

DOI: 10.11779/CJGE20231118

大断面管幕箱涵顶进引起地表变形的解析解答

张坤勇^{1,2}, 李丹阳², 张梦³, 沈小锐^{*2}

(1. 河海大学岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室, 江苏 南京 210024; 2. 河海大学岩土工程科学研究所, 江苏 南京 210024;
3. 南京市房屋安全服务中心, 江苏 南京 210029)

摘要: 研究大断面管幕箱涵顶进全过程对土体变形和周围环境的影响, 对于事前预测变形并控制施工扰动影响具有重要意义。基于 Mindlin 解答、修正 Sagaseta 公式等经典理论解答, 分别考虑由正面推进力、摩擦力和土体损失等因素引起的地表变形, 提出考虑三者共同作用下的大断面管幕箱涵顶进引起的地表变形计算方法。建立管幕箱涵顶进作用下土体受力模型, 采用 Mindlin 解答分别给出正面推进力和摩擦力引起的土体变形计算公式; 基于当层法原理提出由土体损失引起的横向地表沉降计算公式。根据各影响因素的相对独立性, 将各因素引起的土体变形量叠加, 从而得到一种适用于大断面管幕箱涵顶进施工, 可综合考虑多种施工因素和土体三维变形的理论解答公式。通过工程实例验证公式的合理性, 研究成果可为实际施工变形预测提供参考。

关键词: 大断面管幕箱涵; Mindlin 解答; 地表变形; 变形预测

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2025)01-0184-08

作者简介: 张坤勇(1975—), 男, 博士, 教授, 主要从事土的基本特性、土与结构相互作用及岩土工程数值分析等方面的教学和科研工作。E-mail: ky_zhang@hhu.edu.cn。

Analytical solutions for surface deformation induced by jacking large-section pipe curtain box culvert

ZHANG Kunyong^{1,2}, LI Danyang², ZHANG Meng³, SHEN Xiaorui²

(1. Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics and Embankment Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, China;
2. Institute of Geotechnical Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, China; 3. Nanjing Housing Safety Service Center, Nanjing
210029, China)

Abstract: It is of great significance to study the influences of the whole jacking process of a curtain box culvert on soil deformation and surrounding environment in advance to predict the deformation and control the influences of construction disturbance. A method for calculating the surface deformation under the combined action of front propulsion, friction and soil loss is obtained based on the classical theoretical solutions such as the Mindlin solution and revised Sagaseta formula. The mechanical model for soils under the jacking process of the curtain box culvert is established, and the formula for the soil deformation caused by the front propulsion force and friction force is given based on the Mindlin solution. The formula for the lateral surface settlement caused by the soil loss is proposed based on the principle of the equivalent layer method. According to the relative independence of each influencing factor, the deformation caused by each factor is superimposed to obtain a theoretical solution formula suitable for jacking of the large-section pipe curtain box culvert, which can comprehensively consider a variety of construction factors and three-dimensional deformation of soils. The rationality of the formula is verified through engineering examples, and the research results can provide references for the deformation prediction of actual construction.

Key words: large section curtain box culvert; Mindlin solution; surface deformation; deformation prediction

0 引言

城市现代化建设进程的不断推进让城市地上建筑空间日益减少, 为满足城市现代化综合交通体系的建设需求, 合理有效地开拓地下空间、发展地下空间建设成为城市可持续化发展的重要课题。管幕箱涵顶进

施工作为一种典型的非开挖施工技术, 以管幕作为预支护, 在顶管段进行箱涵顶进, 利用小口径顶管机建

基金项目: 国家自然科学基金重点项目 (41530637)

收稿日期: 2023-11-21

*通信作者 (E-mail: xrshen@hhu.edu.cn)

造大断面地下空间, 以其独特的优势被广泛应用于地下空间开发中。虽然管幕箱涵法无需开挖, 但在施工过程中不可避免地会对周围地层及邻近建筑物产生影响。若施工引起的地表变形过大, 会导致周围建筑物出现裂缝、不均匀沉降等危害, 对生命财产安全构成威胁, 因此严格控制地表变形、减少对周围环境的影响是管幕箱涵法的重要研究内容。

超前预测施工对地表变形的影响可以为实际施工提供指导。魏纲等^[1]利用弹性力学 Mindlin 解, 考虑顶进的正面附加推力、管节与土体间的摩擦力、土体损失等施工影响因素, 提出适用于施工阶段的地面变形理论解答公式。李辉等^[2]针对矩形顶管施工, 提出考虑摩擦力、正面顶推力、土体损失三者共同作用的地层位移计算方法, 变形量叠加得到的地层变形预测模型可用于类似工程。焦义等^[3]为研究圆形顶管施工穿越特殊地层时对地表变形的影响, 根据 Mindlin 解考虑顶进正面附加压力和侧向摩擦力, 得到地表变形计算公式。张志伟等^[4]运用 Mindlin 解和随机介质理论, 推导得到矩形顶管顶进期间地表隆沉变形的解析解, 工程实例的运用证明所提方法的变形预测可行性。当前对于顶进施工引起地表变形的理论计算公式所考虑的施工因素较少, 需要提出一种适用于大断面管幕箱涵顶进施工, 可综合考虑多种施工因素和土体三维变形的计算公式, 便于实现对地表变形的及时控制, 为变形预测提供理论依据。

