

DOI: 10.11779/CJGE201609006

# 饱和土中考虑衬砌界面排水的浅埋盾构隧道 开挖影响分析

张治国<sup>1, 2, 3</sup>, 赵其华<sup>2</sup>, 白乔木<sup>1</sup>, 王卫东<sup>4</sup>

(1. 上海理工大学环境与建筑学院, 上海 200093; 2. 成都理工大学地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室, 四川 成都 610059;  
3. 国土资源部丘陵山地地质灾害防治重点实验室, 福建 福州 350002; 4. 华东建筑设计研究院有限公司, 上海 200002)

**摘要:** 盾构隧道施工引起的环境土工效应分析一直是隧道及地下建筑工程领域中研究的热点问题。由于目前该领域较少考虑饱和土质以及隧道衬砌与土体间界面排水工况所带来的影响, 尤其是较少针对隧道施工长期变形影响以及衬砌应力进行解析分析。由此基于隧道开挖椭圆化变形模式, 考虑衬砌界面完全排水以及完全不排水两种工况, 提出了饱和土中浅埋隧道开挖引起的地层长短期变形和隧道衬砌应力计算方法。结果表明: 椭圆化变形模式对地层短期变形和长期变形的影响均较明显, 在此条件下得到的位移曲线与实测值吻合较好。在计算衬砌内力时, 衬砌轴力和弯矩整体关于  $90^\circ/270^\circ$  轴即隧道竖轴线严格对称, 其中轴力沿圆周呈上大圆下小圆的倒“8”字形分布; 而弯矩沿圆周呈上下圆基本一致的“8”字形分布, 其中下圆稍大。土质和界面排水条件显著影响衬砌内力值的大小, 其中饱和土长期排水工况下衬砌内力值一般大于不排水工况解, 且其与饱和土短期不排水解相比差距明显。分析成果可为正确预估饱和土浅埋盾构开挖变形提供一定的理论依据。

**关键词:** 浅埋隧道; 饱和土; 椭圆化变形; 界面排水; 地层位移; 衬砌应力

中图分类号: TU44

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2016)09 - 1595 - 11

**作者简介:** 张治国(1978 - ), 男, 河北秦皇岛人, 男, 博士, 博士后, 副教授, 硕士生导师, 主要从事地下工程施工对周边环境影响控制方面的研究工作。E-mail: zgzhang@usst.edu.cn。

## Excavation influences induced by shallow shield tunnel in saturated soil considering drainage at ground-liner interface

ZHANG Zhi-guo<sup>1, 2, 3</sup>, ZHAO Qi-hua<sup>2</sup>, BAI Qiao-mu<sup>1</sup>, WANG Wei-dong<sup>4</sup>

(1. School of Environment and Architecture, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China; 2. State Key Laboratory of Geohazard Prevention and Geo-environment Protection, Chengdu University of Technology, Chengdu 610059, China; 3. Key Laboratory of Geohazard Prevention of Hilly Mountains, Ministry of Land and Resources, Fuzhou 350002, China; 4. East China Architecture Design Institute, Shanghai 200002, China)

**Abstract:** The excavation impact analysis of geo-environmental effects caused by shield tunnel in saturated soil has been a hot issue in the researches of tunnel and underground structure engineering. However, the current researches give little investigations on the impacts of saturated soil as well as the interface drainage process between tunnel liner and surrounding soils. Particularly the long-term deformation influences and the liner stress are not investigated. Considering the two conditions of no drainage or full drainage at the ground-liner interface, a method for soil displacements and liner stresses affected by tunneling is proposed based on the oval deformation mode. It is observed that the oval deformation mode yields significant impacts on both the short-term and long-term ground displacements. The soil deformation curves are in good agreement with the measured values. It can be concluded that when calculating the stress of liner, the axial force and bending moment of liner are strictly symmetrical to axis  $90^\circ/270^\circ$  or tunnel vertical axes. The type of axial force is somewhat “8”-shaped circumference, with the above circle obviously larger than the below one. The type of bending movement is also “8”-shaped, with the below circle a little larger than the above one. The soil and interface drainage conditions significantly affect the value of internal force of liner. The internal force of liner under long-term and full drainage conditions in saturated soil, which is larger than that under the long-term condition without drainage, is quite

基金项目: 国家自然科学基金项目(51008188); 上海自然科学基金项目(15ZR1429400); 地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室课题(SKJGP2015K015); 国土资源部丘陵山地地质灾害防治重点实验室课题(2015k005)

收稿日期: 2015 - 07 - 09

different compared to that under the short-term condition without interface drainage. The analysis results may provide a theoretical basis for correct prediction of the shallow shield excavation deformation in saturated soils.

**Key words:** shallow tunnel; saturated soil; oval deformation; interface drainage; soil displacement; liner stress

## 0 引言

城市地下轨道交通的迅速发展,使盾构隧道在地下工程建设中的应用越来越广泛,这类隧道往往埋深较浅,同时沿江临河,地下水位较浅,土质趋于饱和。饱和土中浅埋盾构隧道开挖施工引起的地层变形影响因素较多,尤其是对地层位移和衬砌内力的准确预测较为困难。因此,针对饱和土中浅埋盾构开挖影响力学问题进行研究,具有较为重要的理论和现实意义。

针对隧道施工引起的地层变形问题,国内外学者主要采用经验法<sup>[1-2]</sup>、数值分析法<sup>[3-6]</sup>和解析(半解析)法<sup>[7-23]</sup>进行了研究。解析(半解析)方法大都采用了间隙参数的概念,通过明确理论推导得到,主要包括以下几类:复变函数法(Verruijt<sup>[7-8]</sup>、王立忠等<sup>[9]</sup>、韩凯航等<sup>[10]</sup>),弹性力学 Mindlin 解法(魏纲等<sup>[11]</sup>、唐晓武等<sup>[12]</sup>),点源法(Sagaseta<sup>[13]</sup>、Verruijt 等<sup>[14]</sup>、Loganathan 等<sup>[15]</sup>、林存刚等<sup>[16]</sup>),极坐标系下应力函数法(Bobet<sup>[17]</sup>、Chou 等<sup>[18]</sup>、Park<sup>[19-20]</sup>),和随机介质理论(Yang 等<sup>[21]</sup>、Yang 等<sup>[22]</sup>、韩焯等<sup>[23]</sup>)。

对于极坐标系下应力函数法,基于 Airy 应力函数<sup>[24]</sup>,Bobet<sup>[17]</sup>考虑隧道衬砌与开挖面土体两种不同介质的组合作用,并将衬砌界面排水工况加入推导过程,给出了浅埋盾构开挖地层变形的应力函数解答,但其认为洞周土体的变形模式仅为径向均匀收缩,该解答未能反映隧道开挖的椭圆化变形,也没有针对隧道衬砌应力进行重点分析。在考虑椭圆化变形模式方面,Park<sup>[19]</sup>给出了三角函数形式的椭圆化变形表达式,推导出了满足上述边界条件下的平面应变弹性问题解析解。该表达使椭圆化变形过程得到清晰的表述,但未考虑地下水作用和界面处的衬砌排水工况,也未能反映衬砌与土体间的共同作用关系,不能体现带衬砌盾构开挖变形情况。

隧道洞周变形模式对盾构开挖诱发的地层位移影响重大。Bobet<sup>[17]</sup>认为洞周变形是由盾尾间隙和衬砌自收缩共同作用组成,但只考虑了径向均匀收缩的情况;Gonzalez 等<sup>[25]</sup>认为,隧道开挖施工过程中,开挖面土体变形应主要由地层损失和椭圆化变形组成。Park<sup>[19]</sup>提出了 4 种三角函数式的隧道洞变形模式表达,使开挖边界的变形参数得以确定。其中 BC-4 变形模式充分考虑了变形的椭圆化,并与 Loganathan 等<sup>[15]</sup>提出的位移变形模式十分相近。

本文基于 Gonzalez 等<sup>[25]</sup>洞周变形模式,重点参考了 Park<sup>[19]</sup>提出的 BC-4 边界面变形表达,在洞周椭圆化变形以及地层与衬砌不同介质相互作用基础上,提

出了考虑衬砌与土体界面排水过程的饱和土中浅埋隧道开挖引起的扰动地层长期和短期位移的应力函数解析解答,通过实测数据对比验证其可靠性和实用性;此外,由衬砌内力和应力关系出发,进一步提出了考虑洞周椭圆化变形模式下开挖边界每延米衬砌内力的解析解答,获取了衬砌内力沿圆周的分布规律。

## 1 浅埋隧道力学模型

隧道纵向满足平面应变条件,且将隧道开挖施工引起的地层变形分为短期影响和长期影响。从盾构开挖到衬砌安装的时间较短,认为超孔隙压力来不及消散,即为短期影响;当开挖施工经过一段时间之后,土体中的超孔隙压力逐渐消散,即为长期影响。

考虑隧道施工过程中衬砌界面排水过程,并假定两种界面排水模式:完全排水模式,即认为衬砌与土体界面处孔隙水压力为零;完全不排水模式,即认为衬砌与土体界面处孔隙水压力即为隧道围压。另外给出力学模型的基本假设如下:

