

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20240806003

基于小孔扩张理论的顶管-土-箱涵相互作用的 计算分析方法*

段焜¹, 莫品强^{1,2}, 胡静², 刘清楠², 赵宁¹

(1. 中国矿业大学力学与土木工程学院, 江苏 徐州 221116;

2. 中国矿业大学深地工程智能建造与健康运维全国重点实验室, 江苏 徐州 221116)

摘要:以上海某顶管工程为例,基于孔扩张理论解析解,建立了顶管-土-箱涵相互作用的计算分析模型,研究了开挖位置、开挖深度和掌子面支撑力对地层和箱涵的应力和变形的影响。结果表明:顶管顶进过程对土体的扰动主要在顶管轴线附近,地表位移和既有箱涵的竖向位移、应力沿顶管轴线左右对称;地表位移随掌子面支撑力和顶管埋深的增加而减小,其中竖向位移呈“V”型,水平位移呈顶管轴线对称;箱涵位移变化与地层相似,随顶管埋深增加,箱涵最大应力降低,而箱涵应力随掌子面支撑力的增加呈现先降低后升高的变化规律。对比实测数据与计算结果表明:该计算分析模型可靠性较好,可为相关工程提供参考。

关键词: 顶管; 小孔扩张; 计算分析模型; 沉降; 变形

中图分类号: TU43 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2025)04-0765-11

A Computational and Analytical Method for Pipe Jacking-soil-box Culvert Interaction Based on Cavity Expansion Theory

DUAN Kun¹, MO Pinqiang^{1,2}, HU Jing², LIU Qingnan², ZHAO Ning¹

(1. School of Mechanics and Civil Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China;

2. State Key Laboratory of Intelligent Construction and Healthy Operation & Maintenance of Deep Underground Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China)

Abstract: Using a pipe jacking project in Shanghai as a case study, this study established a computational and analytical model for the interaction among pipe jacking, soil, and box culvert based on the analytical solution of the cavity expansion theory. The impact of excavation location, excavation depth, and face support pressure on the stress and deformation of the surrounding soil and box culvert was investigated. The results showed that the soil disturbance caused by the pipe jacking process was primarily concentrated near the pipe axis, with surface displacement, as well as vertical displacement and stress of the existing box culvert, showing symmetrical distribution along the pipe axis. Surface displacement decreased with increasing face support pressure and jacking depth. The vertical displacement exhibited a "V"-shaped pattern, while the horizontal displacement was symmetrical along the

* 收稿日期:2024-08-06;修回日期:2024-09-18

基金项目:国家自然科学基金面上项目(52178374)、徐州市基础研究计划项目(KC22019)资助

作者简介:段焜(1998—),男,硕士研究生。主要从事隧道方面的研究。E-mail:kun.duan@cumt.edu.cn

pipe axis. The displacement variation of the box culvert was similar to that of the soil. As the pipe jacking depth increased, the maximum stress of the box culvert decreased. However, the box culvert stress showed a trend of first decreasing and then increasing with rising face support pressure. A comparison between measured data and calculated results showed that the proposed calculation model had good reliability and could provide a reference for related engineering projects.

Keywords: pipe jacking; cavity expansion; computational and analytical model; settlement; deformation

0 引言

随着人口密度的快速增长以及我国城市化进程的不断推进,地下空间开发利用已成为必然趋势^[1]。顶管作为非开挖施工技术之一,具有安全、成本低、环境扰动小等优点^[2],被广泛应用于给排水、地铁、综合管廊等地下工程中^[3-4]。然而,顶管施工会对地层造成扰动,进而引起地表隆起或沉降,影响上部结构的承载力和稳定性^[5]。因此,有必要开展顶管施工对临近地层和既有结构的扰动分析。

地下工程的不可预见性和复杂性使得土与地下结构相互作用的研究至关重要。K. Zhang等^[6]采用三维有限元模型研究了隧道-土-地下管道的相互作用,并为该领域奠定了理论基础。K. Wen等^[7]关注于管-土-浆液相互作用,提出了矩形管顶推力预测公式和地表扰动影响因素。余海岁等^[8-9]基于岩土介质小孔扩张理论推导了小孔扩张收缩排水的解析解,并建立了隧-土-桩相互作用力学模型,揭示了隧道与邻近结构相互作用的机制。小孔扩张理论是研究圆柱形或球形孔扩张和收缩引起的应力、孔隙水压力和位移变化的理论^[10],最初由R. Bishop等^[11]提出,并经过多年发展已形成丰富的解析解。小孔扩张理论在隧道中的应用主要集中在采用球形孔研究掌子面周围土体、柱形孔研究隧道周围土体^[12],并通过实测数据^[12]、参数分析^[12-14]、模型实验^[14-16]等方法验证了该方法的可靠性。这些研究主要基于砂土、黏土等单层土开展,但也有相关学者研究了多层土的小孔扩张问题,如R. S. Bernard等^[17-18]提出了两种同心层状介质的小孔扩张解析解。S. M. Sayed等^[19]基于各向同性线弹性理论,给出了层状土中球孔和柱孔扩张问题的理论表达。X. Xu等^[20]采用数值模拟研究了基于双层土体的球

形孔扩张问题。P. Q. Mo等^[21]基于非关联Mohr-Coulomb准则,研究了土体两种不同同心区域内小孔扩张解析解,以及土中弹塑性球孔和柱孔的大应变扩张问题。综上所述,这些解析解基于理想弹塑性模型、弹-脆-塑模型和统一砂黏土本构模型等,从单一土层到成层土都有相应解析解,已成为较为成熟的计算分析理论^[22]。由于兼顾稳定性和实用性两个重要因素,小孔扩张理论被广泛应用于隧道和地下工程的设计和施工^[10,13]。

然而,目前小孔扩张理论解析解主要应用于隧道工程,对于与隧道类似的顶管工程的掌子面和管片周围土体沉降和承载力分析应用较少。针对上述不足,本文结合上海某顶管工程的实际情况,基于小孔扩张理论解析解建立了顶管-土-箱涵相互作用的计算分析模型,对顶管施工扰动引起的土与既有结构的变形进行解析分析,并探究顶管施工中的关键影响因素。

