

DOI: 10.16285/j.rsm.2016.0529

# 地面出入式盾构法隧道施工引起的土体垂直变形

魏 纲<sup>1</sup>, 姜 鑫<sup>1</sup>, 张鑫海<sup>2</sup>, 金 睿<sup>3</sup>

(1. 浙江大学城市学院 土木工程系, 浙江 杭州 310015; 2. 浙江大学 建筑工程学院, 浙江 杭州 310058;  
3. 浙江省建工集团有限责任公司, 浙江 杭州 310012)

**摘 要:** 对地面出入式盾构法隧道施工引起的土体垂直变形计算方法进行研究。考虑盾构轴线与水平面的夹角  $\beta$  (即隧道埋深变化), 对林存刚公式进行修正, 结合正面附加推力、盾壳摩擦力、附加注浆压力和土体损失的共同作用, 提出全新的土体垂直变形计算公式。算例分析结果表明: 在隧道埋深较浅工况下, 新方法计算结果与林存刚公式的计算结果差异较大, 新方法计算得到的开挖面前方地面隆起和后方地面沉降均较大; 盾构上仰掘进时, 随着  $\beta$  增大, 由正面附加推力、盾壳摩擦力及土体损失引起的纵向土体垂直变形曲线呈上移趋势, 由附加注浆压力引起的纵向土体垂直变形曲线则呈下移趋势; 地面沉降最大值变小, 但地面横向沉降槽范围逐渐变大。

**关 键 词:** 地面出入式盾构法; 土体垂直变形; Mindlin 解; 土体损失

中图分类号: TU 432

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2018) 03-0993-09

## Soil vertical deformation induced by ground penetrating shield tunnel construction

WEI Gang<sup>1</sup>, JIANG Xin<sup>1</sup>, ZHANG Xin-hai<sup>2</sup>, JIN Rui<sup>3</sup>

(1. Department of Civil Engineering, Zhejiang University City College, Hangzhou, Zhejiang 310015, China; 2. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China; 3. Zhejiang Construction Engineering Group Co., Ltd., Hangzhou, Zhejiang 310012, China)

**Abstract:** This paper is to investigate the calculation methods for the soil vertical deformation induced by constructing the ground penetrating shield tunnel. Lin's formula was also corrected by considering the included angle  $\beta$  between the axis of the tunnel and the horizontal plane (namely the variation of the buried depth of tunnel). A new formula of soil vertical deformation was derived by combining with bulkhead additive thrust, the friction force between shield and soil, additional grouting force and soil loss. Through analysing the examples, it was found that the results obtained from the new method were entirely different from those of Lin's formula in a shallowly embedded tunnel. Especially, the results of the ground uplift before the excavation face and the settlement after the excavation face were both larger by the new method. When the shield tunnel excavated upward with the increase of  $\beta$ , an upwards trend could be seen from the vertical deformation curve of longitudinal soil, which was induced by bulkhead additive thrust, friction force and soil loss. While in the same situation, a downward trend was found from the deformation curve of soil, which was induced by additional grouting pressure. In addition, the maximum value of the surface settlement reduced, whereas the range of the transverse surface settlement trough increased.

**Keywords:** ground penetrating shield technology; soil vertical deformation; Mindlin solution; soil loss

## 1 引 言

迈入 21 世纪,地铁的建设成为一个必然的发展趋势。为适应地铁隧道地上、地下连接段的特殊工况,新型的地面出入式盾构法施工应运而生<sup>[1]</sup>。这

种新型的工法与传统的盾构法具有较大区别。常规盾构法施工时一般要求隧道顶部覆土深度不小于盾构机直径 (地铁一般为 6.2 m), 但地面出入式盾构法施工存在超浅埋工况, 顶部覆土深度  $\leq 5$  m, 对浅层土体的扰动较大, 故其有可能引发邻近地下管

收稿日期: 2016-03-21

基金项目: 浙江省科技厅公益技术应用研究项目 (No.2016C33051); 住房和城乡建设部 2015 年科学技术项目计划 (No.2015-K5-026)。

This work was supported by the Public Technology Project of Science Technology Department of Zhejiang Province (2016C33051) and the Science and Technology Project of Ministry of Housing and Urban-Rural Development of People's Republic of China (2015-K5-026).

第一作者简介: 魏纲, 男, 1977 年生, 博士, 教授, 硕士生导师, 主要从事地下隧道施工对周边环境影响及风险评估与控制方面的研究。E-mail: weig@zucc.edu.cn

线及建筑物的破坏,存在严重的安全隐患。因此急需对地面出入式盾构法施工引起的土体垂直变形进行研究。

目前对地面出入式盾构的研究处于起步阶段,国内外多位学者主要采用数值模拟<sup>[2-3]</sup>、模型试验<sup>[4-5]</sup>和理论分析<sup>[6-7]</sup>等方法对其进行隧道稳定性控制、施工参数和土体扰动等方面的研究。冷建<sup>[2]</sup>和吴惠明<sup>[3]</sup>等通过三维有限元模拟和模型试验等方法,研究了地面堆载的高度、宽度范围、隧道埋深等对隧道上浮的影响规律。吴惠明等<sup>[4]</sup>通过对地面出入式盾构法施工的同步注浆效果及注浆参数的研究,得出同步注浆工艺改进建议及施工参数。张子新等<sup>[5]</sup>采用数值仿真模拟和工程验证等手段,揭示地面出入式盾构法施工穿越不同阶段的地面沉降规律。张银屏<sup>[6]</sup>基于壳—弹簧模型,对地面出入式超浅埋盾构隧道修正惯用法的关键计算参数、抗弯刚度效率系数和弯矩调整系数的取值进行了研究。林存刚等<sup>[7]</sup>针对掘进坡度对常规盾构掘进引起的地面隆陷的影响进行了研究,并提出了考虑正面附加推力及盾壳摩擦力与水平面存在一定夹角时的土体垂直变形简化计算公式。Oldenhave<sup>[8]</sup>通过模型试验及理论分析等方法,研究了大型地面始发 TBM 在浅覆土工况下掘进时引起的土体变形及浮力等因素对隧道稳定性的影响。Beijer<sup>[9]</sup>通过模型试验等方法,研究了地面出入式盾构法施工中隧道衬砌的受力情况。目前针对地面出入式盾构法施工引起土体变形的研究较少,提出土体变形计算公式的仅一篇文章<sup>[7]</sup>,且其提出的计算公式存在不足,没有考虑隧道轴线埋深变化,不适用于地面出入式盾构法施工,因此需作进一步研究。

