z'_{iu} + C_{i+1,i}^{vv} \sum G'_{iv} + G_{i,i+1}^v &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中 $C_{i+1,i}^{\theta\theta}$, $C_{i+1,i}^{\theta u}$ 和 $C_{i+1,i}^{\theta v}$ 分别为 $i+1$ 发生单位正向角变时, 在 i 端产生的转角, 侧移和竖移; $C_{i+1,i}^{uu}$, $C_{i+1,i}^{uv}$ 分别为 $i+1$ 发生单位正向侧移时, 在 i 端产生的转角, 侧移和竖移; $C_{i+1,i}^{v\theta}$, $C_{i+1,i}^{vu}$ 和 $C_{i+1,i}^{vv}$ 分别为 $i+1$ 发生单位正向竖移时, 在 i 端产生的转角, 侧移和竖移。故:

$$\left. \begin{aligned} S'_{\theta i+1,i} &= S_{\theta i+1,i} + C_{i+1,i}^{\theta\theta} S_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{\theta u} T_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{\theta v} F_{i+1,i}^v, \\ T'_{\theta i+1,i} &= T_{\theta i+1,i} + C_{i+1,i}^{\theta\theta} T_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{\theta u} J_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{\theta v} Z_{i+1,i}^v, \\ F'_{\theta i+1,i} &= F_{\theta i+1,i} + C_{i+1,i}^{\theta\theta} F_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{\theta u} Z_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{\theta v} G_{i+1,i}^v; \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$$\left. \begin{aligned} T'_{ui+1,i} &= T_{ui+1,i} + C_{i+1,i}^{u\theta} S_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{uu} T_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{uv} F_{i+1,i}^v, \\ J'_{ui+1,i} &= J_{ui+1,i} + C_{i+1,i}^{u\theta} T_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{uu} J_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{uv} Z_{i+1,i}^v, \\ Z'_{ui+1,i} &= Z_{ui+1,i} + C_{i+1,i}^{u\theta} F_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{uu} Z_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{uv} G_{i+1,i}^v; \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$\left. \begin{aligned} F'_{vi+1,i} &= F_{vi+1,i} + C_{i+1,i}^{v\theta} S_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{vu} T_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{vv} F_{i+1,i}^v, \\ Z'_{vi+1,i} &= Z_{vi+1,i} + C_{i+1,i}^{v\theta} T_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{vu} J_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{vv} Z_{i+1,i}^v, \\ G'_{vi+1,i} &= G_{vi+1,i} + C_{i+1,i}^{v\theta} F_{i+1,i}^{\theta} + C_{i+1,i}^{vu} Z_{i+1,i}^u + C_{i+1,i}^{vv} G_{i+1,i}^v. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

式中 $S'_{\theta i+1,i}$, $T'_{\theta i+1,i}$, $F'_{\theta i+1,i}$ 分别为 i 结点实际支承情况时, $i+1$ 结点发生单位正向角变, 所引起的 $i+1$ 端修正抗挠劲度, 修正力矩侧力相干系数和修正力矩竖力相干系数; $T'_{ui+1,i}$, $J'_{ui+1,i}$, $Z'_{ui+1,i}$ 分别为 i 结点实际支承情况时, $i+1$ 结点发生单位正向侧移, 所引起的 $i+1$ 端修正侧力力矩相干系数、修正抗侧移劲度和修正侧力竖力相干系数; $F'_{vi+1,i}$, $Z'_{vi+1,i}$, $G'_{vi+1,i}$ 分别为 i 结点实际支承情况时, $i+1$ 结点发生单位正向竖移, 所引起的 $i+1$ 端修正竖力力矩相干系数、修正竖力侧力相干系数和修正抗竖移劲度。

(2) 固端力矩与侧力、竖力

首先用刚臂和水平、垂直连杆将结点(管片的连接处)一一固定。在外荷载作用下, 杆件杆端必然产生固端力矩 M^F 与固端侧力 H^F 、竖力 E^F , 即分别为各结点上的不平衡力矩 M_i^U 及侧力 H_i^U 、竖力 E_i^U (统称 Σ_i^U)。

在无外荷载作用的基本结构下, 再逐次放松各结点, 放松的结果将产生传播力矩、侧力、竖力和分配力矩、侧力、竖力。

(3) 传播力矩与传播侧力、竖力(M^p , H^p , E^p)

