

DOI: 10.11779/CJGE202202017

管棚受力和变形的分析预测方法及工程应用

王 文, 雷啸天, 李德武*

(兰州交通大学土木工程学院, 甘肃 兰州 730070)

摘要: 采用管棚预先对浅埋软弱围岩进行支护时, 对管棚力学响应的精确预测是保证管棚结构设计合理性的重要依据。在管棚的弹性地基梁分析模型基础上, 考虑掌子面失稳段对管棚约束的弱化, 建立基于 Pasternak 弹性地基梁理论的管棚分析模型来预测预支护段开挖时管棚的受力和变形。利用 Euler-Bernoulli 梁的控制方程以及 Pasternak 弹性地基约束反力分布方程, 推导出单循环进尺下管棚受力和变形的解析表达式, 并通过考虑隧道施工动态过程, 提出计算管棚全长范围力学响应的方法。综合分析管径、开挖进尺长度等主要技术参数对管棚力学响应的影响, 结果表明, 开挖进尺长度是控制管棚变形的关键施工技术指标。通过对管棚分析模型的求解与运用, 为管棚的设计和施工提供了一个较为系统的分析预测方法。

关键词: 隧道工程; 弹性地基梁; 管棚; 变形分布; 工程应用

中图分类号: TU43; U451 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2022)02-0352-08

作者简介: 王 文(1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事地下工程支护结构计算方面的研究工作。E-mail: studywangwen@163.com。

Prediction method for stress and deformation of pipe roofs and its engineering application

WANG Wen, LEI Xiao-tian, LI De-wu

(School of Civil Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China)

Abstract: When the pipe roof is used to support the shallow soft surrounding rock in advance, the accurate prediction of the mechanical response of the pipe roof is an important basis to ensure the rationality of its structural design. Based on the elastic foundation beam analysis model for the pipe roof, considering the weakening of the pipe roof constraint caused by the instability section of the tunnel face, a pipe roof analysis model based on the Pasternak elastic foundation beam theory is established to predict the stress and deformation of the pipe roof during the excavation of the pre-support section. Using the governing equation for the Euler-Bernoulli beam and the constraint reaction distribution equation for the Pasternak elastic foundation, the analytical expressions for the force and deformation of the pipe roof under single-cycle footage are derived. By considering the dynamic process of tunnel construction, a method for calculating the mechanical response of the pipe roof in the whole length range is proposed. The influences of the main technical parameters such as the pipe diameter and excavation footage length on the mechanical response of the pipe roof are comprehensively analyzed. The results show that the excavation footage length is the key construction technical index to control the deformation of the pipe roof. Through the solution and application of the analysis model for the pipe roof, a more systematic analysis and prediction method is provided for the design and construction of the pipe roof.

Key words: tunnel; elastic foundation beam; pipe roof; deformation distribution; engineering application

0 引言

管棚超前预支护技术能在一定范围内较大幅度提高天然土体强度、刚度, 有效减小地表沉降、拱顶沉降, 确保隧道掘进支护安全, 且因具有施工简便、经济、支护距离长和安全效益高的特点而成为经常采用的超前预支护方法。

目前国内外学者关于管棚预支护技术的作用机理

和加固效果开展了大量研究。Hisatake 等^[1]、Juneja 等^[2]通过离心机模型试验, 考虑了开挖效果的影响, 研究了管棚支护的作用效果。郭璇等^[3]采用设计正交模型试验的方法, 研究了管棚预支护的作用效果以及管棚对土压力分布的影响。周顺华等^[4]在原位观测和室内

基金项目: 甘肃省建设科技计划项目 (JK2018-9)

收稿日期: 2021-05-11

*通信作者 (E-mail: lidewu1965@163.com)

模型离心模型试验的基础上, 提出了管棚作用的棚架原理。董新平^[5]则基于棚架体系建立了管棚的空间分析模型, 研究了管棚支护作用的主要特征。Chungsik 等^[6]、Ali 等^[7]通过建立三维数值模型研究了管棚的受力和变形特征以及预支护效果。在理论分析方面, 由于基于弹性地基梁理论的管棚分析模型具有简单实用的特点, 故而具有很高的进一步研究完善的价值。李忠凯^[8]通过建立基于 Winkler 地基模型的管棚分析模型, 推导出一个开挖循环过程中管棚内力和变形的计算表达式。郑俊杰等^[9]考虑了开挖对基床系数的影响, 提出了变基床系数下管棚的地基梁模型。丁祖德等^[10]则对弹性地基梁模型中基床系数的取值展开详细研究。王炳智等^[11]通过改进弹性地基约束形式, 采用 Pasternak 弹性地基理论建立管棚的分析模型并进行了求解。王道远等^[12]通过对两个地基模型的计算结果与现场试验值的比较, 得到基于 Pasternak 弹性地基理论的管棚模型更具合理性, 并通过讨论地层反力系数以及管棚直径对管棚作用效果的影响, 得出通过调整注浆改善地层反力系数或直径的方法来控制管棚变形效果甚微的结论。武松等^[13]根据弹性理论的刚度等效法, 将管棚的一维弹性地基梁模型拓展至二维弹性地基各向异性板模型, 并采用有限元法对模型进行了求解。

综上所述, 针对基于弹性地基梁理论的管棚分析模型的研究已较为成熟, 但在模型的建立过程中, 对荷载的分布范围和管棚约束形式的认识上还存在矛盾, 并且通过对模型的求解, 并没有得到关于管棚设计和施工参数对管棚支护效果影响的一般性结论。预支护区段开挖支护完成后管棚全长范围内力和变形的最终分布并不明确。本文结合管棚超前预支护技术在实际运用过程中的问题以及国内外学者对管棚预支护技术研究的基础上, 考虑掌子面失稳段对管棚约束的弱化以及隧道开挖支护动态施工过程, 通过建立基于 Pasternak 弹性地基梁理论的管棚分析模型, 采用理论推导的方法研究管棚预支护技术的支护效果以及受力特点, 并系统地研究各设计施工参数对管棚力学响应的影响, 从而为管棚的设计施工提供参考和借鉴。

1 管棚分析模型的建立

根据管棚作用下隧道开挖过程的施工经验以及管棚既有设计方法, 可采用 Euler-Bernoulli 梁来对管棚的受力和变形进行分析计算。根据管棚的受力特点, 可将管棚沿纵向分为初期支护段、开挖段和未开挖段 3 部分来进行分析 (见图 1)。位于洞口的导向墙由于具有独立的基础和仅承受管棚作用的特点, 可认为导向墙对管棚的约束形式为固定端约束, 且无初始位移。