1 工程背景与地质条件

本文依托上海浦东某污水处理厂的顶管工程,开展顶管施工对临近土层和既有箱涵的扰动分析。本顶管工程的工程断面及地质剖面如图1所示。如图所示,顶管需穿越合流一期箱涵(1#箱涵)和外高桥支线箱涵(2#箱涵)。其中,1#箱涵的净截面尺寸为1.6 m×1.6 m,壁厚为300 mm;2#箱涵为两孔箱涵,单孔箱涵净尺寸为4.25 m×3.5 m,壁厚为450 mm。顶管上部表面距离2#箱涵底部的净距约4.29 m。该场地主要由黏性土和粉土组成,顶管工程所在的土层主要为灰色砂质粉土、灰色黏质粉土与淤泥质黏土互层和灰色淤泥质粉质黏土夹粉性土。各土层相应的物理参数如图1所示。

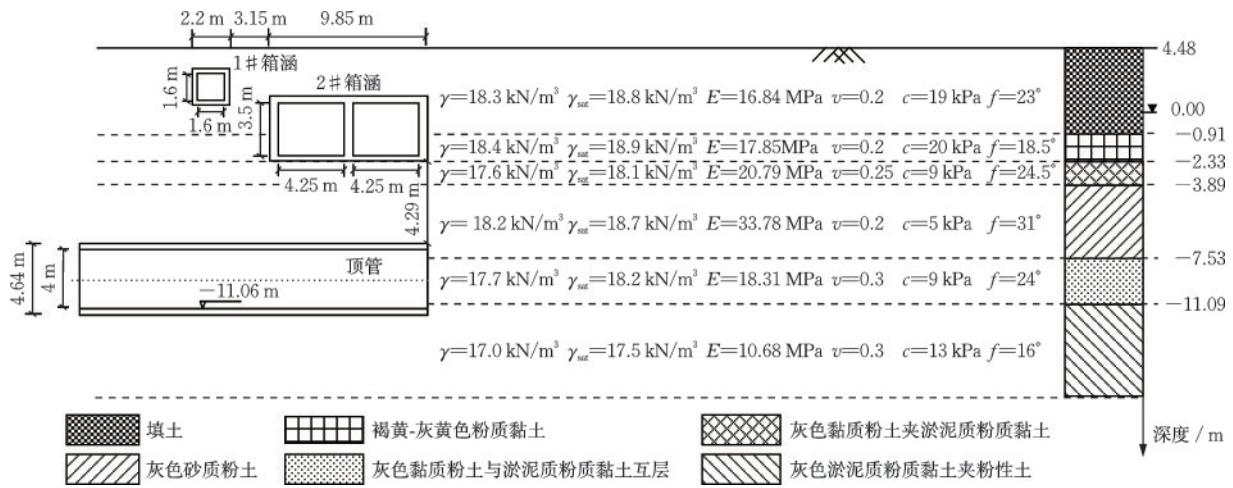


图1 顶管穿越工程断面及工程地质剖面示意图

Fig.1 Schematic diagram of pipe jacking cross-section and engineering geological profile

注: γ 为天然重度; γ_{sat} 为饱和重度; E 为弹性模量; ν 为泊松比; c 为粘聚力; φ 为内摩擦角

2 无限介质小孔扩张理论

小孔扩张理论是关于柱形孔和球形孔扩张和收缩所引起的压力、孔隙水压力和位移变化的理论。由 R. Bishop 等^[1]最早提出, 经过多年发展已经求解出大量解析解, 如今已广泛应用于许多岩土工程问题中, 如土体原位试验的解释、桩基和地锚的承载力分析、隧道和地下开挖行为的分析等。无限介质小孔扩张-收缩示意图如图 2 所示。

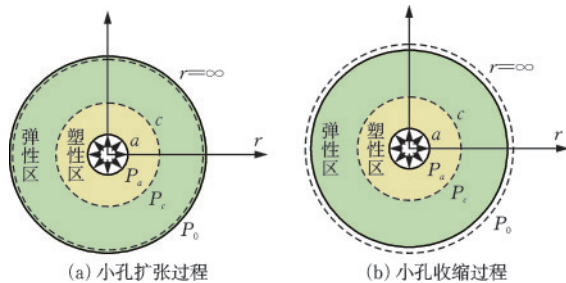


图2 无限介质小孔扩张-收缩示意图

Fig.2 Schematic diagram of cavity expansion and contraction in infinite medium

顶管掘进过程是半无限空间内的问题, 存在初始应力各向异性。本文侧重于验证计算模型的可行性, 因而忽略各项异性的影响。根据无限介质小孔扩张理论, 对于假定为各向同性、具有剪胀性、屈服服从 Mohr-Coulomb 准则的理想弹塑性土体, 在小孔扩张的整个过程中, 小孔周围土体任意点的应力满足平衡方程:

$$\sigma_{\theta} - \sigma_r = \frac{r}{k} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \quad (1)$$

式中, $\sigma_{r,r=a} = -P_a$; $\sigma_{r,r=\infty} = -P_0$; σ_r 为土体的径向应力; σ_{θ} 为土体的切向应力; r 为土体内任意点到土体中心的距离; a 为土体扩张后小孔的内径; P_a 为扩张后土体内壁孔压; P_0 为土体外壁孔压; k 为土体扩张常数, $k=1$ 时为柱形孔扩张, $k=2$ 时为球形孔扩张。

3 顶管-土-箱涵相互作用的计算模型

3.1 模型建立

3.1.1 力学模型

顶管顶进过程会改变箱涵与土体之间的平衡状态, 导致箱涵承载力发生变化, 并引起新的沉降现象。由于箱涵在这个过程中发生形变并承受弯矩荷载, 其整体稳定性和安全性受到了影响。基于此, 本文采取无限介质小孔扩张理论解析解, 构建了顶管-土-箱涵相互作用的计算模型, 其计算流程、力学模型主要考虑四个部分: (1) 顶管的掌子面支撑力, 用于预测顶管掌子面对周围土体的附加应力和变形; (2) 掘进机段以及管片段引起的地层损失; (3) 顶管顶进过程中, 管片与土层之间的摩擦力和注浆压力引起的地层位移及应力增量; (4) 顶管顶进后, 地层变形引起的箱涵位移和应力变化。在顶管-土-箱涵相互作用的力学模型中, 土压力会对顶管四周作用, 形成顶管与土层之间的摩擦力。此外, 注浆作用也会对管片段的摩擦力产生一定的影响。图 3 展示了这一相互作用的力学模型示意图。在顶管顶进的过程中, 力学模型的计算流程如图 4 所示。