由于刚性结点实际上并不是完全固定的, 故结点 i 在相邻各杆由荷载造成的固端内力 (Σ_i^U) 作用下, 必然产生变形(转动或水平、垂直移动)。变形的结果, i 所在杆的远端必然会产生相应的内力, 令 $M_{i+1,i}^p$ 表示作用在 i 点的 Σ_i^U 产生的杆远端 $i+1$ 端的传播力矩, $H_{i+1,i}^p$ 表示作用在 i 点的 Σ_i^U 产生的 $i+1$ 端的传播侧力, $E_{i+1,i}^p$ 表示作用在 i 点的 Σ_i^U 产生的 $i+1$ 端的传播竖力:

$$\left. \begin{aligned} M_{i+1,i}^p &= C_{i+1,i}^{\theta\theta} M_i^U + C_{i+1,i}^{\theta u} H_i^U + C_{i+1,i}^{\theta v} E_i^U, \\ H_{i+1,i}^p &= C_{i+1,i}^{u\theta} M_i^U + C_{i+1,i}^{uu} H_i^U + C_{i+1,i}^{uv} E_i^U, \\ E_{i+1,i}^p &= C_{i+1,i}^{v\theta} M_i^U + C_{i+1,i}^{vu} H_i^U + C_{i+1,i}^{vv} E_i^U. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

(4) 分配力矩与分配侧力、竖力

经力矩, 侧力和竖力传播的结果, 在任意结点 $i+1$ 上作用有最终的不平衡力矩与侧力、竖力:

$$\left. \begin{aligned} \sum M_{i+1}^U &= M_{i+1}^U + M_{i+1,i}^p + M_{i+1,i+2}^p, \\ \sum H_{i+1}^U &= H_{i+1}^U + H_{i+1,i}^p + H_{i+1,i+2}^p, \\ \sum E_{i+1}^U &= E_{i+1}^U + E_{i+1,i}^p + E_{i+1,i+2}^p. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

此时 $i+1$ 产生相应的变位 θ_{i+1} , u_{i+1} , v_{i+1} , 在变位的过程中, $i+1$ 周围各杆产生反向的抵抗力矩、侧

力和竖力, 当达到与 $\sum M_{i+1}^U$, $\sum H_{i+1}^U$ 和 $\sum E_{i+1}^U$ 大小相等 (方向相反) 时结点 $i+1$ 重新平衡。这些反向内力由结点周围各杆共同分担, 称分配力矩 M^D 、侧力 H^D 和竖力 E^D :

$$\left. \begin{aligned} \theta_{i+1} \sum S'_{i+1\theta} + u_{i+1} \sum T'_{i+1u} + v_{i+1} \sum F'_{i+1v} + \sum M_{i+1}^U &= 0, \\ \theta_{i+1} \sum T'_{i+1\theta} + u_{i+1} \sum J'_{i+1u} + v_{i+1} \sum Z'_{i+1v} + \sum H_{i+1}^U &= 0, \\ \theta_{i+1} \sum F'_{i+1\theta} + u_{i+1} \sum Z'_{i+1u} + v_{i+1} \sum G'_{i+1v} + \sum E_{i+1}^U &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$\left. \begin{aligned} M_{i+1,i}^D &= \theta_{i+1} S'_{\theta i+1,i} + u_{i+1} T'_{ui+1,i} + v_{i+1} F'_{vi+1,i}, \\ H_{i+1,i}^D &= \theta_{i+1} T'_{\theta i+1,i} + u_{i+1} J'_{ui+1,i} + v_{i+1} Z'_{vi+1,i}, \\ E_{i+1,i}^D &= \theta_{i+1} F'_{\theta i+1,i} + u_{i+1} Z'_{ui+1,i} + v_{i+1} G'_{vi+1,i} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

(5) 杆端最终力矩与侧力、竖力

结构各杆杆端最终内力由以上的固端内力、传播内力和分配内力共同产生, 显然, 各杆杆端的最终内力是这三种内力的代数和, 即:

$$\left. \begin{aligned} M_{i+1,i} &= M_{i+1,i}^F + M_{i+1,i}^p + M_{i+1,i}^D, \\ H_{i+1,i} &= H_{i+1,i}^F + H_{i+1,i}^p + H_{i+1,i}^D, \\ E_{i+1,i} &= E_{i+1,i}^F + E_{i+1,i}^p + E_{i+1,i}^D \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

得到了各杆件杆端的最终内力, 即可由平衡条件计算出结构任一截面的内力。

$$\left. \begin{aligned} M_\theta &= \overline{M}_1 X_1 + \overline{M}_2 X_2 + \overline{M}_3 X_3 + M_p, \\ N_\theta &= \overline{N}_1 X_1 + \overline{N}_2 X_2 + \overline{N}_3 X_3 + N_p, \\ Q_\theta &= \overline{Q}_1 X_1 + \overline{Q}_2 X_2 + \overline{Q}_3 X_3 + Q_p. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中 $\overline{M}_i$, $\overline{N}_i$, $\overline{Q}_i$ 分别为基本单位未知力 $\overline{X}_i$ ($i=1, 2, 3$) 作用下相应杆件的弯矩、轴力和剪力; M_p ,