(1) 地层土体为饱和各向同性连续介质,且土体和衬砌认为弹性。土体重度为  $\gamma$ , 弹性模量为  $E$ , 泊松比为  $\nu$ ; 衬砌弹性模量为  $E_s$ , 泊松比为  $\nu_s$ 。

(2) 隧道开挖面为半径  $r_0$  的圆形。

(3) 开挖界面土体与衬砌之间存在受二者相互作用的协调变形差。

(4) 忽略土体与衬砌之间摩擦力,即在接触面处:

$$\tau|_{r=r_0} = 0 \quad (1)$$

图 1 为开挖面受力简图,其中  $x, y$  为直角坐标,  $r, \theta$  为极坐标;  $h$  为隧道埋深,  $h_w$  为地下水位至隧道轴线距离,  $U_r, U_\theta$  分别为土体径向和环向位移,  $\sigma_r, \sigma_\theta$  和  $\tau_{r\theta}$  分别为土体径向应力、环向应力和剪应力;  $t$  为衬砌厚度。

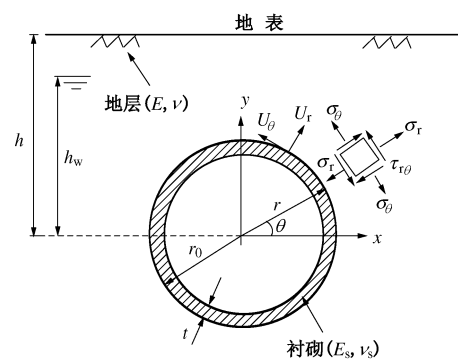


图 1 浅埋隧道力学模型

Fig. 1 Mechanical model of shallow tunnel

本文在考虑土体与衬砌相互作用下, 将 Park<sup>[19]</sup> 的 BC-4 变形模式运用到盾尾间隙的协调变形当中, 即将衬砌与土体接触面间的最终变形差统一为径向均匀收缩与椭圆化变形之和。与此对应的混合位移边界条件可表示为如下:

$$U_r^{\text{ground}} \Big|_{r=r_0} - U_r^{\text{liner}} \Big|_{r=r_0} = -\frac{1}{4}u_0(5 + 3\sin\theta - 3\cos^2\theta) \quad (2)$$

式中  $U_r^{\text{ground}}$  和  $U_r^{\text{liner}}$  分别为土体和衬砌径向位移;  $r_0$  为隧道半径;  $u_0$  为盾尾与拼装衬砌的半径差。

## 2 饱和土中隧道开挖短期变形解析解

### 2.1 界面不排水条件下地层位移及衬砌内力的短期影响解答

将饱和土中隧道开挖弹性变形问题简化为两阶段分析, 即认为这一过程为不考虑水压力和只在水压力作用下隧道施工对地层变形影响效应的叠加。

首先分析饱和土中不考虑水压力作用的阶段。

Timoshenko 等<sup>[24]</sup>从 Airy 应力函数出发, 给出了该问题的一般解, 在如图 1 所示坐标系下, 可表示 Airy 应力函数为

$$\begin{aligned} \Phi = & a_0 \ln r + b_0 r^2 + c_0 r^2 \ln r + d_0 r^2 \theta + a_0' \theta + \frac{1}{2} a_1 r \theta \sin \theta + \\ & (b_1 r^3 + a_1' r^{-1} + b_1' r \ln r) \cos \theta - \frac{1}{2} c_1 r \theta \cos \theta + (d_1 r^3 + \\ & c_1' r^{-1} + d_1' r \ln r) \sin \theta + \sum_{n=2}^{\infty} (a_n r^n + b_n r^{n+2} + a_n' r^{-n} + b_n' r^{-n+2}) \\ & \cos n\theta + \sum_{n=2}^{\infty} (c_n r^n + d_n r^{n+2} + c_n' r^{-n} + d_n' r^{-n+2}) \sin n\theta \quad , \end{aligned} \quad (3)$$

式中,  $a_0, b_0, c_0, \dots$  为待定常量, 由边界条件求得。

在图 1 所示的受力简图中, 浅埋盾构开挖变形弹性解必须满足平衡方程、变形协调方程和边界条件。考虑浅埋隧道的自由面对开挖面应力及位移的较大影响, 并记入隧道衬砌与接触面土体之间的应力、位移关系, 得到边界条件如下 (包括式 (2)):

$$\tau \Big|_{\theta=\pm\pi/2} = 0 \quad , \quad (4)$$

$$U_\theta \Big|_{\theta=\pm\pi/2} = 0 \quad , \quad (5)$$

$$\sigma_r^{\text{ground}} \Big|_{r=r_0} = \sigma_r^{\text{liner}} \Big|_{r=r_0} \quad , \quad (6)$$

$$\tau_r^{\text{ground}} \Big|_{r=r_0} = \tau_r^{\text{liner}} \Big|_{r=r_0} = 0 \quad , \quad (7)$$

$$\sigma_y \Big|_{r \rightarrow \infty} = -\gamma_b y = -\gamma_b (h - r \sin \theta) \quad , \quad (8)$$

$$\sigma_x \Big|_{r \rightarrow \infty} = k \sigma_y \quad . \quad (9)$$

其中  $\sigma_r^{\text{ground}}, \tau_r^{\text{ground}}$  分别为土体径向和环向应力;  $\sigma_r^{\text{liner}}, \tau_r^{\text{liner}}$  分别为衬砌径向和环向应力;  $u_0$  为盾尾与拼装衬砌的半径差;  $\gamma_b$  为土体浮重度;  $h$  为隧道埋深;  $k$  为土体侧压力系数;  $u_0$  为盾尾与拼装衬砌的半径差。

将 Flügge<sup>[26]</sup>提出的衬砌位移 - 应力关系引入边

界条件得到

$$\frac{d^2 U_\theta^s}{d\theta^2} + \frac{dU_r^s}{d\theta} = -\frac{C(1-\nu^2)}{E} r_0^s \tau_{r\theta}^s \quad , \quad (10)$$

$$\frac{dU_\theta^s}{d\theta} + U_r^s + \frac{C}{F} \left( \frac{d^4 U_r^s}{d\theta^4} + 2 \frac{d^2 U_r^s}{d\theta^2} + U_r^s \right) = \frac{C(1-\nu^2)}{E} r_0^s \sigma_r^s \quad . \quad (11)$$

式中  $U_r^s, U_\theta^s$  分别为衬砌径向和环向位移;  $r_0$  为隧道半径;  $E$  为土体弹性模量;  $\nu$  为土体泊松比;  $C$  和  $F$  分别为衬砌压缩比和柔性比, 其值可由下式<sup>[26]</sup>求得

$$C = \frac{E r_0 (1 - \nu_s^2)}{E_s A_s (1 - \nu^2)} \quad , \quad (12)$$

$$F = \frac{E r_0^3 (1 - \nu_s^2)}{E_s I_s (1 - \nu^2)} \quad . \quad (13)$$

式中  $E_s$  为衬砌弹性模量;  $\nu_s$  为衬砌泊松比;  $A_s$  为每延米衬砌圆环截面面积;  $I_s$  为每延米衬砌圆环对圆心的惯性矩。

则该阶段地层应力弹性解答如下:

$$\begin{aligned} \sigma_r = & \frac{a_0}{r^2} - \frac{1}{2} \gamma_b h (1+k) + \left[ \frac{1}{4} \gamma_b r (k+3) - 2c_1' r^{-3} + c_1 r^{-1} + d_1' r^{-1} \right] \cdot \\ & \sin \theta + \left[ \frac{1}{2} \gamma_b h (1-k) - 6a_2' r^{-4} - 4b_2' r^{-2} \right] \cos 2\theta + \\ & \left[ -\frac{1}{4} \gamma_b r (1-k) - 12c_3' r^{-5} - 10d_3' r^{-3} \right] \sin 3\theta \quad , \quad (14) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_\theta = & -\frac{a_0}{r^2} - \frac{1}{2} \gamma_b h (1+k) + \left[ \frac{1}{4} \gamma_b r (3k+1) + 2c_1' r^{-3} + d_1' r^{-1} \right] \cdot \\ & \sin \theta + \left[ -\frac{1}{2} \gamma_b h (1-k) + 6a_2' r^{-4} \right] \cos 2\theta + \left[ \frac{1}{4} \gamma_b r (1-k) + \right. \\ & \left. 12c_3' r^{-5} + 2d_3' r^{-3} \right] \sin 3\theta \quad , \quad (15) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \tau = & \left[ \frac{1}{4} \gamma_b r (1-k) + 2c_1' r^{-3} - d_1' r^{-1} \right] \cos \theta - \\ & \left[ \frac{1}{2} \gamma_b h (1-k) + 6a_2' r^{-4} + 2b_2' r^{-2} \right] \sin 2\theta - \\ & \left[ \frac{1}{4} \gamma_b r (1-k) - 12c_3' r^{-5} - 6d_3' r^{-3} \right] \cos 3\theta \quad . \quad (16) \end{aligned}$$

