

DOI: 10.16285/j.rsm.2021.1462

内部侵蚀对地下结构影响的数值分析： 在隧道渗漏问题上的应用

刘映晶¹, 杨 杰², 尹振宇²

(1. 中天建设集团有限公司, 浙江 杭州 310009; 2. 香港理工大学 土木与环境工程系, 香港)

摘 要: 当地下水从衬砌接缝或裂缝进入隧道时, 土体中的细颗粒会在渗流作用下从土体骨架上脱落流入隧道内, 这种现象被称作内部侵蚀。然而, 当前对隧道渗漏问题的研究中, 并没有考虑土体细颗粒流失对隧道结构及周围土体的影响。因此, 在连续介质力学框架下开发了一个两相四组分模型, 以描述内部侵蚀过程及其引起的土体孔隙度、细颗粒含量及渗透系数等变化; 结合一个与颗粒级配相关的非关联临界状态弹塑性本构模型, 将细颗粒含量的变化与土体孔隙率、密实度及临界状态线的空间位置相关联以考虑内部侵蚀对土体力学性质的影响。研究表明, 本模型可以描述隧道渗漏引起的侵蚀区域的时空演化全过程, 而基于孔压降低的分析方法会低估渗漏引起的衬砌内力和地层变化。此外, 研究还发现三维条件是准确模拟土体内部侵蚀过程的一个重要因素。

关 键 词: 隧道; 粉砂; 细颗粒; 有限元; 内部侵蚀; 渗流

中图分类号: O 242.2

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2022) 05-1383-09

Numerical analysis of the impact of internal erosion on underground structures: application to tunnel leakage

LIU Ying-jing¹, YANG Jie², YIN Zhen-yu²

(1. Zhongtian Construction Group Co., Ltd., Hangzhou, Zhejiang 310009, China;

2. Department of Civil and Environmental Engineering, The Hong Kong Polytechnic University, Hong Kong, China)

Abstract: When groundwater leaks into the tunnel from damaged joints or cracks of the linings, fine particles could be pulled off by seepage force and transported throughout the soil matrix into the tunnel. Currently, very limited attention has been paid to the effect of the loss of fine particles induced by the water leakage, namely the internal erosion. In this study, the evolution of soil porosity, gradation, seepage flow, the induced ground movement and lining stress change due to tunnel leakage has been numerically investigated using a novel coupled hydro-mechanical approach formulated within the continuous porous medium framework. A critical state based constitutive model considering the influence of the fines content has been implemented for modelling the mechanical consequences of internal erosion. The numerical results show the spatial and temporal evolution of the eroded zone and the hydro-mechanical response of the tunnel and its surroundings. The results indicate that the commonly used pore pressure reduction-based method without considering internal erosion will under-estimate the leakage induced lining stress change and ground movement. Moreover, the influences of three-dimensional condition are highlighted.

Keywords: tunnel; silty sand; fine particles; finite element method; internal erosion; seepage

1 引 言

隧道是城市建设中应用广泛的地下结构形式之一。然而, 随着隧道工程逐渐进入长期服务期, 隧道及周围土体的工后沉降日渐显著^[1-2]。例如, 上

海地铁 1 号线盾构隧道在 1995—2011 年运营 16 a 后, 其长期沉降累计达到 290 mm^[1]; Jubilee 隧道延长线在施工完成后的 5 a 监测中, 地面沉降区域的沉降深度和宽度还在不断增加^[3]。近年来, 国内外学者对引起隧道沉降及土体变形的因素进行了广泛

收稿日期: 2021-08-30

修回日期: 2022-01-20

基金项目: 香港研究资助委员会 GRF 项目 (No. 15217220)。

This research was supported by the Council Project (RGC) of Hong Kong Special Administrative Region Government (HKSARG) of China (15217220).

第一作者简介: 刘映晶, 男, 1985 年生, 博士, 高级工程师, 主要从事隧道工程设计和施工技术研究等方面研究。

通讯作者: 杨杰, 男, 1990 年生, 博士后, 主要从事岩土工程设计与风险分析、土体本构模型及多场耦合分析等方面研究。E-mail: doc.jie.yang@gmail.com