依托合肥市某大断面管幕箱涵顶进工程, 通过理论计算、数值模拟和实测分析等方法, 研究顶进施工过程中地表变形规律, 提出管幕箱涵顶进施工引起地表变形的理论计算公式, 通过工程实例验证理论公式的合理性和准确性。

1 土体受力模型与计算假定

Mindlin 理论解是在布辛内斯克 (Boussinesq J) 解答的基础上推导出竖向或水平向荷载作用在半无限弹性体内部时体内任意一点的应力应变的数学解答, 被广泛用于顶进施工对土体变形的影响研究^[5-6]。其将土体看作是各向同性半无限弹性体, 利用弹性力学的 Mindlin 解^[7], 综合考虑各施工影响因素和具体受力特性, 推导出管幕箱涵顶进施工过程引起的土体变形的三维理论解。

管幕箱涵顶进施工过程中开挖面上所受正面推进力作用如图 1 所示, 将土体视为半无限空间弹性体, 以工作面竖向轴线与地表交点为坐标原点, 管幕箱涵顶进方向为 x 轴, 将 x 轴顺时针旋转 90° 得到 y 轴, 从地表处开始向下扩展得到 z 轴。管幕箱涵顶进开挖

面中心位置至地面原点的垂直距离为 c , 据此可利用 Mindlin 解答计算地层中任意一点 $M(x, y, z)$ 的竖向位移。

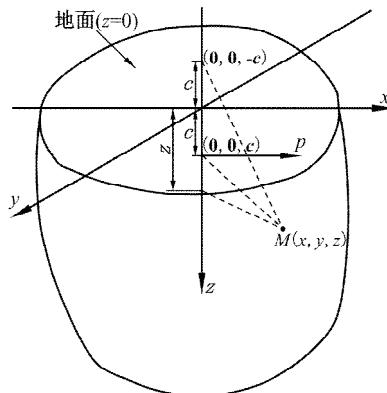


图 1 水平集中力作用示意

Fig. 1 Schematic diagram of action of horizontally concentrated force

根据 Mindlin 解答, 在弹性半无限空间内地表以下 c 深度处作用一个水平集中力时, 土体中任一点 $M(x, y, z)$ 在 x, y, z 轴上的位移分量如下:

$$u = \frac{p}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{3-4\mu}{M} + \frac{1}{N} + \frac{x^2}{M^3} + \frac{(3-4\mu)}{N^3} + \frac{2cz}{N^3} \left(1 - \frac{3x^2}{N^2} \right) + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N+z+c} \left(1 - \frac{x^2}{N(N+z+c)} \right) \right], \quad (1)$$

$$v = \frac{pxy}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{1}{M^3} + \frac{(3-4\mu)}{N^3} - \frac{6cz}{N^5} \left(1 - \frac{3x^2}{N^2} \right) - \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N(N+z+c)^2} \right], \quad (2)$$

$$w = \frac{px}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{z-c}{M^3} + \frac{(3-4\mu)(z-c)}{N^3} - \frac{6cz(z+c)}{N^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N(N+z+c)} \right]. \quad (3)$$

式中: x 为到集中力作用点的水平距离, 以水平力作用方向为正; y 为到集中力作用点的横向水平距离; z 为到地面的竖直距离, 以竖直向下为正; c 为管幕箱涵开挖面中心位置到地面原点的竖直距离; M 为离水平力作用点的空间距离; N 为离水平力作用点关于地表坐标的对称点的空间距离; p 为水平集中力; G 为土体剪切模量, $G = (1-2\mu K_0)E_{s0}/[2(1+\mu)]$, 其中, E_{s0} 为土的压缩模量, K_0 为静止土压力系数, μ 为土体泊松比, 三者根据工程详细勘察报告取值, 下同。

用弹性理论分析土体时, 可以用等效均质地基代替多层地基, 将多层地基各土层的弹性模量加权平均值作为等效均质地基的弹性模量, 该做法产生的误差并不大^[8]。基于该结论, 可以将 Mindlin 解答用于成层土。

针对管幕箱涵顶进过程中由正面顶推力、管节与土体之间摩阻力、土体损失 3 种因素引起的土体沉降变形, 根据 Mindlin 解答, 推导得到考虑三维空间效应的大断面管幕箱涵顶进施工引起的土体沉降计算公式。将土体视为半无限空间弹性体, 管幕箱涵顶进作用下土体受力模型简图如图 2 所示。

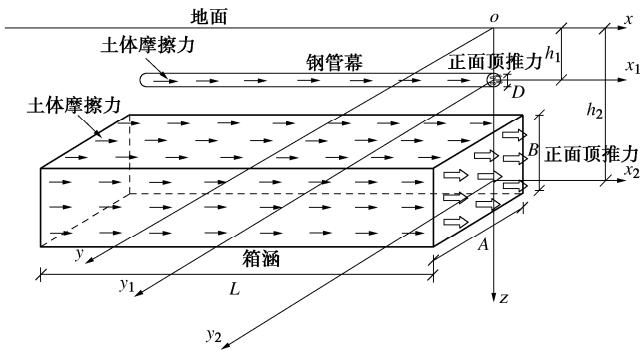


图 2 顶进作用下土体受力模型

Fig. 2 Schematic diagram of model for forces on soil under jacking action

为简化后续计算, 做如下假定: ①土体为各向同性线弹性半无限空间体; ②土体为不排水固结, 土体变形仅在施工期间发生; ③管幕箱涵顶进正前方的开挖面为荷载作用面, 将正面推进力近似等效为矩形分布荷载; ④顶进施工过程中管幕箱涵始终保持直线顶进, 不存在纠偏等操作; ⑤箱涵管节外表面与周围土体之间的摩擦力为均匀分布荷载; ⑥管幕箱涵顶进施工仅考虑空间位置上的改变, 不考虑时间效应。