式中  $\sigma_r, \sigma_\theta$  和  $\tau$  分别为土体径向应力、环向应力和剪应力。  $\gamma_b$  为土体浮重度,  $h$  为隧道埋深,  $k$  为土体侧压力系数。  $a_0, c_1, c_1', \dots$  为待定常量。

在饱和土短期施工影响工况下, 认为土体的泊松比已知, 可取到极限值, 即  $\nu=0.5$ 。则得到位移弹性解如下:

$$\begin{aligned} U_r = & \frac{1+\nu}{E} \left\{ -\frac{a_0}{r} + [c_1' r^{-2} + \frac{1}{2} c_1 \ln r] \sin \theta + \right. \\ & \left. [2a_2' r^{-3} + 2b_2' r^{-1}] \cos 2\theta + [3c_3' r^{-4} + 3d_3' r^{-2}] \sin 3\theta \right\} \quad , \quad (17) \end{aligned}$$

$$U_\theta = \frac{1+\nu}{E} \left\{ -[c_1' r^{-2} - \frac{1}{2} c_1 (1 + \ln r)] \cos \theta + \right.$$

$$2a_2' r^{-3} \sin 2\theta - [3c_3' r^{-4} + d_3' r^{-2}] \cos 3\theta \} \quad (18)$$

其中  $U_r, U_\theta$  分别为土体径向位移、环向位移。 $E$  为土体弹性模量； $\nu$  为土体泊松比。 $a_0, c_1, c_1', \dots$  为待定常量。

将式 (2)、(4) ~ (13) 带入式 (14) ~ (18)，求得各待定常量值如下：

$$a_0 = \frac{1}{4} \frac{2\gamma_b h(1+k)(1-\nu^2)CFr_0 + E(C+F)u_0(5+3\sin\theta-3\cos^2\theta)}{(C+F)(1+\nu)+(1-\nu^2)CF} r_0^2 \quad (19a)$$

$$c_1 = -\gamma_b r_0^2 \quad (19b)$$

$$c_1' = -\frac{1}{8}(1-k)\gamma_b r_0^4 \quad (19c)$$

$$d_1' = 0 \quad (19d)$$

$$a_2' = -\frac{1}{4} \frac{[(1-\nu)F+3]\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+6} r_0^4 \quad (19e)$$

$$b_2' = \frac{1}{4} \frac{[2(1-\nu)F+3]\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+6} r_0^2 \quad (19f)$$

$$c_3' = \frac{1}{12} \frac{(1-\nu)F+12}{(1-\nu)F+24} \gamma_b(1-k)r_0^6 \quad (19g)$$

$$d_3' = -\frac{1}{8} \frac{(1-\nu)F+8}{(1-\nu)F+24} \gamma_b(1-k)r_0^4 \quad (19h)$$

利用土体应力场和位移场的解析解答，由衬砌内力 - 应力关系出发，并结合土体和衬砌应力、位移的相互作用边界条件，即可得出考虑椭圆化收敛变形模式下，不考虑水压作用的开挖边界面每延米衬砌内力的弹性表达。

Flügge<sup>[26]</sup>提出的衬砌开挖面处应力 - 内力关系如下式所示：

$$r_0 \frac{dT}{d\theta} - \frac{dM}{d\theta} = -r_0^2 \tau_{r\theta}^s \quad (20)$$

$$r_0 T + \frac{d^2 M}{d\theta^2} = r_0^2 \sigma_r^s \quad (21)$$

式中  $T$  和  $M$  分别为作用在衬砌沿隧道纵向单位长度的轴力和弯矩； $\tau_{r\theta}^s$  为衬砌剪应力， $\sigma_r^s$  为衬砌径向应力。

将式 (20)、(21) 与边界条件 (7) 以及土体径向应力式 (14) 联立，求得衬砌的轴力和弯矩弹性解如下：

$$T = \frac{1}{4} \frac{[Eu_0(5+3\sin\theta-3\cos^2\theta) - 2\gamma_b h r_0(1+k)(1+\nu)](C+F)}{(C+F)(1+\nu)+(1-\nu^2)CF} - \frac{3}{2} \frac{\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+6} r_0 \cos 2\theta + \frac{1}{(1-\nu)F+24} \gamma_b(1-k)r_0^2 \sin 3\theta \quad (22)$$

$$M = -\frac{3}{2} \frac{\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+6} r_0^2 \cos 2\theta + \frac{1}{(1-\nu)F+24} \gamma_b(1-k)r_0^3 \sin 3\theta \quad (23)$$

其次分析饱和土中仅考虑水压力作用的阶段。

以边界条件 (2)、(4) ~ (9) 为基础，在远端应力场和开挖边界面处引入仅考虑水压作用的边界条件：

$$u|_{r \rightarrow \infty} = \gamma_w(h_w - r \sin\theta) \quad (24a)$$

$$\sigma_{r_0}^s + \sigma_r'|_{r=r_0} + u|_{r=r_0} = 0 \quad (24b)$$

式中  $\sigma_{r_0}^s$  为开挖面处的衬砌径向应力； $u$  为孔隙水压力， $\gamma_w$  为地下水重度， $h_w$  为地下水位与隧道中轴线距离。

继而得到仅考虑水压作用的地层应力和位移解答如下：

$$\sigma_r' = \frac{(1-\nu)CF}{C+F+(1-\nu)CF} \gamma_w h_w \frac{r_0^2}{r^2} - \frac{1}{2} \gamma_w \frac{r_0^2}{r} \sin\theta \quad (25)$$

$$\sigma_\theta' = -\frac{(1-\nu)CF}{C+F+(1-\nu)CF} \gamma_w h_w \frac{r_0^2}{r^2} + \frac{1}{2} \gamma_w \frac{r_0^2}{r} \sin\theta \quad (26)$$

$$\tau = 0 \quad (27)$$

$$u = -\frac{1}{2} \gamma_w \frac{r_0^2}{r} \sin\theta + \gamma_w(h_w - r \sin\theta) \quad (28)$$

$$U_r = \frac{1+\nu}{E} \left[ -\frac{(1-\nu)CF}{C+F+(1-\nu)CF} \gamma_w h_w \frac{r_0^2}{r} - \frac{1}{2} \gamma_w r_0^2 \ln r \sin\theta \right] \quad (29)$$

$$U_\theta = \frac{1+\nu}{E} \left[ -\frac{1}{2} \gamma_w r_0^2 (1 + \ln r) \cos\theta \right] \quad (30)$$

式中  $\sigma_r'$  和  $\sigma_\theta'$  分别为地层径向和环向有效应力。 $u$  为孔隙压力。 $U_r, U_\theta$  分别为土体径向位移、环向位移。

从式 (25) ~ (30) 不难发现，开挖边界面处土体与衬砌的椭圆化位移差（即带  $u_0$  项）并没有体现，这是因为土体与衬砌间的椭圆化相互作用，在不考虑水压的阶段（如式 (19)）已经得到充分考虑，在仅受水压阶段不予以重复。

同理将式 (20)、(21) 与边界条件 (7) 和式 (25) 联立，即可得到仅受水压作用下，短期影响的开挖面衬砌每延米轴力和弯矩：

$$T = -\frac{C+F}{C+F+(1-\nu)CF} \gamma_w h_w r_0 \quad (31)$$

$$M = 0 \quad (32)$$

位移式 (17)、(18) 和式 (29)、(30) 中均带有  $\ln r$  项，即表现为浅埋隧道的位移分量随距离的增加持续递增，而这与  $U_r|_{r \rightarrow \infty} \rightarrow 0$  的工程实际不符。本文采用 park 提出的用  $-U_\theta$  取代  $U_\theta$  的数学手段进行修正<sup>[19]</sup>。

最后将两阶段中得到的极坐标系下土体径向和环向位移分别叠加，得到界面不排水工况下，直角坐标系下的地层短期位移表达：

$$U_y = U_r \sin\theta - U_\theta \cos\theta = \frac{1+\nu}{E} \left\{ -\frac{a_0}{r} \sin\theta + \right.$$

$$\left[ c_1' r^{-2} - \frac{1}{2} c_1 (\cos^2 \theta + \ln r \cos 2\theta) \right] + 2 \left[ a_2' r^{-3} + b_2' r^{-1} \right] \cos 2\theta \sin \theta - 2 a_2' r^{-3} \sin 2\theta \cos \theta + 3 \left[ c_3' r^{-4} + d_3' r^{-2} \right] \sin 3\theta \sin \theta + \left[ 3 c_3' r^{-4} + d_3' r^{-2} \right] \cos 3\theta \cos \theta - \frac{(1-\nu)CF}{C+F+(1-\nu)CF} \left. \gamma_w h_w \frac{r_0^2}{r} \sin \theta - \frac{1}{2} \gamma_w r_0^2 \ln r \sin^2 \theta + \frac{1}{2} \gamma_w r_0^2 (1 + \ln r) \cos^2 \theta \right\}, \quad (33)$$

$$U_x = U_r \cos \theta - U_\theta \sin \theta = \frac{1+\nu}{E} \left\{ -\frac{a_0}{r} \cos \theta + \left[ 2 c_1' r^{-2} - \frac{1}{2} c_1 \right] \cos \theta \sin \theta + 2 \left[ a_2' r^{-3} + b_2' r^{-1} \right] \cos 2\theta \cos \theta - 2 a_2' r^{-3} \sin 2\theta \sin \theta + 3 \left[ c_3' r^{-4} + d_3' r^{-2} \right] \sin 3\theta \cos \theta + \left[ 3 c_3' r^{-4} + d_3' r^{-2} \right] \cos 3\theta \sin \theta - \frac{(1-\nu)CF}{C+F+(1-\nu)CF} \gamma_w h_w \frac{r_0^2}{r} \cos \theta + \frac{1}{4} \gamma_w r_0^2 \sin 2\theta \right\}. \quad (34)$$

