

土压平衡矩形顶管正面附加推力 对地表隆起变形影响研究

许有俊¹, 张治华¹, 史 明¹, 王万华², 康佳旺¹

(1. 内蒙古科技大学 土木工程学院, 内蒙古 包头 014010; 2. 内蒙古路桥集团有限责任公司, 内蒙古 呼和浩特 010052)

摘要:以全国最长的大截面矩形顶管综合管廊工程为背景,基于弹性力学 Mindlin 解和随机介质理论,分析顶管施工对地表隆起变形的影响。研究发现:地表隆起过程可分为四个阶段,分别为缓慢隆起阶段、快速隆起阶段、沉降阶段和稳定阶段,并得到地表隆起超限主要集中在快速隆起阶段,该阶段地表快速隆起变形的主要诱因是正面附加推力,其次为顶管机摩擦力和后续管节摩擦力;刀盘挤土压力对正面附加推力影响很大,基于弹性力学 Kelvin 解,并引入刀盘转速比,得到大、小刀盘转速比在 0~0.2 范围内时对刀盘挤土压力影响很大;基于进出土平衡理论,并引入螺旋机转速比,得到它对刀盘开口处土压力影响很小,但顶进速度对刀盘开口处土压力影响很大;综合各因素得知,在矩形顶管施工参数中,刀盘转速比和顶进速度对正面附加推力影响很大,是造成地表隆起变形的主要原因。

关键词:地表快速隆起变形;正面附加推力;刀盘挤土压力;刀盘转速比;顶进速度

中图分类号: TU605

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2019)06-0814-11

Study on the effect of positive additional thrust on the surface uplift deformation by the construction of the rectangular pipe jacking with earth pressure balance

XU Youjun¹, ZHANG Zhihua¹, SHI Ming¹, WANG Wanhua², KANG Jiarwang¹

(1. The School of Civil Engineering, Inner Mongolia University of Science and Technology, Baotou 014010, China;
2. Inner Mongolia Road and Bridge Group Co. Ltd., Huhhot 010052, China)

Abstract: This paper study the influence of top pipe construction on ground surface uplift deformation, which is based upon Elastic mechanics Mindlin solution and stochastic medium theory, and the nation's longest large-section rectangular pipe jacking utility project. The process of surface uplift deformation can be divided for four stages, including slow uplift stage, rapid uplift stage, subsidence stage and stabilization stage. The transfinite surface uplift deformation mainly focus on the rapid uplift stage that main inducement is the positive additional thrust, and second inducement is the pipe jacking friction and following pipe joint friction. It is a large influence element for the pressure on the cutter to squeeze the soil to the proportion of big and small cutter rotate speed when it's range from 0 to 0.2, based on elastic mechanics Kelvin solution. Based on the theory of in and out soil balance, we bring in the proportion of screw machine rotate speed, it is a small influence element for the earth pressure at cutter opening, but speed of pipe jacking machine is a large influence element for it. To conclusion, the proportion of cutter rotate speed and speed of pipe jacking are a large influence element for the positive additional thrust, and then for the surface uplift deformation.

Key words: surface rapid uplift deformation; positive additional thrust; the pressure on the cutter to squeeze the soil; the proportion of cutter rotate speed; speed of pipe jacking machine

近年来,矩形顶管技术开始广泛运用于行人过街地下通道、下穿城市道路隧道、综合管廊、地铁车站、地下停车场、地下商业空间开发以及城市地下空间的互联互通等工程中。采用矩形顶管技术修建的地下工程具有断面面积利用率高、不中断地面道路交通、避免各类地下管线的拆迁等优点,代表着未来城市中短隧道和地下工程修

建技术的发展方向^[1]。目前,国内学者^[2-3]针对圆形顶管施工引起的地层变形开展了较多的研究,并取得了丰富的研究成果。但是,与圆形顶管相比,矩形顶管隧道通常具有断面大、埋深较浅、地层成拱效应差等特点,对周围地层的扰动与存在一定差异。目前,国内学者通常采用现场实测法^[4]、基于随机介质理论^[5]和弹性力学 Mindlin

收稿日期: 2018-06-20

修改稿日期: 2019-12-13

基金项目: 国家自然科学基金项目(51868062); 内蒙古自治区自然科学基金项目(2017MS(LH)0523)

第一作者: 许有俊(1979—),男,博士,教授,主要从事隧道、地下空间等方面的研究。E-mail: xyounjun@163.com

解, 将顶管机施工对土体的扰动分为: 正面附加推力、顶管机摩擦力、后续管节摩擦力、注浆压力和地层损失引起的地表变形进行了研究^[6-7]. 对前人的研究成果分析发现, 目前主要针对矩形顶管施工引起的沉降变形方面成果较多, 然而针对地层隆起的变形特性、产生的原因以及矩形顶管施工参数与隆起变形之间的定量关系等问题, 少见相关报道.

土压平衡矩形顶管机顶进施工时, 理论上讲, 当顶管机开挖面水土压力与土舱压力相等时, 刀盘对土体不产生挤压力, 此时正面附加推力为零, 但是, 实际工程中, 理想的土压平衡极难达到. 目前很少针对分析矩形顶管施工正面附加推力对地表变形影响的研究.

为此, 本文以全国最长的大截面矩形顶管综合管廊工程为背景, 借鉴了盾构施工正面接触压力的分析方法^[8-9], 从刀盘挤土压力和刀盘开口处土压力入手, 针对矩形顶管的正面附加推力对地表纵向变形的影响开展研究.

1 矩形顶管力学模型建立

1.1 弹性力学 Mindlin 解力学模型

Mindlin 解计算简图如图 1 所示. 当弹性半空间中某深度 c 处有沿 y 方向的水平集中力 P 时, 可求得土体中任意一点 z 方向(即竖直方向)的位移 w , 开挖面附加推力、顶管机的摩擦力和后续管节的摩擦力引起地表变形可根据图 1 所示的计算简图、式 1 求得^[10-11].

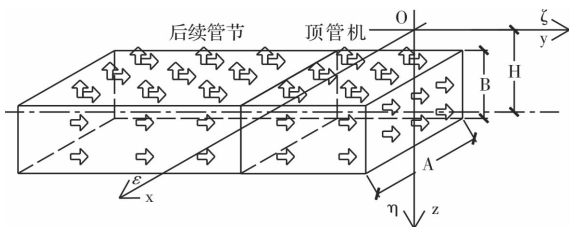


图 1 矩形顶管 Mindlin 解力学计算简图

Fig. 1 Schematic diagram of Mindlin solution mechanics calculation of rectangular tube jacking

$$\left\{ \begin{aligned} w &= \frac{Py}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{z-c}{R_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-c)}{R_2^3} - \frac{6cz(z+c)}{R_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{R_2(R_2+z+c)} \right] \\ R_1 &= \sqrt{x^2 + y^2 + (z-c)^2} \\ R_2 &= \sqrt{x^2 + y^2 + (z+c)^2} \end{aligned} \right. \quad (1)$$

基于弹性力学的 Mindlin 解, 可建立开挖面附加推力、顶管机的摩擦力、后续管节的摩擦力和

注浆压力引起地表竖向位移的计算模型; 其次, 基于随机介质理论建立地层损失引起地表竖向位移的理论模型, 将二者的计算结果叠加, 即可得到矩形顶管施工引起的总的地表竖向位移.