2 地表变形解析解答

2.1 正面推进力引起的土体变形

管幕箱涵顶进施工由正面推进力引起的土体变形为管幕顶进施工与箱涵顶进施工两部分土体变形量之和。研究圆形断面钢管幕正面推进力引起的土体变形时假设顶进正前方的开挖面上的顶推力为均布荷载, 在荷载作用的圆截面内取微分面积 $rdrd\theta$, 根据 Mindlin 解答, 由圆钢管幕均布正面推进力引起的土体中任意一点的竖向位移为

$$w_1 = \frac{p_1 x}{16\pi G(1-\mu)} - \int_0^{2\pi} \int_0^{R/2} \left[\frac{z-h+r\sin\theta}{M_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-h+r\sin\theta)}{N_1^3} - \frac{6z(h-r\sin\theta)(z+h-r\sin\theta)}{N_1^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N_1(N_1+z+h-r\sin\theta)} \right] r dr d\theta \quad (4)$$

式中: x 为到开挖面的水平距离, 以顶进方向为正; y 为与开挖面竖向中轴线之间的横向水平距离; z 为到

地面的竖直距离, 以向下为正; h 为开挖面中心点与地面之间的垂直距离; R 为钢管半径; p_1 为正面推进力; G 为土体剪切模量; $M_1 = [x^2 + (y+r\cos\theta)^2 + (z-h+r\sin\theta)^2]^{\frac{1}{2}}$; $N_1 = [x^2 + (y+r\cos\theta)^2 + (z+h-r\sin\theta)^2]^{\frac{1}{2}}$ 。

在管幕箱涵法顶进过程中, 箱涵在管幕群的保护下顶进, 降低了对周围土体的扰动, 减小了地表变形, 所以研究箱涵顶进过程对地表变形的影响应考虑到管幕对其的保护作用。基于当层法原理, 将既有钢管幕结构等效为当层厚度的与周围土体相同的地层^[9]。

当层法原理示意图如图 3 所示, 上下地层厚度分别为 h_1 , h_2 , 弹性模量分别为 E_1 , E_2 , 依据当层法将两地层等效为具有同样力学参数的当层土, 等效以后的相关力学参数为 E_1 , 将下层土等效厚度用当层厚度 h'_2 表示, 与 h_2 的关系满足

$$h'_2 = h_2 \left(\frac{E_2}{E_1} \right)^a \quad (5)$$

式中: a 为当层指数, 按照经验取值为 0.33^[10]。

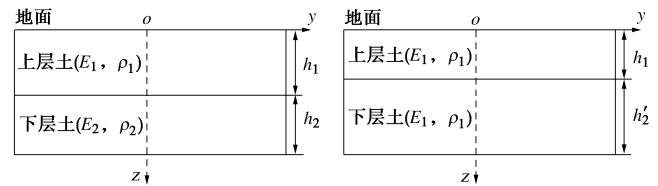


图 3 当层法原理示意

Fig. 3 Schematic diagram of principle of layered method

得到既有上排钢管幕当层法等效后的当层土厚度为 13.63 m, 如图 4 所示。在计算箱涵顶进对地表变形的影响时, 计算所用土层分布比实际土层分布多一层 $h_4=13.63$ m 的土层, 即钢管幕当层转换后的土层, 计算中箱涵中心到地表距离 h' 比实际距离 h 多 13.63 m, 这样可以考虑管幕对箱涵顶进的影响。

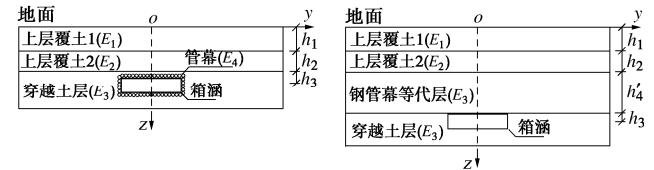


图 4 管幕当层法置换示意

Fig. 4 Schematic diagram of replacement of curtain by layered method

研究矩形断面箱涵正面推进力引起的土体变形时假设顶进正前方的开挖面上的顶推力为均布荷载, 利用微积分思想, 在开挖面上选取一个微分单元 ($dy'dz'$), 微分单元的坐标表示为 (y' , z'), 其上作用的微集中力为 $pdy'dz'$, 最后利用 Mindlin 解答对整个开挖面进行积分, 即得到正面推进力引起的土体

中任意点的竖向位移。根据 Mindlin 解答, 由箱涵均布正面推进力引起的土体中任意一点的竖向位移为

$$u_{z1} = \int_{-A/2}^{A/2} \int_{-B/2}^{B/2} \frac{Px}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{z-h'-z'}{R_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-h'-z')}{R_2^3} - \frac{6z(h'+z')(z+h'+z')}{R_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{R_2(R_2+z+z'+h')} \right] dy' dz'。 \quad (6)$$

