

DOI: 10.11779/CJGE201804013

盾构双隧道不同开挖顺序及不同布置形式对管线的影响研究

马少坤^{1, 2}, 刘莹^{1, 2}, 邵羽^{1, 3}, 段智博¹, 吕海波^{1, 4}

(1. 广西大学土木建筑工程学院, 广西 南宁 530004; 2. 广西大学 工程防灾与结构安全重点实验室, 广西 南宁 530004;

3. 广西路桥工程集团有限公司, 广西 南宁 530011; 4. 桂林理工大学广西岩土力学与工程重点实验室, 广西 桂林 541004)

摘要: 在离心模型试验中同时考虑隧道开挖所致地层损失效应和质量损失效应, 研究不同开挖顺序及不同布置形式下双隧道开挖对管线的影响规律。同时采用基于地层损失比的位移控制有限单元法对离心模型试验及其他4组拓展工况进行分析, 其中土体本构模型采用考虑土体小应变特性的HP(Hypoplasticity model)模型, 并将试验结果与已有的解析方法进行对比。研究结果表明, 双隧道不同开挖顺序及不同布置形式对地表沉降、管线沉降、管线弯曲应变的影响显著; 管线存在所产生的“遮拦”效应对管线正上方地表沉降的影响程度随着自由场最大地表沉降的增加而逐渐加剧; 双隧道开挖所致管线沉降的主要影响区域为 $-1.2D_T \sim 1.2D_T$; 实际工程中应加强浅埋后继隧道开挖时管线工作性状的监测工作, 且不应简单采用叠加原理对不同施工工序及不同布置形式的双隧道开挖所致地表沉降、管线沉降及管线弯曲应变进行预测, 应合理考虑后继隧道开挖所致土体的累计剪切应变及上覆隧道的遮拦效应对管-土相对刚度的影响。

关键词: 双隧道; 管线; 三维离心模型试验; 三维数值模拟; 隧道-管-土相互作用

中图分类号: U451 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2018)04-0689-09

作者简介: 邵羽(1987-), 男, 博士研究生, 主要从事地下工程方面的研究工作。E-mail: gxugeo@126.com。

Effects of twin shield tunneling with different construction sequences and different relative locations on adjacent pipelines

MA Shao-kun^{1,2}, LIU Ying^{1,2}, SHAO Yu^{1,3}, DUAN Zhi-bo¹, LÜ Hai-bo^{1,4}

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Guangxi University, Nanning 530004, China; 2. Key Laboratory of Disaster Prevention

and Structural Safety, Guangxi University, Nanning 530004, China; 3. Guangxi Road and Bridge Engineering Group Co., Ltd, Nanning 530011,

China; 4. Guangxi Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Guilin University of Technology, Guilin 541004, China)

Abstract: A series of three-dimensional centrifuge model tests are carried out to investigate the effects of twin shield tunneling with different construction sequences and different relative locations on an existing buried pipeline in dry sand. Both the volume loss effect and the weight loss effect are simulated by using an improved tunnel model. Meanwhile, a displacement controlled method based on ground loss and an advanced hypoplasticity constitutive model are applied for the three-dimensional numerical back-analyses of the centrifuge tests and the other four extended conditions. It is shown that the twin tunnels with different construction sequences and different relative locations greatly affect the surface settlements, pipeline settlements and pipeline bending strains. The influences of the shield effect induced by the existence of the pipeline on the ground surface settlement become more obvious with the increasing greenfield ground surface settlement. The major influence zone on the pipeline induced by tunneling is within $\pm 1.2D_T$. For practical engineering, it is necessary to enhance the monitoring of the serviceability of pipelines during the second tunneling with shallow depth. Remarkably, it should not simply adopt the superposition principle to predict the greenfield surface settlements, pipeline settlements and pipeline bending strains due to twin tunnelling with different construction sequences and different relative locations. The effects of the accumulated shear strain and the shield effect due to the existence of the upper tunnel on the relative pipe-soil stiffness should be reasonably considered.

Key words: twin-tunnel; pipeline; three-dimensional centrifuge model test; three-dimensional numerical simulation; tunnel-pipeline-soil interaction

基金项目: 国家自然科学基金项目(41362016, 51678166, 51508113); 广西岩土力学与工程重点实验室资助课题项目(16-KF-01); 广西自然科学基金创新研究团队项目(2016GXNSFGA380008)

收稿日期: 2017-01-18

0 引言

地铁隧道的施工将不可避免地打破其周围土体早已达到平衡状态的位移场及应力场, 如果处于该位移场及应力场中的地理管线产生过大的附加沉降和附加弯曲应变, 将影响其正常的使用。受隧道开挖影响的地理管线能否正常安全的服役已成为学者关注的重点。

解析法和数值模拟方法常被用于隧道开挖对既有地理管线的影响研究。Attewell 等^[1]基于 Winkler 地基模型理论, 以高斯分布曲线为输入参数并给出了地基基床系数的确定方法, 对此问题进行了研究。在此基础上, Klar 等^[2]采用改进后的地基模型对隧道开挖对既有地理管线的影响进行了研究。为了在解析法中合理地考虑土体高度非线性特征, Vorster 等^[3]提出了一种线性等效的方法, 但是其计算结果过于保守。近期, Klar 等^[4]克服了 Marshall 等^[5]所建议方法中管土相对位移较难确定的缺点, 提出了一种准确计算由管土相互作用产生的土体剪切应变的方法, 同时给出了一种考虑土体非线性特征的隧道开挖所致管线最大弯矩的计算流程。赵智涛等^[6]采用三维弹塑性有限元分析, 提出了管线最大沉降与地表最大沉降之比值与管土相对刚度的经验关系式。

室内模型试验也为分析隧道开挖过程中管线变形及内力分布规律的重要研究手段。周敏等^[7]采用自制的室内模型试验系统, 对地层沉陷过程中 HDPE 管道的力学性状及其上覆土的变形规律进行了分析及讨论。Shi 等^[8]采用离心模型试验对管隧不同夹角工况下隧道开挖对既有管线的影响进行分析, 结果显示, 管隧正交工况下, 隧道开挖所致管线的最大沉降值及最大弯曲应变并非是所有工况中的最大值。