1.2 正面附加推力引起地面变形的理论解

根据图 1 中所示的计算简图, 在整体 xoz 坐标系下取积分坐标 $\epsilon o \eta$ 对开挖面推力求积; 积分区间为在 ϵ 轴上取 $(-A/2, A/2)$, 在 η 轴上取 $(H-B/2, H+B/2)$; 纵向在 ζ 轴上取 ut , 利用弹性力学 Mindlin 解, 通过积分得到开挖面推力引起的土体中任意一点 (x, y, z) 的竖向位移为:

$$\left\{ \begin{aligned} w_1 &= \int_{-A/2}^{A/2} \int_{H-B/2}^{H+B/2} \frac{p_1(y-ut)}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{z-\eta}{R_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-\eta)}{R_2^3} - \frac{6\eta z(z+\eta)}{R_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{R_2(R_2+z+\eta)} \right] d\eta d\epsilon \\ R_1 &= \sqrt{(x-\epsilon)^2 + (y-ut)^2 + (z-\eta)^2} \\ R_2 &= \sqrt{(x-\epsilon)^2 + (y-ut)^2 + (z+\eta)^2} \end{aligned} \right. \quad (2)$$

式中: A 、 B 为顶管机的宽和高, m; H 为顶管机中心点的埋深, m; u 为理论顶进速度, m/min; G 为土的剪切模量, MPa; μ 为土体的泊松比; p_1 为正面附加推, MPa.

1.3 顶管机摩擦力引起地面变形的理论解

在整体 xoy 坐标系下取积分坐标 $\epsilon o \zeta$ 对顶管机与土体的摩擦力求积, 积分区间在 ϵ 轴上取 $(-A/2, A/2)$, 在 ζ 轴上取 $(ut-L, ut)$, 竖向在 η 轴上取顶管隧道的埋深, 利用弹性力学 Mindlin 解, 通过积分得到顶管机的摩擦力引起土体中任意一点 (x, y, z) 的地表竖向位移为:

$$\left\{ \begin{aligned} w_2 &= \int_{ut-L}^{ut} \int_{-A/2}^{A/2} \frac{p_2(y-\zeta)}{16\pi G(1-\mu)} \left[\frac{z-\eta}{R_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-\eta)}{R_2^3} - \frac{6\eta z(z+\eta)}{R_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{R_2(R_2+z+\eta)} \right] d\epsilon d\zeta \\ R_1 &= \sqrt{(x-\epsilon)^2 + (y-\zeta)^2 + (z-H)^2} \\ R_2 &= \sqrt{(x-\epsilon)^2 + (y-\zeta)^2 + (z+H)^2} \end{aligned} \right. \quad (3)$$

1.4 后续管节摩擦力引起地面变形的理论解

在整体 xoy 坐标系下取积分坐标 $\epsilon o \zeta$ 对后续管节与土体的摩擦力求积, 积分区间在 ϵ 轴上取 $(-A_1/2, A_1/2)$, 在 ζ 轴上取 $(0, ut-L)$, 竖向在 η 轴上取顶管隧道的埋深, 利用弹性力学 Mindlin 解,

通过积分得到后续管节的摩擦力引起土体中任意一点 (x, y, z) 的地面竖向位移为:

$$\left\{ \begin{aligned} w_3 &= \int_0^{u-L} \int_{-\frac{A_1}{2}}^{\frac{A_1}{2}} \frac{p_3(y-\zeta)}{16\pi G(1-\mu)} \\ &\quad \left[\frac{z-\eta}{R_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-\eta)}{R_2^3} - \frac{6\eta\zeta(z+\eta)}{R_2^5} \right. \\ &\quad \left. + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{R_2(R_2+z+\eta)} \right] d\epsilon d\zeta \\ R_1 &= \sqrt{(x-\epsilon)^2 + (y-\zeta)^2 + (z-H)^2} \\ R_2 &= \sqrt{(x-\epsilon)^2 + (y-\zeta)^2 + (z+H)^2} \end{aligned} \right. \quad (4)$$

式中: A_1 为后续管节的宽, m; L 为顶管机的长, m; p_3 为后续管节与土体的摩擦力, MPa.

1.5 注浆压力引起地面变形的理论解

在整体 xoy 坐标系下取积分坐标 $\epsilon o \zeta$ 对注浆压力求积, 积分区间在 ϵ 轴上取 $(-A_1/2, A_1/2)$, 在 ζ 轴上取 (y, ut) , 竖向在 η 轴上取顶管隧道的埋深, 利用弹性力学 Mindlin 解, 通过积分得到注浆压力引起土体中任意一点 (x, y, z) 的地面竖向位移为:

$$\left\{ \begin{aligned} w_4 &= \int_{-\frac{A_1}{2}}^{\frac{A_1}{2}} \int_y^u \frac{p_4}{16\pi G(1-\mu)} \\ &\quad \left[\frac{3-4\mu}{R_1} + \frac{8(1-\mu)^2 - (3-4\mu)}{R_2} + \frac{(z-\eta)^2}{R_1^3} \right. \\ &\quad \left. + \frac{(3-4\mu)(z+\eta)^2 - 2z\eta}{R_2^3} + \frac{6z\eta(z+\eta)^2}{R_2^5} \right] d\epsilon d\zeta \\ R_1 &= \sqrt{(x-\epsilon)^2 + (y-\zeta)^2 + (z-H)^2} \\ R_2 &= \sqrt{(x-\epsilon)^2 + (y-\zeta)^2 + (z+H)^2} \end{aligned} \right. \quad (5)$$

式中: A 为顶管机的宽, m; p_4 为顶管机的注浆压力, MPa.

1.6 基于随机介质理论的力学模型

建立如图 2 所示的矩形顶管施工引起的地表竖

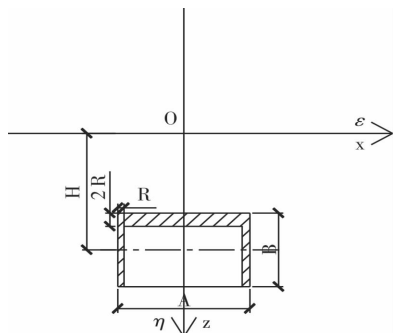


图 2 随机介质理论计算力学简图

Fig. 2 Schematic diagram of stochastic medium theory calculation mechanics

向位移计算简图. 顶管机的外轮廓比后续管节外轮廓大, 即隧道开挖断面比隧道成型断面大, 因此会产生建筑空隙, 由于土体补偿这些空隙, 从而引起地表竖向变形.

$$w = \frac{(\tan\beta)^2}{(z-\eta)^2} \exp\left\{-\frac{\pi(\tan\beta)^2}{(z-\eta)^2} [(x-\epsilon)^2 + (y-\zeta)^2]\right\} \quad (6)$$

计算坐标如图 2 所示, 在整体 xyz 坐标系下取积分坐标 $\epsilon \zeta \eta$ 对地层损失求积, 对于开挖断面 Ω , 积分区间在 ϵ 轴上取, 在 ζ 轴上取, 在 η 轴上取; 对于隧道断面 ω , 积分区间在 ϵ 轴上取 $(-A/2+R, A/2-R)$, 在 η 轴上取 $(H-B/2+2R, H+B/2)$, 在 ζ 轴上取 $(0, ut-L)$; 利用随机介质理论, 通过积分得到地层损失引起土体中任意一点 (x, y, z) 的地面竖向位移为:

$$w_5 = \int_0^{u-L} \iint_{\Omega-\omega} \frac{(\tan\beta)^2}{(z-\eta)^2} \exp\left\{-\frac{\pi(\tan\beta)^2}{(z-\eta)^2} [(x-\epsilon)^2 + (y-\zeta)^2]\right\} d\epsilon d\eta d\zeta \quad (7)$$

式中: β 为土体影响角, 根据隧道开挖和土质情况确定的经验公式 $\beta = 45^\circ - \varphi/2$ 计算. φ 为土体的内摩擦角, 如果是成层土, 则采用加权平均的内摩擦角.