式中: A 为箱涵矩形断面的长度; B 为箱涵矩形断面的宽度; x' 为当到开挖面的水平距离, 以顶进方向为正; y' 为与开挖面竖向中轴线之间的横向水平距离; z' 为到地面的竖直距离, 以向下为正; h' 为当层法转换后开挖面中心到地表的垂直距离; R_1 为离水平力作用点的空间距离; R_2 为离水平力作用点关于地表坐标的对称点的空间距离; P 为水平集中力; G 为土体剪切模量。

2.2 摩擦力引起的土体变形

管幕箱涵顶进过程中由摩擦力引起的土体变形为管幕顶进与箱涵顶进两个过程中摩擦力分别引起的变形量之和, 研究圆形断面管幕管节外表面摩擦力引起的土体变形时假设顶进过程中管幕箱涵管节外表面与周围土体之间的摩擦力为均布荷载。在荷载作用的管节表面取微分面积 $Rdl d\theta$, 根据 Mindlin 解答, 由钢管幕摩擦力引起的土体中任意一点 (x, y, z) 的竖向位移为

$$w_2 = \frac{p_2 R}{16\pi G(1-\mu)} \int_0^{2\pi} \int_0^L (x+l) \cdot \left[\frac{z-h+R \sin \theta}{M_2^3} + \frac{(3-4\mu)(z-h+R \sin \theta)}{N_2^3} - \frac{6z(h-R \sin \theta)(z+h-R \sin \theta)}{N_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N_2(N_2+z+h-R \sin \theta)} \right] dl d\theta。 \quad (7)$$

式中: x 为到开挖面的水平距离, 以顶进方向为正; y 为与开挖面竖向中轴线之间的横向水平距离; z 为到地面的竖直距离, 以向下为正; L 为管节长度; R 为钢管半径; p_2 为管节与土体之间的单位面积摩擦力; h 为开挖面中心到地表的垂直距离; G 为土体剪切模量。

$$M_2 = \sqrt{(x+l)^2 + (y+R \cos \theta)^2 + (z-h+R \sin \theta)^2}, \\ N_2 = \sqrt{(x+l)^2 + (y+R \cos \theta)^2 + (z+h-R \sin \theta)^2}。$$

研究矩形断面箱涵管节摩擦力引起的土体变形时假设顶进过程中箱涵管节外表面与周围土体之间的摩擦力为均布荷载, 均布荷载的大小与其所在位置有关。对于矩形断面箱涵, 在其顶进过程中 4 个外表面均与周围土体接触, 其中左右两侧接触面上的摩擦力对称相等, 上下两个接触面上的摩擦力因应力状态不同需要分别计算。

左右接触面上摩擦力所引起的土体竖向位移为

$$u_{z2} = \int_{-B/2}^{B/2} \int_0^L \frac{P_f(x+L)}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{z-h'-z'}{R_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-h'-z')}{R_2^3} - \frac{6z(h'+z')(z+h+z')}{R_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{R_2(R_2+z+z'+h')} \right] dz' dl。 \quad (8)$$

上接触面的摩擦力所引起的土体竖向位移为

$$u_{z3} = \int_{-A/2}^{A/2} \int_0^L \frac{P_{tl}(x+L)}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{z-h'+0.5B}{R_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-h'+0.5B)}{R_2^3} - \frac{6z(h'-0.5B)(z+h'-0.5B)}{R_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{R_2(R_2+z+h'-0.5B)} \right] dy' dl。 \quad (9)$$

下接触面的摩擦力所引起的土体竖向位移为

$$u_{z4} = \int_{-A/2}^{A/2} \int_0^L \frac{P_{t2}(x+L)}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{z-h'-0.5B}{R_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-h'-0.5B)}{R_2^3} - \frac{6z(h'+0.5B)(z+h'+0.5B)}{R_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{R_2(R_2+z+h'+0.5B)} \right] dy' dl。 \quad (10)$$

式中: A 为箱涵矩形断面的长度; B 为箱涵矩形断面的宽度; L 为箱涵管节长度; H' 为当层法转换后箱涵开挖面中心到地表的垂直距离; R_1 为离水平力作用点的空间距离; R_2 为离水平力作用点关于地表坐标的对称点的空间距离; P_f 为箱涵左右接触面的摩擦力; P_{tl} 为箱涵上接触面的摩擦力; P_{t2} 为箱涵下接触面的摩擦力; G 为土体剪切模量。

2.3 土体损失引起的土体变形

现有研究中提出的经验公式多依托单线盾构工程, 而本文依托于管幕工程, 需要考虑群管顶进对地表变形的影响。在平行顶进钢管的过程中, 如果两个钢管的轴线距离较小, 先施工钢管对周围土体的扰动会使得后施工顶管对土体的扰动变大, 导致沉降槽宽度增大, 管幕顶进施工过程中多根钢管顶进加剧了对地表土体的影响, 沉降槽宽度系数 i 增大, 应当对理论公式进行修正。

Peck 沉降槽宽度系数计算公式为 $i = R(h/2R)^n$, $n=0.8 \sim 1.0$, 土质越软则 n 值越大。Loganathan^[12]给出的计算式为 $i = 0.6(h+R)$, 即使是软土 ($n=1.0$), Peck 计算式所得结果仍小于 Loganathan 计算式。魏纲^[11]认为黏性土地区 i 值与 $R+h \tan(45^\circ - \varphi/2)$ 呈线性关系, 故将管幕顶进沉降槽宽度系数 i 计算公式修正为

$$i = 0.6 \left[R + h \tan(45^\circ - \varphi/2) \right]。 \quad (11)$$

Loganathan^[12]于 1998 年拟合得到考虑钢管周围土体的非等量径向移动的土体损失为

$$V_1 = V_{\text{loss}} \exp\left(-\frac{1.38y^2}{(h+R)^2}\right) \quad . \quad (12)$$