的研究讨论,包括地层变形、地下水位变化、隧道渗漏、列车动力响应等^[4-7]。其中,隧道渗水是影响工后地面沉降和隧道沉降的关键因素之一^[8-9]。

饱和土层中修建的盾构隧道在地层荷载及邻近工程活动的共同作用下,可能会出现管片接缝的张开和错位及管片裂缝。因此,管片接缝、裂缝、灌浆孔等部位经常出现渗漏。当前对隧道渗漏的研究是采用达西定律分析渗漏引起的孔隙水压力的减小对地层及隧道结构的影响^[10-12],主要关注隧道渗漏引起的孔隙水压力降低,而忽略了渗漏引起的土体中细颗粒的流失。然而,伴随着渗漏引起的地下水流动,土体骨架间的细颗粒可能会被剥离土体骨架,并在渗流场的作用下在土体骨架空隙中运动,这种现象被称作土体的内部侵蚀^[13]。土体中细颗粒的流失会引起孔隙比的变化及土体级配的改变,而进一步影响土体的力学性质^[14-16]。同时,孔隙比的变化会影响土体的渗透性,并反馈到土体内部侵蚀过程中。然而,到目前为止,渗流侵蚀的研究主要针对于大坝^[17-19],而忽略了渗流侵蚀对隧道影响的研究。因此,本文以多孔连续介质理论为基础,建立了一个考虑土体内部侵蚀过程及细颗粒流失对土体力学性质影响的流-固耦合方法,对粉质砂土中隧道渗漏引起的地层变形及对隧道结构的影响进行了数值研究。

2 考虑内部侵蚀的流固耦合模型

2.1 质量守恒和颗粒运移

根据 Schaufler 等^[20]的研究,饱和多孔介质由流、固两相四组分组组成:固体骨架、可侵蚀的固相细颗粒、随流体运动的液相细颗粒和纯流体。细颗粒既可以表现为类流体(即液相细颗粒),也可以表现为类固体(即可侵蚀的固相细颗粒)。由混合系统^[17]的质量守恒可得

$$\operatorname{div} \mathbf{q}_w + \operatorname{div} \mathbf{v}_s = 0 \quad (1)$$

$$-\frac{\partial \phi}{\partial t} + \operatorname{div} \mathbf{v}_s - \operatorname{div}(\phi \mathbf{v}_s) = \hat{n} \quad (2)$$

$$\frac{\partial f_c}{\partial t} - \frac{\partial(f_c \phi)}{\partial t} + \operatorname{div}(f_c \mathbf{v}_s) - \operatorname{div}(f_c \phi \mathbf{v}_s) = \hat{n} \quad (3)$$

$$\frac{\partial(c \phi)}{\partial t} + \operatorname{div}(c \mathbf{q}_w) + \frac{\partial(c \phi \mathbf{v}_s)}{\partial t} = -\hat{n} \quad (4)$$

式中: ϕ 、 f_c 和 c 分别为孔隙率、固相细颗粒含量和液相细颗粒浓度; t 为时间; $\hat{n}$ 为描述细颗粒在

流固两相间转变的速率; $\mathbf{v}_s$ 为土骨架位移 $\mathbf{u}$ 的一阶时间导数; $\mathbf{q}_w$ 为流速,由达西定律确定:

$$\mathbf{q}_w = -\frac{k}{\eta_k \bar{\rho}} [\operatorname{grad} p_w - \bar{\rho} \mathbf{g}] \quad (5)$$

式中: η_k 为流体的运动黏度; $\mathbf{g}$ 为重力场向量; p_w 为孔隙水压力; k 为介质固有渗透系数; $\bar{\rho}$ 为液相混合物密度。 k 、 $\bar{\rho}$ 计算公式为

$$k = k_0 \frac{\phi^3}{(1-\phi)^2} \quad (6)$$

$$\bar{\rho} = c \rho_s + (1-c) \rho_f \quad (7)$$

式中: ρ_s 和 ρ_f 分别为固体颗粒和纯液体的密度; k_0 为 Kozeny-Carman 关系中的渗透参数^[21]。

2.2 侵蚀模型

在式(2)~(4)中, $\hat{n}$ 描述了细颗粒在固、液两相间转换的速率,需要由一个合适的侵蚀模型来决定。近年来,许多学者^[13, 22-25]根据工程实际和室内试验结果提出了不同的侵蚀模型。本文采用的侵蚀模型表达式如下^[22]:

$$\hat{n} = -\lambda_c f_c |\mathbf{q}_w| \quad (8)$$

式中: λ_c 为材料参数。此外,在后续分析中,引入了残余固相细颗粒,即在相应的水力梯度下,可以保留在土体骨架间而不被冲入水中的细颗粒含量最大值 $f_{c,r}$ 。