N_p , Q_p 分别 $M_p = \sum_{j=1}^n M_{pj}$, $N_p = \sum_{j=1}^n N_{pj}$, $Q_p = \sum_{j=1}^n Q_{pj}$

表示在外荷载作用下, 相应杆件的弯矩、轴力和剪力; n 为相应杆件所受的外荷载种数; X_1 , X_2 和 X_3 可视为已求出的相应杆件的杆端内力。

1.3 反对称荷载分布的解析解推导

对于反对称的荷载分布, 计算时可沿对称线取半结构进行计算 (如图 6)。

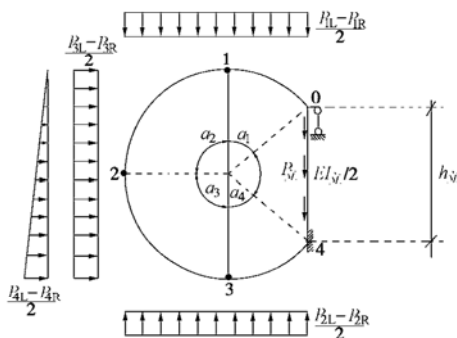


图 6 反对称荷载计算简图

Fig. 6 Simplified model of anti-symmetrical loading

由图 6 可知, 反对称荷载模型的计算简图区别于正对称荷载模型的计算简图主要表现为: 作用荷载的不同, 在整体结构中, 隧道衬砌的自重、拱部土压力以及土体侧向水平抗力假设为沿立柱所在轴对称的荷载, 在正对称荷载的计算模型中考虑, 故此处将不再出现; 立柱作为荷载和结构的一部分来考虑, 根据之前的假设立柱由于刚度很大, 不发生轴向压缩变形, 这里将考虑立柱上部连接处的转动和水平方向的变位。

故不均内力传播法在计算反对称荷载分布下结构的内力时, 可参照正对称荷载分布下的推导, 但是由于立柱的出现, 对其形常数的确定具体推导如下: 设立柱基本结构如图 7, 由于“4”结点为固定结点, 故其相对 X_1 方向、 X_2 方向和 X_3 方向变位为零,

$$\left. \begin{aligned} \delta_{11} X_1 + \delta_{12} X_2 + \delta_{13} X_3 + \Delta_{1c} &= 0, \\ \delta_{21} X_1 + \delta_{22} X_2 + \delta_{23} X_3 + \Delta_{2c} &= 0, \\ \delta_{31} X_1 + \delta_{32} X_2 + \delta_{33} X_3 + \Delta_{3c} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

故

$$\left. \begin{aligned} \delta_{11} &= 2h_{\text{柱}} / EI_{\text{柱}}, \\ \delta_{13} &= -h_{\text{柱}}^2 / EI_{\text{柱}}, \\ \delta_{33} &= 2h_{\text{柱}}^3 / 3EI_{\text{柱}}, \\ \delta_{22} &= \delta_{12} = \delta_{23} = 0. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

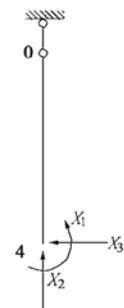


图 7 立柱基本结构

Fig. 7 Basic structure of column

式中, Δ_{kc} ($k=1, 2, 3$) 为由于支座变位在“4”结点处沿 X_k 作用方向的变位; δ_{kk} 为“4”结点处单位力 $\overline{X}_k$ 作用下产生的沿 X_k 作用方向的变位; δ_{ki} 为“4”结点处单位力 $\overline{X}_i$ 作用下产生的沿 X_k 作用方向的变位, $h_{\text{柱}}$ 为柱的计算长度。令 $\overline{X}_1=1$ 、 $\overline{X}_2=1$ 及 $\overline{X}_3=1$ 作用于基本结构, 求出支座反力如图 8 所示。

当仅 $\theta_0=1$ 时 (如图 9), 由功能原理:

$$\left. \begin{aligned} \Delta_{1c} &= -\sum R\Delta = -1, \\ \Delta_{2c} &= -\sum R\Delta = 0, \\ \Delta_{3c} &= -\sum R\Delta = 0, \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

故

$$\left. \begin{aligned} X_1 &= 2EI_{\text{柱}} / h_{\text{柱}}, \\ X_2 &= 0, \\ X_3 &= 3EI_{\text{柱}} / h_{\text{柱}}^2. \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