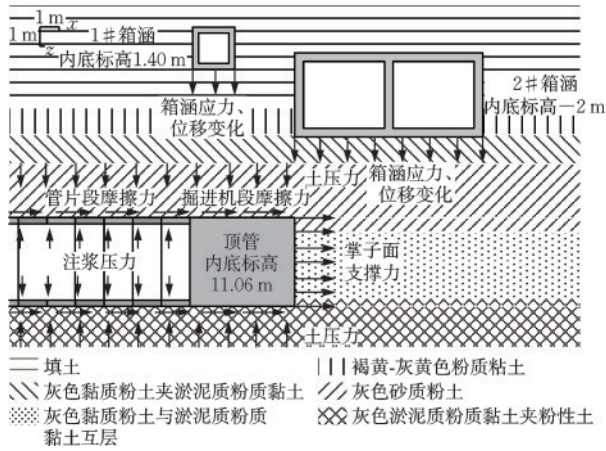


图3 顶管-土-箱涵相互作用力学模型示意图

Fig.3 Schematic diagram of mechanical model of pipe jacking-soil-box culvert interaction

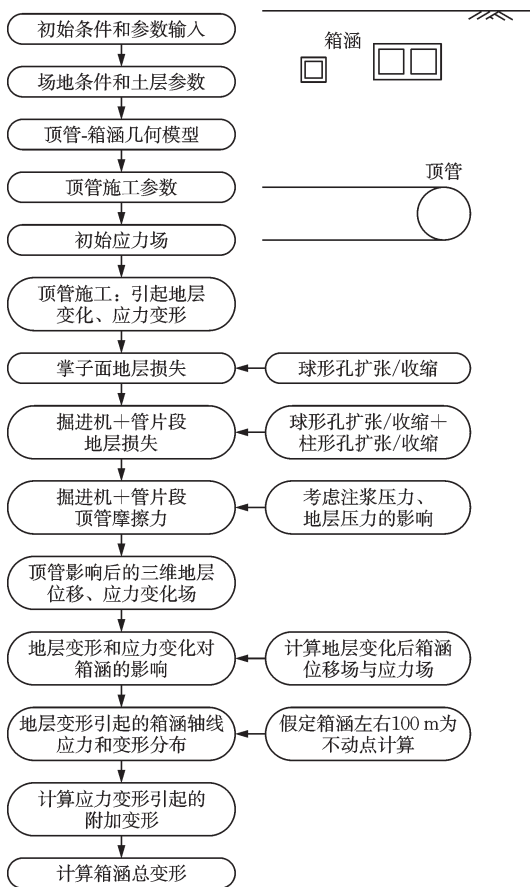


图4 顶管-土-箱涵相互作用计算流程

Fig.4 Flowchart of calculation process for pipe jacking-soil-box culvert interaction

3.1.2 计算分析建模

采用 Matlab 软件对顶管顶进施工进行建模。由于工作井-调蓄池为左右对称结构,本文仅选取中心轴线左侧为计算区域。计算模型如图 5 所示,为了直观地显示土体位移场,本模型选取两个典型截

面进行分析,分别为沿顶管顶进方向的 $X=0$ 截面以及与顶管顶进方向垂直的 $Y=0$ 截面。如图 5 所示,选取的土层尺寸为 $30\text{ m}\times 20\text{ m}\times 18\text{ m}$,顶管中轴深度为 13.48 m ,顶管外径 $D_1=4.64\text{ m}$,内径 $D_0=4\text{ m}$,掘进机长度 5.5 m ,管节长度 1.5 m ,管片厚度 0.32 m ,管-土摩擦角为 15° ,注浆压力为 100 kPa 。1#箱涵的中轴坐标为 $X=-4.25, Z=2.28$;2#箱涵的中轴坐标为 $X=4.925, Z=4.73$ 。箱涵材料为 Q235 钢,弹性模量为 206 GPa 。土层的几何信息和物理力学参数如图 1 所示。

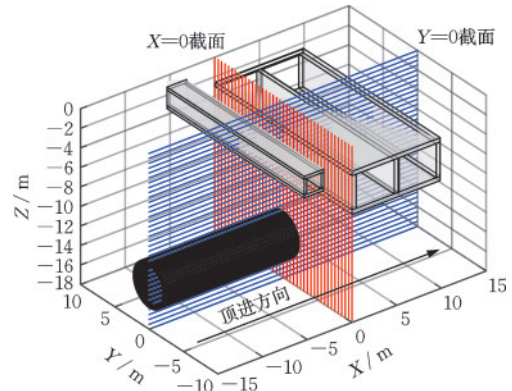


图5 截面示意(3D)

Fig.5 Schematic diagram of cross-section (3D)

3.2 地层损失

球形孔扩张/收缩解是一种可合理近似求解地下工程的模型,用于预测前进巷道掘进过程中前方地表移动;同时,柱形孔收缩模型提供了一个有效的框架,以预测隧道上方和侧面土体的垂直和水平运动^[12]。地层损失的评估在顶管施工中是一个关键问题,其计算主要涉及到掌子面、掘进机段和管片段三个主要部分。在评估掌子面周围的地层损失时,本文基于掌子面支撑力和周围地层的应力相对大小关系来确定采用球形孔扩张/收缩模型进行计算。具体而言,如果掌子面支撑力 P 大于顶管周围土压力 P_0 ,则采用掌子面球形孔扩张模型;反之,采用掌子面球形孔收缩模型。对于管片周围土体的应变和变形,本文采用柱形孔收缩模型进行计算。这一模型能更准确地描述管片与周围土体之间的相互作用,以及土体的应变和位移情况。在处理掘进机段时,本文采用了归一化方法,综合考虑了球形孔和柱形孔扩张/收缩模型,以更全面地评估地层损失情况。

求解顶管周围土体的应力、位移时,对于弹塑性土体,根据小孔扩张理论^[8],弹性区应力、位移解析解为:

$$\sigma_r = -P_0 - \frac{k[(1-\alpha)P_0 - Y]}{1+k\alpha} \left(\frac{c}{r}\right)^{(1+k)} \quad (2)$$

$$\sigma_\theta = -P_0 + \frac{[(1-\alpha)P_0 - Y]}{1+k\alpha} \left(\frac{c}{r}\right)^{(1+k)} \quad (3)$$

$$u = \frac{(1-\alpha)P_0 - Y}{2G(1+k\alpha)} \left(\frac{c}{r}\right)^{1+k} r \quad (4)$$