1.7 各影响因素引起地面变形的理论解

就矩形顶管机施工引起地表变形而言, 正面附加推力、顶管机摩擦力和后续管节摩擦力在顶管施工的全过程中都会产生地表变形, 而注浆压力和地层损失是在顶管机工作面通过某个监测点后才会产生地表变形. 就实际工程而言, 对于任意一点 (x, y, z) , 当顶管机尚未通过该点, 地表变形往往按式 8 计算; 当顶管机通过该点, 地表变形往往按式 9 计算.

$$w = w_1 + w_2 + w_3 \quad (ut < y) \quad (8)$$

$$w = w_1 + w_2 + w_3 + w_4 + w_5 \quad (ut > y) \quad (9)$$

式中: w_1 为正面附加推力引起地表变形, mm; w_2 为顶管机摩擦力引起地表变形, mm; w_3 为后续管节摩擦力引起地表变形, mm; w_4 为注浆压力引起地表变形, mm; w_5 为地层损失引起地表变形, mm; u 为顶管机顶进速度, m/min; t 为顶管机顶进时间, min; y 为监测点在顶管隧道轴线处的位置, m.

2 正面附加推力确定

正面附加推力的计算见式 10; 由于施工的地层环境是一定的, 所以掌子面的阻力在工程经验

中一般取介于主动土压力到被动土压力之间的静止土压力; 由此可知, 正面附加推力的大小取决于顶管机正面推力.

$$p_1 = p_d - p_z \quad (10)$$

式中: p_1 为正面附加推力, kN/m^2 ; p_d 为顶管机正面推力, kN/m^2 ; p_z 为掌子面阻力, kN/m^2 .

顶管机正面推力由三部分组成, 分别是刀盘挤土压力 Δp_1 (kN/m^2)、刀盘开口处的土压力 Δp_2 (kN/m^2) 和切削盲区土压力 Δp_3 (kN/m^2), 见式 11.

$$p_d = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 \quad (11)$$

对于矩形顶管机, 虽然存在切削盲区, 但其所占的比例特别小, 所以本文的计算中不考虑它对于工作面的土压力.

理论分析计算刀盘挤土压力前, 提出如下假定: 1) 土体为弹性体, 刀盘为刚性体; 2) 分析某一个刀盘的挤土效应, 只考虑该刀盘本身与土体的作用, 不考虑刀盘之间的相互影响.

刀盘转动挤压土体形式如图 3、4 所示, 刀盘以角速度 ω 转动, 距离刀盘中心 r 处的一块土体微元, 土体微元长为 dr , r 的积分区间是 $(0, D/2)$, 宽为弧长微段 $d\theta r$, 当刀盘的其中一个辐条转动角度为 $d\theta$, 转动角度的积分区间为 $(0, \alpha)$, 土体微元产生的微扇形的面积为 $d\theta r dr/2$, 所对应的前进

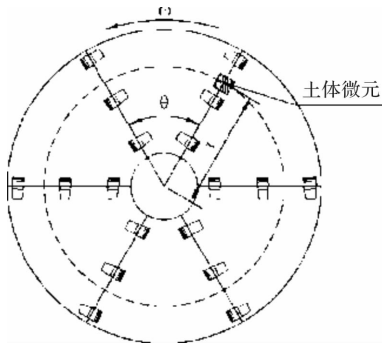


图 3 刀盘转动示意图

Fig. 3 Schematic diagram of knife wheel rotation

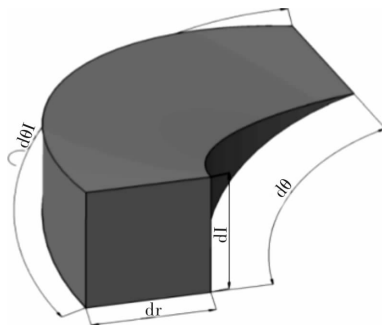


图 4 土体微元计算示意图

Fig. 4 Schematic diagram of soil infinitesimal element calculation

量为 dV , 其积分区间为 $(0, I)$ 刀盘接触的土体所受的挤压体积量为 V , 见式 12.

$$V = \int_0^{\frac{D}{2}} \int_0^\alpha \int_0^I \frac{r}{2} dr d\theta dl \quad (12)$$

式中: V 为刀盘接触的土体所受的挤压体积量, m^3 ; D 为刀盘直径, m ; θ 为单个辐条夹角, rad ; I 为刀盘转动的前进距离, m , 具体计算公式见式 13.

$$I = v \frac{\alpha}{\omega} = \frac{v(1-\epsilon)}{nk} \quad (13)$$

式中: v 为顶管机顶进速度, m/min ; ω 为刀盘转动角速度, rad/min ; n 为刀盘转速, r/min ; k 为刀盘幅条数; ϵ 为刀盘开口率.

将刀盘接触土体所产生的挤压体积量平均到刀盘圆周面积上, 得刀盘面板对土体平均挤压量.

$$\Delta l = \frac{v(1-\epsilon)^2}{2nk} \quad (14)$$

式中: Δl 为刀盘面板对土体的平均挤压量, m .

应用弹性力学 Kelvin 解, 结合本节的假设前提, 得到刀盘对其在工作面上接触土体的平均附加挤压力, 见式 15.

$$\Delta p = \frac{10.13(1-\mu)E_u\Delta l}{(1+\mu)(3-4\mu)D} \quad (15)$$

式中: Δp 为刀盘对工作面土体平均挤压力, kN/m^2 ; μ 为土体泊松比; E_u 为土体变形模量, kN/m^2 .

对于整个顶管机的施工过程, 式 15 给出的刀盘平均挤压力只是在一个时间微段 dt_1 上产生的力, 要想得到每个顶进周期刀盘对土体产生的挤压力, 就要对 Δp 在顶进周期内积分, 得到顶管机顶进过程的刀盘对土体的挤压力, 见式 16.

$$\begin{cases} \Delta p_1 = \Delta p_{11} \Delta p_{12} \\ \Delta p_{11} = \frac{10.13(1-\mu)}{(1+\mu)(3-4\mu)} \frac{E_u u t}{4} \\ \Delta p_{12} = \frac{\pi}{4AB} \sum \frac{(1-\epsilon_i)^2 e_{2i} D_i}{n_i k_i} \end{cases} \quad (16)$$

式中: A 为顶管机宽, m ; B 为顶管机高, m ; ϵ_i 为刀盘开口率; e_{2i} 为刀盘个数; D_i 为刀盘直径, m ; k_i 为刀盘辐条数; n_i 为刀盘转速, r/min .