2.3 考虑细颗粒含量变化的临界状态模型

传统研究中,细颗粒流失对土体力学性质的影响,往往是通过土体弹、塑性参数的折减来考虑^[10-12]。然而,实际中土体细颗粒的流失引起的是土体孔隙比、密实度、级配及颗粒接触的变化,因此参数折减法无法直观地考虑土体细颗粒流失对土体力学性质的影响。试验表明,砂土混合物的临界状态线位置与细颗粒含量直接相关^[14]。因此,为了考虑内侵蚀引起的细粒流失带来的土体力学性质改变,本文采用了与颗粒级配相关的非关联临界状态弹塑性本构模型,通过关联细颗粒含量与土体孔隙率、密实度及临界状态线在 $e-p'$ (e 为孔隙比, p' 为平均有效应力) 空间的位置来考虑土体内部侵蚀对其力学性质的影响。该模型基于临界状态弹塑性模型,即 SIMSAND 模型^[26] (参见表 1、2),通过引入从纯粉土到纯砂土的粉砂混合土统一临界状态线公式来考虑土体内部侵蚀引起的孔隙率和细粒含量的变化对土体力学性质的影响^[27]:

表 1 SIMSAND 模型基本公式^[26]
Table 1 Basic constitutive equations of SIMSAND^[26]

类别	公式
弹性部分	$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \frac{1+\nu}{3K(1-2\nu)}\dot{\sigma}_{ij}' - \frac{\nu}{3K(1-2\nu)}\dot{\sigma}_{kk}'\delta_{ij}$ $K = K_0 p_{at} \frac{(2.97-e)^2}{(1+e)} \left(\frac{p'}{p_{at}} \right)^n$
剪切屈服面	$f_s = \frac{q}{p'} - H$
塑性势面	$\frac{\partial g_s}{\partial p'} = A_d \left(M_{pt} - \frac{q}{p'} \right)$ $\frac{\partial g_s}{\partial s_{ij}} = \{1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1\}$
硬化准则	$H = \frac{M_p \epsilon_d^p}{k_p + \epsilon_d^p}$
临界状态线	$e_c = e_{cr0} - \lambda \left(\frac{p'}{p_{at}} \right)^\xi$
颗粒咬合效应	$\tan \varphi_p = \left(\frac{e_c}{e} \right) \tan \varphi_u \quad \tan \varphi_{pt} = \left(\frac{e}{e_c} \right) \tan \varphi_u$

注：状态变量包括： ϵ^e 为弹性应变增量； i, j, k 为坐标分量； δ_{ij} 为克罗内克函数； ϵ_d^p 为塑性偏应变； σ' 为有效应力增量； q 为偏应力； s 为应力偏量； p_{at} 为大气压力； K 为体积模量；孔隙比 e 由初始孔隙比 e_0 和体积应变确定； f_s 为剪切屈服面； g_s 为屈服势面； H 为硬化变量； φ_p 为峰值摩擦角； φ_{pt} 为相变摩擦角； M_p 为峰值应力比； M_{pt} 为相变应力比； e_c 为临界孔隙比。

表 2 SIMSAND 模型参数^[26]
Table 2 Parameters of SIMSAND^[26]

参数符号	参数名称
e_0	初始孔隙比
ν	泊松比
K_0	参考体积模量（无量纲）
n	弹性参数（控制非线性刚度）
φ_u	内摩擦角
e_{cr0}	参考临界孔隙率
λ	临界状态线参数
ξ	临界状态线参数
A_d	应力剪胀参数（0.5~1.5）
k_p	塑性模量参数（0.000 1~0.010 0）

$$e_c = e_{cr0} - \lambda \left(\frac{p'}{p_{at}} \right)^\xi \quad (9)$$

式中： e_{cr0} 为参考临界孔隙比，即平均有效应力 $p' = 0$ 时对应的孔隙比， e_{cr0} 决定了临界状态线在 e - p' 平面的位置；大气压力 $p_{at} = 101.325$ kPa； λ 和 ξ 均为控制临界状态线非线性的材料常数。根据大量试验结果，Yin 等^[14]提出了将 e_{cr0} 视为细颗粒含量的函数，以统一不同细粒含量的砂粉混合物的力学性质：

$$e_{cr0} = [e_{hc,cr0}(1-f_c) + af_c] \frac{1 - \tanh[\zeta(f_c - f_{th})]}{2} + e_{hf,cr0} \left(f_c + \frac{1-f_c}{(R_d)^m} \right) \frac{1 + \tanh[\zeta(f_c - f_{th})]}{2} \quad (10)$$

式中： $e_{hc,cr0}$ 、 $e_{hf,cr0}$ 分别为对于纯砂土和纯粉土的参考临界孔隙比； a 、 ζ 、 R_d 、 m 、 f_{th} 均为材料常数。

式 (10) 在数学上是基于双曲正切函数 $\tanh x = (e^{2x} - 1) / (e^{2x} + 1)$ ，以保证临界状态孔隙率在粉质砂土与砂质粉土间的平滑过渡。