塑性区应力、位移解析解为:

$$\sigma_r = \frac{Y}{\alpha-1} - \frac{(1+k)[Y+(\alpha-1)P_0]}{(\alpha-1)(1+k\alpha)} \left(\frac{r}{c}\right)^{k(\alpha-1)} \quad (5)$$

$$\sigma_\theta = \frac{Y}{\alpha-1} - \frac{(1+k)[Y+(\alpha-1)P_0]}{(\alpha-1)(1+k\alpha)} \left(\frac{r}{c}\right)^{k(\alpha-1)} \quad (6)$$

$$u = r - r_0 = \frac{(1-\alpha)P_0 - Y}{2G(1+k\alpha)} \left(\frac{c}{r}\right)^{(1+k\beta)} r \quad (7)$$

式中, P_0 为土压力; u 为位移; k 为土体扩张常数, $k=1$ 时为柱形孔扩张, $k=2$ 时为球形孔扩张; c 为弹性边界,可由小孔扩张解析解获得; r 为土体内任意点到土体中心的距离; $G=E/2/(1+\nu)$; $Y=2C\cos\varphi/(1-\sin\varphi)$; $\alpha=(1+\sin\varphi)/(1-\sin\varphi)$; $\beta=(1+\sin\psi)/(1-\sin\psi)$ 。

3.3 顶管摩擦力

R. D. Mindlin^[23]给出了弹性半无限空间体内部受到集中力 F 作用时,半无限空间体内任一点的应力、位移解。集中力平行于半无限体内部的情况如图6所示。

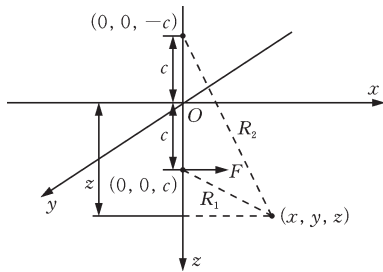


图6 Mindlin解计算示意图

Fig.6 Schematic diagram of calculation using Mindlin solution

以 xOy 面为地表边界,坐标 $(0,0,c)$ 处受到集中力 F 作用,半无限空间体内任一点的应力位移解为:

$$\sigma_x = \frac{Fx}{8\pi(1-\nu)} \left[-\frac{1-2\nu}{R_1^3} + \frac{(1-2\nu)(5-4\nu)}{R_2^3} - \frac{3x^2}{R_1^5} - \frac{3(3-4\nu)x^2}{R_2^5} - \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2(R_2+z+c)^2} \right] \times \left(3 - \frac{y^2(3R_2+z+c)}{R_2^2(R_2+z+c)} \right) + \frac{6c}{R_2^5} \left(3c - (3-2\nu)(z+c) + \frac{5x^2z}{R_2^2} \right) \quad (8)$$

$$\sigma_y = \frac{Fx}{8\pi(1-\nu)} \left[\frac{1-2\nu}{R_1^3} + \frac{(1-2\nu)(3-4\nu)}{R_2^3} - \frac{3x^2}{R_1^5} - \frac{3(3-4\nu)y^2}{R_2^5} - \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2(R_2+z+c)^2} \right] \times \left(1 - \frac{y^2(3R_2+z+c)}{R_2^2(R_2+z+c)} \right) + \frac{6c}{R_2^5} \left(c - (1-2\nu)(z+c) + \frac{5y^2z}{R_2^2} \right) \quad (9)$$

$$\sigma_z = \frac{Fx}{8\pi(1-\nu)} \left[\frac{1-2\nu}{R_1^3} - \frac{(1-2\nu)(5-4\nu)}{R_2^3} - \frac{3(z-c)^2}{R_1^5} - \frac{3(3-4\nu)(z+c)^2}{R_2^5} + \frac{6c}{R_2^5} \right] \times \left(c + (1-2\nu)(z+c) + \frac{5z(z+c)^2}{R_2^2} \right) \quad (10)$$

$$u = \frac{F}{16\pi G(1-\nu)} \left[\frac{3-4\nu}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{x^2}{R_1} + \frac{(3-4\nu)x^2}{R_2^3} + \frac{2cz}{R_2^3} \left(1 - \frac{3x^2}{R_2^2} \right) + \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2+z+c} \times \left(1 - \frac{x^2}{R_2(R_2+z+c)^2} \right) \right] \quad (11)$$

$$v = \frac{Fxy}{16\pi G(1-\nu)} \left[\frac{1}{R_1^3} + \frac{3-4\nu}{R_2^3} - \frac{6cz}{R_2^5} - \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2(R_2+z+c)^2} \right] \quad (12)$$

$$w = \frac{Fx}{16\pi G(1-\nu)} \left[\frac{z-c}{R_1^3} + \frac{(3-4\nu)(z-c)}{R_2^3} - \frac{6cz(z+c)}{R_2^5} + \frac{4(1-\nu)(1-2\nu)}{R_2(R_2+z+c)} \right] \quad (13)$$

式中, $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ 为 x, y, z 方向的应力; u, w, v 分别为 x, y, z 方向的位移; F 为集中力; x, y, z 为计算点坐标; c 为集中力作用点 z 轴坐标; R_1 为集中力作用点与计算点的距离, $R_1=[x^2+y^2+(z-c)^2]^{0.5}$; R_2 为集中力

作用点对应地面镜像点与计算点的距离, $R_2 = [x^2 + y^2 + (z+c)^2]^{0.5}$ 。

Mindlin解已被广泛应用于分析地下工程中管片摩擦对周围土体的影响。在顶管顶进过程中,地层压力会对顶管四周作用,形成顶管周围的摩擦力。同时,注浆作用会对管片周围土体作用,形成管片周围的摩擦力,如图4所示。因此,本文在考虑顶管摩擦力影响时,将摩擦力分解为若干集中力,并采用Mindlin解分别计算盾构段和管片周围土体的位移、应力。

3.4 顶管-土-箱涵相互作用

小孔扩张理论采用极坐标建模,而Mindlin解采用的是xyz坐标系,在将坐标归一化处理,上述计算所得的掌子面、掘进机段和管片的地层损失可以与顶管摩擦力影响的地层变形进行叠加,以获得顶管施工后的地层总变形。这一地层总变形是由顶管施工引起地层变形的各个因素的叠加效应。

进一步分析地层位移和应力变化对箱涵结构的影响时,除了考虑施工引发的地层变形导致的箱涵变形和应力分布外,还需要考虑由于箱涵受到应力变化而引发的额外变形。为了计算这部分变形,本文假定箱涵的左右100 m处为不动点,然后计算由于箱涵受到应力变化而引发的附加变形。