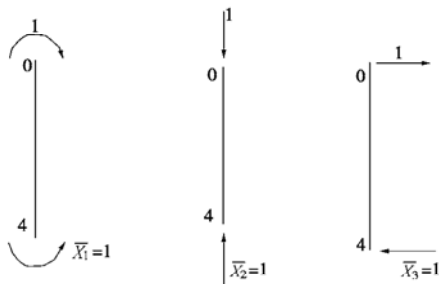


图8 支座反力图

Fig. 8 Diagram of reaction at the supporting point

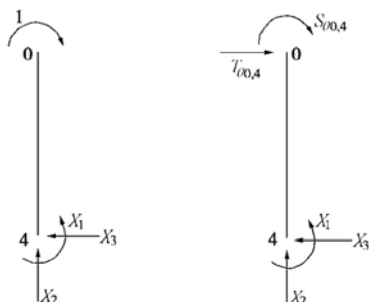


图9 形常数计算简图

Fig. 9 Simplified diagram for constant calculation

根据图9几何关系和定义, 可知

$$\left. \begin{aligned} S_{\theta 0,4} &= X_1 - X_3 h_{\text{立}} = -EI_{\text{立}} / h_{\text{立}}, \\ T_{\theta 0,4} &= X_3 = 3EI_{\text{立}} / h_{\text{立}}^2. \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

当仅 $u_0 = 1$ 时, 同理可得

$$\left. \begin{aligned} T_{u 0,4} &= X_1 - X_3 h_{\text{立}} = -3EI_{\text{立}} / h_{\text{立}}^2, \\ J_{u 0,4} &= X_3 = 6EI_{\text{立}} / h_{\text{立}}^3. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

式中 $S_{\theta 0,4}$, $T_{\theta 0,4}$ 分别为4结点为固定支承时, 0结点发生单位正向角变, 所引起的0结点的抗挠劲度, 力矩侧力相干系数; $T_{u 0,4}$, $J_{u 0,4}$ 分别为4结点固定支承时, 0结点发生单位正向侧移, 所引起的0结点的侧力力矩相干系数、抗侧移劲度。

以上即为考虑外荷载非对称分布情况下, 由不均衡内力传播法推导双圆盾构隧道衬砌结构的内力计算公式, 以下结合具体工程实例计算以验证该解析解的正确性。

2 解析解与数值解、实测结果对比分析

2002年, 我国首次采用双圆盾构工法施工上海市轨道交通杨浦线(M8线)的工程: 黄兴绿地站—翔殷路站—嫩江路站—开鲁路站区间全长2688m, 均采用了双圆盾构隧道的形式, 具体断面形状如下: 管片外径 $D = 6.3\text{ m}$, 总宽度 10.9 m ; 圆弧形管片宽 $B = 1.2\text{ m}$, 立柱部分管片宽 $B_{\text{立}} = 0.7\text{ m}$; 圆弧形管片厚 $T = 0.3\text{ m}$, 立柱部分管片厚 $T_{\text{立}} = 0.35\text{ m}$ 。

在此M8线的双圆盾构隧道施工过程中, 上海隧道工程股份有限公司对双圆隧道衬砌结构内力变化进

行了详细的监测^[9], 以下根据该研究得到的管片结构内力变化特征, 并结合Plaxis有限元软件进行的数值模拟, 以验证所推导解析解的合理性和实用性。

2.1 计算参数的选取和计算方法

(1) 解析解法

根据工程地质勘察报告, 隧道覆土层以砂质粘土为主, 故以此土层取计算参数, 土层重度取 $\gamma = 19\text{ kN/m}^3$, 侧压力系数取 $K_0 = 0.7$ 。隧道标准段的覆土深度大约在两倍盾构直径左右, 故取 $H = 12\text{ m}$ 计算。对于外荷载可以仅考虑荷载对称分布的情况, 即: $P_{\text{左}} = P_{\text{右}} = P_i$, ($i = 1, 2, 3, 4$) (见图2) 根据衬砌管片拼装情况, 将管片间的连接处假设在垂直和水平方位, 即令: $\alpha_1 = \alpha_4 = 50^\circ$ 和 $\alpha_2 = \alpha_3 = 90^\circ$ (计算简图如图10)。