目前有关隧道-管-土相互作用机理, 岩土学者们虽开展了较为系统的研究工作, 但较少涉及双隧道开挖对既有地理管线的影响, 且有关双隧道不同开挖顺序及不同布置位置工况下盾构双隧道开挖对既有管线的影响研究更是未见有报道。据此, 本文将开展两组三维离心模型试验, 并采用能合理考虑土体小应变特性及应力、应变相关性的本构模型对离心试验及 4 组拓展工况进行模拟计算, 着重对双隧道不同开挖顺序及不同相对位置工况下, 双隧道开挖过程中地表沉降、管线沉降、管线弯曲应变的变化规律进行分析, 并将试验结果与已有的解析法所得结果进行对比。研究结果可为准确地预测隧道施工对现有管线的影响提供参考, 从而为维护现有管线的安全与正常工作提供理论依据。

1 三维离心模型试验

1.1 试验方案

本次离心模型试验在香港科技大学土工离心实验中心完成。试验中离心加速度均为 60g。如图 1 为试验 1 的平面布置图, 图 2 为两组试验的正立面图。Test 1 中的双隧道采用肩驮式布置(图 2 中的黑色圆圈), Test 2 中的双隧道采用重叠式布置(图 2 中的虚线圆圈)。铝制模型管线的杨氏模量和泊松比分别为 69 GPa、0.3, 管线与两隧道垂直布置, 外径(d_p)、壁厚、长度分别为 31.75, 2.08, 1150 mm。该模型管线所对

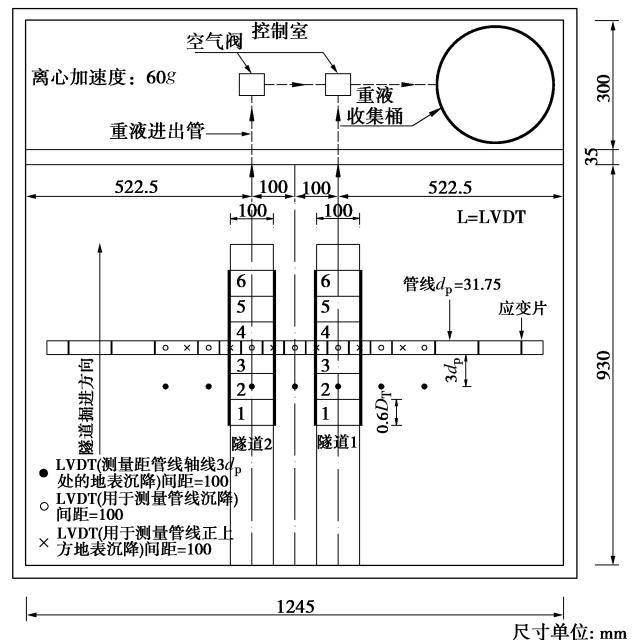


图 1 平面布置图 (试验 1)

Fig. 1 Plan view of centrifuge tests

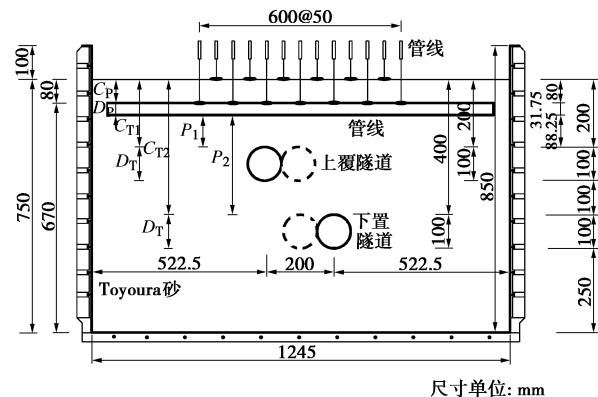


图 2 正立面图

Fig. 2 Elevation view of centrifuge tests

应实际尺寸广泛应用于市政工程中的主管道工程中。模型管线与模型箱壁之间存有 47.5 mm 的空隙, 此空间足以减小箱壁边界效应的影响, 且管线长度远大于

Jacobsz 等^[9]提出的砂土中隧道开挖的主要影响区域。管线两端封闭, 以防止试验过程中砂粒的侵入, 增大地层损失率而影响试验结果。

1.2 隧道开挖模拟方法

两组试验中双隧道均平行布置, Test 1 中两隧道的水平净距及竖向净距均为 $1D_T$ (隧道直径), Test 2 中两隧道的竖向净距为 $1D_T$ 。两隧道均分 6 段开挖, 每段开挖长度为 $0.6D_T$ 。如图 3 为隧道模型的横截面图, 该隧道模型可以同时模拟隧道开挖引起的体积损失效应和重力损失效应。隧道模型由 3 部分组成, 即隧道内膜、外膜和用于模拟隧道衬砌的铝管。试验准备阶段, 内膜和外膜内同时注满与土体密度相等的重液 ($ZnCl_2$), 随之将隧道内膜、外膜重液排水管用二通管接头连接。试验过程中, 当达到目标离心加速度后, 用空气阀来控制重液的排出 (图 1), 同时排除内膜和外膜内的重液, 重液排出后随之流入重液收集桶, 每组试验共使用 12 个空气阀 (图 4)。外膜重液的排出相当于模拟 2% 的体积损失效应, 内膜重液的排出则用于模拟实际工况中隧道腔内土体开挖所致的质量损失效应。用于模拟隧道衬砌的铝管的外径和厚度分别为 100 mm 和 3 mm, 即隧道模型用于模拟实际工况中直径为 6 m 的隧道开挖。隧道两端均封闭, 以防止因试验过程中土体的侵入而影响试验结果。

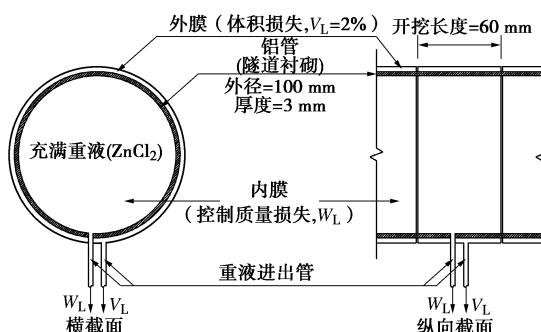


图 3 模型隧道截面图

Fig. 3 Sectional view of tunnel model

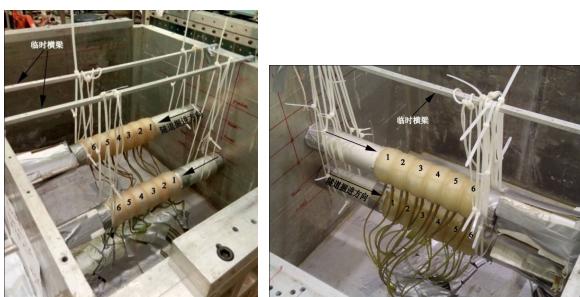


图 4 定位后的双隧道位置

Fig. 4 Location of twin tunnels

1.3 试验准备

两组试验所用土体均为 Toyoura Sand, 其由稍有

棱角的石英颗粒组成。表 1 为 Toyoura Sand 的物理力学参数。据 Jáky^[10]提出的经验公式和临界状态摩擦角, 可得正常固结情况下静止侧压力系数 K_0 为 0.5。