在隧道开挖过程中, 开挖段在围岩压力的作用下将力传递给导向墙或初期支护以及掌子面前方围岩, 管棚发生变形。将该开挖段支护后, 管棚则以该变形状态固结在初期支护中, 初期支护前端对管棚的约束可认为具有初始位移和初始转角的固定端约束, 而此处管棚的变形值即为下个循环开挖分析时管棚起固定端处的初始变形值。在掌子面前方, 可认为由于隧道的开挖, 掌子面在地应力作用下发生失稳, 则该段围岩将无法承受管棚变形引起的附加应力, 则可认为掌子面失稳段与开挖段具有相同的性质。失稳段前方围岩承受因管棚变形而产生的附加力, 该段管棚受围岩的弹性地基约束。

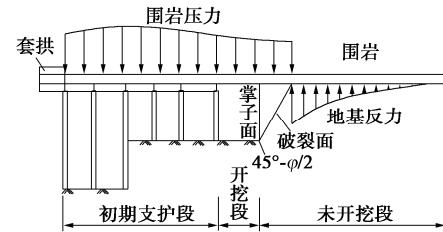


图 1 管棚预支护段施工示意图

Fig. 1 Construction diagram of pre-support section of pipe roof

在单个循环进尺的分析中, 以初期支护前端作为分析模型的起点, 为具有初始竖向位移 ω_0 和初始转角 θ_0 的固定端。管棚承受开挖段及掌子面失稳段上方的围岩压力。根据莫尔-库仑强度准则, 可假设掌子面沿开挖方向失稳的破裂面与铅垂线的夹角为 $45^\circ - \varphi/2$, 若单个循环开挖进尺长度为 a , 则围岩压力作用范围为 $s = a + H \tan(45^\circ - \varphi/2)$, 其中 H 为上台阶高度。由于一个循环开挖进尺长度较短, 可认为作用于管棚上的围岩压力值在该分析段保持不变。而围岩压力在纵向方向上的连续变化可离散为每个开挖区段上的常围岩压力。破裂面前方围岩以弹性地基约束形式作用于管棚, 从而建立单个循环进尺的管棚分析模型 (见图 2)。在管棚超前支护作用下隧道的循环开挖, 其力学行为等价于单个循环进尺的管棚分析模型的不断移动, 通过迭代计算可得到管棚全长范围最终的内力和变形分布。

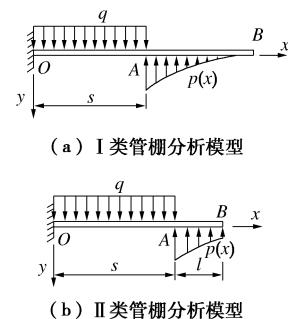


图 2 单个循环进尺的管棚分析模型

Fig. 2 Analysis model for pipe roof with single cycle footage

通过对管棚受力过程的分析, 针对管棚的分析模型提出以下假设: ①导向墙或初期支护对管棚的约束假设为固定端约束; ②导向墙处管棚无初始挠度和转角; ③假设掌子面前方失稳段围岩对管棚不具有约束作用; ④掌子面前方岩体对管棚的约束反力采用 Pasternak 弹性地基理论来确定。

围岩对管棚的弹性地基约束根据管棚长度可分为两种类型。类型 I, 埋入围岩中的管棚长度足够长, 该条件下可认为管棚 B 端的边界条件为: 当 $x \rightarrow \infty$ 时, $\omega(x) = 0$, $\theta(x) = 0$, 分析图示如图 2 (a) 所示。类型 II, 以类型 I 为基本分析模型, 随着在管棚预支护范围内开挖的不断推进, 在对预支护段的最后一个循环进尺进行分析时, B 端将发生变形。此时 B 端的边界条件为: 当 $x = s + l$ 时, $M(x) = 0$, $Q(x) = 0$, 其中 l 为搭接长度, 分析如图 2 (b) 所示。

管棚作为松散破碎地层中开挖隧道所采用的预支护技术, 其预支护地层往往是破碎的散体介质, 因此在进行管棚结构的分析计算时, 采用松散围岩压力计算方法确定作用于管棚结构上的荷载比较符合实际情况。本模型浅埋隧道围岩压力的计算采用全土柱理论, 深埋隧道围岩压力的计算采用普氏理论, 则围岩压力可表示为统一的表达式:

$$q^* = \gamma \cdot h \quad (1)$$

式中 γ 为围岩重度 (kN/m^3); h 为上覆松动围岩的高度 (m), 浅埋隧道为取隧道埋深, 深埋隧道取压力拱高度。

Pasternak 弹性地基模型是在 Winkler 弹性地基模型的基础上假定弹簧之间存在剪切作用, 引入地基剪切模量 G_p , 则弹性地基作用于梁上的约束反力为

$$p(x) = kb^* \omega(x) - G_p b^* \frac{d^2 \omega(x)}{dx^2} \quad (2)$$

式中 k 为地基基床系数 (kN/m^3); $\omega(x)$ 为 x 点处梁的挠度 (m); G_p 为地基剪切模量 (kN/m); b^* 为地基剪切层的等效宽度 (m), 满足 $b^* = b[1 + \sqrt{G_p/k}/b]$, b 为管棚钢管的管径。Pasternak 弹性地基模型相比 Winkler 地基模型通过引入地基剪切模量, 弥补了 Winkler 模型地基不连续的缺陷, 因此更符合实际情况, 并且相比弹性半空间模型, Pasternak 模型大大降低了计算复杂度。

2 管棚分析模型的求解

分析 Euler-Bernoulli 梁在受外荷载作用发生变形时, 在梁上任选微段作为分析单元, 其中, 剪力、弯矩及荷载的正方向均如图 3 所示。

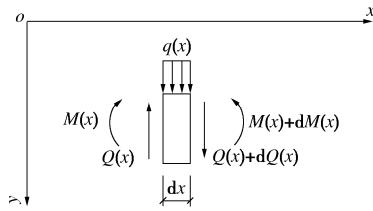


图 3 梁单元分析图示

Fig. 3 Diagram of beam element analysis

根据平衡条件可得

$$\frac{dQ(x)}{dx} = -q(x) \quad (3)$$

$$\frac{dM(x)}{dx} = Q(x) \quad (4)$$

再根据梁的挠曲线近似微分方程:

$$EI \frac{d\omega^2(x)}{dx^2} = -M(x) \quad (5)$$

将式 (4), (5) 代入式 (3), 即可得到分布荷载作用下, 梁的变形控制微分方程为

$$EI \frac{d^4 \omega(x)}{dx^4} = q(x) \quad (6)$$

单个循环进尺的管棚分析模型如图 2 所示, 根据荷载和约束的分布形式, 可分段建立管棚的控制微分方程并求解, 得到 OA 段控制微分方程:

$$EI \frac{d^4 \omega(x)}{dx^4} = q \quad (7)$$

式中, $q = jq^*$, j 为管棚环向间距 (m), 即作用于单根梁上围岩压力的宽度。其通解为

$$\omega_1(x) = \frac{q}{24EI} x^4 + B_1 x^3 + B_2 x^2 + B_3 x + B_4 \quad (8)$$

根据式 (5) ~ (7) 表示的梁的弯矩、剪力和荷载与梁挠度之间的微分关系, 将挠度表达式进行求导运算, 即可得到管棚转角、弯矩和剪力的分段表达式。其中 OA 段转角、弯矩和剪力的解析表达式分别为

$$\theta_1(x) = \frac{q}{6EI} x^3 + 3B_1 x^2 + 2B_2 x + B_3 \quad (9)$$

$$M_1(x) = -EI \left(\frac{q}{2EI} x^2 + 6B_1 x + 2B_2 \right) \quad (10)$$

$$Q_1(x) = -EI \left(\frac{q}{EI} x + 6B_1 \right) \quad (11)$$

根据 AB 段的荷载分布形式, 建立控制微分方程:

$$EI \frac{d^4 \omega(x)}{dx^4} - G_p b^* \frac{d^2 \omega(x)}{dx^2} + kb^* \omega(x) = 0 \quad (12)$$

令 $\lambda^4 = \frac{kb^*}{4EI}$, $\alpha = \sqrt{1 + \frac{G_p \lambda^2}{k}}$, $\beta = \sqrt{1 - \frac{G_p \lambda^2}{k}}$, 求得其通解为

$$\omega_2(x) = e^{-\alpha \lambda x} (B_5 \cos \beta \lambda x + B_6 \sin \beta \lambda x) + e^{\alpha \lambda x} (B_7 \cos \beta \lambda x + B_8 \sin \beta \lambda x) \quad (13)$$

同理求得 AB 段转角、弯矩和剪力的解析表达式

分别为

$$\begin{aligned}\theta_2(x) = & -B_5 e^{-\alpha\lambda x} (\beta\lambda \sin \beta\lambda x + \alpha\lambda \cos \beta\lambda x) + \\ & B_6 e^{-\alpha\lambda x} (\beta\lambda \cos \beta\lambda x - \alpha\lambda \sin \beta\lambda x) + \\ & B_7 e^{\alpha\lambda x} (\alpha\lambda \cos \beta\lambda x - \beta\lambda \sin \beta\lambda x) + \\ & B_8 e^{\alpha\lambda x} (\beta\lambda \cos \beta\lambda x + \alpha\lambda \sin \beta\lambda x),\end{aligned}\quad (14)$$

$$\begin{aligned}M_2(x) = & -EI\{B_5 e^{-\alpha\lambda x}[(\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cos \beta\lambda x + 2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda x] + \\ & B_6 e^{-\alpha\lambda x}[(\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \sin \beta\lambda x - 2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda x] + \\ & B_7 e^{\alpha\lambda x}[(\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cos \beta\lambda x - 2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda x] + \\ & B_8 e^{\alpha\lambda x}[(\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \sin \beta\lambda x + 2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda x]\},\end{aligned}\quad (15)$$

$$\begin{aligned}Q_2(x) = & -EI\{B_5 e^{-\alpha\lambda x}[(3\alpha\beta^2 - \alpha^3)\lambda^3 \cos \beta\lambda x + (\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \cdot \\ & \sin \beta\lambda x] + B_6 e^{-\alpha\lambda x}[(3\alpha\beta^2 - \alpha^3)\lambda^3 \sin \beta\lambda x - (\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \cdot \\ & \cos \beta\lambda x] + B_7 e^{\alpha\lambda x}[(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \cos \beta\lambda x + (\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \cdot \\ & \sin \beta\lambda x] + B_8 e^{\alpha\lambda x}[(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \sin \beta\lambda x + (3\alpha^2\beta - \beta^3)\lambda^3 \cdot \\ & \cos \beta\lambda x]\}\},\end{aligned}\quad (16)$$

式中, B_1 , B_2 , B_3 , B_4 , B_5 , B_6 , B_7 , B_8 均为待求积分常数。

2.1 I类管棚分析模型的求解

类型 I 的模型示意图如图 2 (a) 所示, 对于 AB 段梁, 由于 B 端满足 $\omega_2(x)|_{x \rightarrow \infty} = 0$, $\theta_2(x)|_{x \rightarrow \infty} = 0$ 的边界条件, 则代入式 (13) 可求得 $B_7 = B_8 = 0$ 。由边界条件 $\omega_1(x)|_{x=0} = \omega_0$, $\theta_1(x)|_{x=0} = \theta_0$, $\omega_1(x)|_{x=s} = \omega_2(x)|_{x=s}$, $\theta_1(x)|_{x=s} = \theta_2(x)|_{x=s}$, $M_1(x)|_{x=s} = M_2(x)|_{x=s}$, $Q_1(x)|_{x=s} = Q_2(x)|_{x=s}$, 得方程组:

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ s^3 & s^2 & s & 1 & \varphi_{35} & \varphi_{36} \\ 3s^2 & 2s & 1 & 0 & \varphi_{45} & \varphi_{46} \\ 6s & 2 & 0 & 0 & \varphi_{55} & \varphi_{56} \\ 6 & 0 & 0 & 0 & \varphi_{65} & \varphi_{57} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ B_3 \\ B_4 \\ B_5 \\ B_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0 \\ \theta_0 \\ \psi_3 \\ \psi_4 \\ \psi_5 \\ \psi_6 \end{bmatrix}, \quad (17)$$