需要指出的是，在本研究中流-固两相的耦合效应主要从两方面考虑：其一，内部侵蚀引起的细颗粒流失和土体骨架变形均会引起孔隙率的变化，进而导致渗透率的变化（式 (6)），从而影响孔隙水压力梯度的分布和渗流速度，会进一步反馈到对渗流过程的影响；其二，渗流引起的细颗粒损失改变了孔隙率和临界状态线的位置，进而导致了土体力学性质的改变。

3 ABAQUS 二次开发

结合质量守恒方程与动量守恒方程，可以得到如下描述内部侵蚀初边界值问题（IBVP）的控制方程：

$$\sigma_{ij,j} - w_j = 0 \quad (11)$$

$$\text{div} \mathbf{v}_s + \text{div} \mathbf{q}_w = 0 \quad (12)$$

$$-\frac{\partial \phi}{\partial t} + \text{div} \mathbf{v}_s - \text{div}(\phi \mathbf{v}_s) + \lambda_c f_c |\mathbf{q}_w| = 0 \quad (13)$$

$$\frac{\partial(c\phi)}{\partial t} + \text{div}(c\mathbf{q}_w) + \text{div}(c\phi \mathbf{v}_s) - \lambda_c f_c |\mathbf{q}_w| = 0 \quad (14)$$

$$\mathbf{q}_w + \frac{k}{\eta_k \bar{\rho}} (\text{grad} p_w - \bar{\rho} \mathbf{g}) = 0 \quad (15)$$

式中： $\sigma_{ij,j}$ 为总应力分量 σ_{ij} 对 j 方向的偏导； w_j 为单位体积的体力。

方程 (11) ~ (15) 的待解未知量包括：土骨架位移 $\mathbf{u}$ 、孔隙压力 p_w 、孔隙率 ϕ 、浆液浓度 c 和流速 $\mathbf{q}_w$ 。其他未知数，如土体骨架的位移速度 $\mathbf{v}_s$ 、可侵蚀固相细颗粒含量 f_c ，液体混合物的密度 $\bar{\rho}$ 以及固有渗透率 k 可以通过式 (5) ~ (7) 直接确定。

方程 (11) ~ (15) 定义了一组非线性瞬态偏微分方程，可通过二次开发利用有限元程序 ABAQUS 进行求解。ABAQUS 提供了一个用户自定义单元子程序（UEL）接口，允许用户通过定义控制方程及待解自由度（DOF）来嵌入新的自定义单元类型，并利用 ABAQUS 强大的前后处理和高效的矩阵求解器。图 1 展示了 ABAQUS 调用 UEL 子程序的计算流程。ABAQUS/UEL 采用牛顿法求解非线性方程组：

$$\mathbf{A}_{\text{MATRIX}} \cdot \mathbf{d}_N = \mathbf{R} \quad (16)$$

式中: A_{MATRIX} 为自定义控制方程组弱形式的 Jacobian 矩阵; R 为自定义控制方程组弱形式的结点不平衡力; d_N 为结点待求解自由度向量。

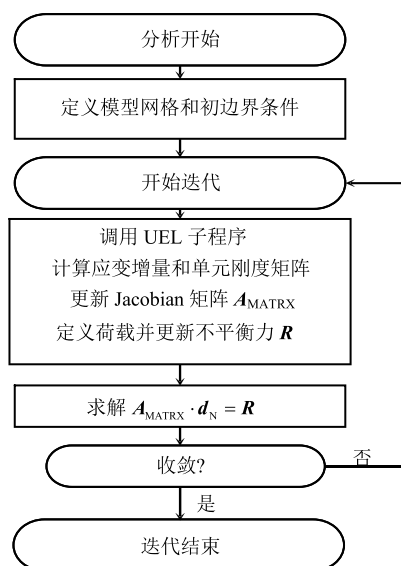


图1 ABAQUS 调用 UEL 子程序计算流程

Fig.1 Calculation flow chart in ABAQUS with the call of UEL subroutine

在 UEL 子程序中, 用户需要根据传入 UEL 中的位移、位移增量、荷载及状态变量, 计算应变、应变增量和结点荷载, 并相应地更新应力和状态变量, 并最终更新 Jacobian 矩阵 (即 A_{MATRIX}), 更新结点不平衡力 (即 R)。ABAQUS/UEL 根据用户更新的 A_{MATRIX} 和 R 迭代求解自定义控制方程和自由度。