试验中采用“砂雨”来形成模型土层。为了得到相对稳定的土层密度, 试验中控制撒砂高度为 600 mm, 撒砂速度为 100 kg/h。两组试验撒砂过程中土体相对密度的差值位于 Garnier^[11]建议的容许差值范围 ($\pm 0.5\%$ 或 $\pm 8 \text{ kg/m}^3$) 内。Fuglsang 等^[12]研究指出, 当土体颗粒粒径小于结构物重要尺寸 (如管径) 的 $1/30$ 时, 土粒粒径效应对试验结果的影响可以忽略。此次试验土粒粒径与管径之比为 $1/187$ 。

表 1 Toyoura sand 的物理力学参数

Table 1 Mechanical properties of Toyoura sand

| 指标 | 值 | 依据 |
|-------------------------------------|-------|--------------------------------|
| 比重/ G_s | 2.65 | Yamashita 等 ^[13] |
| 临界状态有效内摩擦角 $\varphi'_c /(^{\circ})$ | 30 | Ishihara ^[14] |
| 膨胀角 $\psi' /(^{\circ})$ | 8 | 根据 Bolton ^[15] 建议公式 |
| 最大孔隙比/ e_{max} | 0.977 | Ishihara ^[14] |
| 最小孔隙比/ e_{min} | 0.597 | Ishihara ^[14] |
| 平均粒径 D_{50}/mm | 0.17 | Ishihara ^[14] |
| 颗粒不均匀系数/ U_c | 1.7 | Ishihara ^[14] |

为了得到管线的弯曲应变, 沿管线上部及底部共粘贴 16 组高灵敏度应变片 (应变片灵敏度为 150) (图 1), 测量误差范围仅为 $\pm 1.5 \mu\varepsilon$, 相邻两组应变片之距为 50/100 mm。为了补偿温度效应的影响, 应变片均采用全桥电路方式连接。待应变片粘贴完毕后, 于管线外表面分层涂抹厚度为 1.5 mm 的环氧树脂以保护应变片。所涂环氧树脂的抗弯刚度仅为铝管的 $1/30$, 其对试验结果的影响可以忽略。为了得到隧道开挖所致管线沉降及管线正上方土层表面沉降, 于管线上部、管线正上方土层表面各布置一排 LVDT (图 1)。同时距管线轴线 3 倍管径处也布置有一排 LVDT。研究指出, 此距离处的地表沉降将不会受到管线存在的影响^[1], 可视为自由场中隧道开挖所致地表沉降。

1.4 试验流程

两组试验按照上述过程准备并校核完毕后, 即可开始试验。逐渐增大离心加速度至 $60g$, 待所有传感器数据稳定后, 按开挖顺序依次打开控制空气阀, 放出隧道内已注入的重液, 以模拟隧道开挖所致体积损失效应和重力损失效应。每步开挖完成后均留有足够的空间, 待传感器读数稳定后再开始下一步的开挖。双隧道开挖完成后逐渐减小离心加速度至 $1g$ 。

需要注意的, 本次两组试验中管线和隧道均采用“wished-in-place”的方法进行模拟, 即试验开始前,

管线和双隧道均已位于设计位置处，如果先开挖下置隧道，因上覆隧道所致遮拦效应的影响，势必会减小下置隧道开挖对上覆土体及管线的影响，从而影响试验结果，所以 Test 1 和 Test 2 中双隧道的开挖工序均为先开挖上覆隧道后开挖下置隧道。

2 三维有限元模拟

2.1 数值模拟方案

为了进一步对双隧道不同开挖顺序及不同布置形式下的隧道-管-土相互作用机理进行研究，借助 ABAQUS 有限元软件，采用基于地层损失率的位移控制有限单元法对两组离心模型试验及另外 4 种拓展工况进行模拟分析，数值模拟方案如表 2 所示。

表 2 试验及模拟方案

Table 2 Test and simulation programs

| 模拟代号 | 试验代号 | 开挖顺序 | 分析方法 |
|-------|--------|------|------------|
| P(UL) | Test 1 | 先上后下 | 离心模型试验和有限元 |
| P(LU) | — | 先下后上 | 有限元 |
| P(S) | — | 同时 | 有限元 |
| S(UL) | Test 2 | 先上后下 | 离心模型试验和有限元 |
| S(LU) | — | 先下后上 | 有限元 |
| S(S) | — | 同时 | 有限元 |

有限元模型宽、高均为离心试验所对应实际尺寸。为进一步消除边界条件对土体及管线变形的影响，模型长度为 120 m。模型中土体及管线单元均采用 C3D8 (8-node linear brick element) 单元模拟。模型底部采用竖向及水平约束，四周采用水平约束（图 5）。

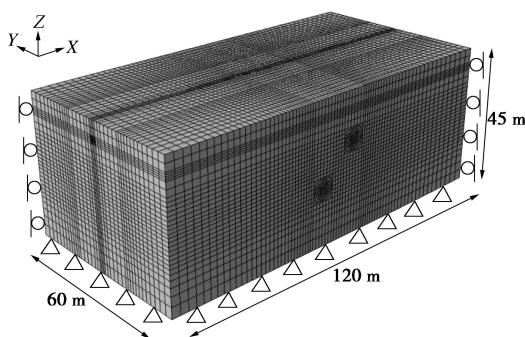


图 5 三维有限元网格和边界条件

Fig. 5 Three-dimensional finite-element mesh and boundary conditions

2.2 土体本构及其参数确定

土体本构模型采用 HP 模型(hypoplastic model)^[16-17]，此模型能合理考虑应力历史、应力路径、土体当前应力状态和非线性小应变特性对土体刚度的影响^[18]。表 3 为数值分析所用 HP 模型的参数值及管线参数。其中前 6 个参数可由文献[19]直接获取，参数 α 、 β 可由