最终,将两部分变形叠加得到箱涵的总变形,如图3所示。这个总变形是一个综合考虑了各种因素的结果,可以用来评估箱涵在施工过程中可能经历的位移和应力分布情况。

基于此,本文研究了不同的开挖位置、开挖深度及掌子面支撑力下顶管顶进引起的地层位移场和应力场演化,计算结果用于分析箱涵的承载力损失率、沉降、变形等。

4 基于小孔扩张理论的顶管施工扰动变形分析

4.1 计算结果

顶管在施工中,由于顶管对土体的剪切、挤压作用以及箱涵与顶管、土的相互作用,导致土体和箱涵的变形以及承载力改变。为保证施工安全,必须严格控制土体以及箱涵的位移。本节选取四种工况分析顶管施工过程的扰动变形分析:近接1#箱涵(顶进距离9.5 m)、穿越1#箱涵(顶进距离

13.5 m)、近接2#箱涵(顶进距离15.0 m)、穿越2#箱涵(顶进距离30.0 m)。

不同顶进位置($Y=0$ 截面)竖向位移云图如图7所示。顶管的施工对土层的扰动以顶管轴线为中心,向两侧递减。在顶管开始顶进时,土体受到来自顶管周围的较大扰动,导致土体内部出现较大的应力集中和变形。随着顶进距离的增加和时间的推移,土体逐渐通过内部应力传递和重新分布,逐渐达到一种新的平衡状态,使顶管的扰动响应逐渐减小。因此,顶管开挖过程对周围土体的扰动呈现出先增大后减小的趋势。

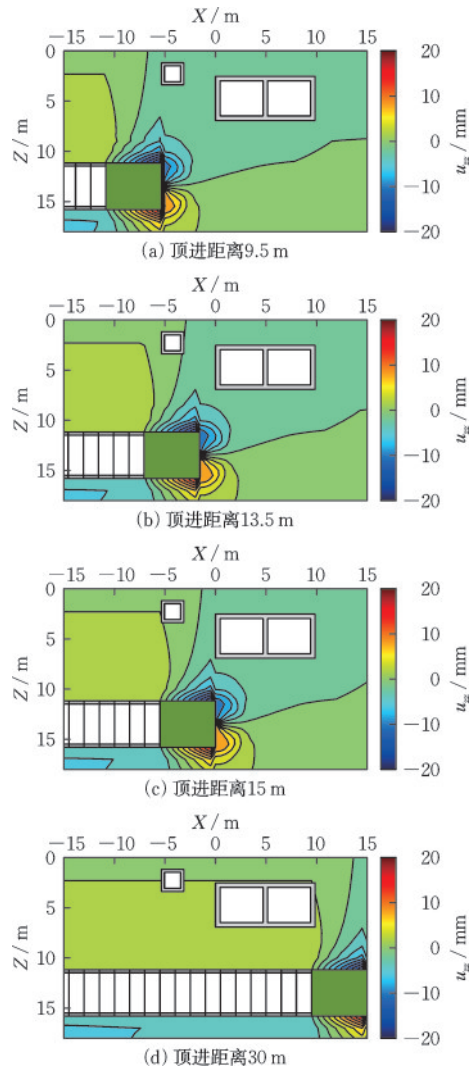
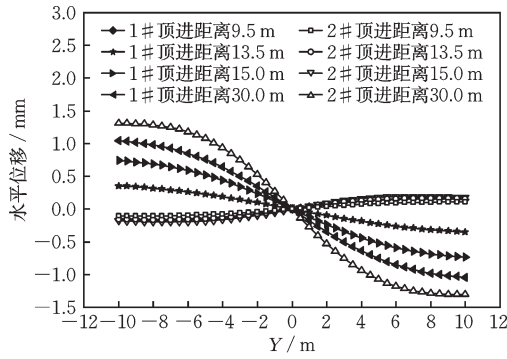


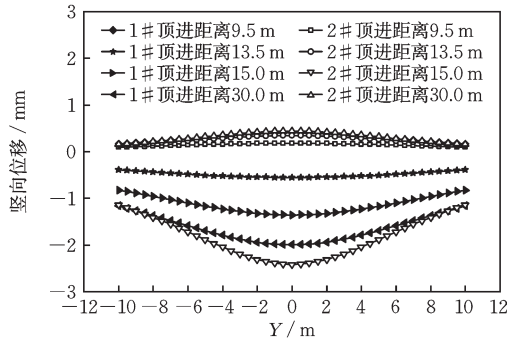
图7 不同顶进位置 $Y=0$ 截面竖向位移云图

Fig.7 Contour maps of vertical displacement at cross-section $Y=0$ for different jacking positions

不同顶进距离的箱涵位移变化如图8所示。顶管的开挖过程对现有箱涵产生的影响主要表现在以下几个方面:箱涵的水平位移沿顶管顶进轴线中心对称;竖向位移沿顶管顶进轴线左右对称。当顶



(a) 水平位移变化



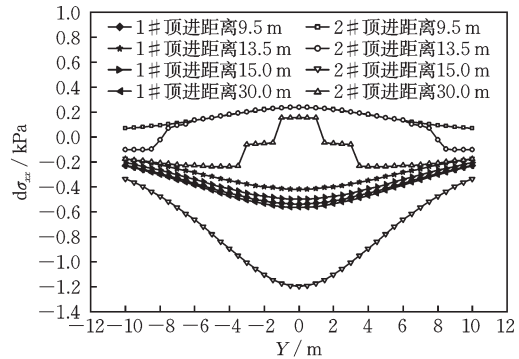
(b) 竖向位移变化

图8 不同顶进距离的箱涵位移变化

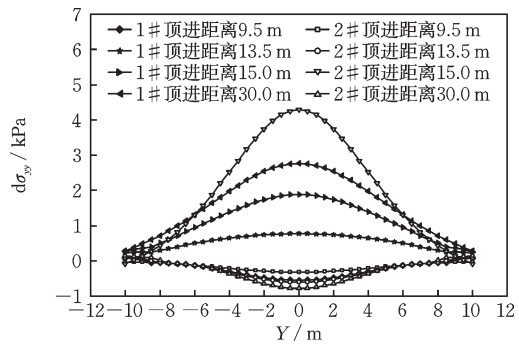
Fig.8 Displacement variation of box culvert at different jacking distances