修正后最大沉降值不变, 只是消去了水平向位移  $U_x$  式中的  $\ln$  项, 在近开挖面处也减小了  $\ln$  项对竖向位移  $U_y$  的影响, 但当  $x > h$  时, 得到的沉降量偏小。即该修正方法适合于近开挖面处的沉降预估, 而对远离开挖现场沉降的模拟会有一定偏差。

最大竖向位移发生在  $r=h, \theta=\pi/2$  处:

$$\delta_{\max} = \frac{1+\nu}{E} \left\{ -(a_0 + 2b_2')h^{-1} + (c_1' - 3d_3')h^{-2} - 2a_2'h^{-3} - 3c_3'h^{-4} + \frac{1}{2}c_1 \ln h - \frac{(1-\nu)CF}{C+F+(1-\nu)CF} \gamma_w h_w \frac{r_0^2}{h} + \frac{1}{2} \gamma_w r_0^2 \ln h \right\}. \quad (35)$$

结合式 (19) 和式 (35) 分析可得, 地层沉降受盾尾与衬砌之间的半径差影响很大, 而偏应力导致的椭圆化收敛变形使隧道上方近开挖区土体沉降增加明显。

将两阶段中得到的衬砌每延米轴力和弯矩分别叠加, 得到界面不排水的衬砌内力的短期影响表达:

$$T = \frac{1}{4} \frac{[Eu_0(5+3\sin\theta-3\cos^2\theta)-2\gamma_b h r_0(1+k)(1+\nu)](C+F)}{(C+F)(1+\nu)+(1-\nu^2)CF} - \frac{3}{2} \frac{\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+6} r_0 \cos 2\theta + \frac{1}{(1-\nu)F+24} \gamma_b(1-k)r_0^2 \sin 3\theta - \frac{C+F}{C+F+(1-\nu)CF} \gamma_w h_w r_0, \quad (36)$$

$$M = -\frac{3}{2} \frac{\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+6} r_0^2 \cos 2\theta + \frac{1}{(1-\nu)F+6} \gamma_b(1-k)r_0^3 \sin 3\theta. \quad (37)$$

## 2.2 界面排水条件下地层位移及衬砌内力的短期影响解答

在界面排水条件下, 不考虑水压作用阶段的解答

过程与界面不排水条件相同, 在此条件下求得的地层应力、位移以及衬砌内力见式 (14) ~ (19) 以及式 (22) 和 (23)。

在仅考虑水压作用阶段, 边界面处完全排水可假设为两个典型问题<sup>[17]</sup>: ①仅受水压作用的隧道, 衬砌内部径向总压力等于  $\gamma_w(h_w - r_0 \sin \theta)$ , 而衬砌外部隧道周边界面处的孔隙水压力为 0; ②衬砌内部孔隙水压力等于 0, 而衬砌外部隧道边界面处的径向总压力为  $\gamma_w(h_w - r_0 \sin \theta)$ 。

对于问题①, 即可视为界面不排水问题, 解答过程同 2.1。而对于问题②, 即可视为完全排水问题, 引入新的边界条件:

$$\sigma_r' \Big|_{r>r_0} = 0, \quad (38a)$$

$$\sigma_r' \Big|_{r=r_0} = \gamma_w(h_w - r_0 \sin \theta), \quad (38b)$$

$$\sigma_\theta' = 0, \quad (38c)$$

$$u \Big|_{r>r_0} = \gamma_w(h_w - r_0 \sin \theta), \quad (38d)$$

$$u \Big|_{r=r_0} = 0. \quad (38e)$$

则显然得到地层位移解为

$$U_r = U_\theta = 0. \quad (39)$$

因此, 地层短期位移和衬砌内力不受衬砌界面排水条件的影响。

## 3 饱和土中隧道开挖长期变形解析解

### 3.1 界面不排水条件下地层位移及衬砌内力的长期影响解答

首先考虑不受水压作用阶段, 解答过程同 2.1。值得注意的是, 考虑长期变形时, 土体泊松比不再满足短期时取到的极限值, 而为土体的实际值, 则得到的土体位移表达为

$$U_r = \frac{1+\nu}{E} \left\{ -\frac{a_0}{r} + [c_1' r^{-2} + c_1(1-\nu) \ln r + d_1'(1-2\nu) \ln r] \sin \theta + [2a_2' r^{-3} + 4(1-\nu)b_2' r^{-1}] \cos 2\theta + [3c_3' r^{-4} + (5-4\nu)d_3' r^{-2}] \sin 3\theta \right\}, \quad (40)$$

$$U_\theta = \frac{1+\nu}{E} \left\{ -[c_1' r^{-2} - c_1\nu - c_1(1-\nu) \ln r - d_1'(1-2\nu)(\ln r - 1)] \cos \theta + [2a_2' r^{-3} - 2(1-2\nu)b_2' r^{-1}] \sin 2\theta - [3c_3' r^{-4} - (1-4\nu)d_3' r^{-2}] \cos 3\theta \right\}. \quad (41)$$

与此对应的各待定常量值如下:

$$a_0 = \frac{1}{4} \frac{2\gamma_b h(1+k)(1-\nu^2)CFr_0 + E(C+F)u_0(5+3\sin\theta-3\cos^2\theta)}{(C+F)(1+\nu)+(1-\nu^2)CF} r_0, \quad (42a)$$

$$c_1 = -\gamma_b r_0^2, \quad (42b)$$

$$c_1' = \frac{1}{8} \left( k - \frac{\nu}{1-\nu} \right) \gamma_b r_0^4, \quad (42c)$$

$$d'_1 = \frac{1}{4} \frac{1-2\nu}{1-\nu} \gamma_b r_0^2, \quad (42d)$$

$$a'_2 = -\frac{1}{4} \frac{(F+6)(1-\nu)\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+3(5-6\nu)} r_0^4, \quad (42e)$$

$$b'_2 = \frac{1}{4} \frac{[2(1-\nu)F+3]\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+3(5-6\nu)} r_0^2, \quad (42f)$$

$$c'_3 = \frac{1}{12} \frac{(1-\nu)F+4(5-4\nu)}{(1-\nu)F+8(7-8\nu)} \gamma_b (1-k) r_0^6, \quad (42g)$$

$$d'_3 = -\frac{1}{8} \frac{(1-\nu)F+8}{(1-\nu)F+8(7-8\nu)} \gamma_b (1-k) r_0^4. \quad (42h)$$

式中  $\gamma_b$  为土体浮重度,  $h$  为隧道埋深,  $k$  为土体侧压力系数,  $r_0$  为隧道半径.  $E$  为土体弹性模量,  $\nu$  为土体泊松比.  $C$  和  $F$  分别为衬砌压缩比和柔性比, 可由式 (12) 和 (13) 确定.

不考虑水压作用下开挖界面处衬砌每延米轴力和弯矩的长期影响解答为

$$T = \frac{1}{4} \frac{[Eu_0(5+3\sin\theta-3\cos^2\theta)-2\gamma_b h r_0(1+k)(1+\nu)](C+F)}{(C+F)(1+\nu)+(1-\nu^2)CF}$$

$$\frac{3}{2} \frac{(3-4\nu)\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+3(5-6\nu)} r_0 \cos 2\theta + \frac{3-4\nu}{(1-\nu)F+8(7-8\nu)} \gamma_b (1-k) r_0^2 \sin 3\theta, \quad (43)$$

$$M = -\frac{3}{2} \frac{(3-4\nu)\gamma_b h(1-k)}{(1-\nu)F+3(5-6\nu)} r_0^2 \cos 2\theta + \frac{3-4\nu}{(1-\nu)F+8(7-8\nu)} \gamma_b (1-k) r_0^3 \sin 3\theta. \quad (44)$$

对于仅受水压作用阶段, 仍从 Airy 应力函数式出发, 只考虑水压的地层与衬砌长期相互作用力学模型需要引入的边界条件如下:

$$U_r^{\text{ground}} \Big|_{r=r_0} = U_r^{\text{liner}} \Big|_{r=r_0}, \quad (45a)$$

$$\sigma'_r \Big|_{r=r_0} + \gamma_w (h_w - r_0 \sin \theta) + \sigma_r^s = 0, \quad (45b)$$

$$\tau_r^{\text{ground}} \Big|_{r=r_0} = \tau_r^{\text{liner}} \Big|_{r=r_0} = 0, \quad (45c)$$

$$u = \gamma_w (h_w - r_0 \sin \theta). \quad (45d)$$

利用不考虑水压的解答过程, 只需令  $\gamma = \gamma_w$ ,  $h = h_w$ ,  $k = 1$ , 可得到仅受水压作用下土体长期位移解同式 (40) 和 (41), 而对应的待定常数取值则变化为

$$a_0 = \frac{(1-\nu)CF}{(C+F)+(1-\nu)CF} \gamma_w h_w r_0^2, \quad (46a)$$

$$c_1 = -\gamma_w r_0^2, \quad (46b)$$

$$c'_1 = \frac{1}{8} \frac{1-2\nu}{1-\nu} \gamma_w r_0^4, \quad (46c)$$

$$d'_1 = \frac{1}{4} \frac{1-2\nu}{1-\nu} \gamma_w r_0^2, \quad (46d)$$

$$a'_2 = b'_2 = a'_3 = b'_3 = 0. \quad (46e)$$

进而得到仅受水压作用下, 开挖面衬砌每延米的长期轴力和弯矩解答同式 (31) 和 (32).