因此, 本次研究开发了一种 7 自由度 ($u(u_x, u_y), u_y, p_w, \phi, c, q_w(q_{wx}, q_{wy})$) 的流-固耦合等参平面应变侵蚀单元和 9 自由度 ($u(u_x, u_y, u_z), p_w, \phi, c, q_w(q_{wx}, q_{wy}, q_{wz})$) 的流-固耦合等参块体侵蚀单元, 并通过 UEL 子程序在嵌入 ABAQUS 求解控制方程 (11)~(15)。其中二次开发的验证可参见文献[28]。

4 隧道渗漏数值分析

4.1 问题描述

本节着重分析了由地下水渗漏引起的内部侵蚀对隧道及周围土体的影响。本次模拟未考虑盾构隧道的施工过程对地面及隧道结构的影响。根据 Zhang 等^[29]的研究, 上海盾构隧道的埋深为 9~15 m, 图 2 所示为上海典型的盾构隧道示意图。图中 D 为隧道内径。Dammyr 等^[30]的研究结果指出, 隧道衬砌上的典型渗漏点位于管片接缝、注浆槽和

混凝土管片的裂缝处, 如图 3 所示。在实践中, 大部分渗漏点是位于管片接缝处。Zhang 等^[29]统计了上海盾构地铁隧道中地下水渗漏情况, 其调查结果指出, 89%以上的渗漏点位于管片的接头处。通过采用本文所提出的考虑内部侵蚀的数值方法, 本节研究了粉砂地层中隧道渗漏引起的土体内部侵蚀对盾构隧道的影响。

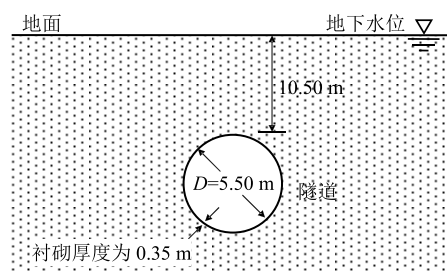


图2 盾构隧道分析示意图

Fig.2 Scheme of shield tunnel in numerical analysis

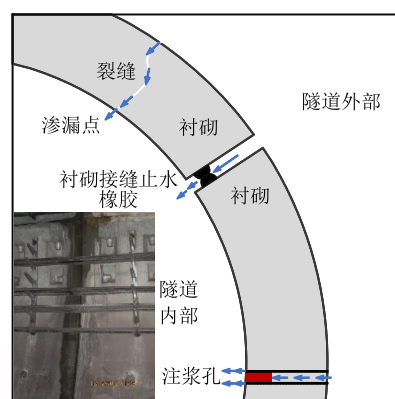


图3 盾构隧道渗漏点示意图及上海饱和土中的盾构隧道渗漏示例

Fig.3 Illustration of leakage points in shield precast tunnel and leakage of shield tunnel in saturated soils in Shanghai

4.1.1 数值模型

根据 Yang 等^[17, 19]研究, 三维条件是影响内部侵蚀模拟结果的一个重要因素。因此, 本节分别分析并对比了平面应变和三维条件对隧道渗漏引起内部侵蚀的模拟结果的影响。如图 4 所示, 隧道的横截面外径为 6.20 m, 内径为 5.50 m, 混凝土圆环形管片厚度为 0.35 m, 隧道埋深为 10.50 m。根据轴对称条件, 平面应变模型采用了 3 456 个新开发的流-固耦合侵蚀单元对分析区域的一半进行了建模; 三维模型则采用了 72 576 个新开发的流-固耦合侵蚀单元对待分析区域的 1/4 进行了建模。隧道衬砌由线弹性单元模拟。模型的竖向边界为平面对称边界 (滚轴边界), 模型的底部边界为全固定边界。