管靠近箱涵时,由于顶管施加的土体挤压作用,箱涵呈现向上位移的趋势。随着顶管的持续顶进,顶管穿过箱涵后,土体重新分布并发生沉降,导致箱涵向下沉降。

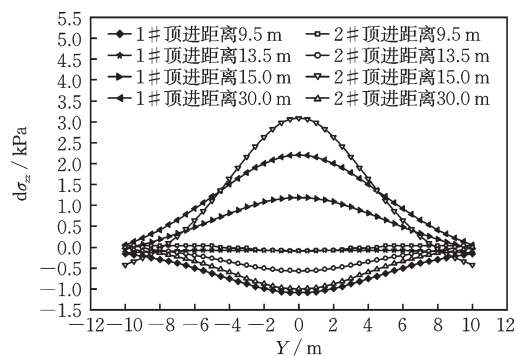
随着顶进距离的增加,箱涵的位移、应力发生显著变化,如图8、9所示。在此过程中,1#箱涵相对于前一顶进距离,其水平位移的最大增量为0.31~0.50 mm,竖向位移的最大增量为0.64~0.95 mm,而最大应力增量为1.005 1~1.276 2 kPa。相比之下,2#箱涵相对于前一顶进距离,其水平位移的最大增量为0.02~1.49 mm,竖向位移的最大增量为0.10~2.85 mm,最大应力增量介于-0.083 4~-4.098 1 kPa。可以观察到,1#箱涵相对于前一顶进距离的最大位移、应力增量小于2#箱涵相对于前一顶进距离的最大位移、应力增量。这种差异主要由箱涵的位置和尺寸所决定。2#箱涵相对于1#箱涵较远离顶管起点,在顶管顶进的初始进程中受到的影响较小。然而,随着顶管顶进距离的增加,2#箱涵受到的影响逐渐增大。在顶管施工完成后,2#箱涵的最大水平位移、竖向位移、应力均大于1#箱涵的相应位移应力。因此,在实际工程中,应特别关注2#箱涵的位移和应力。



(a) X向箱涵应力变化



(b) Y向箱涵应力变化



(c) Z向箱涵应力变化

图9 不同顶进距离的箱涵应力变化

Fig.9 Stress variation of box culvert at different jacking distances

4.2 关键影响因素下顶管施工的扰动分析

本节旨在研究地层扰动的关键影响因素,本文设计了四种不同埋深($D=4.64$ m)以及四种掌子面($P=370$ kPa)支撑力,共八种情况进行分析。在顶管开挖后,最大竖向位移主要出现在掘进机周围,而当顶管施工完成后,最大竖向位移主要发生在顶管与箱涵之间。在保持掌子面支撑力不变的情况下,不同顶管埋深对地层扰动影响较为有限。而在保持顶管埋深不变的情况下,不同掌子面支撑力对地层的扰动影响显著。

如图10所示,在顶管埋深不变的情况下,地表竖向位移呈现负相关趋势,即随着掌子面支撑力的

增加,地表竖向位移整体呈下降趋势。此外,随着埋深的增大,地表竖向位移的最大值逐渐减小,并且变化幅度逐渐减缓,沉降曲线呈现出“V”型^[24]。与竖向位移变化不同的是,地表水平位移呈现出中心对称的变化趋势,在不同工况下,地表水平位移的最大值和最小值并不随掌子面支撑力的变化而发生显著变化。地表位移随着掌子面支撑力和顶管埋深的增加呈现负相关趋势,即掌子面支撑力越大,地表位移越小。

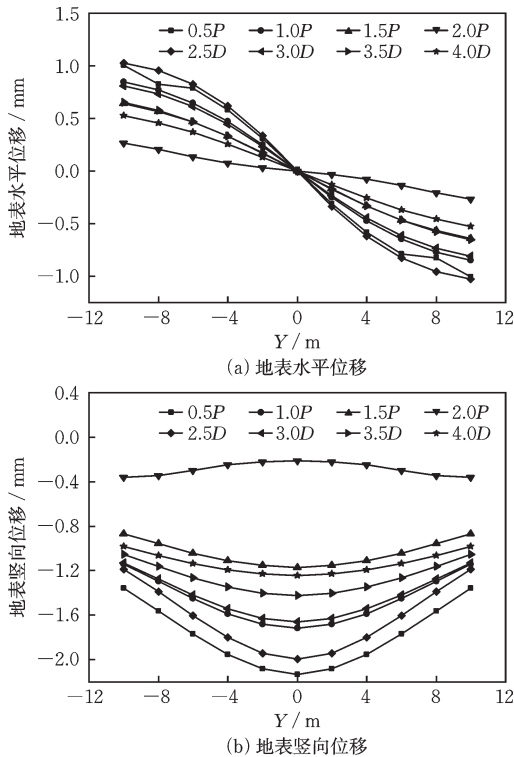


图 10 不同工况地表沉降

Fig.10 Surface settlement under different working conditions

顶管穿越对邻近箱涵的影响可分为以下两部分:(1)顶管引起的地层变形对既有箱涵的影响,由地层变形引起的箱涵的应力和变形;(2)顶管引起的土体应力场变化对既有箱涵的影响,由土体附加应力计算箱涵位移及应变。因而2#箱涵与地层的变形场和应力场在整体趋势上相似。

图 11 展示了不同工况下箱涵最大应力的变化情况。从图中可以观察到,随着顶管埋深的增加,既有箱涵的最大应力逐渐减小,并且减小幅度逐步变缓。在不同掌子面支撑力工况下,既有箱涵的应力情况较为复杂。例如,随着掌子面支撑力的增大,箱涵的应力方向发生变化,总体来说,箱涵的最大应力先逐步减小后逐步增大。

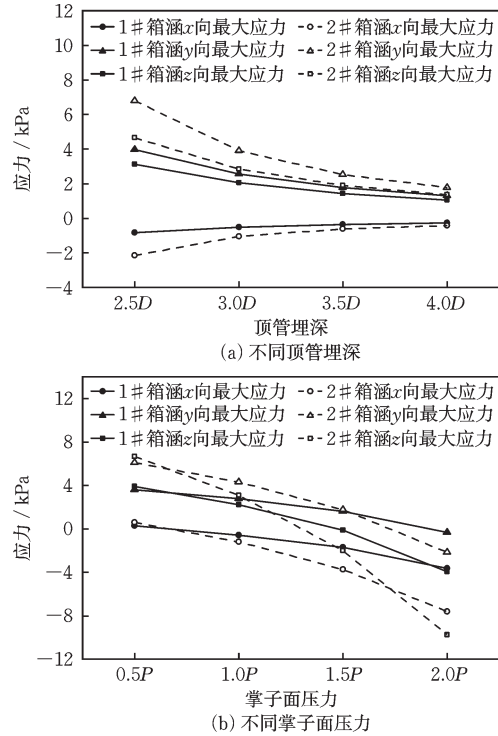


图 11 不同工况下箱涵最大应力变化

Fig.11 Maximum stress variation of box culvert under different working conditions