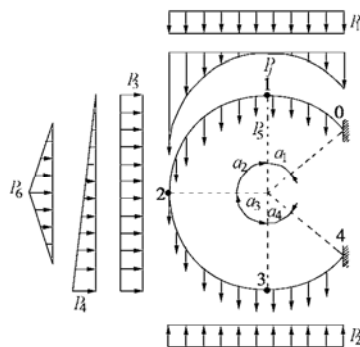


图10 衬砌结构计算简图

Fig. 10 Simplified model of lining structure

根据地质情况和基本荷载组合(地面超载取 20 kN/m^2), 沿纵向取管片宽度, 这样该双圆盾构衬砌结构所受的荷载计算如下所示。

a) 管片自重 P_5

混凝土重度 $\gamma_c = 26\text{ kN/m}^3$, $P_5 = 9.36\text{ kN/m}$, $P_{\text{立}} = 6.37\text{ kN/m}$ 。

b) 上部覆土的自重以及地面超载产生的竖向压力 P_1

$P_1 = 297.6\text{ kN/m}$ 。

c) 隧道衬砌拱顶处土体的侧向水平压力 P_3

$P_3 = 210.714\text{ kN/m}$ 。

d) 拱底处产生的附加侧向水平压力 P_4

$P_4 = 95.76\text{ kN/m}$ 。

e) 分布在与圆心连线与竖直线成 $45^\circ \sim 135^\circ$ 范围内三角形分布的土体侧向水平抗力, 可假定起拱线处的抗力值为 $P_6 = K_s y$, 这里 K_s 为土体的侧向抗力系数 (kN/m^3), y 为隧道衬砌在起拱线处的水平位移 (m), 根据所进行的数值模拟的结果, 隧道在起拱线处的水平位移为 0.01 m , 则 $P_6 = 30\text{ kN/m}$ 。

f) 上部拱背土压力

$P_i = Bh_i\gamma$, 其中 h_i 为上半部圆环上任一点到圆环顶部最高点之距离, 若将其化为均布荷载, 得 $P_i = 11.57 \text{ kN/m}$ 。

g) 隧道衬砌底部土体的反力 P_2

$$P_2 = P_1 + P_7 + \frac{P_3(R \times 1.556\pi) \times 2}{10.6} + \frac{26 \times 0.35 \times 3.5 \times 1.2}{10.6} = 338.66 \text{ kN/m}。$$

(2) 数值模拟

根据所述工程实况并与解析解计算结果形成可比性, 数值模拟中对于各参数的取值亦可仅考虑荷载对称分布的情况。由于隧道纵向尺寸远大于环向截面尺寸, 且沿纵向截面形式不变, 因此, 数值模拟时简化为平面应变问题进行求解。土体本构模型采用莫尔-库仑准则, 弹性模量 $E = 3.5 \times 10^4 \text{ kN/m}^2$, 泊松比 $\mu = 0.35$; 衬砌结构(包括圆弧部分和立柱)刚度较高, 按弹性材料计算, 并用二维梁单元(曲梁和直梁)来模拟, 弹性模量 $E = 3.5 \times 10^7 \text{ kN/m}^2$, 泊松比 $\mu = 0.167$ 。

2.2 计算结果的对比分析

结合 M8 线具体工程实例, 用不平衡内力传播法所推导的计算公式进行双圆盾构衬砌内力的计算, 并在同一工况下进行数值模拟, 同时结合相应的现场试验实测数据进行对比分析。三组数据的衬砌结构内力对比如图 11。

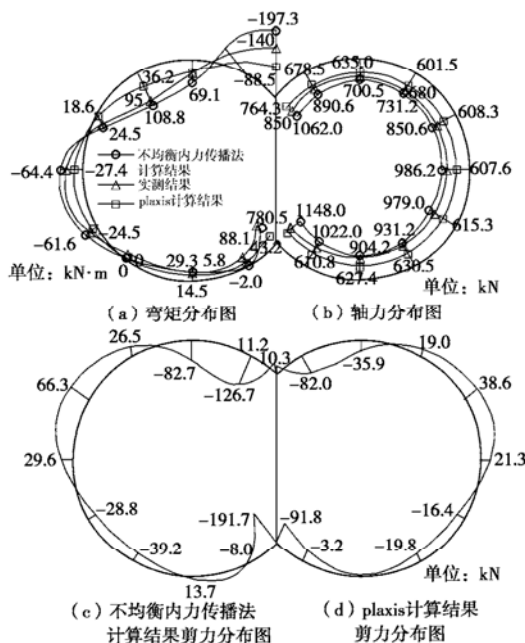


图 11 衬砌结构内力对比图

Fig. 11 Comparison between the analytical and other results

由三组计算数据对比可知, 计算结果仅在数值上有所差别, 解析解由于较难充分考虑土体与结构的共同作用, 计算结果稍微偏大, 数值解最小, 而实测值基本是介于二者之间, 但所反映的内力变化规律基本