式中, $\varphi_{35} = -e^{-\alpha\lambda s} \cos \beta\lambda s$, $\varphi_{36} = -e^{-\alpha\lambda s} \sin \beta\lambda s$, $\varphi_{45} = e^{-\alpha\lambda s} (\beta\lambda \sin \beta\lambda s + \alpha\lambda \cos \beta\lambda s)$, $\varphi_{46} = -e^{-\alpha\lambda s} (\beta\lambda \cos \beta\lambda s - \alpha\lambda \sin \beta\lambda s)$, $\varphi_{55} = -e^{-\alpha\lambda s} [2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda s + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cdot \cos \beta\lambda s]$, $\varphi_{56} = -e^{-\alpha\lambda s} [-2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda s + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cdot \sin \beta\lambda s]$, $\varphi_{65} = -e^{-\alpha\lambda s} [(\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \sin \beta\lambda s - (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \cdot \lambda^3 \cos \beta\lambda s]$, $\varphi_{66} = e^{-\alpha\lambda s} [(\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \cos \beta\lambda s + (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \cdot \lambda^3 \sin \beta\lambda s]$, $\varphi_{67} = -e^{-\alpha\lambda s} [(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \cos \beta\lambda s + (\beta^3 - 3\alpha^2\beta) \cdot \lambda^3 \sin \beta\lambda s]$, $\varphi_{68} = -e^{-\alpha\lambda s} [(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \sin \beta\lambda s - (\beta^3 - 3\alpha^2\beta) \cdot \lambda^3 \cos \beta\lambda s]$, $\varphi_{75} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda(s+l) + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cos \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{76} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [-2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda(s+l) + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \sin \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{77} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [-2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda(s+l) + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cos \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{78} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda(s+l) + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \sin \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{85} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [(\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \sin \beta\lambda(s+l) - (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \cdot \lambda^3 \cos \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{86} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \cos \beta\lambda(s+l) - (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \cdot \lambda^3 \sin \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{87} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [(\beta^3 - 3\alpha^2\beta) \cdot \lambda^3 \sin \beta\lambda(s+l) + (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \lambda^3 \cos \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{88} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} \cdot [(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \cos \beta\lambda(s+l) + (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \lambda^3 \sin \beta\lambda(s+l)]$, $\psi_3 = -qs^4/(24EI)$, $\psi_4 = -qs^3/(6EI)$, $\psi_5 = -qs^2/(2EI)$, $\psi_6 = -qs/(EI)$ 。

通过式 (17) 即可求得积分常数 B_1 , B_2 , B_3 , B_4 , B_5 , B_6 , 将其回代到挠度、转角、弯矩和剪力表达式中, 即可求得满足类型 I 分析模型边界条件下管棚的变形和受力分布。

2.2 II类管棚分析模型的求解

类型 II 的模型示意图如图 3 (b) 所示, 由边界条件 $\omega_1(x)|_{x=0} = \omega_0$, $\theta_1(x)|_{x=0} = \theta_0$, $\omega_1(x)|_{x=s} = \omega_2(x)|_{x=s}$, $\theta_1(x)|_{x=s} = \theta_2(x)|_{x=s}$, $M_1(x)|_{x=s} = M_2(x)|_{x=s}$, $Q_1(x)|_{x=s} =$

$Q_2(x)|_{x=s}$, $M_2(x)|_{x=s+l} = 0$, $Q_2(x)|_{x=s+l} = 0$, 得方程组:

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ s^3 & s^2 & s & 1 & \varphi_{35} & \varphi_{36} & \varphi_{37} & \varphi_{38} \\ 3s^2 & 2s & 1 & 0 & \varphi_{45} & \varphi_{46} & \varphi_{47} & \varphi_{48} \\ 6s & 2 & 0 & 0 & \varphi_{55} & \varphi_{56} & \varphi_{57} & \varphi_{58} \\ 6 & 0 & 0 & 0 & \varphi_{65} & \varphi_{66} & \varphi_{67} & \varphi_{68} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \varphi_{75} & \varphi_{76} & \varphi_{77} & \varphi_{78} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \varphi_{85} & \varphi_{86} & \varphi_{87} & \varphi_{88} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ B_3 \\ B_4 \\ B_5 \\ B_6 \\ B_7 \\ B_8 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0 \\ \theta_0 \\ \psi_3 \\ \psi_4 \\ \psi_5 \\ \psi_6 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (18)$$

式中, $\varphi_{35} = -e^{-\alpha\lambda s} \cos \beta\lambda s$, $\varphi_{36} = -e^{-\alpha\lambda s} \sin \beta\lambda s$, $\varphi_{37} = -e^{\alpha\lambda s} \cos \beta\lambda s$, $\varphi_{38} = -e^{\alpha\lambda s} \sin \beta\lambda s$, $\varphi_{45} = e^{-\alpha\lambda s} (\beta\lambda \sin \beta\lambda s + \alpha\lambda \cos \beta\lambda s)$, $\varphi_{46} = -e^{-\alpha\lambda s} (\beta\lambda \cos \beta\lambda s - \alpha\lambda \sin \beta\lambda s)$, $\varphi_{47} = -e^{\alpha\lambda s} (\alpha\lambda \cos \beta\lambda s - \beta\lambda \sin \beta\lambda s)$, $\varphi_{48} = -e^{\alpha\lambda s} (\beta\lambda \cos \beta\lambda s + \alpha\lambda \sin \beta\lambda s)$, $\varphi_{55} = -e^{-\alpha\lambda s} [2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda s + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cos \beta\lambda s]$, $\varphi_{56} = -e^{-\alpha\lambda s} [-2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda s + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \sin \beta\lambda s]$, $\varphi_{57} = -e^{\alpha\lambda s} [-2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda s + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cos \beta\lambda s]$, $\varphi_{58} = -e^{\alpha\lambda s} [2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda s + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \sin \beta\lambda s]$, $\varphi_{65} = -e^{-\alpha\lambda s} [(\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \sin \beta\lambda s - (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \cdot \lambda^3 \cos \beta\lambda s]$, $\varphi_{66} = e^{-\alpha\lambda s} [(\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \cos \beta\lambda s + (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \cdot \lambda^3 \sin \beta\lambda s]$, $\varphi_{67} = -e^{-\alpha\lambda s} [(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \cos \beta\lambda s + (\beta^3 - 3\alpha^2\beta) \cdot \lambda^3 \sin \beta\lambda s]$, $\varphi_{68} = -e^{-\alpha\lambda s} [(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \sin \beta\lambda s - (\beta^3 - 3\alpha^2\beta) \cdot \lambda^3 \cos \beta\lambda s]$, $\varphi_{75} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda(s+l) + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cos \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{76} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [-2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda(s+l) + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \sin \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{77} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [-2\alpha\beta\lambda^2 \sin \beta\lambda(s+l) + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \cos \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{78} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [2\alpha\beta\lambda^2 \cos \beta\lambda(s+l) + (\alpha^2 - \beta^2)\lambda^2 \sin \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{85} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [(\beta^3 - 3\alpha^2\beta)\lambda^3 \sin \beta\lambda(s+l) - (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \cdot \lambda^3 \cos \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{86} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \cos \beta\lambda(s+l) - (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \cdot \lambda^3 \sin \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{87} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} [(\beta^3 - 3\alpha^2\beta) \cdot \lambda^3 \sin \beta\lambda(s+l) + (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \lambda^3 \cos \beta\lambda(s+l)]$, $\varphi_{88} = e^{-\alpha\lambda(s+l)} \cdot [(\alpha^3 - 3\alpha\beta^2)\lambda^3 \cos \beta\lambda(s+l) + (\alpha^3 - 3\alpha\beta^2) \lambda^3 \sin \beta\lambda(s+l)]$, $\psi_3 = -qs^4/(24EI)$, $\psi_4 = -qs^3/(6EI)$, $\psi_5 = -qs^2/(2EI)$, $\psi_6 = -qs/(EI)$ 。