钢管单位长度土体损失量为

$$V_{\text{loss}} = \pi R^2 - \pi(R-g/2)^2 \quad , \quad (13)$$

$$g = 2R(1-\sqrt{1-\eta}) \quad . \quad (14)$$

考虑土体泊松比时的钢管轴线上方最大沉降量计算公式:

$$S_{1\max} = 4(1-\mu) \frac{V_{\text{loss}}}{\pi h} \quad . \quad (15)$$

本文提出管幕顶进施工由土体损失引起的横向地表沉降修正 Sagaseta 公式为

$$S_1 = \frac{2(1-\mu)V_1}{\pi} \frac{h}{y^2 + 4 \times 0.36 [R + h \tan(45^\circ - \varphi/2)]^2} \cdot \\ \left\{ 1 - \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2 + 4 \times 0.36 [R + h \tan(45^\circ - \varphi/2)]^2}} \right\} \exp\left(-\frac{1.38y^2}{(h+R)^2}\right) \quad . \quad (16)$$

式中: R 为掘进机外径; g 为等效土体损失参数; η 为土体损失百分率; x 为到开挖面的水平距离, 以顶进方向为正; y 为与开挖面竖向中轴线之间的横向水平距离; V_1 为钢管单位长度非等量径向移动的土体损失量; S_1 为距离钢管中轴线 x 处的地表沉降量。

式 (16) 既考虑钢管顶进过程中发生的非等量径向移动, 即钢管并不会悬空处于开挖空间的中心位置, 而是会落到开挖空间的底部边界, 所引起的地表沉降大于钢管发生等量径向移动引起的地表沉降, 又考虑到土体泊松比对地表沉降的影响, 同时考虑到群管顶进会增大地表沉降槽宽度, 对群管顶进的沉降槽宽度系数进行修正, 保证计算公式更符合实际施工情况。

在管幕箱涵法顶进过程中, 箱涵在钢管幕群的保护下进行顶进, 所引起的土体损失小于单线矩形顶管施工所引起的土体损失, 即地层损失率更小, 地表变形沉降更小。由于地层损失率 η 主要与工程地质情况、水文地质情况、隧道施工方法、施工技术水平以及工程管理经验等因素有关, 因此参数的取值离散性较大且依赖于地区经验。计算中应选取较小的地层损失率 η 值, 合肥地区黏土地层损失率通常为 0.5%~2.5%, 本工程中箱涵顶进时选为 1.0%。

计算箱涵顶进土体损失对地表变形的影响时, 应使用当层法转换后的土层分布, 将钢管幕等效为与箱涵穿越土层具有同样力学参数的当层土, 计算中箱涵中心到地表距离比实际距离多 13.63 m, 以考虑钢管幕的保护作用。本文提出矩形箱涵顶进施工由土体损失引起的修正 Sagaseta 横向地表沉降公式为

$$S_2 = \frac{2(1-\mu)\eta ABh'}{\pi(y^2 + h'^2)} \left[1 - \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2 + h'^2}} \right] \exp\left(-\frac{1.38y^2}{\left(h' + \frac{B}{2}\right)^2}\right) \quad . \quad (17)$$

式中: S_2 为距离箱涵中轴线 y 处的地表沉降量; x 为到开挖面的水平距离, 以顶进方向为正; y 为到箱涵竖向中轴线的水平距离; i 为地表沉降槽宽度系数; V_s 为箱涵单位长度土体损失量; η 为地层损失率; A 为箱涵矩形断面的长度; B 为箱涵矩形断面的宽度; h' 为当层法转换后箱涵中心到地表的垂直距离。

2.4 地表变形理论公式

管幕箱涵顶进施工引起地表变形的因素主要是正面推进力、管节四周摩擦力和土体损失三个因素, 现有研究认为各因素对变形的影响是独立的, 变形可以进行叠加^[13], 地表的竖向总变形量是管幕与箱涵所引起的变形量之和, 总计算公式为

$$\omega_{\text{pipe}} = \omega_1 + \omega_2 + S_1 \quad , \quad (18)$$

$$u_{\text{box}} = u_{z1} + 2u_{z2} + u_{z3} + u_{z4} + S_2 \quad , \quad (19)$$

$$u = \omega_{\text{pipe}} + u_{\text{box}} \quad . \quad (20)$$

式中: ω_{pipe} 为钢管顶进引起的地表变形; ω_1 为钢管顶推力引起的地表变形; ω_2 为钢管摩擦力引起的地表变形; S_1 为钢管土体损失引起的地表变形; u_{box} 为箱涵顶进引起的地表变形; u_{z1} 为箱涵顶推力引起的地表变形; u_{z2} 为箱涵左右两侧接触面上摩擦力引起的地表变形; u_{z3} 为箱涵上接触面摩擦力引起的地表变形; u_{z4} 为箱涵下接触面摩擦力引起的地表变形; S_2 为箱涵土体损失引起的地表变形; u 为管幕箱涵顶进结束引起的地表变形。