本文考虑了盾构轴线与水平面夹角 $\beta$ (即隧道埋深变化),推导了新的附加注浆压力和土体损失引起的土体垂直变形计算公式,并对林存刚<sup>[7]</sup>公式进行修正,推导了新的正面附加推力、盾壳摩擦力引起的土体垂直变形计算公式,将以上 4 个因素的计算公式叠加得到地面出入式盾构法施工引起的总的土体垂直变形计算公式。通过算例分析,研究了 $\beta$ 变化对土体垂直变形的影响。本文方法针对地面出入式盾构施工的实际工况提出,计算结果更加精确,具有一定的参考价值。

## 2 现有方法及不足之处

林存刚<sup>[7]</sup>结合杭州市庆春路过江盾构隧道工程,基于 Mindlin 解提出了盾构以一定坡度掘进时掘削面附加推力和盾壳摩擦力的竖向分力与水平分

力共同引起的地面垂直变形计算公式(见文献[7])。但其所作研究存在以下不足:

(1) 林存刚计算公式的坐标设定仅考虑掘削面附加推力和盾壳摩擦力的方向与水平面的夹角 $\beta$ ,并没有考虑盾构机轴线与水平面的夹角(见图 1(a)),即假设盾构推进方向为水平、忽略盾构埋深变化。由此得出的计算结果与实际不符,给工程带来安全隐患。例如,若不考虑隧道埋深的变化,无论 $\beta$ 如何改变,土体损失的计算结果均不变。若要将此方法运用于地面出入式盾构法施工(埋深较浅),需同时考虑各力及盾构机轴线与水平面的夹角 $\beta$ (即隧道埋深变化,见图 1(b))。另外,庆春路过江隧道轴线埋深较大,为 26.72 m,而地面出入式盾构法施工埋深普遍较浅,国内首例工程的隧道最大轴线埋深仅为 8.1 m。在埋深较浅的工况下,林存刚并未作算例验证其方法的可行性。下文中的算例分析也表明本文计算公式所得结果与林存刚方法所得结果差异较大。

(2) 林存刚论文中仅给出了正面附加推力与盾壳摩擦力引起土体垂直变形的具体计算公式,并未给出附加注浆压力和土体损失引起土体垂直变形的计算公式,计算过程不甚清楚。

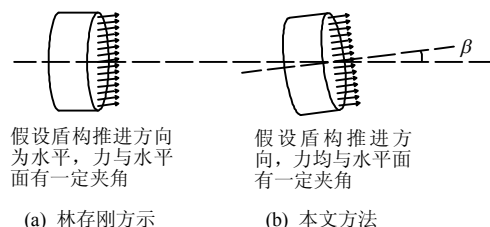


图 1 林存刚方法与本文方法的区别

Fig.1 Differences between methods of Lin Cun-gang and this paper

## 3 本文方法

### 3.1 本文研究思路及创新点

本文针对单线地面出入式盾构法施工进行研究。该工法施工引起土体变形的因素主要有:正面附加推力、盾壳摩擦力、附加注浆压力和土体损失,其中土体损失是主要影响因素。土体损失量是指盾构施工中实际开挖土体体积与竣工隧道体积之差,竣工隧道体积包括隧道外围包裹的压入浆体体积。单位长度的土体损失量 $V_{\text{loss}} = \pi R^2 \eta$ ,其中 $R$ 为隧道开挖半径, $\eta$ 为最大土体损失率,等于单位土体损失量除以土体开挖面积。本文力学计算模型见图 2,图中 $x$ 为离开挖面的水平距离,以掘进方向为正; $y$ 为离轴线的横向水平距离; $z$ 为离地面的竖向距离,

以向下为正;  $p_1$  为正面附加推力;  $p_2$  为盾壳摩擦力;  $p_3$  为附加注浆压力。

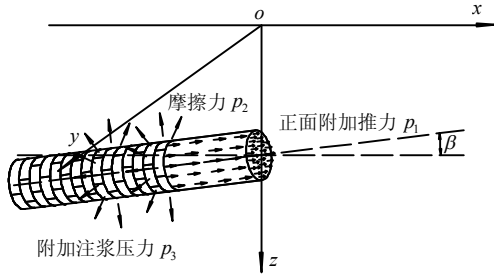


图2 本文力学模型示意图  
Fig.2 Mechanical model of this paper

针对现有方法不足, 本文作以下改进: ①真实考虑盾构推进方向和各力均与水平面有一定夹角  $\beta$  (以向上为正, 向下为负, 下同)。分别提出  $p_1$ 、 $p_2$ 、 $p_3$  以及土体损失各因素引起的土体垂直变形计算公式; ②在埋深较浅的地面出入式盾构法工况下作算例分析, 对各因素的影响程度进行分析。

本文先分别得到计算地面出入式盾构法施工中  $p_1$ 、 $p_2$  和  $p_3$  的竖向与水平分力引起的土体垂直变形以及土体损失引起的土体垂直变形计算公式, 最后叠加得到总的土体垂直变形计算公式。

### 3.2 本文理论解计算公式

#### 3.2.1 正面附加推力引起的土体垂直变形计算

Mindlin<sup>[10]</sup>在1936年推导出竖向或水平向集中荷载作用在半无限弹性体内部时, 引起土体内任一点垂直位移的解析解。本文在 Mindlin 位移解的基础上考虑了开挖角度  $\beta$ , 通过将集中荷载积分得到某个面荷载的解答。Mindlin 位移解及计算模型见文献[10], 此处不再赘述。

取盾构开挖面内任一微单元  $dA = r dr d\theta$ , 式中  $A$  为微单元的面积,  $r$  为开挖面沿半径方向上的积分变量,  $\theta$  为角度的积分变量。开挖面内任一微单元所受的正面附加推力  $dp_1 = p_1 r dr d\theta$ 。该微单元坐标为  $(-r \sin \theta \sin \beta, -r \cos \theta, h - r \sin \theta \cos \beta)$ , 其中  $h$  为开挖面处隧道轴线埋深。经过坐标变换, 得到用于代入 Mindlin 位移解的等效坐标:  $x_1 = x + r \sin \theta \sin \beta$ ;  $y_1 = y + r \cos \theta$ ;  $h_1 = h - r \sin \theta \cos \beta$ 。