为了方便研究刀盘转速对挤土压力的影响, 引入刀盘转速比, 即刀盘实际转速与额定转速之比, 将其带入式 16 进行整理计算, 得刀盘挤土压力与刀盘转速比之间的函数关系, 见式 17.

$$\begin{cases} \Delta p_1 = \Delta p_{11} \Delta p_{12} \\ \Delta p_{11} = \frac{10.13(1-\mu)}{(1+\mu)(3-4\mu)} \frac{e_1 E_s u t}{4} \\ \Delta p_{12} = \frac{\pi}{4AB} \left(\frac{(1-\epsilon_t)^2 e_{2t} D_t}{n_{et} n_{pt} k_t} + \frac{(1-\epsilon_s)^2 e_{2s} D_s}{n_{es} n_{ps} k_s} \right) \end{cases} \quad (17)$$

(2) 刀盘开口处土压力的确定

在顶管机顶进过程中,被刀盘切削下的天然土体进入土舱,与泥浆混合后的混合土体经由螺旋机排出,达到进出土量的动态平衡,进而保证土压平衡。进土量与螺旋机排土量的相互关系,直接影响到土舱压力的大小。

1) 螺旋机排土量的确定

实际工程中,刀盘切削下来的天然土进入土舱后,要与泥浆混合,这主要是由于混合土体有良好的流动性、止水性和塑性;所以,螺旋机排出的是泥浆与天然土的混合土体,螺旋机在工作周期内所排出的混合土体体积,见式 18。

$$Q_p = \eta NT \frac{\pi L_d (d_1^2 - d_2^2)}{4} \quad (18)$$

式中: η 为螺旋机排土效率; N 为螺旋机转速, r/min; T 为螺旋机工作时间, min; d_1 为螺旋机转杆直径, m; d_2 为螺旋机叶片直径, m; L_d 为螺旋机叶片距离, m。

实际工程中更关注排出的天然土量,见式 19。

$$V_t = \frac{\gamma Q_p (1 - \omega)}{\gamma_0} \quad (19)$$

式中: γ 为混合土体的容重, kN/m³; ω 为混合土体中泥浆所占比例; γ_0 为天然土的容重, kN/m³。

式 19 计算得到的是单个螺旋机的排土量,实际的大断面矩形顶管机的排土系统由 m 个排土机组成,所以,矩形顶管机最终的排土量见式 20。

$$V_0 = mV_t \quad (20)$$

2) 进出土平衡量的确定

进土量的计算,需要满足的假定条件有:土体可以顺利的进入土舱,不考虑刀盘的阻碍作用;土体在土舱内与泥浆充分拌和,且充满土舱,没有空隙。

$$V_{pr} = ABS_S - V_0 \quad (21)$$

式中: V_{pr} 为土体挤压量, m³; S_S 为矩形顶管机实际顶进距离, m。

3) 刀盘开口处土压力的确定

进出土产生的不平衡量,会对掌子面土体产生压力,而且这部分压力往往只作用在刀盘开口部分,理论计算中往往将这部分压力换算到顶管机的工作面上,计算方法见式 22。

$$\Delta p_2 = \frac{V_{pr} \gamma_0}{AB} + p_* \quad (22)$$

式中: p_* 为实测土舱压力, kN/m²。

3 依托工程背景

以全国最长的大断面矩形顶管综合管廊工程

为背景,管廊顶进长度为 85.35 m,覆土深度 6.2 m。矩形管廊内截面规格为 6 000 mm×3 300 mm,外截面规格 7 000 mm×4 300 mm,每节长 1.5 m,壁厚 500 mm,共 57 节。采用 5 刀盘(分别是中心 1 个大刀盘和四角 4 个小刀盘)的矩形顶管机,适用于埋深小于 12 m 的隧道施工,如图 5 所示,其外形尺寸为 4 850 mm×7 020 mm×4 320 mm。



图 5 刀盘布置图

Fig. 5 Cutter head layout

如图 6 所示,隧道所处的地层从上到下分别为:第①单元层以填土为主,含少量砾砂、碎石块;平均层厚 0.997 m;第②单元层粉砂为稍密状态,砂质一般,该层分布连续,发育稳定,平均层厚 2.307 m;第③单元层砾砂颗粒不均匀,含圆砾,角砾,分布连续,发育稳定,平均层厚 7.385 m;第④单元层粉砂呈中密状态,砂质一般,颗粒不均匀,该层分布连续,发育稳定,平均层厚 4.307 m。

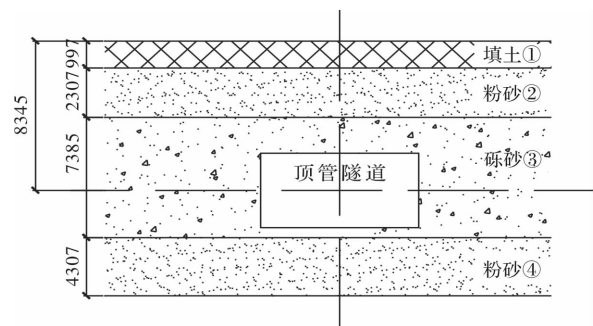


图 6 顶管隧道所处地层分布图

Fig. 6 The stratigraphic distribution of the pipe jacking tunnel

为了及时掌握矩形顶管顶进过程中地表纵向与横向变形的动态演化规律,根据监测数据及时调整矩形顶管机的施工参数,将地表变形值控制在允许的范围内,在顶管隧道上方布置变形观测点。

根据研究需要以及第三方监控量测规范,综合考虑工程现场条件,引用控制基准点 3 个,共布

设 10 条监测断面, 一共 38 个地表变形监测点. 具体监测点的布置如图 7 所示.

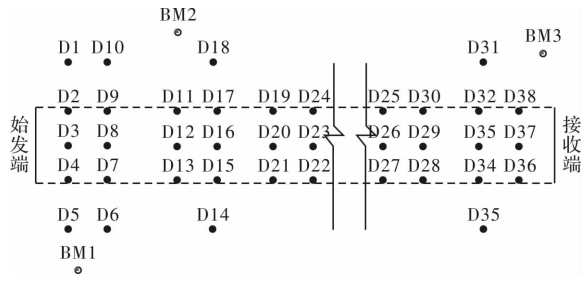


图 7 测点布置图

Fig. 7 Measuring point layout

地表沉降观测点的标志与埋设, 根据观测要求, 采用浅埋标志, 如图 8、9 所示. 浅埋标志采用普通水准标石或用直径 25 mm 螺纹钢, 埋深宜为 1~2 m, 并使标石底部埋在冰冻线以下.