该公式结合了由于土体损失引起的土体变形, 叠加正面推进力、管节上下侧和左右侧摩擦力和土体损失引起的土体变形, 得到的三维变形量与实际情况产生的变形量较接近, 可以合理反映管幕箱涵顶进动态施工过程引起的土体变形, 同时公式中涉及的参数易确定, 公式运用较为方便。

3 算例分析

为验证第二节所提出的管幕箱涵顶进引起地表变形理论公式的合理性, 依托合肥大断面管幕箱涵顶进施工工程实例, 通过编写计算程序求解地表各点位移值。根据地表变形理论公式分别计算三个监测断面处管幕和箱涵的正面顶推力、摩擦力和土体损失对地表沉降的影响。

隧道断面为矩形, 主体为单箱两孔矩形框架结构, 结构全宽 32.8 m, 全高 12.05 m, 其中箱涵断面宽 29.4

表 1 土层基本参数

Table 1 Basic parameters of soil layers

序号	名称	厚度/m	重度/(kN·m ⁻³)	K_0	泊松比	孔隙比	黏聚力/kPa	摩擦角/(°)	压缩模量/MPa
1	①杂素填土	2	19.0	0.65	0.35	0.907	10.0	8.0	2.50
2	⑤ ₁ 黏土	3	19.8	0.50	0.33	0.729	73.3	14.4	13.86
3	⑤ ₂ 黏土	16	20.0	0.44	0.31	0.696	79.2	15.0	15.93
4	⑥全风化土	13	21.3	0.37	0.28	0.692	29.7	15.9	11.15
5	⑦强风化泥质砂岩	26	23.0	0.25	0.23	0.628	12.0	48.0	45.00

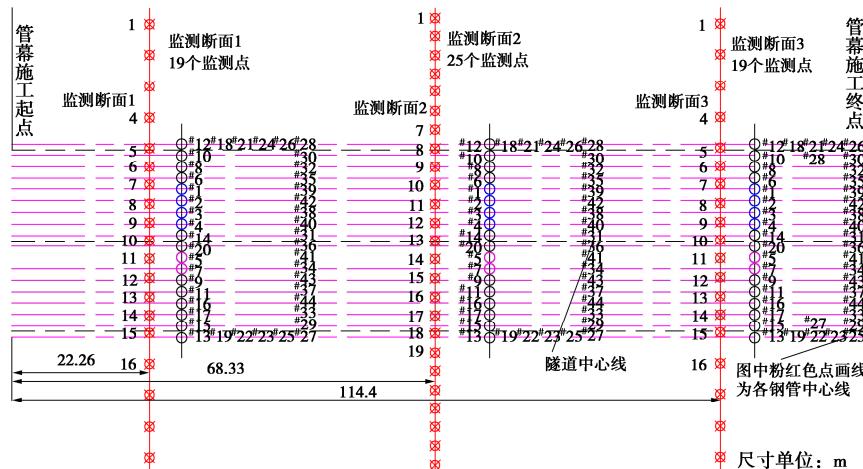


图 5 管幕箱涵监测点及监测断面布置

Fig. 5 Schematic diagram of layout of measuring points of curtain box culvert

m, 高 8.75 m。根据设计要求, 箱涵周围共计施工 44 根 $\Phi 1.6 \text{ m} \times 16 \text{ mm}$ 钢管, 钢管长 135 m, 其中上、下部各 16 根, 钢管间距 184 mm, 左、右边墙各 6 根, 钢管间距 209 mm。管幕与箱涵上部及左右两侧间隙 10 cm, 下部管幕与箱涵紧贴。

模型宽度 135 m, 高度 60 m, 长度 135 m, 共 816123 个节点, 1036147 个单元。为了保证计算效率, 将箱涵管节设置为 5 m 一节进行顶进施工模拟, 共计 27 段管节。土层参数见表 1, 管幕箱涵结构参数见表 2, 管幕箱涵监测断面及测点布置示意如图 5 所示。

表 2 管幕箱涵结构参数

Table 2 Structural parameters of curtain box culvert

结构	材料	重度/ (kN·m ⁻³)	弹性模量/ GPa	泊松比
箱涵	C50 混凝土	25.0	34.5	0.16
钢管	Q235 钢	78.5	210.0	0.30

在监测断面 1 处, 管幕顶进引起的地表变形理论值、数值模拟计算值和实测值对比如图 6 所示。在顶推力、摩擦力、土体损失共同作用下, 管幕顶进引起的最大沉降为 27.92 mm, 箱涵顶进引起的最大沉降为 40.75 mm, 地表最大沉降量发生在箱涵中轴线处, 其理论值为 68.67 mm, 数值模拟计算值为 72.12 mm, 监测值为 66.92 mm, 3 个最大沉降值较为接近, 整体

变形趋势较为一致, 数值差距在合理范围内, 因为现场施工较为复杂, 解析解答和数值模拟很难全面准确反映实际情况。

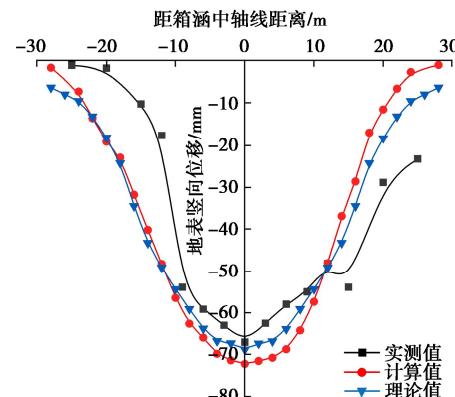


图 6 断面一管幕箱涵顶进结束地表变形

Fig. 6 Comparison of surface deformations at end of jacking of curtain box culvert in Section 1