任一微单元荷载作用点及其对称点到计算点之间的距离分别为:  $M_1 = \sqrt{x_1^2 + y_1^2 + (z - h_1)^2}$ ;  $N_1 = \sqrt{x_1^2 + y_1^2 + (z + h_1)^2}$ 。

将  $dp_1$  分解为水平力  $dp_{1h} = p_1 \cos \beta r dr d\theta$  和竖向力  $dp_{1v} = p_1 \sin \beta r dr d\theta$ , 分别代入 Mindlin 水平和竖

向力的位移解, 进行积分计算, 得到在正面附加推力的水平分力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形  $w_{1h}$  为

$$w_{1h} = \frac{p_1 \cos \beta}{16\pi G(1-\mu)} \int_0^{2\pi} \int_0^{D/2} x_1 \left[ \frac{z-h_1}{M_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z-h_1)}{N_1^3} - \frac{6zh_1(z+h_1)}{N_1^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N_1(N_1+z+h_1)} \right] r dr d\theta \quad (1)$$

式中:  $D$  为盾构机外直径;  $\mu$  为土的泊松比;  $G$  为土的剪切弹性模量,  $G = \frac{(1-2\mu K_0)E_s}{2(1+\mu)}$ ;  $E_s$  为土的压缩模量;  $K_0$  为静止土压力系数。

在盾构正面附加推力的竖向分力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的土体垂直变形  $w_{1v}$  为

$$w_{1v} = \frac{p_1 \sin \beta}{16\pi G(1-\mu)} \int_0^{2\pi} \int_0^{D/2} \left[ \frac{(3-4\mu)}{M_1} + \frac{8(1-\mu)^2 - (3-4\mu)}{N_1} + \frac{(z-h_1)^2}{M_1^3} + \frac{(3-4\mu)(z+h_1)^2 - 2h_1z}{N_1^3} + \frac{6h_1z(z+h_1)^2}{N_1^5} \right] r dr d\theta \quad (2)$$

在盾构正面附加推力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形为

$$w_1 = w_{1h} + w_{1v} \quad (3)$$

#### 3.2.2 盾壳摩擦力引起的土体垂直变形计算

取盾壳表面任一微单元  $dA = R dl d\theta$ , 其中,  $l$  为沿  $x$  轴方向的积分变量, 盾壳表面任一微单元所受的摩擦力  $dp_2 = p_2 R dl d\theta$ , 其取值可参考文献[11]。该微单元的坐标可表示为  $(-l \cos \beta - R \sin \theta \sin \beta, -R \cos \theta, h + l \sin \beta - R \sin \theta \cos \beta)$ 。

经过坐标变换, 得到用于代入 Mindlin 位移解的等效坐标:  $x_2 = x + l \cos \beta + R \sin \theta \sin \beta$ ;  $y_2 = y + R \cos \theta$ ;  $h_2 = h + l \sin \beta - R \sin \theta \cos \beta$ 。

则每个微单元中荷载作用点及其对称点到所求计算点之间的距离分别为:  $M_2 = \sqrt{x_2^2 + y_2^2 + (z - h_2)^2}$ ;  $N_2 = \sqrt{x_2^2 + y_2^2 + (z + h_2)^2}$ 。

将  $dp_2$  分解为水平分力  $dp_{2h} = p_2 \cos \beta R dl d\theta$  和竖向分力  $dp_{2v} = p_2 \sin \beta R dl d\theta$ , 分别代入 Mindlin 水平和竖向位移解, 分别进行积分计算。得到在盾壳摩擦力的水平分力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形为

$$w_{2h} = \frac{p_2 R \cos \beta}{16\pi G(1-\mu)} \int_0^{2\pi} \int_0^L x_2 \left[ \frac{z-h_2}{M_2^3} + \frac{(3-4\mu)(z-h_2)}{N_2^3} - \frac{6zh_2(z+h_2)}{N_2^5} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N_2(N_2+z+h_2)} \right] d\theta dl \quad (4)$$

式中:  $L$  为盾构机长度。

同时, 盾构机盾壳摩擦力的竖向分力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形为

$$w_{2v} = \frac{p_2 R \sin \beta}{16\pi G(1-\mu)} \int_0^{2\pi} \int_0^L \left[ \frac{(3-4\mu)}{M_2} + \frac{8(1-\mu)^2 - (3-4\mu)}{N_2} + \frac{(z-h_2)^2}{M_2^3} + \frac{(3-4\mu)(z+h_2)^2 - 2h_2z}{N_2^3} + \frac{6h_2z(z+h_2)^2}{N_2^5} \right] d\theta dl \quad (5)$$

在盾构机盾壳摩擦力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形为

$$w_2 = w_{2h} + w_{2v} \quad (6)$$

### 3.2.3 附加注浆压力引起的土体垂直变形计算

参考洪杰<sup>[12]</sup>的计算方法, 将盾尾注浆力看作一种环向力反作用于周围的土体。取盾构的盾尾单元  $dA = Rd\theta dl$ , 其受到附加注浆压力  $dp_3 = p_3 Rd\theta dl$ 。该盾尾单元的坐标为  $(-L \cos \beta - l \cos \beta - R \sin \theta \sin \beta, -R \cos \theta, h + L \sin \beta + l \sin \beta - R \sin \theta \cos \beta)$ 。

经过坐标变换, 得到用于代入 Mindlin 位移解的等效坐标:  $x_3 = x + L \cos \beta + l \cos \beta + R \sin \theta \sin \beta$ ;  $y_3 = y + R \cos \theta$ ;  $h_3 = h + L \sin \beta + l \sin \beta - R \sin \theta \cos \beta$ 。

则盾尾单元附加注浆压力作用点及其对称点到所求计算点之间的距离为:  $M_3 = \sqrt{x_3^2 + y_3^2 + (z-h_3)^2}$ ;  $N_3 = \sqrt{x_3^2 + y_3^2 + (z+h_3)^2}$ 。