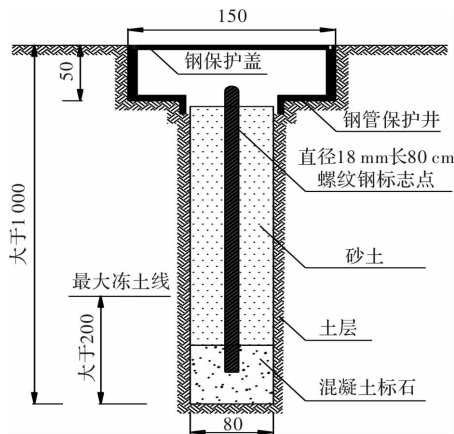


图 8 测点埋设示意图

Fig. 8 Schematic diagram of measuring point burial



图 9 地表沉降点的钻孔实物图

Fig. 9 Physical borehole drawings of Ground surface settlement points

4 矩形顶管机正面附加推力的确定与其对地表隆起的影响

根据工程勘察报告、施工方案和实际监测情况, 选取矩形顶管隧道正上方的测点 D12 的地表

变形情况进行理论分析, 采用式 1~5 计算, 具体计算参数取值为: 正面附加推力 $p_1=410$ kPa; 顶管隧道周围土压力 $p_{ty}=2\ 370$ kPa; 顶管机摩擦系数 $f_2=0.1$; 后续管节摩擦系数 $f_3=0.2$; 掌子面阻力 $p_c=90$ kPa; 顶管机正面推力 $p_d=500$ kPa; 土体泊松比 $\mu=0.278$; 土体剪切模量 $G=2.5$ MPa; 土体变形模量 $E_u=18.965$ MPa; 顶管隧道埋深 $H=8.345$ m; 顶管机长 $L=4.85$ m、宽 $A=7.02$ m 和高 $B=4.32$ m; 后续管节宽 $A_1=7$ m, 高 $B_1=4.3$ m, 得到随着顶管机的顶进, 测点 D12 的纵向变形图.

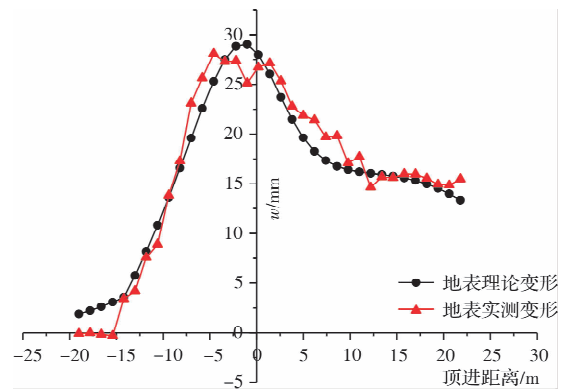


图 10 地表纵向变形对比图

Fig. 10 Comparison of ground surface longitudinal deformation

如图 10 所示, 理论计算结果与实际监测的结果趋势一致, 整体上吻合程度较好, 说明理论计算公式的正确性与计算结果的合理性. 同时, 理论计算结果与实测结果仍存在一定的偏差, 主要原因是理论计算过程中假设土体为弹性体导致.

由此将矩形顶管施工引起的地表变形划分为如下 4 个阶段;

第 I 阶段: 称为缓慢隆起阶段, 当矩形顶管机机头距离监测点 -20 m~ -15 m 之间时, 监测点受到的扰动较小;

第 II 阶段, 称为快速隆起阶段, 在 -15 m~ -2.7 m 之间时, 监测点快速隆起, 说明在该距离范围内矩形顶管施工对周围地层扰动显著;

第 III 阶段, 称为沉降阶段, 在 -2.7 m~ 10.6 m 之间, 监测点处于沉降回落阶段;

第 IV 阶段, 称为稳定阶段, 在 10.6 m~ 20 m 之间, 地表的沉降速率变缓, 地表变形在震荡中逐渐趋于稳定, 由于注浆压力的影响, 地表还表现出轻微隆起.

从总的趋势来看, 监测点表现为先隆起后沉降, 符合城市隧道施工的一般规律, 但是顶进过

程中监测点的最大的隆起量达到了 28 mm, 超过了控制标准值 10 mm, 最终沉降值恢复至 15 mm, 随后趋于稳定, 同样大于标准值。

为进一步验证理论计算的合理性, 选取 D12 测点所在监测断面的理论计算与实测测地表横向变形图进行比较。如图 11 所示。

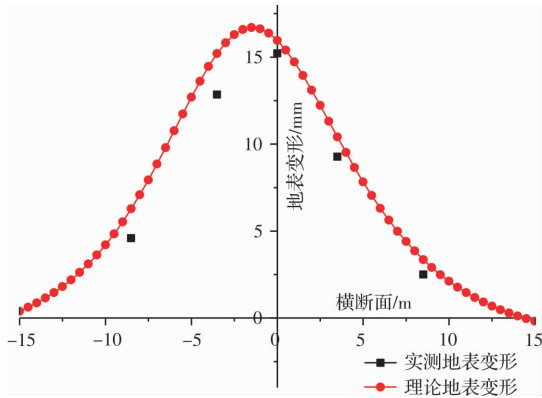


图 11 地表横向变形图

Fig. 11 Transverse deformation of the ground surface

由图 11 可知, 理论曲线与实际监测数据趋势一致, 进一步验证了理论计算的可靠性。同时, 发现地表隆起槽形态并非标准正态分布曲线, 而是波峰位置偏左产生了一定的偏移量。

为了进一步研究矩形顶管机施工过程中地表隆起变形的原因, 将工程实例中的计算参数代入式 9 中, 分别计算得到正面附加推力、顶管机摩擦力引、后续管节摩擦力、注浆压力引、地层损失引起地表变形, 计算结果如图 12 所示。

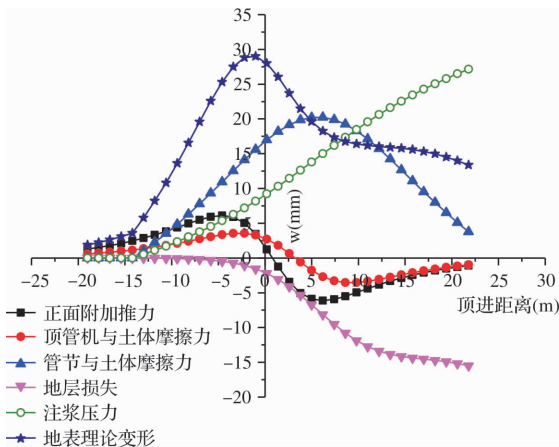


图 12 各因素引起地表纵向变形图

Fig. 12 The longitudinal deformation of the ground surface caused by various factors

如图 12 所示, 得到各个影响因素引起地表变形规律如下:

(1) 正面附加推力引起地表竖向变形以开挖面为中心呈反对称布置, 在开挖面前隆起, 开挖

面后沉降, 隆起最大值出现在开挖面前 5.5 m 处, 隆起值为 15.2 mm;

(2) 顶管机的摩擦力引起地表竖向变形以开挖面后 2.5 m 为中心呈反对称布置, 在对称中心前隆起, 对称中心后沉降, 隆起最大值出现在开挖面前 3.7 m 处, 隆起值为 3.12 mm;

(3) 后续管节的摩擦力引起地表竖向变形表现为隆起, 隆起最大值出现在开挖面后 5 m 处, 隆起值为 29.7 mm, 隆起值随后慢慢减小, 趋近于零;

(4) 地层损失引起地表竖向变形表现为沉降, 先是缓慢沉降, 从开挖面开始急剧沉降, 到开挖面后 11 m 处变为缓慢沉降;