文献[13, 20]中的三轴试验结果获取，剩余的由 Niemunis 等^[18]引入的考虑土体小应变特性的参数 (m_R , m_T , R , β_r , χ)，可采用 ABAQUS 有限元软件对文献[13, 20]中的三轴试验进行模拟反分析得到。管土相互接触采用以 Coulomb 摩擦理论为基础的接触单元模拟，模型参数包括摩擦系数 (μ) 和最大弹性滑移的限制位移 (γ_{lim})，其值分别为 0.513, 5 mm^[21]。

表 3 土体和管线模型参数

Table 3 Summary of model parameters for Toyoura sand and pipeline adopted in numerical analysis

| 参数 | 值 |
|---|------------------------|
| 临界状态摩擦角 ^[19] (ϕ'_{cr}) | 30° |
| 颗粒硬度参数 ^[19] (h_s) | 2.6 GPa |
| 孔隙比与平均压力之间的关系参数 ^[19] (n) | 0.27 |
| 初始下界孔隙比 ^[19] (e_{d0}) | 0.61 |
| 初始临界孔隙比 ^[19] (e_{c0}) | 0.98 |
| 初始上界孔隙比 ^[19] (e_{i0}) | 1.10 |
| 密度因子幂指数 $\alpha^{[13, 20]}(\alpha)$ | 0.5 |
| 刚度因子幂指数 $\beta^{[13, 20]}(\beta)$ | 3 |
| 用于控制应变路径旋转 180° 和初始加载时土体剪切模型变化的参数 ^[13, 20] (m_R) | 8 |
| 用于控制应变路径旋转 90° 时的土体剪切模型变化的参数 ^[13, 20] (m_T) | 4 |
| 弹性区域大小 ^[13, 20] (R) | 0.00003 |
| 与土体应变相关的土体刚度衰减参数 ^[13, 20] (β_r) | 0.2 |
| 与土体应变相关的土体刚度衰减参数 ^[13, 20] (χ) | 1.0 |
| 静止侧压力系数 ^[13, 20] (K_0) | 0.5 |
| 管线弹性模量 (E) | 69GPa |
| 泊松比 (ν) | 0.33 |
| 管线密度 (ρ) | 2700 kg/m ³ |

2.3 有限元模拟步骤

有限元模拟中双隧道开挖过程与相应离心模型试验相同。共分为 5 步，其具体过程如下：

- (1) 建立基本的有限元模型，设置边界条件并进行地应力平衡。
- (2) 与试验过程相同，即不考虑管线施工过程的影响，采用“wished-in-place”的方法激活管线。
- (3) 限制预开挖隧道段前方掌子面的水平位移，同时杀死此段隧道内土体，并于隧道表面施加预设边界条件。
- (4) 分 6 次开挖，重复步骤(3)，直至第一个隧道开挖完成。
- (5) 重复步骤(3)和(4)，直至第二个隧道开挖完成。

3 试验及计算结果分析

如未有特殊说明, 以下结果均已转换为模型所对应实际尺寸值。

3.1 地表沉降

图 6 为双隧道开挖所致地表沉降, 图中试验所测地表沉降为图 1 中距管线轴线 $3d_p$ 处一组 LVDT 所测地表沉降, 也即自由场工况下地表沉降。图中地表沉降值 (S_1) 和距上覆隧道轴线距离 (X) 已由隧道直径 (D_T) 归一化。

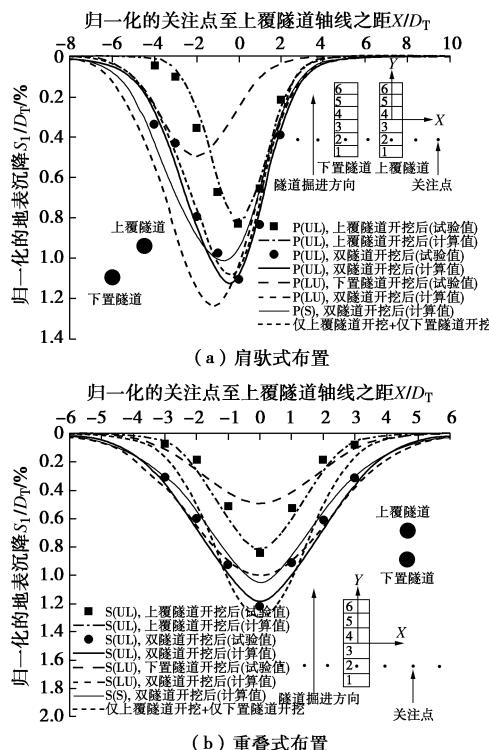


图 6 双隧道开挖所致地表沉降(Greenfield conditions)

Fig. 6 Greenfield ground settlements induced by twin tunneling

双隧道不同施工工序对地表沉降的影响较大, P (UL) (先上后下)、P (LU) (先下后上)、P (S) (同时开挖) 3 种工况下双隧道开挖完成后所致地表沉降最大值分别为 $1.12D_T\%$, $1.24 D_T\%$, $1.01D_T\%$, 最大值比最小值大 22.7%。而双隧道重叠布置时, S (UL) (先上后下)、S (LU) (先下后上)、S (S) (同时开挖) 3 种工况下重叠双隧道开挖完成后所致地表沉降最大值分别为 $1.18D_T\%$, $1.0D_T\%$, $1.05D_T\%$, 最大值比最小值大 18.0%。由此可知, 地表沉降不仅与双隧道开挖顺序有关, 且双隧道不同布置形式也是影响地表沉降的重要因素。Do 等^[22]对重叠双隧道不同开挖顺序对地表沉降的影响进行分析后指出, 当后继隧道位于先前开挖隧道的主要影响区域时, 后继隧道开挖所致最大地表沉降值较其位于未受扰动土层中开

挖所致最大地表沉降值小, 其同时指出, 双隧道重叠布置时, 先施工上覆隧道后施工下置隧道所致地表沉降较先施工下置隧道后施工上覆隧道大。对于 S (UL) 工况而言, 虽然上覆隧道的存在引起的“遮拦”效应减弱了下置隧道的开挖对地表沉降的影响, 但这种影响较土体扰动效应对隧道开挖所致沉降的影响小。而当双隧道采用肩驮式布置时, P (UL) 工况下上覆隧道存在引起的“遮拦”效应对隧道开挖所致地表沉降的削弱作用, 则大于 P (LU) 工况下土体扰动效应对地表沉降的削弱作用, 从而使得前者工况下双隧道开挖完成后所致地表沉降较后者工序大。