将  $dp_3$  分解为分别与  $x$ 、 $y$ 、 $z$  轴平行的力  $dp_{3x} = -p_3 \sin \theta \sin \beta Rd\theta dl$ 、 $dp_{3y} = -p_3 \cos \theta Rd\theta dl$ 、 $dp_{3z} = -p_3 \sin \theta \cos \beta Rd\theta dl$ , 再分别代入 Mindlin 水平和竖向位移解, 分别进行积分计算, 得到土体的垂直变形。

在附加注浆压力的  $x$  方向分力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形为

$$w_{3x} = \frac{-p_3 R \sin \beta}{16\pi G(1-\mu)} \int_0^{2\pi} \int_0^L \sin \theta x_3 \left[ \frac{z-h_3}{M_3^3} - \frac{6zh_3(z+h_3)}{N_3^5} - \frac{(3-4\mu)(z-h_3)}{N_3^3} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N_3(N_3+z+h_3)} \right] d\theta dl \quad (7)$$

式中:  $b$  为盾尾注浆长度。

在附加注浆压力的  $y$  方向分力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形为

$$w_{3y} = \frac{-p_3 R}{16\pi G(1-\mu)} \int_0^{2\pi} \int_0^L \cos \theta y_3 \left[ \frac{z-h_3}{M_3^3} - \frac{6zh_3(z+h_3)}{N_3^5} - \frac{(3-4\mu)(z-h_3)}{N_3^3} + \frac{4(1-\mu)(1-2\mu)}{N_3(N_3+z+h_3)} \right] d\theta dl \quad (8)$$

在附加注浆压力的  $z$  方向分力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形为

$$w_{3z} = \frac{-p_3 R \cos \beta}{16\pi G(1-\mu)} \int_0^{2\pi} \int_0^L \sin \theta \left[ \frac{(3-4\mu)}{M_3} + \frac{8(1-\mu)^2 - (3-4\mu)}{N_3} + \frac{(z-h_3)^2}{M_3^3} + \frac{(3-4\mu)(z+h_3)^2 - 2h_3z}{N_3^3} + \frac{6h_3z(z+h_3)^2}{N_3^5} \right] d\theta dl \quad (9)$$

在附加注浆压力作用下, 土体中任一点  $(x, y, z)$  处产生的垂直变形为

$$w_3 = w_{3x} + w_{3y} + w_{3z} \quad (10)$$

### 3.2.4 土体损失引起的土体垂直变形计算

本文将地面出入式盾构隧道, 简化成沿隧道掘进方向埋深线性变化的隧道, 隧道轴线埋深公式:

$$h(x) = h - x \tan \beta \quad (11)$$

将式(11)作为隧道轴线埋深, 代入魏纲等<sup>[13-14]</sup>的统一土体移动模型三维解, 得到土体损失引起的土体垂直变形计算公式:

$$w_4 = \frac{B\eta R^2}{4} \left\{ \frac{h(x)-z}{y^2 + (h(x)-z)^2} + \frac{h(x)+z}{y^2 + (h(x)+z)^2} - \frac{2z[y^2 - (h(x)+z)^2]}{[y^2 + (h(x)+z)^2]^2} \right\} \left[ 1 - \frac{x}{\sqrt{x^2 + h(x)^2}} \right] \exp \left[ \frac{y^2 \ln \lambda}{(h(x)+R)^2} + \frac{z^2 (\ln \lambda - \ln \delta)}{(h(x)+d)^2} \right] \quad (12)$$

式中:  $d$  为土体移动焦点到隧道中心的距离; 沿隧道掘进方向  $x$  距离处的土体损失率  $\eta(x)$  为

$$\eta(x) = \frac{\eta}{2} \left[ 1 - \frac{x}{\sqrt{x^2 + h(x)^2}} \right] \quad (13)$$

且有

$$B = \frac{4h(x) \left[ h(x) + d - \sqrt{(h(x) + d)^2 - \eta(x)(R + d)^2} \right]}{R\eta(x)(R + d)} \quad (14)$$

$$\lambda = \frac{1}{4} - \frac{g(x)}{\pi R \eta(x)} \cdot \left[ \arcsin \left( \frac{d}{R - g(x)/2} \right) + \sqrt{1 - \left( \frac{d}{R - g(x)/2} \right)^2} - 1 \right] \quad (15)$$

$$\delta = \frac{1}{2} - \frac{g(x)}{\pi R^2 \eta(x)} \left( R - \frac{g(x)}{4} \right) \arcsin \left( \frac{d}{R - g(x)/4} \right) \quad (16)$$

式中: 隧道沿掘进方向  $x$  距离处的等效土体损失参数  $g(x)$  为

$$g(x) = 2R[1 - \sqrt{1 - \eta(x)}] \quad (17)$$

### 3.2.5 总的土体垂直变形计算公式

将正面附加推力、盾壳摩擦力、附加注浆压力以及土体损失引起的土体垂直变形计算公式进行叠加, 得到地面出入式盾构法施工引起的总的土体垂直变形计算公式为

$$w = w_1 + w_2 + w_3 + w_4 \quad (18)$$

## 4 算例分析

### 4.1 林存刚<sup>[7]</sup>计算方法与本文方法的对比

笔者通过假定工况对林存刚<sup>[7]</sup>方法与本文方法进行比较。由于林存刚的论文中仅给出了正面附加推力和盾壳摩擦力引起的土体垂直变形具体计算公式, 故只对这两个因素进行比较。

图 3(a)、3(b)分别为开挖面处  $h = 26.72 \text{ m}$ <sup>[7]</sup>和  $h = 8.10 \text{ m}$ <sup>[15]</sup>, 仅考虑正面附加推力与盾壳摩擦力时林存刚方法与本文方法的计算结果 ( $z = 0 \text{ m}$ )。计算参数取值同文献[7,15]。图中沉降量正值代表地面沉降, 负值代表地面隆起, 度数为  $\beta$  角度, 以上仰为正, 下探为负, 以下同。如图所示: ①由于盾壳摩擦力和正面附加推力的作用, 引起开挖面前方隆起, 后方沉降; ②与林存刚公式计算结果相比, 在  $h$  较大的工况下, 本文方法与林存刚方法计算结果相近; ③而在  $h$  较浅的工况下, 本文方法与林存