上是一致的, 即最大弯矩均为负弯矩, 出现在上部海鸥管片与立柱的交接处, 而最大的正弯矩出现在结构与竖直线呈 30° 左右的方位; 结构所受最大剪力出现在下部海鸥管片与立柱的交接处。从整体来看, 结构所受轴力较均匀, 圆弧段轴力最大值出现在中间立柱上下的两圆相接处, 结构受剪力较小, 这有利于结构稳定。

结合具体工程实例, 将所推导解析解与数值解以及实测结果的对比分析结果表明: 弯矩、轴力、剪力的变化规律基本一致, 验证了本文应用不平衡内力传播理论所推导的双圆盾构隧道衬砌内力的解析解是合理的, 且具有一定的可靠性。为了提高该解析解的实用性, 本文进一步进行了参数敏感性分析。

3 参数敏感性分析

仍结合 M8 线的工程实例, 采用不平衡内力传播法推导的双圆盾构隧道衬砌内力解析解, 以不同的参数对衬砌的内力进行计算, 分析不同参数对衬砌内力分布的影响规律。

3.1 拱背土压力对衬砌结构内力的影响

盾构隧道各种计算模型中, 荷载形式基本相似, 但大多没有考虑拱背土压力的影响, 少数模型中考虑了拱背土压力, 也仅仅是将其作了简化处理。为了分析有无拱背土压力对衬砌结构内力的影响, 本文计算了隧道埋深分别为 12 m 和 15 m 的情况下, 隧道衬砌的内力 (M, N, Q) 分布 (如图 12)。

结果表明, 无论埋深 (12 m 或 15 m), 不考虑拱背土压力相对考虑拱背土压力, 衬砌内力 (M, N, Q) 的变化趋势发生了一定改变且曲线比较平缓。主要表现为考虑拱背土压力时, 衬砌拱背土压力的作用部分 ($-50^\circ \sim 90^\circ$) 相对衬砌的其余部分出现了内力的突变, 如埋深 12 m (本文工程实例) 在拱背土压力作用下: 对于弯矩, 在靠近上部海鸥管片和立柱的交接处, 弯矩增加了约 200%; 对于剪力, 在竖直线的 0° 附近, 剪力增加了近 88%; 而对于轴力, 在竖直线的 0° 附近, 轴力减少了 7%。可见拱背土压力对计算结果有较大的影响, 其影响是不能忽略的。

3.2 土体侧向抗力系数对衬砌结构内力的影响

本文的工程实例计算中, 采用日本的三角形分布的假定抗力法来考虑地层被动抗力的作用, 取起拱线处的抗力值表示为 $P_0 = K_s y$, K_s 为土体的侧向抗力系数, 令其分别为 0, 2500, 4000, 6500, 8000 和 10000 kN/m^3 , 分析其取值的大小对衬砌结构内力 (M, N, Q) 的影响 (如图 13)。