同理, 通过式 (18) 即可求得积分常数 B_1 , B_2 , B_3 , B_4 , B_5 , B_6 , B_7 , B_8 , 将其回代到挠度、转角、弯矩和剪力表达式中, 即可求得满足类型 II 分析模型边界条件下管棚的变形和受力分布。

3 案例计算

南宁至崇左铁路引入机场隧道起讫里程 DK25+615—DK28+935, 全长 3320 m。其中 DK25+940—DK27+234 段长度 1294 m 为暗挖区间, 埋深 3.4~15.2 m, 施工工法为 CRD 法 (350 m) 和三台阶临时仰拱 (944 m); 该隧道暗挖区间存在浅埋、开挖下穿既有道路、临近既有构筑物。隧道内岩层上部为杂填土, 下部为粉质黏土、泥质砂岩夹砂质泥岩、

表 1 设计参数取值

Table 1 Values of design parameters

基床系数 /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$)	地基剪切模量 /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$)	隧道埋深 /m	内摩擦角 /($^{\circ}$)	围岩重度 /($\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$)	等效惯性矩 / m^4	等效弹性模量 / kPa	开挖高度 /m	管棚间距 /m	进尺深度 /m
30000	2800	6	45.6	24	6.68×10^{-6}	7.89×10^7	2.4	0.4	0.6

砾岩, 弱风化至全风化, 岩溶发育, 层面起伏变化大。本隧道进口明暗分界处拱部设置一环 35 m 长 $\Phi 108$ mm \times 6 mm 管棚加强支护, 管棚环向间距 40 cm, 具体参数见表 1。

本文以隧道进口明暗分界处拱顶单根钢管为研究对象, 则该钢管的挠曲变形与隧道因开挖引起的拱顶沉降值相同。对管棚分析模型中的参数分别确定取值, 并利用 MATLAB 编程进行应用分析。第一个循环进尺下管棚挠度、转角、弯矩和剪力在开挖方向上的分布曲线如图 4 所示。

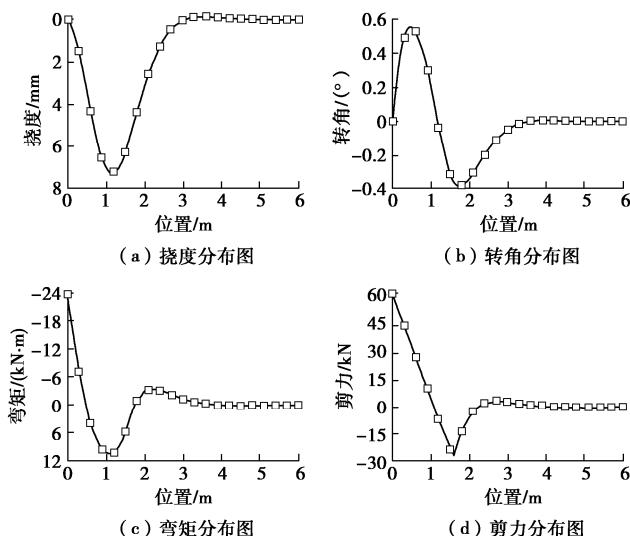


图 4 管棚的变形及内力分布

Fig. 4 Distribution of deformation and internal force of pipe roof

图 4 表明, 管棚挠度在 OA 段逐渐增大, 且在 A 点处达到最大值 7.2 mm。AB 段挠度逐渐减小, 当计算深度为 4 m 时, 该循环开挖对该处管棚的变形无影响。随计算深度的加深, 弯矩呈震荡形式趋近于零, 其中最大值位于固定端处为 $-23.5 \text{ kN}\cdot\text{m}$ 。剪力的分布同样随计算深度的增大而收敛于零, 最大值同样位于固定端处, 大小为 62.6 kN。当计算深度达到 4 m 时, 管棚的弯矩和剪力将趋近于零, 由此可得一个循环开挖区段对管棚的影响范围长度为 4 m。

通过以上单个开挖区段的分析, 得到管棚在该分析区段的变形和受力特征。该区段前 0.6 m 的变形与受力将随初期支护的完成而与初期支护固结在一起, 0.6 m 处的变形值将成为下一个分析区段的位移初值。通过迭代计算, 可得到管棚预支护范围内 30 m 全部开挖支护完成后隧道拱顶下沉分布如图 5 所示, 管棚

全长范围内内力的分布情况如图 6 所示。

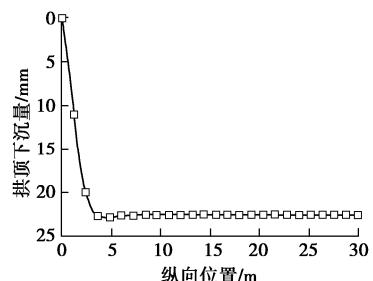


图 5 管棚预支护范围内拱顶下沉纵向分布

Fig. 5 Longitudinal distribution of vault settlement within scope of pre-support of pipe roof

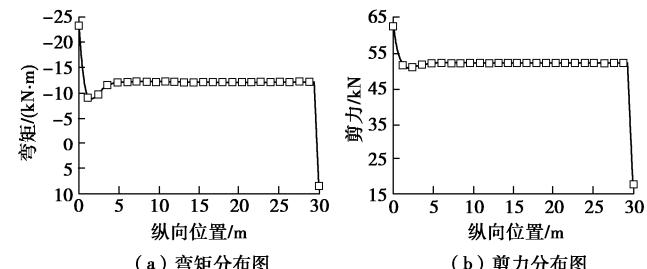


图 6 管棚全长范围的内力分布

Fig. 6 Distribution of internal force in whole length of pipe roof

图 5 表明, 管棚的挠曲变形随掌子面的不断推进而逐渐增大。当拱顶沉降达到 22.8 mm 时, 随掌子面的进一步推进, 拱顶沉降将基本保持不变。

王道远等^[12]通过现场试验得出, 管棚的变形整体呈凹形分布, 在开挖初期, 管棚的变形速率较快。而图中管棚变形分布特征符合这一规律, 且管棚变形的数量级基本一致, 从而证明了该分析模型的合理性和实用性。