本次模拟中的地下水位位于地面，渗漏点位于隧道顶部。

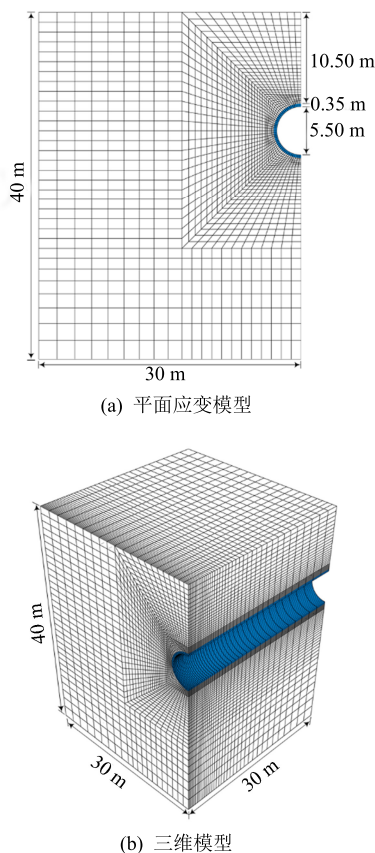


图 4 有限元数值模型网格

Fig.4 Finite element mesh of numerical models

需要指出的是，当渗漏点尺寸过大时，组成土体骨架的粗颗粒将在重力的作用下坍塌进入隧道，从而引起对隧道周围土体的快速扰动。然而，根据对上海盾构地铁隧道中地下水渗漏情况的调查^[29]，通过渗漏点随渗漏水进入隧道内部的往往只是土体中的细颗粒，渗漏点尺寸的不同往往反映在对渗漏点流速和细颗粒流失速度的影响上。因此，本文在

连续介质力学框架下，仅考虑细颗粒流失造成的松散区域，由控制方程的状态变量表示，而不考虑土体完全坍塌形成的空洞。在分析中，假设仅土体与隧道衬砌顶部接触点为渗漏点开放边界，地下水和细颗粒可以在渗流和重力的作用下从渗漏点流出。

4.1.2 初始应力状态

模型区域内的初始孔隙水压力及土体有效应力根据初始地下水位及土体自重进行初始化，其中静止土压力系数 $K_0 = 0.5$ 。应力初始化后，将模型的变形重置为 0。衬砌与土的相互作用通过定义接触面的法向和切向的接触特性来确定。其中，在法向方向上，假设接触是刚性的，既不允许穿透，也不允许分离；在切线方向上，假设接触是完全粗糙的，因此不允许两个接触面之间发生任何相对滑移。

4.1.3 模型参数

隧道衬砌为预制钢筋混凝土，采用线弹性本构模型进行模拟。管片间接缝对隧道刚度的影响采用刚度折减进行模拟^[31]。相应地，衬砌的杨氏模量为 18 GPa，泊松比为 0.2。土体单元采用与细颗粒含量相关的临界状态模型进行模拟，其材料参数对应于 Ottawa 50/200 砂土-粉土混合物^[14]，具体参数参见表 3 和表 4。需要指出的是，本文采用 Yin 等^[32]提出的基于优化的参数标定方法标定模型参数。土体的初始孔隙比 $e_0 = 0.5$ ，初始细粒含量 $f_{c0} = 0.33$ ，初始渗透系数 $k_0 = 1.0 \times 10^{-8}$ m/s。同时，由于缺乏实验数据，为了简单起见，本次模拟假设残余固态细颗粒含量 $f_{c,r} = 0.13$ 。

表 3 固体和流体的材料常数

Table 3 Material constants of soil and fluid

纯流体密度 ρ_f / ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	固体颗粒密度 ρ_s / ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	流体的运动黏度 η_k / ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)
1.0	2.65	5.0×10^{-6}

表 4 砂土模型参数

Table 4 Model parameters of Ottawa sand

弹性参数			塑性参数			CSL 相关参数				细颗粒参数			侵蚀参数
K_0 / kPa	ν	n	k_p	A_d	ϕ_u	$e_{bc,cr0}$	$e_{fc,cr0}$	ξ	λ	a	m	f_{th}	λ_c
130	0.25	0.52	0.0017	1	32	0.805	1.03	0.196	0.081	0	0.7	0.3	0.05

4.2 模拟结果

图 5 和图 6 分别显示了二维和三维条件下渗漏 20 年引起的细颗粒含量和地层位移幅值。可以看出，随着内部侵蚀的发展，隧道周围的细粒含量随着时间的推移而逐渐减少，形成了一个侵蚀松散区域，在渗漏点上方造成显著的地面沉降。同时，与

平面应变模拟结果相比，在相同参数的三维条件下侵蚀区域更多地集中在泄漏点附近，且侵蚀区域及地面沉降的发展更为缓慢。

图 7 所示为归一化后（根据平面应变下渗漏 20 a 后的最大地面沉降值）的地面最大沉降随时间的变化，并比较了平面应变条件下仅考虑孔压降低引起

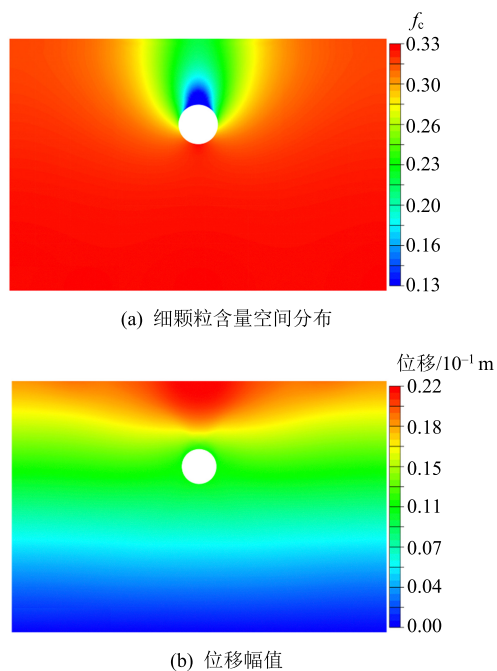


图 5 平面应变条件下细粒含量 f_c 的空间分布和地层位移幅值
Fig.5 Spatial distribution of fine content f_c and corresponding displacement magnitude in 2D condition during leakage