图 6 (a) 中黑色虚线为 P (UL)、P (LU) 两种工况下第一个隧道开挖完成后所致地表沉降的叠加, 叠加所得最大沉降值较 P (UL)、P (LU) 两种工况均小。而图 6 (b) 叠加所得最大沉降值较其他 3 种工况均大。故此说明, 不能简单的采用叠加原理对先后施工双隧道开挖所致最大地表沉降进行预测。

图 7 为各工况下自由场最大地表沉降值与管线正上方最大地表沉降值的比较图。可以看出, 因管线存在所产生的“遮拦”效应对管线正上方地表沉降的影响程度随着自由场最大地表沉降的增加而逐渐加剧。图 8 给出了计算所得下置隧道和上覆隧道开挖完成后管轴线截面处土体剪应变分布图, 图 8 (a) 中椭圆区域管线顶部及底部土体剪应变较为连续, 而图 8 (b) 中椭圆区域管线顶部及底部土体剪应变则发生突变, 且后者工况中管周土体的剪切应变明显大于前者, 由此可知, 在假定管线刚度不变的情况下, 管线存在所产生的“遮拦”效应随着管-土相对刚度的增大而增大, 也即管线的存在对自由场工况下隧道开挖所引起的土层应力场和位移场的扰动程度随着管-土相对刚度的增大而逐渐加剧。这也使得图 7 中的离散点随着自由场地表沉降的增加而逐渐偏离斜率为 1.0 的线。

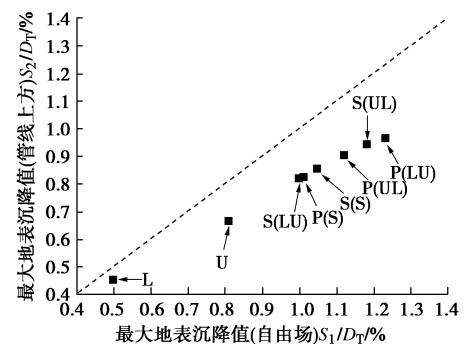


图 7 管线上方最大地表沉降及最大地表沉降(自由场)对比图

Fig. 7 Comparison between maximum values of ground surface settlement and those of greenfield surface settlement in all cases

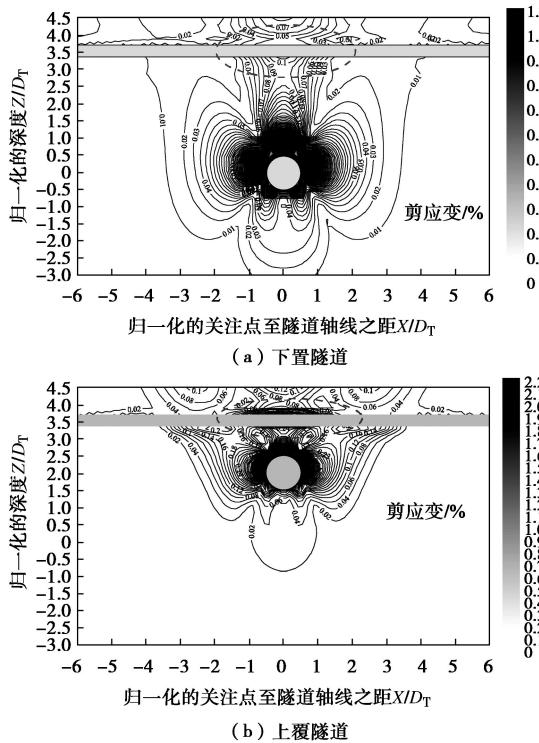


图 8 土体剪切应变分布图

Fig. 8 Distribution of deviatoric strain of soils

3.2 管线沉降

双隧道不同施工工序对管线沉降的影响较大, P (UL)、P (LU)、P (S) 3 种工况下重叠双隧道开挖完成后所致地表沉降最大值分别为 $0.90D_T\%$ 、 $1.05D_T\%$ 、 $0.85D_T\%$, 最大值比最小值大 23.5%。S(UL)、S (LU)、S (S) 3 种工况下重叠双隧道开挖完成后所致地表沉降最大值分别为 $0.80 D_T\%$ 、 $0.64 D_T\%$ 、 $0.68 D_T\%$, 最大值比最小值大 25.0%。Test 1 和 Test 2 中两组离心模型试验所测结果也包含于图 9 中, 计算所得管线沉降槽分布情况与试验结果较为吻合。

图 9 中黑色虚线为双隧道不同布置情况下第一个隧道开挖完成后所致管线沉降的叠加。如果将叠加所得管线沉降槽分布曲线作为衡量标准, 以此来分析不同布置工况下先后施工双隧道对管线沉降的影响, P (UL)、P (LU) 两工况下后继隧道的施工将加剧管线的沉降, 而 S (UL)、S (LU) 两工况下后继隧道的施工将减缓管线的沉降。其主要是因为, P (UL)、P (LU) 工况下, 后继开挖的隧道位于先前开挖隧道的主要影响区域^[23]之外, 也即土体扰动区域之外, 而 S (UL)、S (LU) 两工况下, 后继开挖隧道完全位于先前开挖隧道主要影响区域^[9]之内, 使得两隧道之间的相互作用较为明显, 综合 Do 等^[22]的分析结论并考虑隧道“遮拦”效应的影响, 致使 S (UL)、S (LU) 两工况下双隧道开挖所致管线沉降最大值小于采用叠加法所得管线沉降最大值。