图 6 表明, 管棚的弯矩和剪力的最不利截面均发生在导向墙的约束处, 其中弯矩最大值为 $23.5 \text{ kN}\cdot\text{m}$, 剪力最大值为 62.6 kN 。管棚全长范围内弯矩基本保持在 $12 \text{ kN}\cdot\text{m}$, 剪力基本保持在 52 kN 。

综上所述, 利用该分析模型可以系统地对管棚的支护效果和受力特征进行预测。通过对算例的数值计算, 得到管棚预结构的受力和变形分布特征, 从而体现了管棚预支护体系的主要特征。

4 参数分析

本节在前述理论研究的基础上, 通过调整管棚的环向间距、管径、开挖进尺长度以及搭接长度的设计

参数, 研究各设计参数对管棚受力和变形的影响形式和程度, 从而指导管棚的设计和施工。

4.1 环向间距对管棚受力和变形的影响分析

取其他参数不变, 当管棚环向间距 j 为 0.40, 0.60, 0.80, 1.00 m 时, 分别计算并绘出管棚的变形分布曲线 (见图 7) 和内力分布曲线 (见图 8), 研究环向间距对管棚变形和受力的影响。

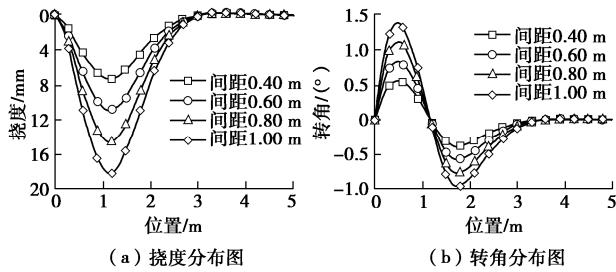


图 7 环向间距对管棚变形的影响

Fig. 7 Influences of circumferential spacing on deformation of pipe roof

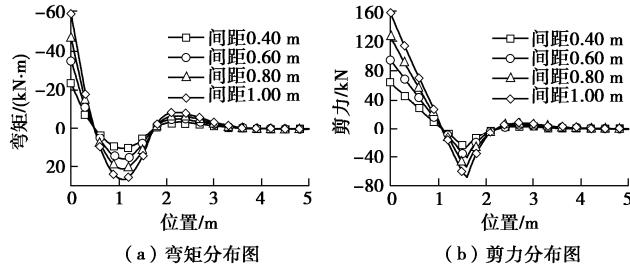


图 8 环向间距对管棚受力的影响

Fig. 8 Influence of circumferential spacing on stress of pipe roof

图 7 表明, 管棚环向间距的变化不改变其变形分布形式, 最大挠度 ω_{\max} (mm) 和最大转角 θ_{\max} (°)发生的位置不变, 其中最大挠度和最大转角均与环向间距之间满足线性增长关系, 关系式分别为

$$\left. \begin{array}{l} \omega_{\max} = 18.159j, \\ \theta_{\max} = 1.3863j. \end{array} \right\} \quad (19)$$

图 8 表明, 管棚环向间距同样不改变管棚的内力分布形式, 最不利截面不随环向间距的变化而变化, 管棚的最大弯矩 M_{\max} (kN·m) 和最大剪力 Q_{\max} (kN) 均与环向间距之间满足线性增长关系, 关系式分别为

$$\left. \begin{array}{l} M_{\max} = 58.657j, \\ Q_{\max} = 156.61j. \end{array} \right\} \quad (20)$$

4.2 管径对管棚受力和变形的影响分析

取其他参数不变, 当管径 b 分别为 0.089, 0.108, 0.152, 0.180 m 时, 分别计算并绘制出管棚的挠度分布曲线 (见图 9) 和弯矩分布曲线 (见图 10), 研究管径对管棚变形和受力的影响。当管棚的管径发生变化时, 管棚的等效截面惯性矩和等效弹性模量均发生变化, 根据刚度等效法^[14]求得不同管径下的等效截面惯性矩和等效弹性模量见表 2。

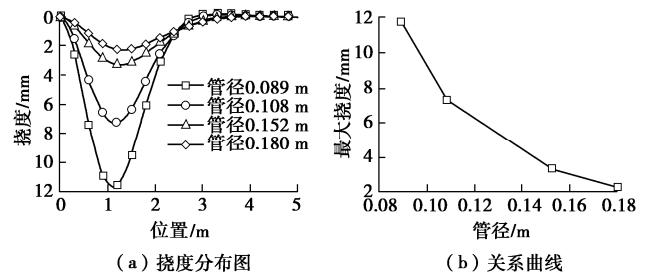


图 9 管径对管棚挠度的影响

Fig. 9 Influence of pipe diameter on deflection of pipe roof

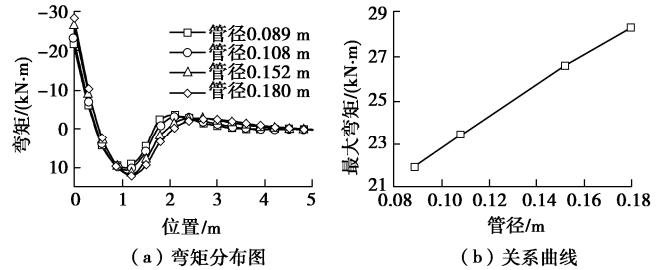


图 10 管径对管棚弯矩的影响

Fig. 10 Influences of pipe diameter on bending moment of pipe roof

表 2 不同管径的截面计算参数

Table 2 Cross section calculation parameters of different pipe diameters

管径/m	等效惯性矩/(10 ⁻⁶ m ⁴)	等效弹性模量/(10 ⁷ kPa)
0.089	3.08	9.24
0.108	6.68	7.89
0.152	26.00	5.89
0.180	51.50	5.07

从图 9 可以看出, 管径越粗, 管棚的挠曲变形越平缓, 随着管径的增大, 最大挠度 ω_{\max} 逐渐减小, 并且随着管径的不断增大对管棚挠曲变形的影响将越来越小。最大挠度 ω_{\max} 与管径 b (m) 之间满足

$$\omega_{\max} = 0.0397b^{-2.346} \quad (21)$$

从图 10 可以看出, 随着管径的增大, 弯矩的危险截面位置不变, 管棚所受的最大弯矩 M_{\max} (kN·m) 也随着增大。最大弯矩与管径之间满足

$$M_{\max} = -115.67b^2 + 100.87b + 13.917 \quad (22)$$

4.3 开挖进尺长度对管棚受力和变形的影响分析

取其他参数不变, 当开挖进尺长度 a 分别为 0.5, 0.75, 1, 1.25, 1.5 m 时, 分别绘制出管棚变形分布曲线 (图 11) 和内力分布曲线 (图 12), 研究开挖进尺长度对管棚变形和受力的影响。