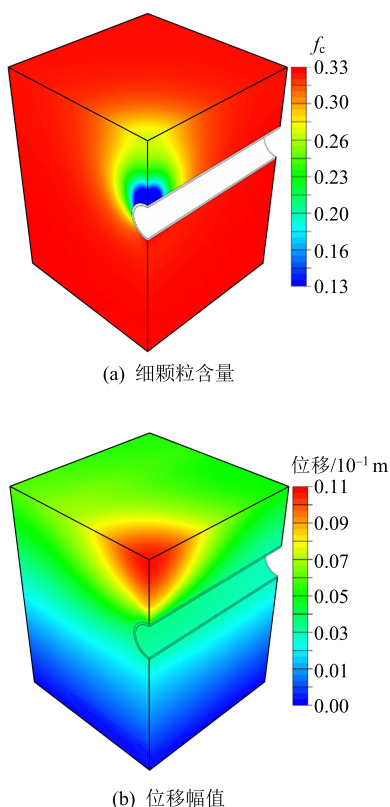


图 6 三维条件下细粒含量 f_c 的空间分布和地层位移幅值
Fig.6 Spatial distribution of fine content f_c and corresponding displacement magnitude in 3D condition during leakage

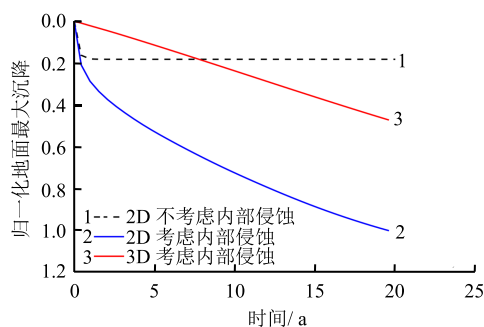


图 7 归一化最大地表沉降随时间变化
Fig.7 Temporal evolution of the normalized maximum ground surface settlement

的沉降（即不考虑土体内部侵蚀的影响）和平面应变及三维条件下的土体侵蚀引起的沉降（即考虑土体内部侵蚀的影响）。结果表明，当不考虑土体内部侵蚀的影响时，隧道渗水引起的孔压降低导致地面沉降在渗水初期发展迅速，然后进入稳定状态。但当考虑土体内部侵蚀的影响时，隧道渗水引起的地面沉降在 20 a 中持续增加。这是因为，一方面，随着隧道周围侵蚀区域的细颗粒含量减少，孔隙比增大，土体渗透性相应增大（式（6）），导致孔隙水压力不断降低，土体固结；另一方面，临界状态线 CSL 在 $e-p'$ 平面上随着细颗粒含量的变化而不断移动，导致被侵蚀的土体的强度降低，从而加剧了土体的变形。可以看出，在本此分析中，渗漏 20 a 后孔压降低引起的沉降量仅占总沉降的 20%。与此同时，与平面应变计算结果相比，三维条件下的地面沉降发展相对更慢。这是因为，一方面，在三维条件下，隧道纵向方向上的土体约束会限制土体变形的发展；另一方面，在平面应变条件下，渗漏沿隧道纵向是均匀分布的，而在 3D 条件下，渗漏则集中在一点。图 8 显示了隧道渗漏 20 a 后隧道周围土体中的塑性偏应变分布。可以看出，土体内部侵蚀使渗漏点周围的松散侵蚀区域内产生了明显的剪切变形与滑动面，进一步造成了上部土体的沉陷。

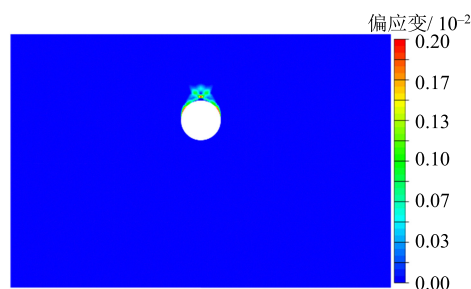


图 8 20 a 后隧道渗漏引起的土体塑性偏应变的空间分布
Fig.8 Spatial distribution of deviatoric plastic strain after 20 years of leakage