在监测断面 2 处, 管幕顶进引起的地表变形理论值、数值模拟计算值和实测值对比如图 7 所示。在顶推力、摩擦力、土体损失共同作用下, 管幕顶进引起的最大沉降为 25.12 mm, 箱涵顶进引起的最大沉降为 35.15 mm, 地表最大沉降量发生在箱涵中轴线处, 其理论值为 60.27 mm, 数值模拟计算值为 66.97 mm, 监测值为 61.95 mm。理论值与数值模拟计算值整体变

形趋势较为一致，理论值相比数值模拟计算值较小，因为数值模拟中考虑到了实际顶进施工中有 8 m 超挖。由于现场实际工程有跑道存在，一定程度上抑制了变形的发展，所以变形实测值较小。

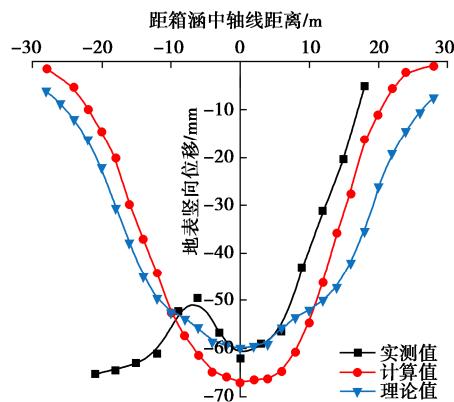


图 7 断面二管幕箱涵顶进结束地表变形

Fig. 7 Comparison of surface deformations at end of jacking of curtain box culvert in Section 2

在监测断面 3 处，管幕顶进引起的地表变形理论值、数值模拟计算值和实测值对比如图 8 所示。在顶推力、摩擦力、土体损失共同作用下，管幕顶进引起的最大沉降为 19.86 mm，箱涵顶进引起的最大沉降为 28.12 mm，地表最大沉降量发生在箱涵中轴线处，其理论值为 47.98 mm，数值模拟计算值为 57.59 mm，监测值为 52.08 mm。理论值与数值模拟计算值变化趋势一致，理论值较小于数值模拟计算值，原因是有限元模拟时考虑了实际施工中的超挖，二者差距在合理范围内。

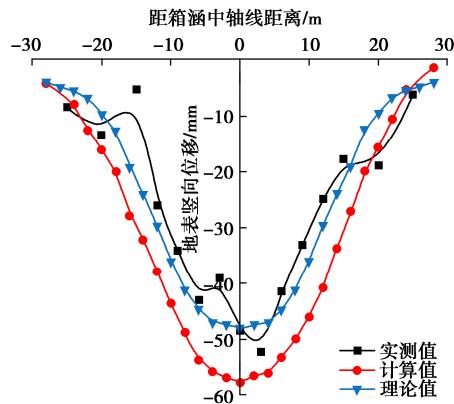


图 8 断面三管幕箱涵顶进结束地表变形

Fig. 8 Comparison of surface deformations at end of jacking of curtain box culvert in Section 3

总体上，断面一处的地表变形大于断面二和断面三，始发位置处地表变形最大，距开挖面越近地表沉降越小，与实际顶进引起的变形规律相符。3 个断面处的地表变形理论值、数值模拟计算值和实测值数值较为接近，整体变化趋势一致，曲线相关性较高，验

证了所提出的综合考虑顶进施工因素影响的管幕箱涵顶进地表变形理论解答公式的合理性，理论解答与数值模拟可较好地综合预测大断面管幕箱涵顶进对地表变形的影响并指导实际施工。

4 结 论

针对现有顶进施工引起地表变形的理论计算公式所考虑的施工因素较少的问题，提出了一种适用于大断面管幕箱涵顶进施工，可综合考虑多种施工因素和土体三维变形的计算公式，并通过工程实例验证了理论公式的准确性。

(1) 根据理论计算、数值模拟和现场监测数据，在管幕箱涵施工过程中，地表最大沉降量发生在箱涵中线处，向两侧逐渐减小。

(2) 运用 Mindlin 解答和修正 Sagaseta 公式计算得到管幕箱涵顶进施工的地表变形计算公式。将复合地层简化为简单的均匀地层，通过积分方法得到地层沉降计算结果，计算快速、应用简单，而由于对复杂地层的简化，计算所得的地层沉降与实际相比偏大。通过工程实例计算分析地表沉降变化规律，与数值模拟计算结果和监测值对比，验证了理论公式的合理性。

(3) 管幕箱涵顶进施工引起地表变形的三大影响因素包括：正面顶推力、管节外表面与周围土体摩擦力、土体损失，本文提出的理论解答公式综合考虑了以上影响因素，可以为实际施工中变形预测提供指导。

参考文献：

- [1] 魏 纲, 黄志义, 徐日庆, 等. 顶管施工引起地面变形的计算方法研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(增刊 2): 5808-5815. (WEI Gang, HUANG Zhiyi, XU Riqing, et al. Study on calculation methods of ground deformation induced by pipe jacking construction[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(S2): 5808-5815. (in Chinese))
- [2] 李 辉, 杨贵阳, 宋战平, 等. 矩形顶管施工引起土体分层变形计算方法研究[J]. 地下空间与工程学报, 2019, 15(5): 1482-1489. (LI Hui, YANG Guiyang, SONG Zhanping, et al. Study on calculation method of soil delamination deformation caused by rectangular pipe jacking construction[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2019, 15(5): 1482-1489. (in Chinese))
- [3] 焦 义, 梁 禹, 冯金勇, 等. 多因素影响下顶管施工引起土体变形计算研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2021, 18(1): 192-199. (JIAO Yi, LIANG Yu, FENG Jinyong, et al. Study on soil deformation caused by pipe jacking construction with