图 11 表明, 随着开挖进尺长度的增大, 管棚最大变形位置不断前移, 且最大值不断增大。通过开挖进尺长度与最大变形关系曲线图可得到, 开挖进尺长度与最大挠度 ω_{\max} 和最大转角 θ_{\max} 之间呈非线性增长关系, 进尺越长, 变形增长速度越快, 关系式分别为

$$\left. \begin{array}{l} \omega_{\max} = 9.6241a^2 + 1.9131a + 2.6503, \\ \theta_{\max} = 0.2622a^2 + 0.487a + 0.1679. \end{array} \right\} \quad (23)$$

说明开挖进尺长度是控制管棚变形的关键施工技术指标。

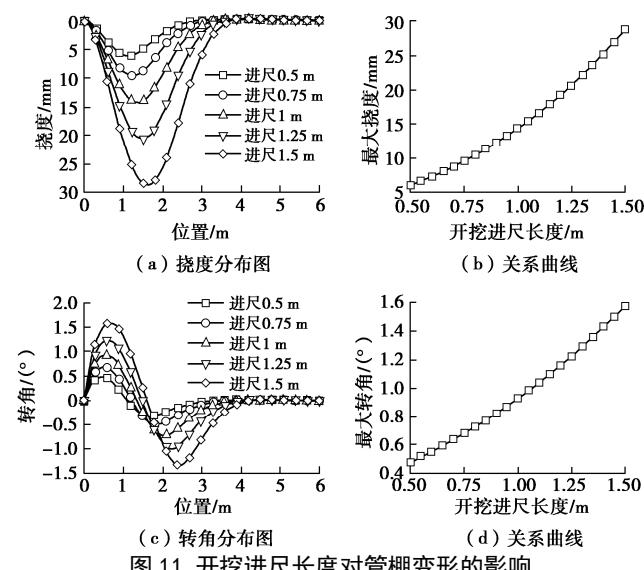


图 11 开挖进尺长度对管棚变形的影响

Fig. 11 Influences of excavation footage length on deformation of pipe roof

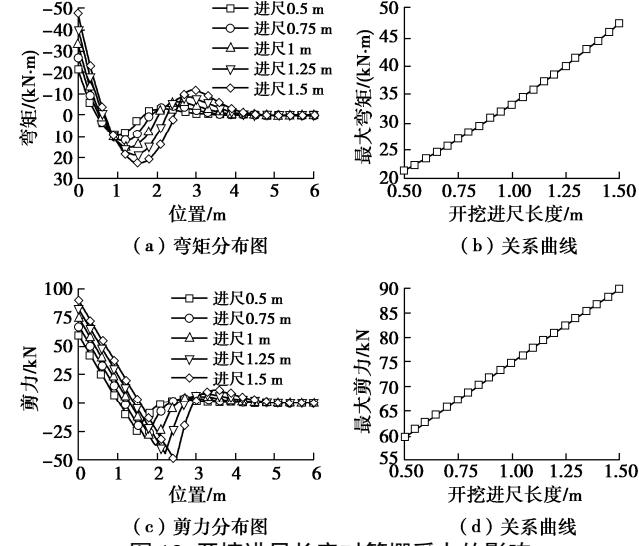


图 12 开挖进尺长度对管棚受力的影响

Fig. 12 Influences of excavation footage length on stress of pipe roof

图 12 表明, 开挖进尺长度的增大同样会使管棚的内力分布前移, 但最不利截面总位于固定端处。最大弯矩 M_{\max} 与开挖进尺长度之间满足非线性关系式:

$$M_{\max} = 4.5114a^2 + 17.093a + 11.583, \quad (24)$$

式中, 开挖进尺长度 a (m), M_{\max} 最大弯矩 (kN·m)。而最大剪力 Q_{\max} (kN) 与开挖进尺长度之间满足线性关系式:

$$Q_{\max} = 30.841x + 44.13. \quad (25)$$

4.4 搭接长度对管棚受力和变形的影响分析

由类型 II 分析模型可计算管棚搭接长度对管棚作

用效果的影响, 搭接长度 $D = H \tan(45^\circ - \varphi/2) + l$, 分别取搭接长度为 1.1, 1.3, 1.5, 5 m, 分别绘制出管棚挠度分布曲线以及搭接长度与最大挠度关系曲线 (图 13) 和弯矩分布曲线以及搭接长度与最大弯矩关系曲线 (图 14), 研究搭接长度对管棚变形和受力的影响。

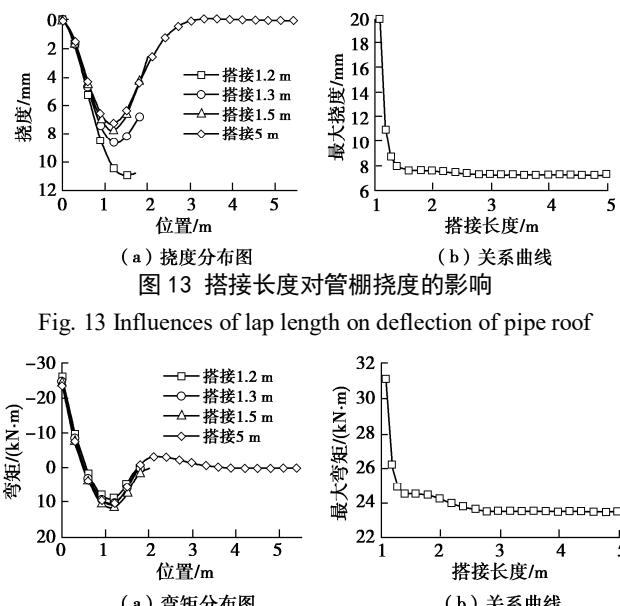


图 13 搭接长度对管棚挠度的影响

Fig. 13 Influences of lap length on deflection of pipe roof

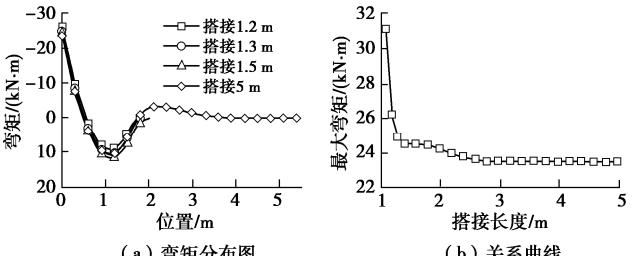


图 14 搭接长度对管棚弯矩的影响

Fig. 14 Influences of lap length on bending moment of pipe roof

图 13 表明, 随着搭接长度的增大, 管棚发生最大挠度的位置和挠度分布形式基本不变。当搭接长度大于 2.5 m 时, 最大挠度将趋近于 7.3 mm 而保持不变。