将两阶段的土体位移相叠加, 并采用同样的修正方法, 得到界面不排水条件下的地层长期沉降的直角坐标表达; 将两阶段的衬砌内力分别叠加, 得到界面不排水条件下的衬砌内力表达.

### 3.2 界面排水条件下地层位移及衬砌内力的长期影响解答

首先是不受水压作用阶段, 解答过程同 3.1.

对于仅受水压作用阶段, 引入隧道的边界条件如下:

$$U_r^{\text{ground}} \Big|_{r=r_0} = U_r^{\text{liner}} \Big|_{r=r_0}, \quad (47a)$$

$$\sigma_r^{\text{ground}} \Big|_{r=r_0} = \sigma_r^{\text{liner}} \Big|_{r=r_0}, \quad (47b)$$

$$\sigma_r \Big|_{r=\infty} = \sigma_\theta \Big|_{r=\infty} = -\gamma_w (h_w - r \sin \theta), \quad (47c)$$

$$\tau_r^{\text{ground}} \Big|_{r=r_0} = \tau_r^{\text{liner}} \Big|_{r=r_0} = 0, \quad (47d)$$

$$\sigma'_r \Big|_{r=h_w, \theta=\pi/2} = 0. \quad (47e)$$

对于解决长期影响下隧道周围的孔隙水压力分布问题, 许多学者针对这一问题进行了研究 (如文献 [27~29]), 其中 Harr<sup>[30]</sup> 假设隧道圆周为水压等势面, 并推导出了隧道周围土体孔隙水压力的表达如下式:

$$u = \gamma_w (h_w - r \sin \theta) - \gamma_w (h_w - r_0 \sin \theta) \frac{\ln \left[ 1 + \frac{4h_w}{r} \left( \frac{h_w}{r} - \sin \theta \right) \right]}{\ln \left[ 1 + \frac{4h_w}{r_0} \left( \frac{h_w}{r_0} - \sin \theta \right) \right]}. \quad (48)$$

利用式 (47)、(48) 和 Airy 函数式 (3), 可求得仅考虑水压作用的地层位移长期影响解答和待定常数如下式所示:

$$U_r = \frac{1+\nu}{E} \left\{ -\frac{a_0}{r} + 2(1-2\nu)b_0 r + c_0(1-4\nu)r + (1-2\nu) \cdot \gamma_w h_w r + 2(1-2\nu)c_0 r (\ln r - 1) + [(1-\nu)c_1 \ln r + c'_1 r^{-2} + (1-2\nu)d'_1 \ln r] \sin \theta + [2a'_2 r^{-3} + 4(1-\nu)b'_2 r^{-1}] \cos 2\theta - \frac{(1-2\nu)\gamma_w (h_w - r_0 \sin \theta)}{\ln \left[ 1 + \frac{4h_w}{r_0} \left( \frac{h_w}{r_0} - \sin \theta \right) \right]} \cdot \left\{ r \ln \left[ 1 + \frac{4h_w}{r_0} \left( \frac{h_w}{r_0} - \sin \theta \right) \right] - 2h_w \sin \theta \ln(r^2 + 4h_w^2 - 4h_w r \sin \theta) + 4h_w \cos \theta \operatorname{atan} \left( \frac{r \cos \theta}{2h_w - r \sin \theta} \right) \right\} \right\}, \quad (49)$$

$$U_\theta = \frac{1+\nu}{E} \left\{ 4c_0(1-\nu)r\theta - [(1-\nu)c_1 \ln r - \nu c_1 + c'_1 r^{-2} + (1-2\nu)d'_1(1-\ln r)] \cos \theta + [2a'_2 r^{-3} - 2(1-2\nu)b'_2 r^{-1}] \sin 2\theta + 4h_w \sin \theta \operatorname{atan} \left( \frac{r \cos \theta}{2h_w - r \sin \theta} \right) + 2r\theta + \frac{(1-2\nu)\gamma_w (h_w - r_0 \sin \theta)}{\ln \left[ 1 + \frac{4h_w}{r_0} \left( \frac{h_w}{r_0} - \sin \theta \right) \right]} \cdot \left\{ 2h_w \cos \theta \ln(r^2 + 4h_w^2 - 4h_w r \sin \theta) + 4h_w \sin \theta \operatorname{atan} \left( \frac{r \cos \theta}{2h_w - r \sin \theta} \right) \right\} \right\}$$

$$4h_w^2 - 4h_w r \sin \theta) - r \operatorname{atan} \left( \frac{4h_w r \cos \theta}{4h_w^2 - r^2} \right) - r \operatorname{atan} \left( \frac{r^2 \sin 2\theta}{4h_w^2 + r^2 \cos 2\theta} \right) \Bigg\} \quad (50)$$

与此对应的各待定常量值如下:

$$a_0 = \frac{h_w^2 r_0^2}{[C + F + (1 - \nu)CF]h_w^2 + [(C + F)(1 - 2\nu) - (1 - \nu)CF]r_0^2} \cdot \left\{ -[(C + F)(1 - 2\nu) - (1 - \nu)CF][c_0(1 + 2 \ln h_w) + \gamma_w h_w + \frac{c_1}{h_w} - 2 \frac{c_1'}{h_w^3} + \frac{d_1'}{h_w}] + c_0 \left\{ [3 - 4\nu + 2(1 - 2\nu) \ln r_0 + 2(1 - \nu) \ln \frac{4h_w^2}{r_0^2}](C + F) - (1 + 2 \ln r_0)(1 - \nu)CF \right\} + (1 - 2\nu)\gamma_w h_w (C + F) \right\} \quad (51a)$$

$$b_0 = -\frac{1}{2} \left[ \frac{a_0}{h_w^2} + c_0 + 2c_0 \ln h_w + \left( \gamma_w h_w + \frac{c_1}{h_w} - 2 \frac{c_1'}{h_w^3} + \frac{d_1'}{h_w} \right) \right] \quad (51b)$$

$$c_0 = -\frac{(1 - 2\nu)}{2(1 - \nu)} \frac{\gamma_w h_w}{\ln \left[ 1 + \frac{4h_w^2}{r_0^2} \right]} \quad (51c)$$

$$c_1 = -\gamma_w r_0^2 \quad (51d)$$

$$c_1' = \frac{1}{8} \left( k - \frac{\nu}{1 - \nu} \right) \gamma_b r_0^4 \quad (51e)$$

$$d_1' = \frac{1}{4} \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \gamma_b r_0^2 \quad (51f)$$

$$a_2' = \frac{9}{4} \frac{1 - \nu}{(1 - \nu)F + 3(5 - 3\nu)} \frac{c_0 r_0^5}{h_w^2} \quad (51g)$$

$$b_2' = -\frac{27}{4} \frac{1 - \nu}{(1 - \nu)F + 3(5 - 3\nu)} \frac{c_0 r_0^3}{h_w^2} \quad (51h)$$

不考虑水压作用下开挖边界处衬砌每延米轴力和弯矩的长期影响解答为

$$T = \frac{1}{4} \frac{[Eu_0(5 + 3 \sin \theta - 3 \cos^2 \theta) - 2\gamma_b h r_0(1 + k)(1 + \nu)](C + F)}{(C + F)(1 + \nu) + (1 - \nu^2)CF} - \frac{3}{2} \frac{(3 - 4\nu)\gamma_b h(1 - k)}{(1 - \nu)F + 3(5 - 6\nu)} r_0 \cos 2\theta +$$

$$\frac{3 - 4\nu}{(1 - \nu)F + 8(7 - 8\nu)} \gamma_b (1 - k) r_0^2 \sin 3\theta + \left( \frac{a_0}{r_0^2} + 2b_0 + c_0 + 2c_0 \ln r_0 \right) r_0 + \left( 2 \frac{a_2'}{r_0^3} + \frac{4}{3} \frac{b_2'}{r_0} \right) \cos 2\theta \quad (52)$$

$$M = -\frac{3}{2} \frac{(3 - 4\nu)\gamma_b h(1 - k)}{(1 - \nu)F + 3(5 - 6\nu)} r_0^2 \cos 2\theta + \frac{3 - 4\nu}{(1 - \nu)F + 8(7 - 8\nu)} \gamma_b (1 - k) r_0^3 \sin 3\theta + \left( 2 \frac{a_2'}{r_0^2} + \frac{4}{3} b_2' \right) \cos 2\theta \quad (53)$$