4.3 对比验证与讨论

本工程对顶管近距离穿越箱涵施工全过程进行了地表位移和管道变形两方面的监测,实施了信息化施工,为近距离穿越工程提供了保障。本工程中地表及箱涵的监测点布置如图 12 所示,其中箱涵设置观测点 8 个,并在穿越线路中间及临近箱涵位置设置地表位移观测点 9 个。

图 13 展示了顶管穿越引起的地表竖向沉降位移的监测值(顶管穿越完成当天实测值)与本文计算分析模型的计算值之间的对比结果。从图中可

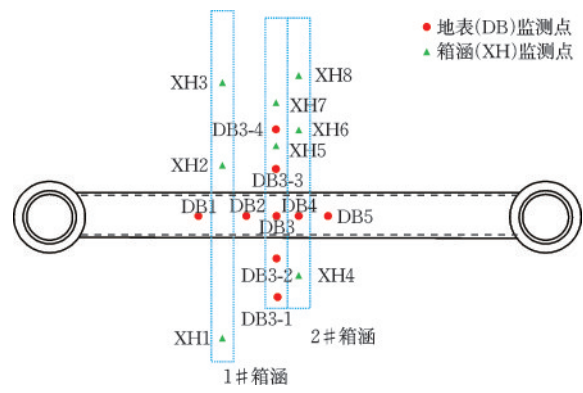


图 12 监测点布置

Fig.12 Layout of monitoring points

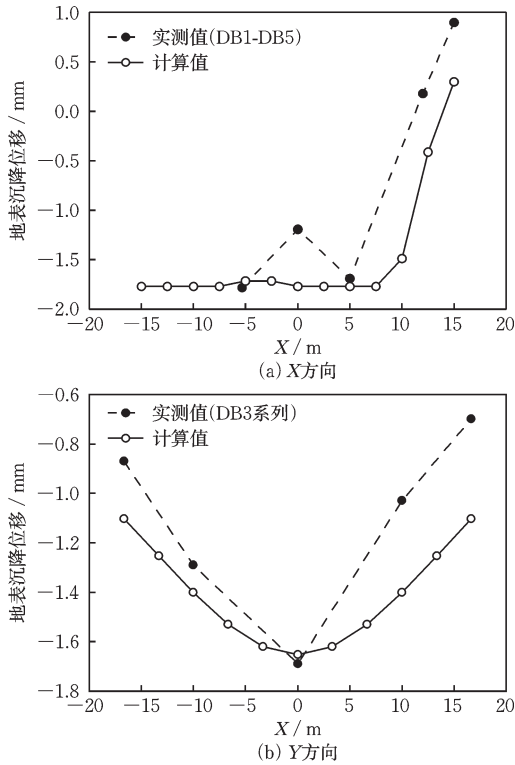


图13 地表沉降位移对比

Fig.13 Comparison of surface settlement displacement

观察到,模型计算所得的地表沉降位移与实测结果较为接近。由于监测点数量较少,计算结果相对平滑。值得指出的是,本计算模型未考虑时间因素的影响。顶管穿越一定距离后,X方向地表竖向沉降位移基本保持稳定。然而,在实际工程中,土体在受到扰动后会随时间重新固结沉降。因此,大部分点位的计算结果与实测结果存在约0.6 mm左右的差距。Y方向的实际地表竖向沉降位移呈现“V”型分布,与计算结果相一致。Y方向地表竖向沉降位移计算值与实测值在顶管轴线方向更为接近,在轴线两端逐渐增大,最大差距值在0.3~0.4 mm,位于两侧端点。综上,计算模型的结果与实测结果较为一致,因此可以为相似实际工程提供参考。

图14展示了顶管穿越引起的箱涵竖向沉降位移的监测值与本解析方法计算值的对比结果。由于监测点位的有限性,箱涵的监测数据密度较低,无法提供精确的分析结果。然而,根据已有监测点位的结果观察,可以得出以下结论:(1)1#箱涵的实测沉降位移分布规律与计算值大致相似;(2)与计算结果相比,箱涵的实测结果在顶管轴线左侧与计算结果相差不大,而在右侧则表现出实测结果分布于计算结果上下两侧的情况。这种差异可能有几

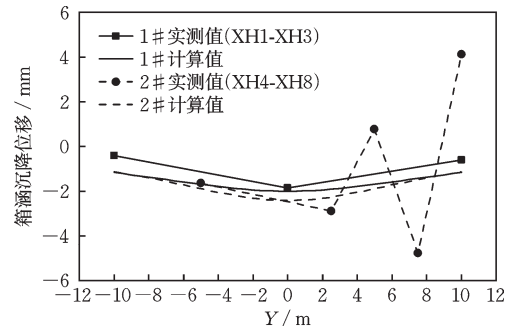


图14 箱涵沉降位移对比

Fig.14 Comparison of box culvert settlement displacement

个原因:首先,在现场施工过程中,施工控制不够精确,导致对箱涵的扰动较大,从而增加了箱涵的沉降;其次,箱涵右侧地层较为软弱,顶管施工对其影响较为显著;(3)现场监测的精度为 ± 2 mm,监测误差可能对沉降结果的准确性产生影响。总体而言,箱涵的监测值与计算值的分布规律大致相似且数值差距较小,证明本解析方法计算结果的准确性较高。

此外,需要指出的是,本文所提出的方法仍处于研究阶段,文中存在的假设与不足仍需进一步研究后修改与验证,后续的工作可以在以下几方面开展:

(1)顶管的掘进是半无限空间内的问题,后续工作应考虑半无限空间的弹塑性解对地层变形场进行修正。

(2)为了简化计算,本文忽略了箱涵-土层相互耦合的计算,忽略了箱涵本身抵抗土体变形的能力,后续工作应补充箱涵-土层相互耦合的内容,并纳入分析体系。

(3)本工程监测点位较少,仍需结合更多案例进一步验证本方法对顶管预测的合理性与可靠性。

(4)小孔扩张理论对分层土的适用性虽然已有相关学者研究验证,但大都处于理论、实验与数值模拟阶段,对工程中分层土的适用性仍需进一步研究验证。

(5)本文计算结果仅结合工程实测数据进行了对比,其合理性仍需通过有限元分析等方法进一步验证。

(6)本文未考虑时间因素的影响,在实际工程中,土体和结构的长期沉降和变形可能同样重要,在后续研究中将进一步研究土体与结构沉降变形的时间效应。

5 结 论

结合上海某顶管工程,基于小孔扩张理论解析建立了顶管-土-箱涵相互作用的计算分析模型,研究了不同的开挖位置、开挖深度及掌子面支撑力下顶管顶进引起的地层及箱涵的应力场和位移场演化,得出以下结论:

(1)顶管施工过程对土层的扰动以顶管轴线为中心,向两侧递减;地表位移和既有箱涵的竖向位移、应力沿顶管轴线左右对称;箱涵的最大应力位于箱涵中心,在顶管顶进的过程中呈现先减小后增大的趋势。

(2)地表位移随着掌子面支撑力以及顶管埋深的增加呈现负相关趋势。此外,随着埋深的不断增大,地表最大竖向位移逐渐变小,且变化幅度放缓,沉降曲线呈现为“V”型;而地表水平位移则表现出中心对称的变化趋势。

(3)箱涵与地层的位移场变化基本一致。在不同工况下,箱涵的应力大小沿顶管轴线向两侧递减,其最大应力位于顶管轴线正上方箱涵中心。随着顶管埋深的增加,既有箱涵的最大应力逐渐变小且变化幅度逐步变缓。此外,箱涵的应力方向随着掌子面支撑力的增大而改变,总体上箱涵的最大应力先减小后增大。

(4)本文计算分析模型的结果与实测数据具有较好的一致性,适用性较高,可为关联的实际工程提供参考。

参考文献:

[1] 戴旭,赵少飞,孙嵩,等.隧道穿越距离变化对地表框架结构变形的影响[J].防灾减灾工程学报,2018,38(3):480-486,497.
Dai X, Zhao S F, Sun S, et al. Influence of variation of tunnel crossing distance on deformation of surface frame structure[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2018, 38(3): 480-486, 497. (in Chinese)

[2] 张志伟,李忠超,梁荣柱,等.软土地层矩形顶管掘进引起地表隆沉变形分析[J].岩土力学,2022,43(增1):419-430.
Zhang Z W, Li Z C, Liang R Z, et al. Analysis of ground surface uplift and settlement deformation caused by rectangular top pipe tunneling in soft soil layers[J].

Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(Sup1): 419-430. (in Chinese)

[3] Ren D J, Xu Y S, Shen J S, et al. Prediction of ground deformation during pipe-jacking considering multiple Factors[J]. Applied Sciences Basel, 2018, 8(7): 1051.

[4] 喻文昭,朱鸿鹄,王德洋,等.埋地管道竖向隆起破坏研究综述[J].防灾减灾工程学报,2023,43(2):189-200.
Yu W Z, Zhu H H, Wang D Y, et al. Review on vertical uplift failure of buried pipelines[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2023, 43(2): 189-200. (in Chinese)

[5] 史磊磊,何海琦,林庆涛.隧道开挖地层位移计算方法及工程应用[J].防灾减灾工程学报,2023,43(6):1224-1233.
Shi L L, He H Q, Lin Q T. Calculation method and engineering application of ground displacement in tunnel excavation[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2023, 43(6): 1224-1233. (in Chinese)

[6] Zhang K, Chavez Torres J L, Zang Z. Numerical analysis of pipelines settlement induced by tunneling[J]. Advances in Civil Engineering, 2019, 2019: 4761904.

[7] Wen K, Shimada H, Zeng W, et al. Frictional analysis of pipe-slurry-soil interaction and jacking force prediction of rectangular pipe jacking[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2020, 24(6): 814-832.

[8] 余海岁.岩土介质小孔扩张理论[M].北京:科学出版社,2000.

[9] 莫品强,高新慰,黄子丰,等.下穿隧道开挖引起的挤土桩沉降控制分析方法[J].岩土力学,2019,40(10):3823-3832,3843.
Mo P Q, Gao X W, Huang Z F, et al. Analysis method of settlement control of squeezed soil piles caused by tunnel excavation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(10): 3823-3832, 3843. (in Chinese)

[10] Mo P Q, Marshall A M, Fang Y. Cavity expansion-contraction based method for tunnel-soil-pile interaction in a unified clay and sand model: drained analysis[J]. International Journal of Geomechanics, 2021, 21(5): 04021055.

[11] Bishop R, Hill R, Mott N. The theory of indentation hardness tests [J]. Proceedings of Physics Society, 1945, 57: 147-159.

[12] Mair R J, Taylor R. Prediction of clay behaviour around tunnels using plasticity solutions[C]//Predictive Soil Mechanics, Oxford: [s.n.], 1992: 449-463.

- [13] Mo P Q, Fang Y, Yu H S. Benchmark solutions of large strain cavity contraction for deep tunnel convergence in geomaterials[J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2020, 12: 596-607.
- [14] Mo P Q, Yu H S. Undrained cavity-contraction analysis for prediction of soil behavior around tunnels[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2017, 17 (5) : 04016121.
- [15] Yu H S, Rowe R K. Plasticity solutions for soil behaviour around contracting cavities and tunnels[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 1999, 23(12): 1245-79.
- [16] Yu H S, Zhuang P, Mo P Q. A unified critical state model for geomaterials with an application to tunnelling [J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2019, 11(3): 464-480.
- [17] Bernard R S, Hanagud S V. Development of a projectile penetration theory. Report 1: penetration theory for shallow to moderate depths[R]. U.S.: Army Engineering Waterways Experiment Station, 1975.
- [18] Bernard R S. Development of a projectile penetration theory. Report 2: Deep penetration theory for homogeneous and layered targets[R]. U.S.: Army Engineering Waterways Experiment Station, 1976.
- [19] Sayed S M, Hamed M A. Expansion of cavities in layered elastic system[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 1987, 11 (2): 203-213.
- [20] Xu X, Lehane B M. Pile and penetrometer end bearing resistance in two-layered soil profiles [J]. *Géotechnique*, 2008, 58(3): 187-197.
- [21] Mo P Q, Marshall A M, Yu H S. Elastic-plastic solutions for expanding cavities embedded in two different cohesive-frictional materials [J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2014, 38(9): 961-77.
- [22] 高新慰. 隧道开挖对邻近桩基承载力及沉降影响研究 [D]. 徐州: 中国矿业大学, 2020.
Gao X W. Study on the influence of tunnel excavation on adjacent pile bearing capacity and settlement[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2020. (in Chinese)
- [23] Mindlin R D. Force at a point in the interior of a semi-infinite solid[J]. *Physics*, 1936, 6(1): 195-201.
- [24] Yen J, Shou K. Numerical simulation for the estimation of the jacking force of pipe jacking[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2015, 49: 218-229.

(本文编辑:池营营)