图 14 表明, 随着搭接长度的增大, 管棚的最不利截面位置和弯矩的分布形式基本不变。当搭接长度大于 2.5 m 时, 最大弯矩将趋近于 23.5 kN·m 而保持不变。综上所述, 在该工程条件下, 当管棚搭接长度大于 2.5 m 时, 搭接长度的变化将对管棚的变形和受力基本没有影响。

5 结论

(1) 通过建立和求解基于 Pasternak 弹性地基理论的单个循环进尺下管棚分析模型可得管棚的受力和变形的分布特征。考虑隧道开挖支护动态施工过程, 通过迭代计算可有效预测管棚预支护段开挖支护完成后管棚整体的受力和变形分布, 且其理论值与已有文献实测结果具有相同的分布特征, 从而证明了模型的合理性。

(2) 管棚环向间距的变化不改变管棚内力和变形的分布形式, 且最不利截面位置保持不变, 管棚的受力和变形与环向间距之间呈线性增长关系, 随环向间距的增大而增大。

(3) 选用的管径越粗, 管棚的挠曲变形越平缓, 挠曲变形越小, 并且随着管径的不断增大, 管径对管

棚挠曲变形的影响将越来越小。随着管径的增大, 弯矩的危险截面位置不变, 管棚的最大弯矩与管径之间呈非线性增长关系。

(4) 随着开挖进尺长度的增大, 管棚最大变形位置不断前移, 最大变形值与开挖进尺长度之间呈非线性增长关系, 开挖进尺越长, 变形增长速度越快。说明开挖进尺长度是控制管棚变形的关键施工技术指标。开挖进尺长度越大, 最大弯矩和最大剪力越大。

(5) 管棚的最大内力及变形随搭接长度的增长而迅速趋于收敛。在本文案例工况下, 当管棚搭接长度大于 2.5 m 时, 搭接长度的变化将对管棚的变形和受力基本没有影响。

参考文献:

- [1] HISATAKE M, OHNO S. Effects of pipe roof supports and the excavation method on the displacements above a tunnel face[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2008, 23(2): 120 – 127.
- [2] JUNEJA A, HEGDE A, LEE F H, et al. Centrifuge modelling of tunnel face reinforcement using forepoling[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2010, 25(4): 377 – 381.
- [3] 郭璇, 张鸿儒, 蒙蛟, 等. 软弱围岩隧道管棚预支护开挖土压分布模型试验[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(6): 1214 – 1224. (GUO Xuan, ZHANG Hong-ru, MENG Jiao, et al. Model test to earth pressure distribution on pipe roof of tunnels as pre-supporting system in weak surrounding rock[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35(6): 1214 – 1224. (in Chinese))
- [4] 周顺华. 软弱地层浅埋暗挖施工中管棚法的棚架原理[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(14): 2565 – 2570. (ZHOU Shun-hua. Principles of pipe roof applied to shallow-buried tunnels in soft ground[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(14): 2565 – 2570. (in Chinese))
- [5] 董新平, 周顺华, 胡新朋. 软弱地层管棚法施工中管棚作用空间分析[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(7): 841 – 846. (DONG Xin-ping, ZHOU Shun-hua, HU Xin-peng. 3D analysis of function of piperoof applied in soft ground[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(7): 841 – 846. (in Chinese))
- [6] YOO C. Finite-element analysis of tunnel face reinforced by longitudinal pipes[J]. Computers and Geotechnics, 2002, 29(1): 73 – 94.
- [7] MOROVATDAR A, PALASSI M, ASHTIANI R S. Effect of pipe characteristics in umbrella arch method on controlling tunneling-induced settlements in soft grounds[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2020, 12(5): 984 – 1000.
- [8] 李忠凯. 浅埋暗挖隧道管棚预支护机理及设计方法研究[D]. 北京: 北京工业大学, 2012. (LI Zhong-kai. Study on Mechanism and Design Method of Pipe Roof in Shallow Excavation Tunnel[D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2012. (in Chinese))
- [9] 郑俊杰, 章荣军, 杨庆年. 浅埋隧道变基床系数下管棚的力学机制分析[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(8): 1165 – 1171. (ZHENG Jun-jie, ZHANG Rong-jun, YANG Qing-nian. Mechanical mechanism of piperoofs with variable coefficient of subgrade reaction in shallow tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(8): 1165 – 1171. (in Chinese))
- [10] 丁祖德, 付江, 刘新峰, 等. 考虑空间效应的岩堆体隧道管棚力学模型研究[J]. 铁道学报, 2018, 40(7): 121 – 127. (DING Zu-de, FU Jiang, LIU Xin-feng, et al. Study of mechanical model for pipe roof in talus tunnel considering spatial effect[J]. Journal of the China Railway Society, 2018, 40(7): 121 – 127. (in Chinese))
- [11] 王炳智. 软弱围岩隧道管棚超前预支护技术研究[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2018. (WANG Bing-zhi. Research on Advance Pre-support Technology of Tunneling in Weak Wall Rock Tunnel[D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2018. (in Chinese))
- [12] 王道远, 袁金秀, 李俊, 等. 考虑施工特性的浅埋软弱洞口段管棚变形量预测及工程应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(3): 716 – 724. (WANG Dao-yuan, YUAN Jin-xiu, LI Jun, et al. Deformation prediction of pipe roof in shallow soft portal section of tunnels considering construction feature[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(3): 716 – 724. (in Chinese))
- [13] 武松, 汤华, 罗红星, 等. 浅埋软岩公路隧道超前管棚支护机制与工程应用研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, 38(增刊1): 3080 – 3091. (WU Song, TANG Hua, LUO Hong-xing, et al. Research on mechanism and engineering application of advanced support of pipe-roof for shallow buried and soft rock highway tunnel[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, 38(S1): 3080 – 3091. (in Chinese))
- [14] 于丽, 杨涅, 吕城, 等. 型钢混凝土钢架等效弹性模量研究[J]. 铁道建筑, 2018, 58(9): 42 – 45. (YU Li, YANG Nie, LÜ Cheng, et al. Study on equivalent elastic modulus of steel reinforced concrete frame[J]. Railway Engineering, 2018, 58(9): 42 – 45. (in Chinese))