将两阶段的土体位移相叠加, 并采用同样的修正方法, 得到界面排水条件下的地层长期沉降的直角坐标表达。通过叠加法同样可以得到界面排水条件下衬砌内力的长期影响值。

### 4 实例隧道开挖变形解析解验证

Lee 等<sup>[31]</sup>提出用间隙参数  $g$  来代表均匀径向收缩下的径向位移; Loganathan 等<sup>[15]</sup>给出了间隙参数  $g$  的详细算法。本文借鉴了上述边界参数, 令  $u_0 = g/2$ , 给出了两种不同边界条件:

B-1: 只考虑地层的均匀径向收缩, 不考虑椭圆化位移 (即 Park<sup>[19]</sup>中的 BC-1)。

B-2: 既考虑均匀径向收缩, 同时考虑椭圆化的最终变形 (即 Park<sup>[19]</sup>中的 BC-4)。

各隧道几何特性、土体特性以及埋深等参数见表 1。其他参数取值为: 土体泊松比  $\nu = 0.2$  (长期影响), 衬砌弹性模量  $E_s = 25000$  MPa, 泊松比  $\nu_s = 0.3$ ; 取 Thunder Bay、Bangkok 和 Belfast Sewer 隧道衬砌厚度  $t = 0.1$  m, Central Interceptor 和 Regent Park 隧道衬砌厚度  $t = 0.2$  m, Barcelona Subway 和 Heathrow Express Trial 隧道衬砌厚度  $t = 0.3$  m。

为验证界面不排水条件下短期竖向位移理论解的可靠性, 作出 2 种边界条件下, 各隧道施工诱发地层短期不排水沉降曲线如图 2~9 所示 (图 7 为地表以下 6 m 地层短期沉降; 其余图为地表短期沉降), 对比分析了考虑椭圆化变形与否对地层短期沉降位移的影响, 最后通过实测数据验证分析。

表 1 隧道实例参数 (Loganathan 等<sup>[15]</sup>、Bobet<sup>[17]</sup>)

Table 1 Parameters of tunnels (Loganathan et al<sup>[15]</sup>, Bobet<sup>[17]</sup>)

隧道名称	$h/m$	$r_0/m$	$E_u/MPa$	$\gamma/(kN \cdot m^{-3})$	地下水位 $h_w/m$	间隙 $g/mm$	侧压力系数 $k$	土质
Belfast Sewer 隧道 Array A	4.85	1.37	4	15	3.4	23	0.7	淤泥质软黏土
Belfast Sewer 隧道 Array B	4.4	1.37	4	15	3.2	30	0.7	淤泥质软黏土
Barcelona Subway 隧道	10	4	25	18	18	31	1	硬粘土
Heathrow Express Trial 隧道	19	4.25	35	19	19	58	1	伦敦硬黏土
Central Interceptor 隧道截面 6	27	3.14	5	15	25	80	0.7	淤泥质软黏土
Central Interceptor 隧道截面 5	23.5	3.14	5	15	20	100	0.7	淤泥质软黏土
Thunder Bay 隧道	10.7	1.235	10	18	9.2	164	1	淤泥质软黏土
Bangkok 下水道	18.5	1.33	20	17	17	81	1	软黏土到硬黏土
Regent Park 隧道南线	34.1	2.07	56	19	29.8	23	1.5	伦敦硬黏土
Regent Park 隧道北线	20.1	2.07	56	19	15.8	17	1.5	伦敦硬黏土

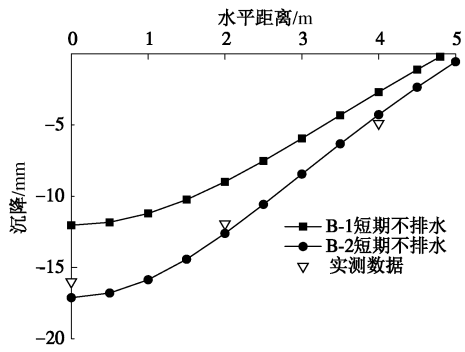


图2 Belfast Sewer Tunnel-Array A 隧道地表短期沉降对比  
Fig. 2 Comparison of short-term surface settlement of Belfast Sewer Tunnel-Array A

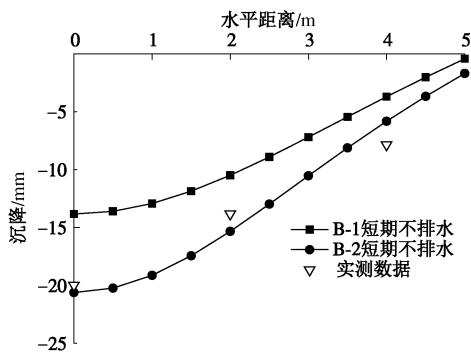


图3 Belfast Sewer Tunnel-Array B 隧道地表短期沉降对比  
Fig. 3 Comparison of short-term surface settlement of Belfast Sewer Tunnel-Array B

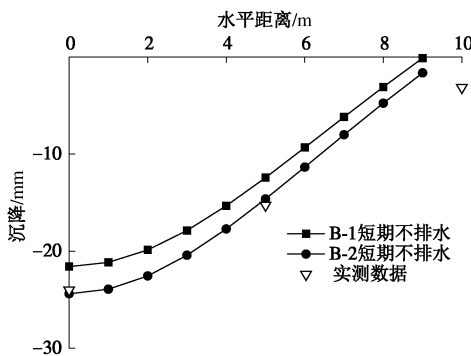


图4 Barcelona Subway 隧道地表短期沉降对比  
Fig. 4 Comparison of short-term surface settlement of Barcelona Subway

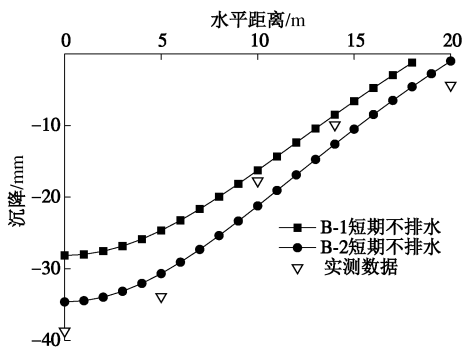


图5 Heathrow Express Trial 隧道地表短期沉降对比  
Fig. 5 Short-term surface settlement comparison of Heathrow Express Trial

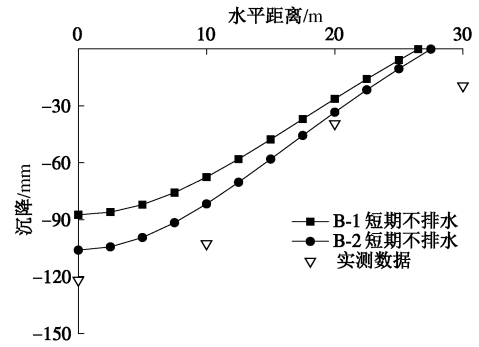


图6 Central Interceptor Tunnel-Section 6 隧道地表短期沉降对比  
Fig. 6 Comparison of short-term surface settlement of Central Interceptor Tunnel-Section 6

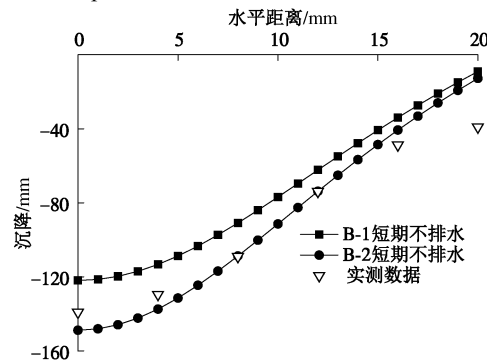


图7 Central Interceptor Tunnel-Section 5 隧道地表以下6m 短期沉降对比  
Fig. 7 Comparison of short-term settlement at a depth of 6 m below ground surface of Central Interceptor Tunnel-Section 5

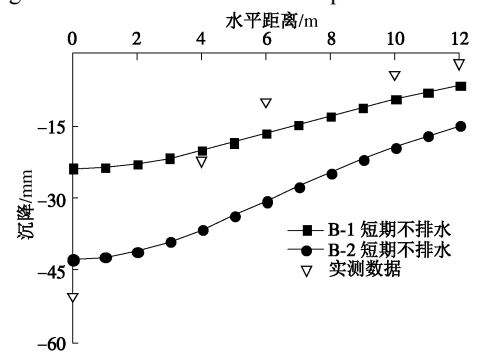


图8 Thunder Bay 隧道地表短期沉降对比  
Fig. 8 Comparison of short-term surface settlement of Thunder Bay tunnel