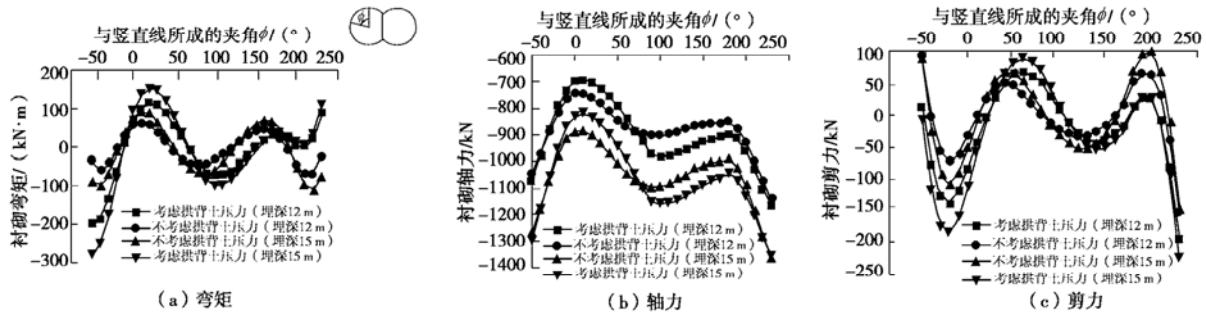


图 12 拱背土压力对衬砌结构影响内力图

Fig. 12 Influence of shoulder ground pressure on internal forces

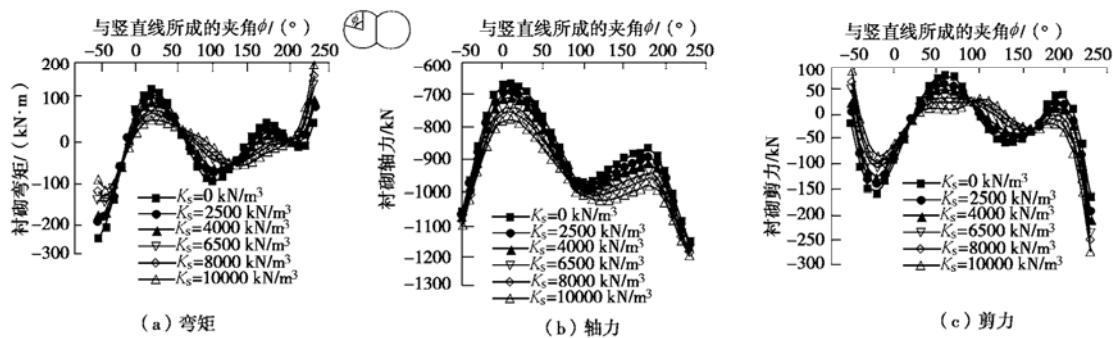


图 13 土体侧向抗力系数对衬砌结构影响内力图

Fig. 13 Influence of coefficient of soil resistance on internal forces

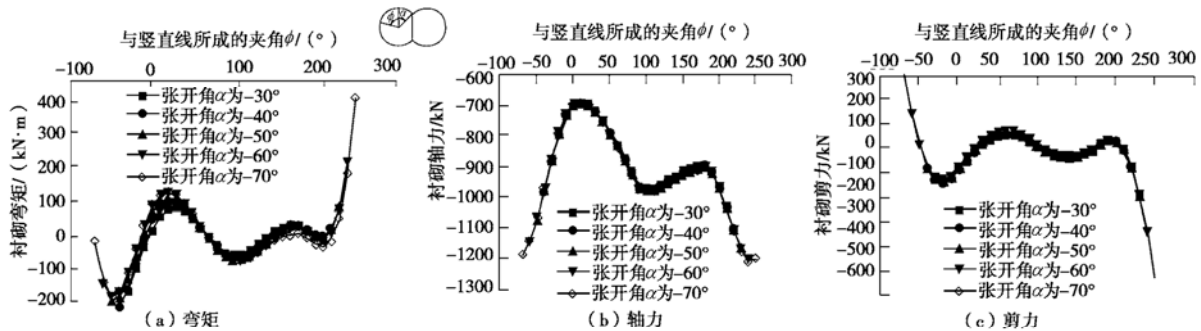


图 14 张开角对衬砌结构影响内力图

Fig. 14 Influence of the opening angle on internal forces

由图 13 的曲线变化可知:随着土体侧向抗力系数的增加,弯矩和剪力逐渐减小,轴力逐渐变大。但是在靠近海鸥管片和立柱的交接处,则随着土体侧向抗力系数的增加,弯矩和剪力急剧增大,这表明:随着土体抗力系数的增加,土体的被动抗力作用得到进一步发挥,有利于衬砌结构的受力,但是海鸥管片与立柱的交接处愈加成为结构受力的薄弱环节,所以土体侧向抗力系数必须介于一定的取值范围(2500~6000 kN/m³),在既有利于结构整体受力的同时,又不使敏感部位出现受力的突增。

3.3 张开角 α 对衬砌结构内力的影响

隧道衬砌圆心、海鸥管片中心的连线与竖直线的夹角 α 是反映双圆盾构隧道衬砌几何构造特性的

重要参数之一。研究其取值不仅有助于结构的设计,而且对于优化双圆盾构隧道断面、充分有效的开发利用地下空间都有重要意义。令 α 分别为 -30° , -40° , -50° , -60° , -70° , 分析其取值的大小对衬砌结构内力 (M , N , Q) 的影响 (如图 14)。

由图 14 曲线变化可知:在不同的张开角变化下,衬砌结构弯矩、轴力和剪力的变化曲线一致,且基本重合,但在上下海鸥管片与立柱的交接处,随着张开角 $|\alpha|$ 逐渐变大,内力变化较大,所以上下海鸥管片与立柱的交接处的内力值是控制张开角 α 的取值的关键部位,这两部位的内力 (M , N , Q) 变化情况分别如图 15 所示(圆点和方形点分别对应上部和下部海鸥管片与立柱的交接处的内力随张开角 $|\alpha|$ 改变而变化