刚方法计算结果存在一定差异。本文方法的计算结果中, 正面附加推力引起开挖面前方地面隆起及开挖面后方地面沉降均较大。

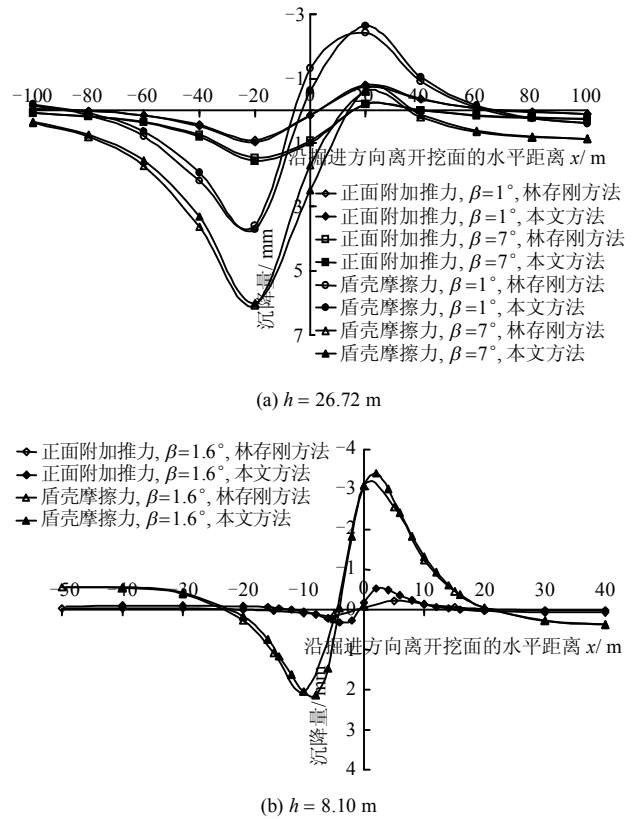


图3  $h$  为 26.72 和 8.10 m 时两种计算方法比较  
Fig.3 Comparison of two calculation methods with  $h=26.72 \text{ m}, 8.10 \text{ m}$

令  $\beta = 1.6^\circ$ 、计算参数取值同文献[15], 仅改变  $h$  值 (逐渐由 8.1 m 变为 28.1 m), 分别采用两种方法计算正面附加推力与盾壳摩擦力引起的开挖面前方隆起最大值  $M$ 。研究表明: ①随着  $h$  变大, 两种方法计算得到的盾壳摩擦力引起的  $M$  值均逐渐变小, 当  $h = 8.10 \sim 11.30 \text{ m}$  时, 本文方法计算得到的  $M$  值大于林存刚方法。当  $h \geq 15.60 \text{ m}$  后, 则相反。但相差不大, 两者的差值 (等于 (本文方法结果 - 林存刚方法结果) / 本文方法结果) 均在 5% 以下; ②随着  $h$  变大, 两种方法计算得到的正面附加推力引起的  $M$  值均逐渐变小, 且本文方法计算得到的  $M$  值均大于林存刚方法。但相差较大, 当  $h = 10.60 \text{ m}$  时, 两者的差值为 59%。当  $h = 28.10 \text{ m}$  时, 两者的差值减小到 50%。

这是由于本文方法真实考虑盾构推进方向和各力均与水平面有一定夹角  $\beta$ , 不仅模拟了盾构推进时土体受力方向的改变, 还反映了土体受力位置的改变。在地面出入式盾构施工中, 相对于极小的覆土深度 (覆土深度仅为 0~5 m), 土体受力位置的

改变便不可忽略。而林存刚假设盾构推进方向为水平,忽略了土体受力位置的改变。故在浅覆土工况下,本文计算结果较为符合实际,而林存刚方法计算结果与本文方法差别较大,与实际情况不太符合。

#### 4.2 南京某地面出入段工程案例计算

本文以南京机场线秣陵站—将军路站区间的地面出入段工程<sup>[15]</sup>为背景,采用单线地面出入式盾构法施工。计算参数取值:  $D=6.2$  m,  $L=7.4$  m,  $h=8.1$  m,  $b=8$  m,  $p_1=20$  kPa,  $p_2=70$  kPa,  $p_3=100$  kPa,  $\eta=0.6\%$ ,  $\beta=1.6^\circ$  (正值为上仰,负值为下探)。

##### 4.2.1 纵向地面垂直变形规律

图4为当 $\beta=1.6^\circ$ 时,各种施工因素引起的轴线上纵向地面垂直变形计算结果。如图所示:

①土体损失是引起地面垂直变形的主要因素,开挖面前方地面沉降较小,后方沉降较大。由于注浆压力作用,在开挖面后方约12 m处,地面沉降相对较小,曲线出现局部凸起;②正面附加推力引起开挖面前方地面隆起,后方地面沉降,以盾构开挖面为轴线呈反对称分布,本算例中正面附加推力引起的最大地面隆起为0.5 mm,出现在开挖面前方大约2.0 m处;③盾壳摩擦力引起的地面变形规律与正面附加推力相似,但引起的地面变形较大,以盾构机中部为轴线呈反对称分布。本算例中盾壳摩擦力引起的最大地面隆起为3.4 mm,出现在开挖面前方约2.0 m处;④附加注浆压力引起的地面隆起形状类似于正态分布,本算例中附加注浆压力产生的最大隆起值为4.7 mm,出现在开挖面后方约12.0 m处。

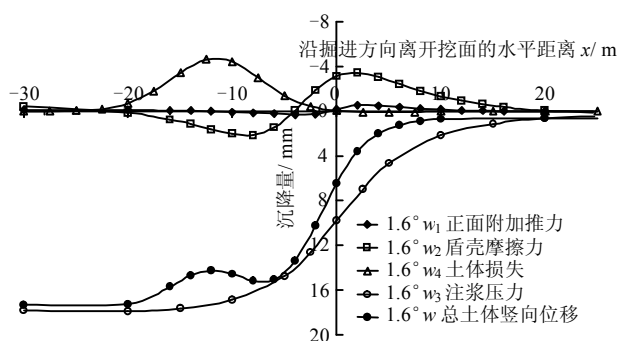


图4 各因素引起的纵向地面垂直变形曲线

Fig.4 Curves of longitudinal surface vertical deformation induced by various factors