(5) 注浆压力引起地表竖向变形表现为隆起, 对地表变形的影响从顶管机到达开挖面时开始, 随后逐渐增大。

虽然地表竖向位移变形符合先隆起后沉降的客观规律, 但是地表快速隆起到 28 mm, 远远大于隆起控制值 10 mm, 使得随后的地表沉降量无法抵消之前的隆起量。由此可得, 地表隆起变形过大发生在快速隆起阶段, 该阶段只有正面附加推力、顶管机摩擦力和后续管节摩擦力对地表变形有影响。

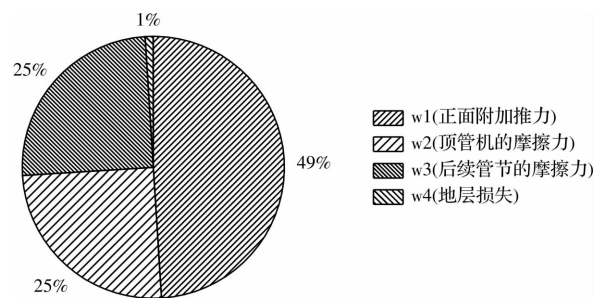


图 13 快速隆起阶段各因素占比图

Fig. 13 The proportion diagram of each factor in the stage of rapid uplift

如图 13 所示, 在地表隆起变形的快速隆起阶段, 正面附加推力引起地表隆起变形占比 49%; 顶管机摩擦力引起地表隆起变形占比 25%; 后续管节摩擦力引起地表隆起变形占比 25%; 由此可知, 引起地表隆起变形主要原因是正面附加推力。

如图 14 所示, 在顶管机正面推力的组成因素中, 刀盘挤土压力占比 88%; 刀盘开口处土压力占比 12%, 由此可知, 刀盘挤土压力在顶管机正面推力中, 是起决定因素的。

如图 15 所示, 在刀盘挤土压力的组成因素中, 大刀盘挤土压力占比 28%; 小刀盘挤土压力占比

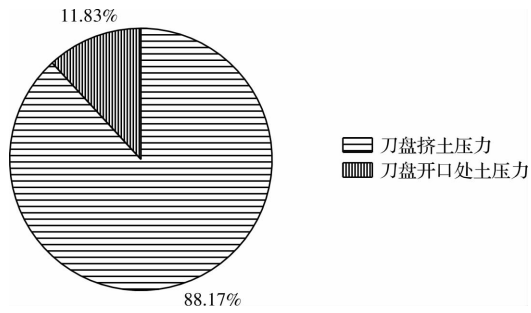


图 14 顶管机正面推力组成因素占比图

Fig. 14 Figure of component ratio of frontal thrust of pipe jacking machine

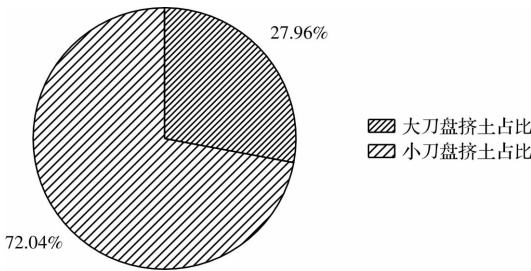


图 15 刀盘挤土压力组成因素占比图

Fig. 15 Diagram of the composition factors of the squeeze pressure of cutter head

72%，由此可知，小刀盘挤土压力对于刀盘挤土压力的影响更大。

将表 1 中的数据带入式 17 计算，得到顶管机顶进速度、刀盘转速和刀盘挤土压力之间的函数关系。

如图 16 所示，刀盘挤土压力随着顶进速度的增大而增大，但是变化范围集中在大、小刀盘转速比在 0~0.2 范围内；小刀盘转速比对刀盘挤土压力影响较大，大刀盘转速比对刀盘挤土压力影响较小。实际工程中，在某一个确定的顶进速度前提下，合理的配合大刀盘与小刀盘之间的转速，对于控制刀盘挤土压力的大小是非常有必要的。

将表 2 中的数据带入到式 21 计算，得到顶管机顶进速度、螺旋机转速和刀盘开口处土压力之间的函数关系。

如图 17 所示，刀盘开口处土压力随着顶进速度的增大而增大，螺旋机转速比对刀盘开口处土压力影响微小，所以在计算顶管机正面推力时可以略去螺旋机转速比的影响。

表 1 刀盘参数计算表

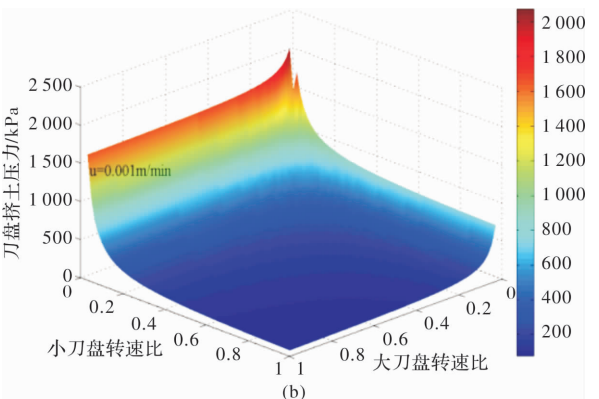
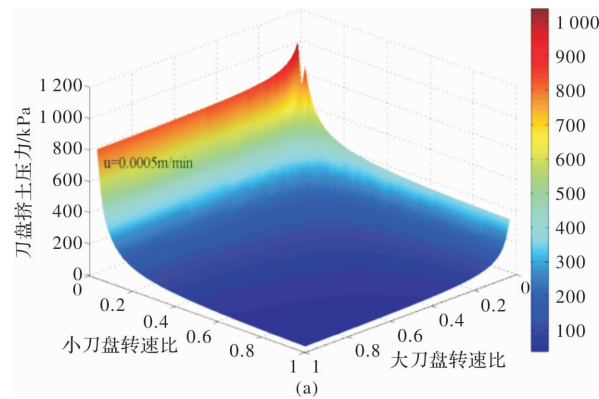
Tab. 1 Cutter head parameter calculation table

刀盘	个数 e_2	幅条数 k	开口率 ϵ	直径 D/m	额定转速 n_p/rpm
大刀盘	1	12	0.474	4.3	1.54
小刀盘	4	6	0.624	2.15	1.32

表 2 螺旋机参数计算表

Tab. 2 Calculation table of screw machine parameters

个数	叶片直径 d_2/m	钻杆直径 d_1/m	叶片距离 L_d/m	排土效率 η	排土时间 T/min	额定转速 N_p/rpm
2	0.528	0.133	0.26	95%	16	13