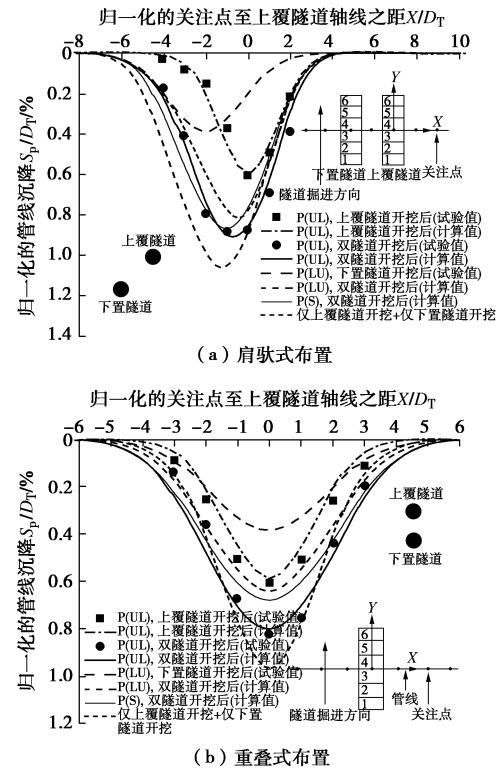


图 9 双隧道开挖所致管线沉降

Fig. 9 Pipeline settlements due to twin tunneling

3.3 管线弯曲应变

如图 10 (a)、(b) 为 Test 1 和 Test 2 两组离心模型试验所得双隧道开挖各步管线弯曲应变变化图, 图中正值表示管线底部受拉, 负值表示管线底部受压。双隧道采用肩驮式布置时, 双隧道开挖完成后管线下凸区(管线底部受拉区)分布范围为 $-2.5D_T \sim 1.5D_T$, 双隧道重叠布置时, 双隧道开挖完成后管线下凸区分布范围为 $-1.5D_T \sim 1.5D_T$ 。两种工况下第一个隧道及第二个隧道开挖完成后, 管线下凸区最大弯曲应变约为管线上凸区(管线底部受压区)最大弯曲应变的 2 倍。当隧道开挖面位于管线轴线正下方时其弯曲应变增量最大, 随着隧道开挖面逐渐远离管线轴线, 每个开挖步所致管线弯曲应变增量逐渐减小, 隧道开挖面位于 $-1.2D_T \sim 1.2D_T$ 范围内时, 两工况中隧道开挖所致管线弯曲应变占隧道开挖所致总弯曲应变的 92.7% 和 91.0%, 即隧道开挖对管线沉降的主要影响范围为 $-1.2D_T \sim 1.2D_T$ 。对比分析图 10 (a) 中上覆隧道及下置隧道开挖完成后管线的弯曲应变变化图, 下置隧道的开挖并未增加管线的最大弯曲应变, 而图 10 (b) 中随着下置隧道的开挖, 管线的最大弯曲应变明显增大, 其增大值为上覆隧道开挖所致管线弯曲应变的 24.9%。双隧道肩驮式布置时, 随着下卧隧道的逐渐开挖, 管线下凸区宽度向下置隧道方向逐渐增大, 增加宽度为 $1D_T$, 且管线最大弯曲应变逐渐向下置隧道轴线方向转移, 双隧道重叠式布置时, 下置隧道的开挖并未增加管线下凸区宽度。根据梁理论的相关原理,

管线反弯点位于弯曲应变为 0 处, 且反弯点处将产生最大的剪应力, 则在先后施工双隧道开挖实际工程中, 第二个隧道开挖时应加强管线工作性能的监测工作, 特别是对于浅埋后继开挖的隧道, 且位于先前开挖隧道的主要影响范围内, 并与先前开挖隧道有一定的水平间距时, 后继隧道的开挖对管线工作性能的影响更应成为工程参与方关注的重点。

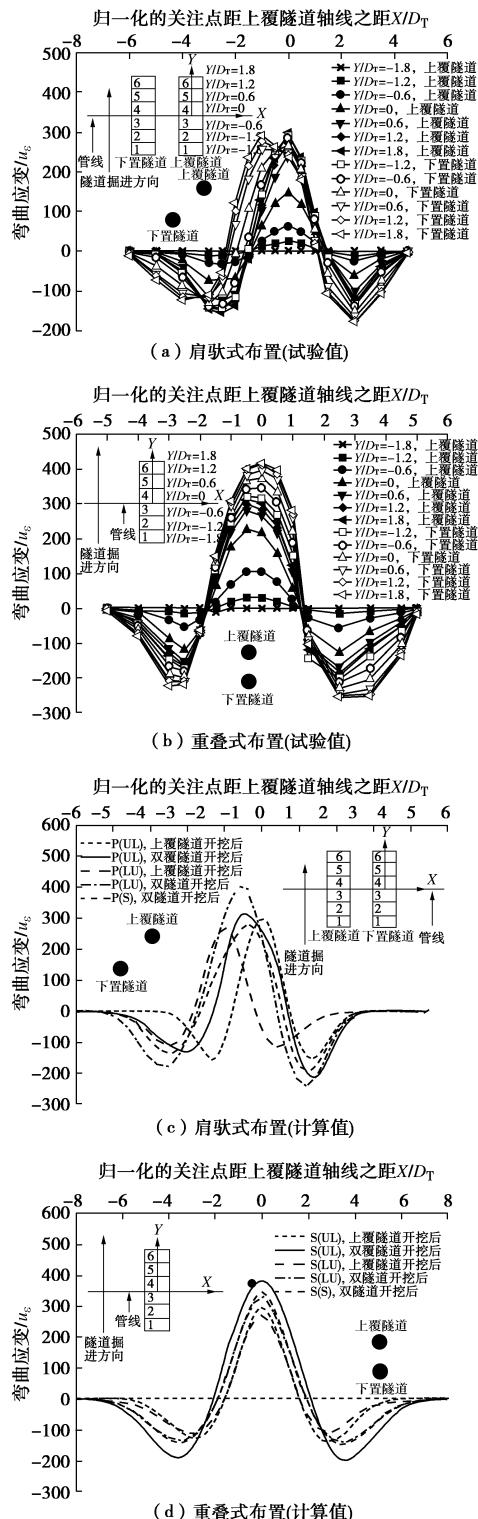


图 10 双隧道开挖所致管线纵向弯曲应变

Fig. 10 Additional bending strains due to twin tunneling

如图 10 (c)、(d) 为计算所得 P (UL)、P (LU)、P (S)、S (UL)、S (LU)、S (S) 6 种工况下隧道开挖完成后管线弯曲应变变化图。P (UL)、S (UL) 工况下计算所得管线弯曲应变变化规律基本与试验值相符。与隧道开挖所致地表沉降及管线沉降变化规律一致, 双隧道不同开挖顺序对管线弯曲应变影响较大, P (UL)、P (LU)、P (S) 3 种工况下双隧道开挖完成后所致管线最大弯曲应变分别为 $315.6\mu\epsilon$, $398.6\mu\epsilon$, $276.5\mu\epsilon$, 最大值比最小值大 44.1%, S (UL)、S (LU)、S (S) 3 种工况下双隧道开挖完成后所致管线最大弯曲应变分别为 $388.5\mu\epsilon$, $334.5\mu\epsilon$, $351.3\mu\epsilon$, 最大值比最小值大 16.1%。其值均大于 Attewell 等^[1]建议的隧道开挖所致铸铁管线的允许弯曲应变 ($200\mu\epsilon$)。这也表明此 6 种工况下双隧道开挖将会严重影响其临近管线的正常使用。与 P (UL) 工况下后继隧道开挖完成所致管线弯曲应变变化规律不同, P (LU) 工况下后继隧道的开挖不仅使管线下凸区向新开挖隧道一侧拓宽, 而且使得管线的最大弯曲应变增大了 49.5%。