##### 4.2.2 横向地面垂直变形规律

图5为地面出入式盾构法施工引起地面垂直变形的横向分布结果,  $y=0$  m为隧道轴线处。如图所示: ①地面出入式盾构法施工引起地面横向沉降

槽范围稳定后在轴线两边各15 m左右,且沿坐标轴对称,线型大致符合正态分布;②随着土体损失增加,计算得出开挖面前方20 m到后方30 m,地面的垂直变形逐渐变大,且沉降槽影响范围越来越大。在开挖面后方30 m处,地面垂直变形趋于稳定,最大沉降值达17 mm左右。

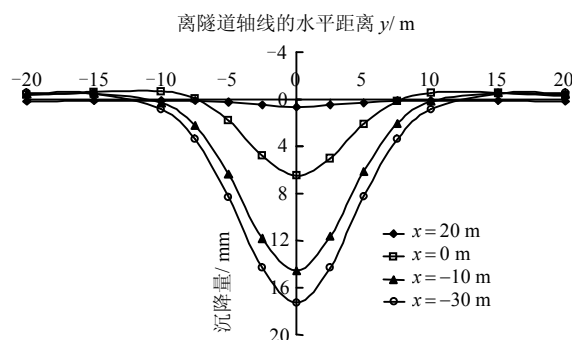


图5 横向地面垂直变形曲线

Fig.5 Curves of transverse surface vertical deformation

##### 4.2.3 不同深度处土体垂直变形规律

图6为在开挖面后方 $x=-30$  m处(土体沉降稳定),地面出入式盾构法施工引起不同深度处土体的垂直变形结果。如图所示: ①随着土体深度的增大,施工引起的土体沉降将增大。地面以下5 m是在开挖面顶端附近,该处的最大沉降值为24.5 mm,而地面以下3 m及0 m处的最大沉降值分别为21.0 mm和17.5 mm;②随着土体深度的增大,施工引起的沉降槽范围变化不大,影响范围在轴线左右各15 m。

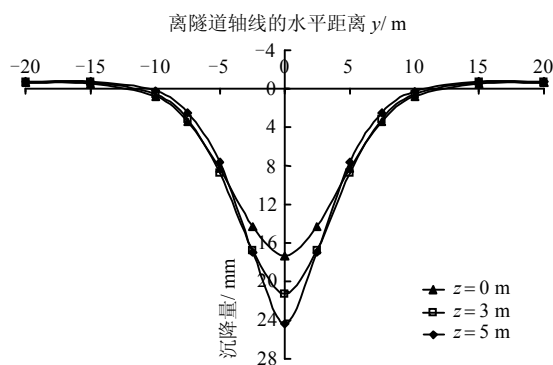


图6 不同深度处土体垂直变形曲线

Fig.6 Curves of soil vertical deformation with different depths

##### 4.3 $\beta$ 改变对地面垂直变形影响的分析

改变 $\beta$ 角度,其他计算参数均不变,取 $y=0$  m,分别研究 $\beta$ 的改变对正面附加推力、盾壳摩擦力、附加注浆压力和土体损失引起的纵向地面垂直变形规律的影响。并对总的地面垂直变形进行了分析。

#### 4.3.1 $\beta$ 对正面附加推力作用下地面垂直变形的影响

图 7 为  $\beta$  分别取  $1^\circ$ 、 $3^\circ$ 、 $5^\circ$ 、 $7^\circ$  时, 正面附加推力引起的地面垂直变形计算结果。如图所示: ①盾构上仰掘进时, 随着  $\beta$  增大, 正面附加推力引起的地面垂直变形曲线呈上移趋势, 开挖面前方的地面隆起变大, 后方的地面沉降变小。这是由于  $\beta$  增大, 正面附加推力竖直向上的的竖向分量变大, 导致整体地面垂直变形曲线上移; ②当  $\beta=1^\circ$  时, 地面垂直变形曲线基本以盾构开挖面为轴线呈反对称分布。沿隧道纵向, 开挖面前方 2 m 左右处隆起最大, 2 m 前方的隆起逐渐减小; 开挖面后方 4 m 左右处沉降最大, 4 m 后方的沉降逐渐减小。随着  $\beta$  增大, 地面垂直变形曲线不再呈反对称分布。

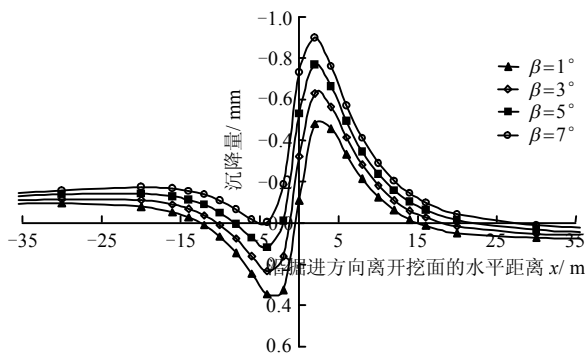


图 7 正面附加推力引起的地面垂直变形曲线

Fig.7 Curves of surface vertical deformation induced by bulkhead additional thrust

#### 4.3.2 $\beta$ 对盾壳摩擦力作用下地面垂直变形的影响

图 8 为  $\beta$  分别取  $1^\circ$ 、 $3^\circ$ 、 $5^\circ$ 、 $7^\circ$  时, 盾壳摩擦力引起的地面垂直变形计算结果。如图所示: ①盾构上仰掘进时, 随着  $\beta$  增大, 盾壳摩擦力引起的地面垂直变形规律与正面附加推力引起的规律及机制类似, 曲线均呈上移趋势。但盾壳摩擦力引起的地面最大隆起值及沉降值均大于正面附加推

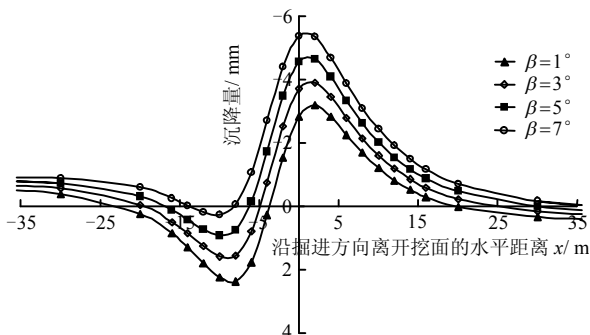


图 8 盾壳摩擦力引起的地面垂直变形曲线

Fig.8 Curves of surface vertical deformation induced by friction force between shield and soil