- multi-factor[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2021, **18**(1): 192-199. (in Chinese))
- [4] 张志伟, 李忠超, 梁荣柱, 等. 软土地层矩形顶管掘进引起地表隆沉变形分析[J]. 岩土力学, 2022, **43**(增刊1): 419-430. (ZHANG Zhiwei, LI Zhongchao, LIANG Rongzhu, et al. Analysis of surface subsidence and deformation caused by rectangular pipe jacking in soft soil stratum[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, **43**(S1): 419-430. (in Chinese))
- [5] JIA P J, ZHAO W, KHOSHGHALB A, et al. A new model to predict ground surface settlement induced by jacked pipes with flanges[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2020, **98**: 103330.
- [6] 许有俊, 史明, 李育发, 等. 大断面土压平衡矩形顶管施工引起地表竖向变形研究[J]. 武汉大学学报(工学版), 2020, **53**(7): 597-604. (XU Youjun, SHI Ming, LI Yufa, et al. Study on vertical deformation of ground surface caused by construction of large section soil pressure balanced rectangular pipe jacking[J]. Engineering Journal of Wuhan University, 2020, **53**(7): 597-604. (in Chinese))
- [7] MINDLIN R D. Force at a point in the interior of a semi-infinite solid[J]. Physics, 1936, **7**(5): 195-202.
- [8] 刘涛涛, 张洁, 楼国长. 基于 Mindlin 解的柔性桩临界桩长计算[J]. 低温建筑技术, 2005, **27**(1): 79-80. (LIU Taotao, ZHANG Jie, LOU Guochang. Critical pile length computation based on mindlin displacement solution[J]. Low Temperature Architecture Technology, 2005, **27**(1): 79-80. (in Chinese))
- [9] 张磊. 基于刚度分析的地铁下穿既有结构施工影响研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2021. (ZHANG Lei. Study on the Influence of Subway Construction under Existing Structures Based on Stiffness Analysis[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2021. (in Chinese))
- [10] 欧阳文彪, 丁文其, 谢东武. 考虑建筑刚度的盾构施工引致沉降计算方法[J]. 地下空间与工程学报, 2013, **9**(1): 155-160. (OUYANG Wenbiao, DING Wenqi, XIE Dongwu. Calculation method for settlement due to shield tunnelling considering structure stiffness[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2013, **9**(1): 155-160. (in Chinese))
- [11] 魏纲. 盾构法隧道地面沉降槽宽度系数取值的研究[J]. 工业建筑, 2009, **39**(12): 74-79, 109. (WEI Gang. Study on calculation for width parameter of surface settlement trough induced by shield tunnel[J]. Industrial Construction, 2009, **39**(12): 74-79, 109. (in Chinese))
- [12] LOGANATHAN N, Poulos H G. Analytical prediction for tunneling-induced ground movements in clays[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1998, **124**(9): 846-856.
- [13] 韩国良. 顶管施工引起的地面变形问题研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2018. (HAN Guoliang. Study on Ground Deformation Caused by Pipe Jacking Construction[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2018. (in Chinese))

《岩土工程学报》征订启事

《岩土工程学报》创办于1979年, 是我国水利、土木、力学、建筑、水电、振动等六个全国性学会联合主办的学术性科技期刊。由南京水利科学研究院承办, 国内外公开发行。主要刊登土力学、岩石力学领域中能代表当今先进理论和实践水平的科学的研究和工程实践成果等。报道新理论、新技术、新仪器、新材料的研究和应用。欢迎国家自然科学基金项目及其他重要项目的研究成果向本刊投稿, 倡导和鼓励有实践经验的作者撰稿, 并优先刊用这些稿件。主要栏目有黄文熙讲座、综述、论文、短文、工程实录、焦点论坛、讨论和简讯等。

本刊为全国中文核心期刊、中国科学引文数据库(CSCD)核心期刊和中国科技核心期刊。本刊被“工程索引Ei Compendex数据库”“Scopus数据库”等国际数据库收录。本刊官网(www.cgejournal.com)全文发布本刊所有刊载文章, “中

国知网”“万方网”“维普网”全文收录本刊。

本刊读者对象为土木建筑、水利电力、交通运输、矿山冶金和油气资源等行业中从事岩土力学与岩土工程专业的科研、设计、施工、监理和学习人员。

本刊为月刊, A4开本, 双栏排版, 222页, 每月中旬出版, 每期定价40元, 全年定价480元。

本刊国际标准刊号ISSN 1000-4548, 国内统一刊号CN 32-1124/TU, 国内发行代号28-62, 国外发行代号MO 0520。欢迎广大读者在全国各地邮局订购, 也可在编辑部订购(不另收邮费)。编辑部订购地址: 南京虎踞关34号《岩土工程学报》编辑部; 邮编: 210024; 联系电话: 025-85829534, 85829543, 85829553, 85829556; 传真: 025-85829555; E-mail: ge@nhri.cn。

(本刊编辑部)