3.4 试验结果与解析解对比

Klar 等^[4]通过理论分析提出, 隧道开挖所致管线弯曲应变可用下列方程描述:

$$\varepsilon_p = \frac{S_{\max 1} \cdot d_p / 2}{i_1^2} (2\beta)^{3/2} \exp\left(-\beta \frac{x^2}{i_1^2}\right) \left(1 - 2\beta \frac{x^2}{i_1^2}\right), \quad (1)$$

$$\beta = 0.5 - 0.1224 R^{-0.0974} \arcsin h(R) . \quad (2)$$

式中 β 为用高斯分布拟合管线沉降所得曲线的斜率; R 为管土相对刚度, 其值可参考文献 Klar 等^[23]计算; $S_{\max 1}$ 为自由场管线轴线埋深处土体最大沉降值; i_1 为自由场工况下管线轴线处土体沉降曲线的反弯点至隧道中心之距。

计算中假定地层损失率不受土体埋深的影响, 且深层土体位移与地表土体竖向位移有相同的 K (沉降槽宽度系数) 值, 采用 Mair 等^[24]提出的经验公式计算管线轴线埋深处土体沉降槽参数 i_1 :

$$K = i_1 / (z_T - z) , \quad (3)$$

式中, z_T 为隧道轴线埋深。根据试验所得上覆隧道和下置隧道单独开挖所致自由场的地表沉降值, 可确定相关计算参数, 如表 4 所示, 其中有关下置隧道单独开挖所致自由场的地表沉降、管线沉降及管线弯曲应变, 笔者也同时开展了几组离心模型试验, 限于篇幅, 将另文发表。由表 4 可知, 上覆隧道和下置隧道单独开挖完成后的管土相对刚度 R 值, 前者远大于后者, 这也与先述相符, 即上覆和下置隧道开挖所致管周土体剪切应变, 前者大于后者, 在假设管线刚度不变的情况下, 则前者工况下管土相对刚度大于后者工况。

Test 1、Test 2 中第一个隧道开挖完成后管线弯曲

应变与 Klar 等^[4]提出的关于隧道开挖所致管线弯曲应变的预测结果能较好的吻合(图 11)。但是,当采用 Klar 等^[4]提出的叠加原理对双隧道开挖所致管线弯曲应变进行预测时,结果显示,采用叠加法所得管线弯曲应变均大于 Test 1、Test 2 中试验结果。其原因是因为土体的刚度 R (增大)、第二隧道单独开挖所致管线轴线处沉降槽宽度参数 i_1 (减小)及最大沉降量 $S_{\max 1}$ (增大)均随着第二个隧道的开挖而变化。所以应慎重采用叠加原理对双隧道开挖所致管线弯曲应变进行预测,否则可能得到与实测相比偏大的预测值。

表 4 计算参数汇总

Table 4 Summary of parameters of analytic solution provided by Klar et al^[4]

| 隧道编号 | $S_{\max 1}/\text{mm}$ | i_1/m | R | β |
|------|------------------------|----------------|---------|---------|
| 下置隧道 | 394.0 | 9.40 | 0.8938 | 0.4006 |
| 上覆隧道 | 815.5 | 4.62 | 70.9124 | 0.1001 |

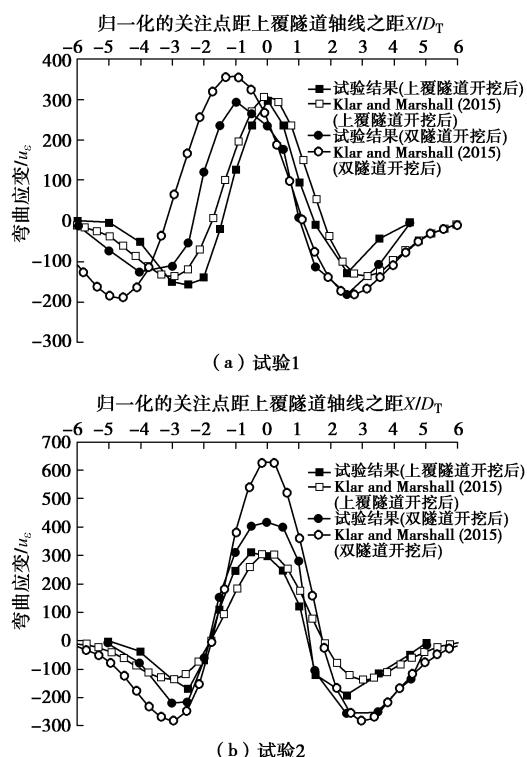


图 11 试验结果与解析法计算结果对比

Fig. 11 Comparison between centrifuge tests results and those obtained from the analytic solution

4 结 论

以盾构双隧道不同开挖顺序及不同布置形式对临近地埋管线的影响为研究目的,开展两组离心模型试验,同时采用考虑土体非线性小应变特性的 HP 模型(hypoplasticity model)和基于地层损失比的位移控制法对离心模型试验和 4 种拓展工况进行有限元模拟分

析,并将试验结果与现有解析解对比分析,得到以下结论:

(1) 双隧道不同开挖顺序及不同布置形式对地表沉降、管线沉降、管线弯曲应变的影响显著。双隧道肩驮式布置时, P (UL)、P (LU)、P (S) 3 种工况下双隧道开挖完成后所致地表沉降、管线沉降、管线弯曲应变的最大值 (P (LU)) 分别比最小值 (P (S)) 大 22.7%, 23.5%, 44.1%。双隧道重叠式布置时, S (UL)、S (LU)、S (S) 3 种工况下双隧道开挖完成后所致地表沉降、管线沉降、管线弯曲应变的最大值 (S (UL)) 分别比最小值 (S (LU)) 大 18.0%, 25.0%, 16.1%。