力; ②当  $\beta=1^\circ$  时, 地面垂直变形曲线基本以盾壳中部为轴线呈反对称分布。开挖面前方 1 m 左右处隆起最大, 1 m 前方的隆起逐渐减小; 开挖面后方 8 m 左右处沉降最大, 8 m 后方的沉降逐渐减小。随着  $\beta$  增大, 地面垂直变形曲线不再呈反对称分布。

#### 4.3.3 $\beta$ 对附加注浆压力作用下地面垂直变形的影响

图 9 为  $\beta$  分别取  $1^\circ$ 、 $3^\circ$ 、 $5^\circ$ 、 $7^\circ$  时, 附加注浆压力引起的地面垂直变形计算结果。如图所示: ①盾构上仰掘进时, 附加注浆压力引起的地面隆起曲线形状类似于正态分布, 最大隆起出现在开挖面后方 12 m 左右处, 影响范围在开挖面处至开挖面后方 25 m 处; ②由于附加注浆压力方向与盾构轴线垂直, 随着  $\beta$  增大, 盾构轴线由水平变为倾斜, 附加注浆压力的竖向分量减小, 且注浆位置的作用深度增加, 对地面的影响逐渐变小, 故其引起的总地面垂直变形曲线呈下移趋势。

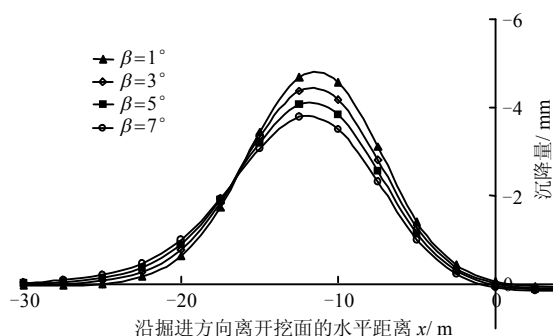


图 9 附加注浆压力引起的地面垂直变形曲线

Fig.9 Curves of surface vertical deformation induced by additional grouting pressure

#### 4.3.4 $\beta$ 对土体损失作用下地面垂直变形的影响

图 10 为  $\beta$  分别取  $1^\circ$ 、 $3^\circ$ 、 $5^\circ$ 、 $7^\circ$  时, 土体损失引起的地面垂直变形计算结果。如图所示:

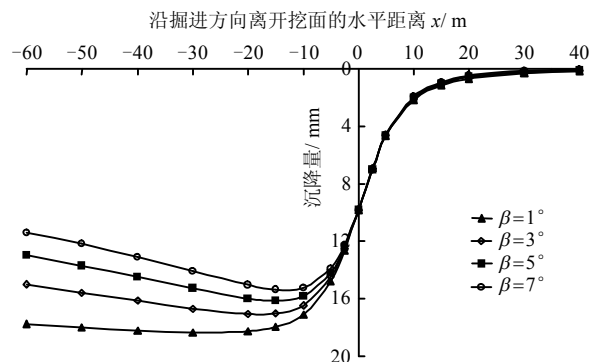


图 10 土体损失引起的地面垂直变形曲线

Fig.10 Curves of surface vertical deformation induced by soil loss

①盾构上仰掘进时, 土体损失主要引起地面沉降, 且集中在开挖面后方; ②随着 $\beta$ 增大, 盾构后方土体损失的部分隧道埋深变大, 其对地面垂直变形的影响也变小, 地面沉降值也相应变小, 故地面垂直变形曲线呈逐渐上移(减小)趋势, 开挖面前方则变化很小。

#### 4.3.5 $\beta$ 对总的地面垂直变形的影响

图11为 $\beta$ 分别取 $0^\circ$ 、 $1^\circ$ 、 $3^\circ$ 、 $5^\circ$ 、 $7^\circ$ 时, 总的纵向地面垂直变形计算结果。如图所示: ①盾构上仰掘进时, 引起的总地面沉降均比常规盾构( $\beta=0^\circ$ )小; ②随着 $\beta$ 增大, 总的地面垂直变形曲线呈上移趋势。当 $\beta=7^\circ$ 时, 开挖面前方4 m左右处地面由沉降变为隆起, 沿隧道纵向开挖面前方10 m左右处隆起最大, 约为0.7 mm。开挖面后方60 m处地面沉降值比常规盾构小8 mm左右。

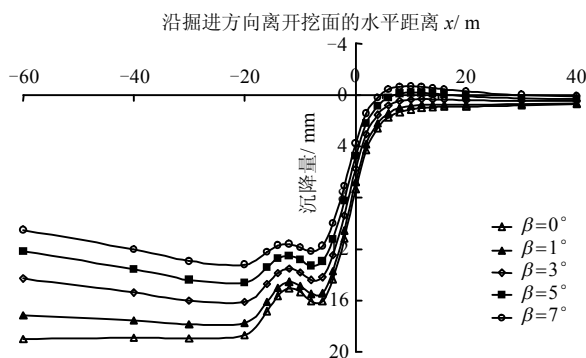


图11 不同 $\beta$ 时的纵向地面垂直变形曲线

Fig.11 Curves of longitudinal surface vertical deformation with different  $\beta$

图12为 $\beta$ 分别取 $0^\circ$ 、 $1^\circ$ 、 $3^\circ$ 、 $5^\circ$ 、 $7^\circ$ 时,  $x=-60$  m处总的横向地面垂直变形计算结果。如图所示: ①盾构上仰掘进时, 随着 $\beta$ 增大, 地面沉降最大值变小, 但地面横向沉降槽范围逐渐变大。

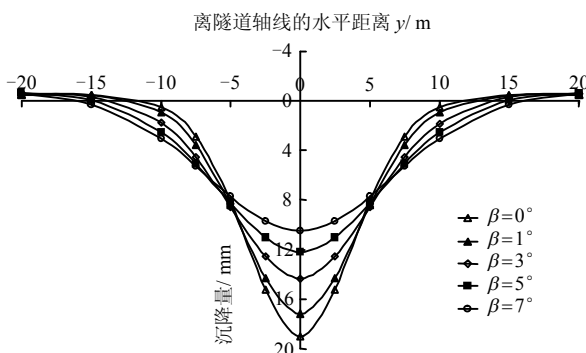


图12 不同 $\beta$ 时的横向地面垂直变形曲线

Fig.12 Curves of transverse surface vertical deformation with different  $\beta$

当 $\beta=7^\circ$ 时, 影响范围为轴线两边各16 m左右。当 $\beta=0^\circ$ 时, 影响范围仅为轴线两边各12 m左右; ②随着 $\beta$ 增大, 轴线两边各5 m范围内, 总的地面沉降逐渐减小, 而5 m到20 m范围内则逐渐增大。