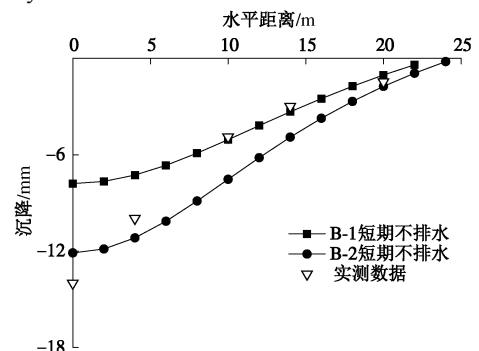


图9 Bangkok 下水道地表短期沉降对比  
Fig. 9 Comparison of short-term surface settlement of Bangkok sewer tunnel



图 2~9 表明: ①开挖界面的不同变形模式对地表沉降值影响很大, 与只考虑径向均匀收缩的 B-1 变形模式相比, 考虑了椭圆化的 B-2 最终变形模式得出的沉降量均呈整体性增加, 并在隧道轴线上方增加幅度明显。②经与实测数据对比, B-1 变形模式得到的地表最大沉降值偏小, B-2 变形模式得到的沉降曲线与实测数据吻合较好, 尤其是对地表最大沉降量的预估与实测值较为接近。③两种变形模式得到的短期沉降曲线在开挖面远端一般表现出较小特征, 但相比 B-1 曲线, B-2 曲线的沉降槽宽度在远开挖区逐渐收敛, 但并没有明显变窄, B-2 的解可保守预估地表沉降的短期影响值。

同样对长期影响下的地层沉降理论解进行实例验证, 得到隧道的地表长期沉降曲线如图 10 和图 12,

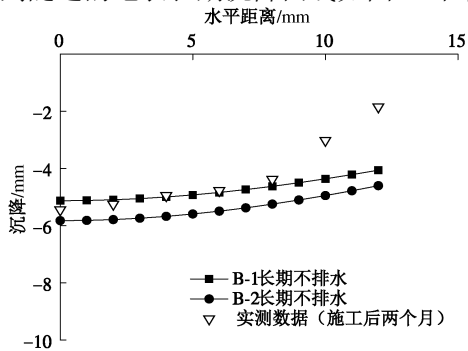


图 10 Regent Park 南线地表长期沉降对比

Fig. 10 Comparison of long-term surface settlement of Regent Park southbound tunnel

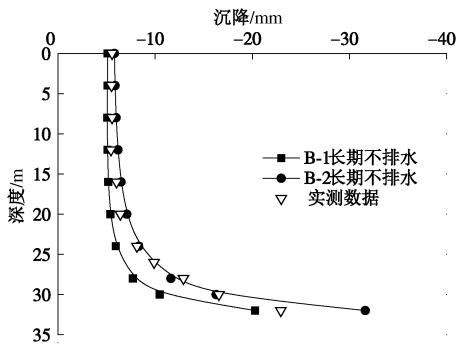


图 11 Regent Park 南线竖向中轴线处地层长期沉降

Fig. 11 Comparison of long-term settlement above centerline of

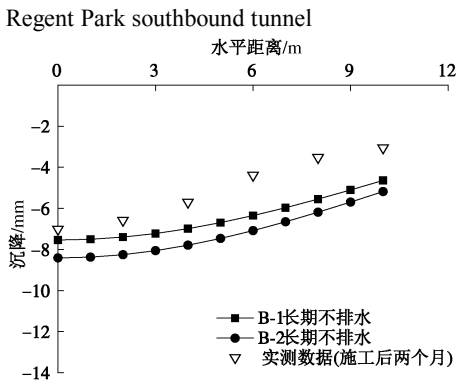


图 12 Regent Park 北线地表长期沉降对比

Fig. 12 Comparison of long-term surface settlement of Regent Park northbound tunnel

以及得到隧道竖向中轴线处地层沉降曲线如图 11 和图 13, 并与施工后两个月得到的实测数据相对比。

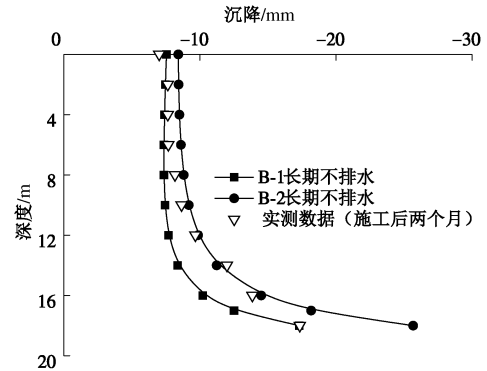


图 13 Regent Park 北线竖向中轴线处地层长期沉降

Fig. 13 Comparison of long-term settlement above centerline of Regent Park northbound tunnel

由图 10~13 可得, 两种边值条件得到的地表长期沉降值与实测值相比, 在开挖区远端一般表现为偏大, 而在计算隧道竖向中轴线处地层沉降时, B-2 边界理论值和实测数据更为吻合, 即考虑了椭圆化变形的 B-2 变形模式在求解沉降长期影响时更接近实测值。

### 5 开挖面衬砌内力影响分析

为研究不同土质和界面排水条件对开挖面衬砌内力分布的影响, 以基本算例为例, 分别基于 4 种工况 (即干砂、饱和土短期不排水、饱和土长期不排水和饱和土长期排水) 进行理论计算, 获得衬砌每延米轴力和弯矩沿圆周方向的分布图, 如图 14 和 15 所示。基本算例隧道的相关参数取值如下: 隧道半径  $r_0=4\text{ m}$ ; 埋深  $h=20\text{ m}$ ; 土体模量  $E_u=30\text{ MPa}$ ; 衬砌模量  $E_s=25000\text{ MPa}$ ; 盾尾间隙  $g=50\text{ mm}$ ; 地下水位  $h_w=20\text{ m}$ ; 土体浮重度  $\gamma_b=8\text{ kN/m}^3$ ; 土体泊松比  $\nu=0.2$ ; 衬砌泊松比  $\nu_s=0.3$ ; 衬砌厚度  $t=0.3\text{ m}$ ; 侧压力系数  $k=0.5$ 。

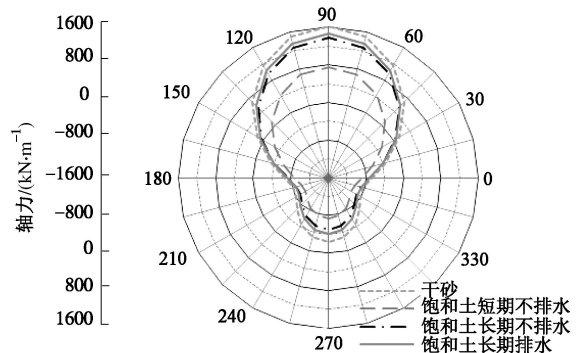


图 14 土质和界面排水条件对每延米衬砌轴力影响规律

Fig. 14 Influence of soil property and interface drainage conditions on axial force distribution of liner per unit meter length

图 14 表明: ①衬砌轴力整体关于  $90^\circ/270^\circ$  轴, 即隧道中轴线严格对称, 并呈上大圆下小圆的倒“8”字形分布; 受椭圆化变形影响, 轴力  $T$  在两侧拱腰附

近表现为压力,在拱顶和拱底附近变现为拉力。②各地下水条件下开挖面衬砌轴力和弯矩沿圆周方向的分布规律基本一致,而不同的土质和界面排水条件对衬砌内力值大小影响效果明显。③对于衬砌轴力(如图23),干砂(即不考虑地下水作用)条件下的受拉区轴力值最大,受压区轴力值最小;而饱和土短期不排水条件下的受压区轴力值最大,受拉区轴力值最小,并与干砂土相比差距明显。这主要是由于在饱和土中,地下水浮力作用使土体重度减少,一定程度上降低了衬砌拱顶覆土荷载,而加入地下水作用的计算过程,使拱腰荷载相对增加。

图15表明:①衬砌弯矩整体关于 $90^\circ/270^\circ$ 轴严格对称,并呈上下圆基本一致的“8”字形分布,其中下圆稍大;正弯矩(衬砌外侧受压、内侧受拉)发生在隧道拱顶和拱底附近, $270^\circ$ 拱底处正弯矩值略大于 $90^\circ$ 拱顶处,为衬砌最大正弯矩;负弯矩(衬砌内侧受压、外侧受拉)发生在隧道两侧拱腰附近,最大负弯矩在 $0^\circ$ 和 $180^\circ$ 处取得。②对于衬砌弯矩(如图24),正、负弯矩值随着各工况表现出基本一致的变化趋势,在 $90^\circ/270^\circ$ 轴附近,干砂条件下的弯矩值最大,饱和土短期不排水条件下的弯矩值最小。③一般情况下,饱和土长期排水工况下的弯矩和轴力略大于长期不排水工况解,但明显大于短期不排水值。