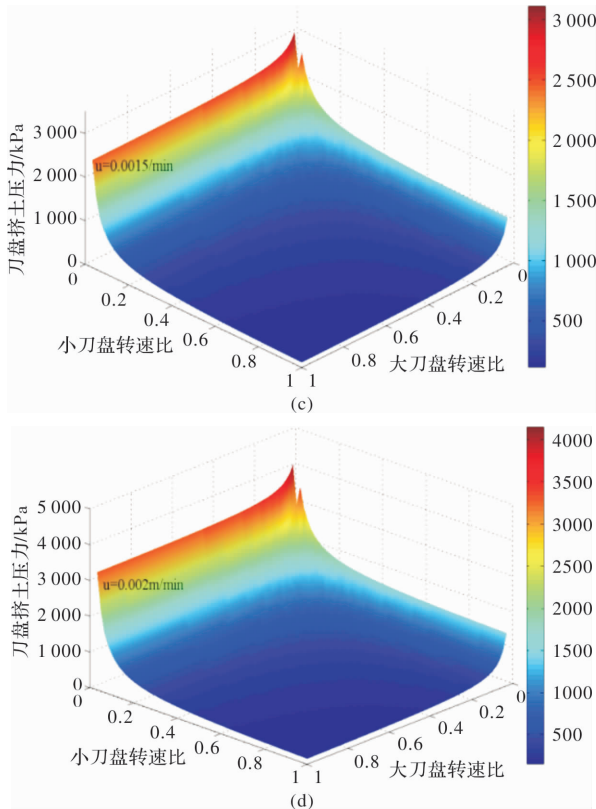


图 16 刀盘挤土压力与刀盘转速比函数图

Fig. 16 The function diagram of the ratio between the extruding pressure and the rotating speed of the cutter head

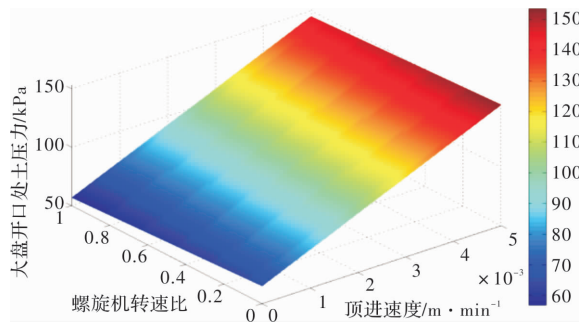


图 17 螺旋机转速图

Fig. 17 Screw machine speed diagram

式 17 和式 21 整合, 略去螺旋机转速比, 再减去顶管机工作面处土体的阻力, 就得到正面附加推力的计算公式, 见式 23.

$$\begin{aligned}
 p_1 &= \Delta p_1 + \Delta p_2 = \Delta p_{11} \Delta p_{12} + \Delta p_2 \\
 &= \frac{10.13(1-\mu)}{(1+\mu)(3-4\mu)} \frac{e_1 E_s u t}{4} \frac{\pi}{4AB} \\
 &\quad \left(\frac{(1-\epsilon_l)^2 e_2 i D_l}{n_{el} n_{pl} k_l} + \frac{(1-\epsilon_s)^2 e_2 s D_s}{n_{es} n_{ps} k_s} \right) \\
 &\quad + ut\gamma_0 + p_s - p_z
 \end{aligned} \quad (23)$$

由于公式的维数较高, 为了研究方便, 故减少公式中的参数, 将 Δp_{12} 用 MATLAB 中的 cftool 进行 polynomial (多项式逼近) 拟合, 拟合后的 Δp_{12} 称为刀盘拟合转速比, 取值范围为 (0.005 6,

0.075), 拟合刀盘转速比与大刀盘、小刀盘转速比之间呈反比关系.

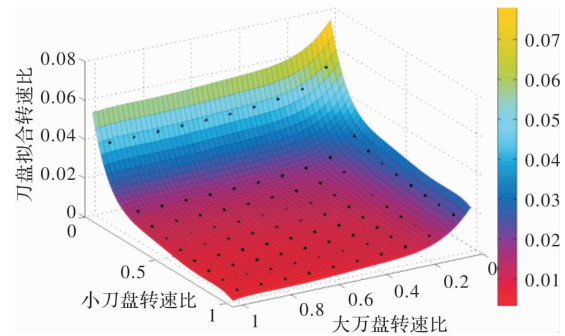


图 18 刀盘转速拟合图

Fig. 18 Cutter speed fitting diagram

如图 18 所示, 又根据拟合结果中误差平方和 $SSE=1.785e-05$; 复相关系数 $R\text{-square}=0.999$; 说明拟合程度很高, 可以采用该拟合公式进行计算.

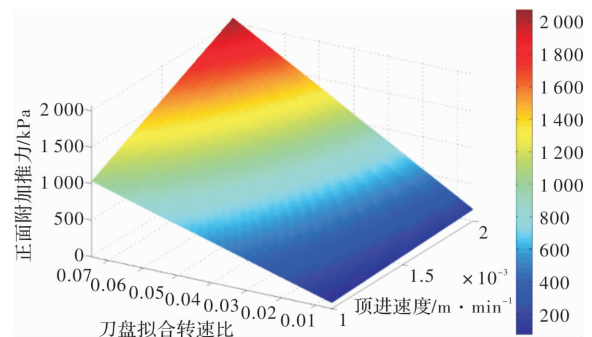


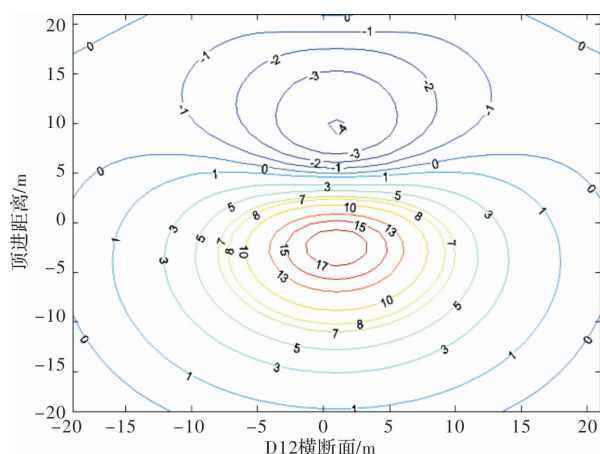
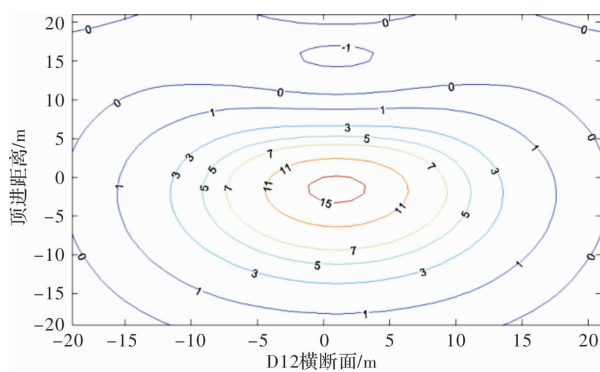
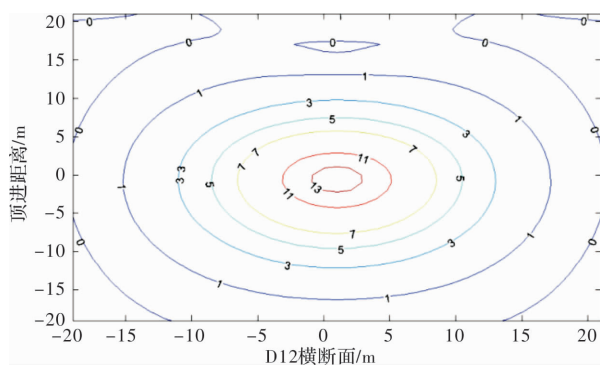
图 19 正面附加推力函数图

Fig. 19 Frontal additional thrust function diagram

如图 19 所示, 正面附加推力与刀盘拟合转速比成正比, 与顶进速度亦成正比; 随着刀盘拟合转速比的增大, 顶进速度对正面附加推力的影响越来越大, 由此可以得出, 控制刀盘拟合转速比的大小, 即可控制正面附加推力的大小, 进而控制地表隆起变形量.