## 5 结 论

(1) 本文考虑了盾构开挖轴线与水平面夹角 $\beta$ (即隧道埋深的变化), 并对林存刚计算公式的不足进行了修正, 提出了一套全新的适用于地面出入式盾构法(埋深较浅且开挖轴线与水平面存在一定夹角)施工引起土体垂直变形的计算公式。

(2) 本文方法与林存刚方法相比, 两者计算得到的盾壳摩擦力引起的地面隆沉比较接近; 而正面附加推力引起的地面隆沉相差较大, 本文方法计算的开挖面前方地面隆起与开挖面后方地面沉降均较大。表明林存刚方法有缺陷, 不太符合实际情况。

(3) 盾构上仰掘进时, 随着 $\beta$ 增大: 由正面附加推力、盾壳摩擦力和土体损失引起的纵向地面垂直变形曲线呈上移趋势, 而由附加注浆压力引起的纵向地面垂直变形曲线则呈下移趋势; 总的地面沉降最大值变小, 但地面横向沉降槽范围逐渐变大、开挖面前方地面隆起可能性增大, 应引起重视。

本文研究仅局限于地面出入式盾构上仰掘进时引起的土体垂直变形理论分析, 缺少实际工程监测数据作对比, 对土体水平变形研究也有待开展。

## 参 考 文 献

- [1] 隋涛. 浅覆土下盾构快速穿越法——URUP 法[J]. 现代隧道技术, 2012, 49(6): 43—48.  
SUI Tao. The rapid driving techniques of a shield machine under a section with shallow overburden—URUP method[J]. *Modern Tunnelling Technology*, 2012, 49(6): 43—48.
- [2] 冷建, 叶冠林, 吴惠明, 等. 地面堆载对地面出入式盾构隧道上浮影响规律分析[J]. 现代隧道技术, 2014, 51(增刊 1): 295—299.  
LENG Jian, YE Guan-lin, WU Hui-ming, et al. Influence of surface loading on floating of ground penetrating shield tunnel[J]. *Modern Tunnelling Technology*, 2014, 51(Supp.1): 295—299.
- [3] 吴惠明, 滕丽, 于亚磊, 等. 地面出入式盾构隧道稳定性控制措施有效性研究[J]. 现代隧道技术, 2014, 51(5):



- 61—65.
- WU Hui-ming, TENG Li, YU Ya-lei, et al. Analysis of the stability control measures for a ground-penetrating shield tunnel[J]. **Modern Tunnelling Technology**, 2014, 51(5): 61—65.
- [4] 吴惠明, 黄俊, 张冠军, 等. 地面出入式盾构法隧道同步注浆工艺模拟试验[J]. 中国市政工程, 2013, 170(6): 80—82, 108—109.
- WU Hui-ming, HUANG Jun, ZHANG Guan-jun, et al. Simulation test of tunnel synchronous grouting process by ground penetrating shield technology (GPST)[J]. **China Municipal Engineering**, 2013, 170(6): 80—82, 108—109.
- [5] 张子新, 胡文, 刘超, 等. 地面出入式盾构法隧道新技术大型模型试验与工程应用研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(11): 2161—2169.
- ZHANG Zi-xin, HU Wen, LIU Chao, et al. Investigation of ground pass shield tunnelling method based on large-scale model test and its engineering application[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2013, 32(11): 2161—2169.
- [6] 张银屏. 地面出入式盾构隧道修正惯用法计算参数研究[J]. 隧道建设, 2014, 34(2): 101—106.
- ZHANG Yin-ping. Study on ground penetrating shield-bored tunnel calculation parameters in modified routine method[J]. **Tunnel Construction**, 2014, 34(2): 101—106.
- [7] 林存刚, 刘干斌, 梁荣柱, 等. 隧道坡度对盾构掘进引起地面隆陷的影响[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(7): 1203—1212.
- LIN Cun-gang, LIU Gan-bin, LIANG Rong-zhu, et al. Influences of tunnel slope on shield tunnelling-induced heave and subsidence of ground surface[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(7): 1203—1212.
- [8] OLDENHAVE A H. Starting a large diameter TBM from surface[D]. Netherlands: Technical University of Delft, 2014.
- [9] BEIJER A J. The adaptation of the URUP method for the Netherlands[D]. Netherlands: Technical University of Delft, 2010.
- [10] MINDLIN R D. Force at a point in the interior of a semi-infinite solid[J]. **Physics**, 1936, 7(5): 195—201.
- [11] 许宏发, 吴华杰, 郭少平, 等. 桩土接触面单元参数分析[J]. 探矿工程, 2002, (5): 10—12.
- XU Hong-fa, WU Hua-jie, GUO Shao-ping, et al. Study on the parameters of pile soil contact surface element[J]. **Prospecting Engineering**, 2002, (5): 10—12.
- [12] 洪杰. 双圆盾构隧道施工扰动及对周边构筑物影响研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2013.
- HONG Jie. Study on DOT shield tunnel construction disturbance and its impact on surrounding structures[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2013.
- [13] 魏纲. 盾构法隧道施工引起的土体变形三维解[C]//第二届全国工程安全与防护学术会议论文集. 北京: 中国岩石力学与工程学会, 2010: 369—374.
- WEI Gang. 3-D analytical solution of ground deformation induced by shield tunneling construction[C]//Proceedings of the Second National Conference on Engineering Security and Protection. Beijing: Chinese Society for Rock Mechanics & Engineering, 2010: 369—374.
- [14] 魏纲, 庞思远. 双线平行盾构隧道施工引起的三维土体变形研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(9): 2562—2568.
- WEI Gang, PANG Si-yuan. Study of three-dimensional soil deformation caused by double-line parallel shield tunnel construction[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(9): 2562—2568.
- [15] 吴惠明. 地面出入式盾构隧道结构变形特性及控制研究[D]. 上海: 上海大学, 2014.
- WU Hui-ming. Study on characteristic analysis and controlling technology of structure deformation in GPST[D]. Shanghai: Shanghai University, 2014.