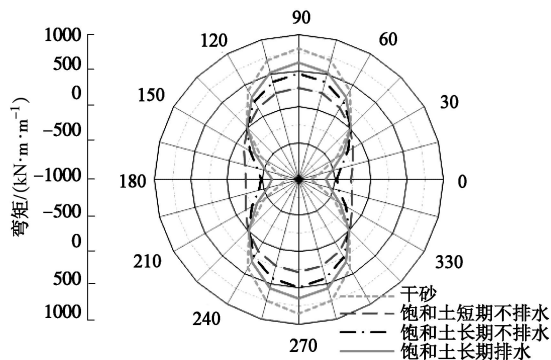


图15 土质和界面排水条件对每延米衬砌弯矩影响规律

Fig. 15 Influence of soil property and interface drainage conditions on bending moment distribution of liner per unit meter length

## 6 结 论

(1) 本文在洞周椭圆化变形模式基础上,考虑了衬砌界面排水过程以及地层与衬砌不同介质相互作用,分别得到了饱和土浅埋隧道开挖引起地层长期和短期变形的弹性解析解;在此基础上得到了在椭圆化变形模式、饱和土质和界面排水条件下,隧道开挖引起的衬砌内力解析表达。该方法参数少、易确定,可为浅埋隧道施工位移场和衬砌应力作初期预估。

(2) 变形模式对地表沉降值影响很大,考虑了椭圆化的隧道最终变形模式会增大隧道上部土体的长期

和短期沉降值,与实测数据吻合较好。在洞周椭圆化变形模式条件下,土体变形解均可保守预测地表长期和短期位移值。

(3) 衬砌内力整体关于 $90^\circ/270^\circ$ 轴严格对称,其中轴力沿圆周方向呈上大圆下小圆的倒“8”字形分布;弯矩沿圆周方向呈上下圆基本一致的“8”字形分布。正弯矩发生在隧道拱顶和拱底附近,负弯矩发生在隧道两侧拱腰附近。土质和界面排水条件对衬砌内力值大小影响效果明显。饱和土长期排水工况下的轴力和弯矩值一般略大于长期不排水解,但与饱和土短期不排水相比差距明显。

## 参考文献:

- [1] PECK R B. Deep excavations and tunneling in soft ground[C]// Proceedings of the 7th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Mexico City, 1969: 225 - 290.
- [2] 齐涛, 张庆贺, 胡向东, 等. 一种盾构掘进引起地表沉降的实用预测方法[J]. 岩土力学, 2010, 31(4): 1247 - 1252. (QI Tao, ZHANG Qing-he, HU Xiang-dong, et al. A practical approach for predicting surface settlements induced by shield tunneling[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(4): 1247 - 1252. (in Chinese))
- [3] 于宁, 朱合华. 盾构隧道施工地表变形分析与三维有限元模拟[J]. 岩土力学, 2004, 25(8): 1330 - 1334. (YU Ning, ZHU He-hua. Analysis of earth deformation caused by shield tunnel construction and 3D-FEM simulation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(8): 1330 - 1334. (in Chinese))
- [4] 楼晓明, 郑俊杰, 章荣军. 隧道施工引起的地表变形数值模拟[J]. 铁道工程学报, 2007, 108(9): 62 - 66. (LOU Xiao-ming, ZHENG Jun-jie, ZHANG Rong-jun. Simulation of numerical values of surface deformation caused by tunnel construction[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2007, 108(9): 62 - 66. (in Chinese))
- [5] 孔祥兴, 夏才初, 仇玉良, 等. 平行小净距盾构与CRD法黄土地铁隧道施工力学研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(2): 516 - 524. (KONG Xiang-xing, XIA Cai-chu, QIU Yu-liang, et al. Study of construction mechanical behavior of parallel-small spacing metro tunnels excavated by shield method and cross diaphragm (CRD) method in loess region[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(2): 516 - 524. (in Chinese))
- [6] 郑刚, 戴轩. 灾害环境下隧道不同部位漏水对于周围土体及平行隧道的影晌研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(增刊1): 3196 - 3207. (ZHENG Gang, DAI Xuan. Influence of different leakage positions of tunnel on surrounding soils and parallel tunnel under disaster environment[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and

- Engineering, 2015, **34**(S1): 3196 - 3207. (in Chinese))
- [7] VERRUIJT A. Complex variable solution for a deforming circular tunnel in an elastic half plane[J]. *Géotechnique*, 1997, **21**(4): 77 - 89.
- [8] VERRUIJT A. Deformations of an elastic half plane with a circular cavity[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1998, **35**(21): 2795 - 2804.
- [9] 王立忠, 吕学金. 复变函数分析盾构隧道施工引起的地基变形[J]. *岩土工程学报*, 2007, **29**(3): 319 - 327. (WANG Li-zhong, LÜ Xue-jin. A complex variable solution for different kinds of oval deformation around circular tunnel in an elastic half plane[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2007, **29**(3): 319 - 327. (in Chinese))
- [10] 韩凯航, 张成平, 王梦恕. 浅埋隧道围岩应力及位移的显式解析解[J]. *岩土工程学报*, 2012, **36**(12): 2253 - 2259. (HAN Kai-hang, ZHANG Cheng-ping, WANG Meng-shu. Explicit analytical solutions for stress and displacement of surrounding rock in shallow tunnels[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2012, **36**(12): 2253 - 2259. (in Chinese))
- [11] 魏纲, 徐日庆. 软土隧道盾构法施工引起的纵向地面变形预测[J]. *岩土工程学报*, 2005, **27**(9): 1077 - 1081. (WEI Gang, XU Ri-qing. Prediction of longitudinal ground deformation due to tunnel construction with shield in soft soil[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2005, **27**(9): 1077 - 1081. (in Chinese))
- [12] 唐晓武, 朱季, 刘维, 等. 盾构施工过程中的土体变形研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2010, **29**(2): 206 - 211. (TANG Xiao-wu, ZHU Ji, LIU Wei, et al. Research on soil deformation during shield construction process[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2010, **29**(2): 206 - 211. (in Chinese))
- [13] SAGASETA C. Analysis of undrained soil deformation due to ground loss[J]. *Géotechnique*, 1988, **38**(4): 301 - 320.
- [14] VERRUIJT A, BOOKER J R. Surface settlements due to deformation of a tunnel in an elastic half plane[J]. *Géotechnique*, 1996, **46**(4): 753 - 756.
- [15] 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.
- [16] 林存刚, 夏唐代, 梁荣柱, 等. 盾构掘进地面沉降虚拟镜像算法[J]. *岩土工程学报*, 2014, **36**(8): 1438 - 1446. (LIN Cun-gang, XIA Tang-dai, LIANG Rong-zhu, et al. Estimation of shield tunnelling-induced ground surface settlements by virtual image technique[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, **36**(8): 1438 - 1446. (in Chinese))
- [17] BOBET A. Analytical solutions for shallow tunnels in saturated ground[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2001, **127**(12): 1258 - 1266.
- [18] CHOU W I, BOBET A. Prediction of ground deformations in shallow tunnels in clay[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2002, **17**(1): 3 - 19.
- [19] PARK K H. Elastic Solution for tunneling-induced ground movements in clays[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2004, **4**(4): 310 - 318.
- [20] PARK K H. Analytical solution for tunnelling-induced ground movement in clays[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2005, **20**(3): 249 - 261.
- [21] YANG J S, LIU B C, WANG M C. Modeling of tunneling-induced ground surface movements using stochastic medium theory[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2004, **19**(2): 113 - 123.
- [22] YANG X L, WANG J M. Ground movement prediction for tunnels using simplified procedure[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2011, **26**(3): 462 - 471.
- [23] 韩焯, 李宁. 隧道施工引起地层位移预测模型的对比分析研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2007, **29**(3): 347 - 352. (HAN Xuan, LI Ning. Comparative analysis of strata prediction models for ground movement induced by tunnel construction[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2007, **29**(3): 347 - 352. (in Chinese))
- [24] TIMOSHENKO P, GOODIER J N. *Theory of elasticity*[M]. New York: Mc Graw-Hill, 1970.
- [25] GONZALEZ C, SAGASETA C. Patterns of soil deformations around tunnels- application to the extension of Madrid Metro[J]. *Computers and Geotechnics*, 2001, **28**(6): 445 - 468.
- [26] FLÜEGGE W. *Stresses in shells*[M]. New York: Springer-Verlag, 1973.
- [27] BOUVARD M, PINTO N. Ame´nagement Capivari-Cachoeira: E´tude du puits en charge[J]. *La Houille Blanche*(Paris), 1969, **7**: 747 - 760.
- [28] Fernández, Gabriel, Alvarez, Tirso A. Seepage-induced effective stresses and water pressures around pressure tunnels[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, **120**(1): 108 - 128.
- [29] SCHLEISS A. Design criteria applied for the lower pressure tunnel of the North Fork Stanislaus River Hydroelectric project in California[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 1988, **21**(3): 161 - 181.
- [30] HARR M E. *Groundwater and seepage*[M]. New York: McGraw-Hill, 1962.
- [31] LEE K M, ROWE R K, LO K Y. Subsidence owing to tunnelling. I. Estimating the gap parameter[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1992, **29**(6): 929 - 940.