根据国内外文献中依据工程实例对圆形混凝土管节与周围土体摩擦系数的研究, 摩擦系数一般在 0.07~0.1 范围内取值, 还应根据注浆均匀程度、注浆量及形成泥浆套的完整性等注浆效果选择, 当注浆效果好时摩擦系数取较低值, 当注浆效果差时取较高值. 本节中, 视减摩擦泥浆效果非常好, 将顶管机摩擦系数和管节摩擦系数取 0.07.

如图 20~22 所示, 在优化摩擦系数之后, 正面附加推力从 410 kPa 降至 110 kPa, 地表最大隆起值从 17 mm 降至 13 mm.

图 20 $p_1 = 410$ kPa 时 D12 点的变形示意图Fig. 20 The deformation diagram of D12 when $p_1 = 410$ kPa图 21 $p_1 = 210$ kPa 时 D12 点的变形示意图Fig. 21 The deformation diagram of D12 when $p_1 = 210$ kPa图 22 $p_1 = 110$ kPa 时 D12 点的变形示意图Fig. 22 The deformation diagram of D12 when $p_1 = 110$ kPa

4 结论

本文以 Mindlin 解和随机介质理论为基础,通过对正面附加推力组成因素的理论分析推导,以具体的矩形顶管施工过程为背景,分析了正面附加推力对地表隆起变形的影响,并得到以下结论:

(1) 地表隆起变形的主要阶段是快速隆起阶段,在该阶段引起地表隆起的主要因素是正面附加推力、顶管机摩擦力和后续管节摩擦力,其中正面附加推力占主导因素;

(2) 正面附加推力由顶管机正面推力决定,顶管机正面推力由刀盘挤土压力、刀盘开口处土压力和切削盲区土压力组成,其中刀盘挤土压力占主导因素;

(3) 刀盘挤土压力由大刀盘挤土压力和小刀盘挤土压力组成,小刀盘挤土压力对刀盘挤土压力的贡献更大一些;

(4) 刀盘挤土压力主要由转速比和顶进速度决定,而刀盘开口处土压力主要由顶进速度决定;

(5) 最终影响正面附加推力的因素有刀盘转速比和顶进速度,施工中控制好这两个参数,就可以控制正面附加推力,从而控制地表隆起变形。

参考文献 References

- [1] 彭立敏,王哲. 矩形顶管技术发展与研究现状[J]. 隧道建设,2015,35(1):1-7.
PENG Limin, WANG Zhe. Technological development and research status of rectangular pipe jacking method[J]. Tunnel Construction, 2015,35(1):1-7.
- [2] 魏纲,黄志义,徐日庆. 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(S2):5808-5815.
WEI Gang, HUANG Zhiyi, XU Riqing. 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.
- [3] 魏纲,陈春来,余剑英. 顶管施工引起的土体垂直变形计算方法研究[J]. 岩土力学,2007,28(3):619-624.
WEI Gang, CHEN Chunlai, YU Jianying. Study on calculating methods of soil vertical deformation induced by pipe jacking construction[J]. Rock and Soil Mechanics,2007,28(3):619-624.
- [4] ZHANG Dingwen, LIU Bo, QIN Yujun. Construction of a large-section long pedestrian underpass using pipe jacking in muddy silty clay: A case study[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2016, 60: 151-164.
- [5] 阳军生,刘宝琛. 城市隧道施工引起的地表移动及变形[M]. 北京:中国铁道出版社,2002.
YANG Junsheng, LIU Baochen. Surface movement and deformation caused by urban tunnel construction [M]. Beijing: China Railway Publishing House, 2002.
- [6] 许有俊,王雅健,冯超,等. 矩形顶管施工引起的地面沉降变形研究[J]. 地下空间与工程学报,2018,14(1):192-199.
XU Youjun, WANG Yajian, FENG Chao, et al. Research on ground deformation caused by rectangular

- pipe jacking construction[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2018, 14 (1): 192-199.
- [7] 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.
- [8] 王洪新. 土压平衡盾构刀盘挤土效应及刀盘开口率对盾构正面接触压力影响[J]. 土木工程学报, 2009, 42 (7): 113-118.
- WANG Hongxin. Effect of cutterhead compressing the front soil and influence of head aperture ratio on contact pressure of EPB shield to the front soil[J]. China Civil Engineering Journal, 2009, 42(7): 113-118.
- [9] 王洪新. 土压平衡盾构刀盘开口率对土舱压力的影响[J]. 地下空间与工程学报, 2012, 8(1): 89-94.
- WANG Hongxin. Influence of aperture ratio of cutterhead of EPB shield on earth pressure in the chamber [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2012, 8(1): 89-94.
- [10] 史明. 地下综合管廊矩形顶管法施工诱发地层隆起变形规律研究[D]. 包头: 内蒙古科技大学, 2018.
- SHI Ming. Study on the deformation law of ground uplift induced by rectangular pipe jacking method in underground comprehensive pipe corridor[D]. Baotou: Inner Mongolia University of Science and Technology, 2018.
- [11] 王雅健. 土压平衡矩形顶管施工引起的地面变形研究[D]. 包头: 内蒙古科技大学, 2016.
- WANG Yajian. Study on ground deformation caused by earth pressure balanced rectangular pipe jacking [D]. Baotou: Inner Mongolia University of Science and Technology, 2016.

(编辑 吴海西 桂智刚)

(上接第 803 页)

- [18] 徐涛, 雷华, 于杰, 等. 滑石粉填充 PP 材料中颗粒分布分形特征及其与冲击性能的关系[J]. 高分子材料科学与工程, 2002(1): 135-139.
- XU Tao, LEI Hua, YU Jie, et al. The particle fractal distribution in PP/Talc materials and its relation with impact properties [J]. Polymeric Materials Science & Engineering, 2002(1): 135-139.
- [19] 李鸿利, 吴大鸣, 牟勇强. 利用分形评定无机粒子/高聚物体系的分散效果[J]. 塑胶工业, 2006(1): 31-33.
- LI Hongli, WU Daming, MOU Yongqiang. Fractal Evaluation of the Dispersion Effect of Inorganic Particles in Polymer systems [J]. Journal of Plastics Industry, 2006(1): 31-33.
- [20] 聂鹏, 王新鑫, 高霁, 等. 纳米复合材料分散相分散均匀性的分形表征[J]. 北京航空航天大学学报, 2009, 35(7): 852-855.
- NIE Peng, WANG Xinxin, GAO Ji, et al. Fractal characterization of uniformity of discrete phase in nanocomposites [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2009, 35(7): 852-855.
- [21] 何振娟, 王录全, 庾正伟, 等. 基于 MATLAB 和分形理论的复合材料第二相颗粒分布均匀性评价方法[J]. 中国粉体技术, 2014(3): 76-79.
- HE Zhengjuan, WANG Luquan, YU Zhengwei, et al. Evaluation method of uniformity distribution of second phase particles in composites based on matlab and fractal theory [J]. China Powder Science and Technology, 2014(3): 76-79.

(编辑 吴海西 桂智刚)