(2) 因管线存在所产生的“遮拦”效应对管线正上方地表沉降的影响程度随着自由场最大地表沉降的增加而逐渐加剧,实际工程中应合理地考虑隧道施工步骤、管-土相对刚度、双隧道布置位置对地层位移场的影响。

(3) 双隧道采用肩驮式和重叠式布置时,双隧道开挖所致管线下凸区分布范围分别为 $-2.5D_T \sim 1.5D_T$ 和 $-1.5D_T \sim 1.5D_T$ 。两种工况下第一个隧道及第二个隧道开挖完成后,管线下凸区最大弯曲应变约为管线上凸区最大弯曲应变的 2 倍。隧道开挖所致管线沉降的主要影响区域为 $-1.2D_T \sim 1.2D_T$ 。实际工程中应加强浅埋后继隧道开挖时管线工作性状的监测工作。

(4) 不应简单采用叠加原理对不同施工工序及不同布置形式的双隧道开挖所致地表沉降、管线沉降及管线弯曲应变进行预测,应合理考虑后继隧道开挖所致土体的累计剪切应变、上覆隧道的遮拦效应对管-土相对刚度的影响。

参 考 文 献:

- [1] ATTEWELL P, YEATES J, SELBY A. Soil movements induced by tunnelling and their effects on pipelines and structures[M]. London: Blackie, 1986.
- [2] KLAR A, VORSTER T E, SOGA K, et al. Soil-pipe interaction due to tunnelling: comparison between Winkler and elastic continuum solutions[J]. Géotechnique, 2005, 55(6): 461 - 466.
- [3] VORSTER T E, KLAR A, SOGA K, et al. Estimating the effects of tunneling on existing pipelines[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2005, 131(11): 1399 - 1410.
- [4] KLAR A, MARSHALL A M. Linear elastic tunnel pipeline interaction: the existence and consequence of volume loss equality[J]. Géotechnique, 2015, 65(9): 788 - 792.

- [5] MARSHALL A M, KLAR A, MAIR R J. Tunneling beneath buried pipes: view of soil strain and its effect on pipeline behavior[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2010, **136**(12): 1664 – 1672.
- [6] 赵智涛, 刘军, 王霆, 等. 地铁暗挖施工引起的管线与地层沉降关系研究[J]. *岩土力学*, 2015, **36**(4): 1159 – 1166. (ZHAO Zhi-tao, LIU Jun, WANG Ting, et al. Relationship between the surface subsidence and the pipeline displacement induced by metro tunnel construction[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2015, **36**(4): 1159 – 1166. (in Chinese))
- [7] 周敏, 杜延军, 王非, 等. 地层沉陷中埋地 HDPE 管道力学状态及模型试验分析[J]. *岩土工程学报*, 2016, **38**(2): 253 – 262. (ZHOU Min, DU Yan-jun, WANG Fei, et al. Physical modeling of mechanical responses of HDPE pipes and subsurface settlement caused by land subsidence[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, **38**(2): 253 – 262. (in Chinese))
- [8] SHI Jiang-wei, WANG Yu, NG W W Charles. Three-dimensional centrifuge modeling of ground and pipeline response to tunnel excavation[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2016, **142**(11): 04016054.
- [9] JACOB SZ S W, STANDING J R, MAIR R J, et al. Centrifuge modelling of tunnelling near driven piles[J]. *Soils and Foundations*, 2004, **44**(1): 49 – 56.
- [10] JÁKY J. The coefficient of earth pressure at rest[J]. *Journal of the Society of Hungarian Architects and Engineers*, 1994, **78**(22): 355 – 358.
- [11] GARNIER J. Physical models in geotechnics: state of the art and recent advances[C]// First Coulomb lecture, Caquot Conference. Paris, 2001: 1 – 51.
- [12] FUGLSANG L D, OVESEN N K. The theory of modelling to centrifuge studies[M]// *Centrifuge in Soil Mechanics*. CRAIG W H, JAMES R G, SCHOFIELD A N, ed. 1988.
- [13] YAMASHITA S, JAMIOLKOWSKI M, PRESTI D C F L. Stiffness nonlinearity of three sands[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2000, **126**(10): 929 – 938.
- [14] ISHIHARA K. Liquefaction and flow failure during earthquakes[J]. *Géotechnique*, 1993, **43**(3): 351 – 415.
- [15] BOLTON M D. The strength and dilatancy of sands[J]. *Géotechnique*, 1986, **36**(1): 65 – 78.
- [16] VON WOLFFERSDORFF P A. A hypoplastic relation for granular materials with a predefined limit state surface[J]. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials*, 1996, **1**(3): 251 – 271.
- [17] GUDEHUS G, MAŠÍN D. Graphical representation of constitutive equations[J]. *Géotechnique*, 2009, **59**(2): 147 – 151.
- [18] NIEMUNIS A, HERLE I. Hypoplastic model for cohesionless soils with elastic strain range[J]. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials*, 1997, **2**(4): 279 – 299.
- [19] HERLE I, GUDEHUS G. Determination of parameters of a hypoplastic constitutive model from properties of grain assemblies[J]. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials*, 1999, **4**(5): 461 – 486.
- [20] YAMASHITA S, KAWAGUCHI T, NAKATA Y, et al. Interpretation of international parallel test on the measurement of G_{max} using bender elements[J]. *Soils and Foundations*, 2009, **49**(4): 631 – 650.
- [21] PENG S. Influence of stress relief due to deep excavation on capacity of pile foundations[D]. Hong Kong: Hong Kong University of Science and Technology, 2012.
- [22] DO N A, DIAS D, ORESTE P. Three-dimensional numerical simulation of mechanized twin stacked tunnels in soft ground[J]. *Journal of Zhejiang University Science A*, 2014, **15**(11): 896 – 913.
- [23] KLAR A, ELKAYAM I, MARSHALL A M. Design oriented linear-equivalent approach for evaluating the effect of tunneling on pipelines[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2015, **142**(1): 4015062.
- [24] MAIR R J, TAYLOR R N, BRACEGIRDLE A. Subsurface settlement profiles above tunnels in clays[J]. *Géotechnique*, 1993, **43**(2): 315 – 320.