的情况):由内力的数值变化可知,张开角 $|\alpha|$ 在 $30^\circ \sim 60^\circ$ 取值,是能够满足衬砌结构的受力要求的。

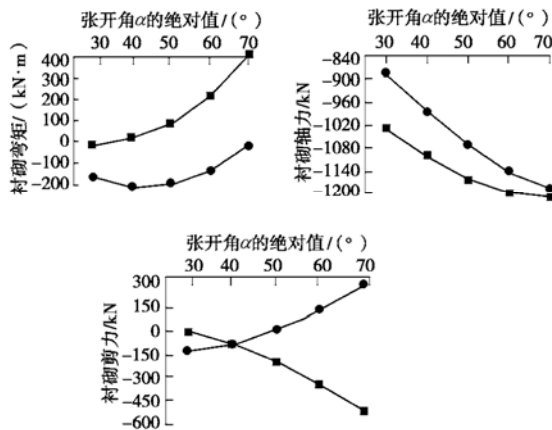


图 15 不同张开角的内力变化图

Fig. 15 Variation of internal forces with different opening angles

4 结 论

基于不平衡内力传播法推导了双圆盾构隧道衬砌内力的解析解,并结合上海轨道交通 M8 线工程实例计算分析,可得出以下主要结论。

(1)解析解计算结果与同一工况下的数值模拟和现场试验实测数据对比分析表明:三者所反映的内力变化规律基本上是一致的。验证了本文应用不平衡内力传播理论所推导的双圆盾构隧道衬砌内力的解析解的合理性和可靠性。

(2)对于软黏土中的浅埋双圆盾构隧道,拱背土压力对计算结果有较大的影响,其影响不能忽略,否则计算结果将偏不安全。

(3)将盾构隧道修建在合适的地层,恰当地考虑地层的被动抗力作用,有利结构的受力,也使得设计更为合理和经济。本文实例计算表明,当侧向土体抗力系数取 $2500 \sim 6000 \text{ kN/m}^3$ 时,才能满足衬砌结构整体稳定。

(4)在考虑车辆运行的建筑界限以及隧道断面的利用、通风、美观的基础上,从张开角取值选择的关键控制部位,将张开角 $|\alpha|$ 控制在 $30^\circ \sim 60^\circ$ 取值,能够满足衬砌结构的受力要求。

致谢:上海 M8 线的施工过程中,上海隧道股份有限公司对双圆盾构隧道衬砌管片的内力变化特征进行了实测研究,这为本论文的研究提供了宝贵的数据支持。谨表由衷感谢!

参考文献:

- [1] 孙 钧, 侯学渊. 地下结构[M]. 科学出版社, 1987. (SUN Jun, HOU Xue-yuan. Underground structure[M]. Science Press, 1987. (in Chinese))
- [2] 同济大学等. 岩石地下建筑结构[M]. 北京: 中国建筑工程出版社, 1979. (Tongji University. Rock and underground structure[M]. Beijing: China Architectural and Industrial Press, Beijing, 1979. (in Chinese))
- [3] 宋 博. 双圆盾构隧道衬砌结构及施工技术研究[D]. 上海: 同济大学土木工程学院, 2003. (SONG Bo. Analysis on the DOT lining structure and the construction technology[D]. Department of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai, China, 2003. (in Chinese))
- [4] 袁金荣, 周裕倩, 等. 双圆盾构隧道衬砌结构设计及参数研究[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(6): 638 - 641. (Yuan Jin-rong, ZHOU Yu-qian. Structural design of lining and parameter analysis for DOT shield tunnel[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(6): 638 - 641. (in Chinese))
- [5] 楼葭菲. 双圆盾构隧道管片衬砌内力计算与分析[D]. 上海: 同济大学土木工程学院, 2004. (LOU Jia-fei. Calculation and analysis on the lining internal forces for DOT shield tunnel[D]. Department of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai, China, 2004. (in Chinese))
- [6] 李 喆. 双圆盾构隧道衬砌内力分析[D]. 上海: 同济大学土木工程学院, 2005. (LI Zhe. An analysis solution for DOT shield-driven tunnel lining[D]. Department of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai, China, 2005. (in Chinese))
- [7] LEE K M, HOU X Y, GE X W, TANG Y. An analytical solution for a jointed shield-driven tunnel lining[J]. Int J Numer Anal Meth Geomech, 2001, 25: 365 - 390.
- [8] LEE K M, GE X W. The equivalence of a jointed Shield-driven tunnel lining to a continuous ring structure[J]. Can Geotech J, 2001, 38: 461 - 483.
- [9] 周文波, 郑宜枫, 等. 双圆盾构隧道施工过程中管片力学性状的原位测试研究[J]. 力学季刊, 2005, 26(3): 459 - 463. (ZHOU Wen-bo, ZHENG Yi-feng. Mechanic characteristics study of segment in Double-O-Tube tunnel under in-situ test method during its construction process[J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2005, 26(3): 459 - 463. (in Chinese))