图9所示为归一化后(根据渗漏前隧道衬砌的最大弯矩)隧道衬砌弯矩分布。可以看出,当考虑土体内部侵蚀时,隧道衬砌弯矩显著增加。这是由于细颗粒的流失使隧道周围被侵蚀的土体变得更加松散和脆弱,从而导致隧道周围的应力重分布,使得衬砌内力增加;同时,随着孔隙比的增大,土体渗透性增大,孔压降低,导致作用在其上的土压力增大。而在不考虑土体内部侵蚀的情况下,隧道衬砌的弯矩变化不大。在平面应变条件下,考虑土体内部侵蚀时,隧道顶端弯矩、中线处弯矩和底部弯矩分别比渗漏前提高了65%、72%和50%。在三维条件下,隧道顶弯矩、中线处弯矩和隧道底部弯矩分别提高了35%、41%和27%。

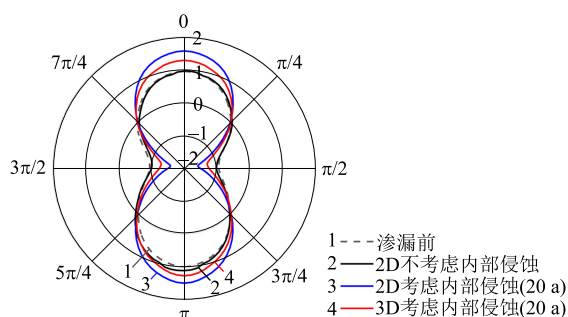


图9 归一化隧道衬砌弯矩图
Fig.9 Polar view of profiles of normalized bending moment of tunnel lining

总体而言,只考虑孔压降低的方法(例如 Zhang 等^[29])会低估渗漏引起的衬砌应力变化和地面移动。此外,三维条件也是影响数值计算结果的重要因素,包括对侵蚀区域的扩展、地面沉降以及隧道衬砌的内力等的影响。

5 结 论

本文在连续介质力学的框架下开发了一个描述颗粒材料在渗流场作用下内部侵蚀的两相4组分模型,并结合一个与颗粒级配相关的非关联临界状态弹塑性本构模型,将细颗粒含量与土体孔隙率、密实度及临界状态线在 $e-p'$ 空间的位置相关联来考虑内部侵蚀对土体力学性质的影响。随后通过 ABAQUS 自定义单元二次开发求解内部侵蚀流固耦合控制方程,并采用数值方法研究了地下水渗漏对隧道及周围土体的影响,得到以下主要结论:

(1) 随着内部侵蚀的发展,地下水渗漏使隧道周围形成了一个松散的侵蚀区域,导致了渗漏点附近土体孔隙率及渗透性增大,孔隙水压力降低,细颗粒流失及土体强度降低,并最终造成了渗漏点上

方地面沉降及隧道衬砌的附加内力。在本次分析中,三维条件下考虑内部侵蚀的隧道渗水使隧道衬砌弯矩相对于渗水前增加了高达41%。

(2) 基于孔压降低的分析方法无法考虑细土颗粒流失对侵蚀区域土体渗透性及力学性质的影响,因而会低估渗漏引起的衬砌内力变化和地层移动。在本此分析中,渗漏20a后孔压降低引起的沉降量仅占总沉降的20%,而隧道衬砌弯矩则没有显著变化。

(3) 此外,研究还发现三维条件是准确模拟土体内部侵蚀过程的一个重要因素:与平面应变计算结果相比,隧道在纵深方向上土体的约束限制了三维条件下的地面沉降的发展;同时,在平面应变条件下,渗漏沿隧道纵深方向均匀分布而无法考虑渗漏点在该方向的尺寸,因此在平面应变计算中需对渗漏点处的水压力或流速边界条件进行相应的等价换算。

需要注意的是,本文分析旨在研究土体内部侵蚀在隧道渗漏中的作用,并为更准确地估算渗水对隧道的影响提供一种新的方法。本文仅对涉及案例进行了定性分析,在实践中需要有记录完备室内试验或缩尺模型试验,来标定模型参数并校准隧道周围土体的侵蚀过程模拟,以进行更精确的定量分析。

参 考 文 献

- [1] SHEN S L, WU H N, CUI Y J, et al. Long-term settlement behaviour of metro tunnels in the soft deposits of Shanghai[J]. *Tunnelling Underground Space Technology*, 2014, 40: 309-323.
- [2] 朱启银, 叶冠林, 王建华, 等. 软土地层盾构隧道长期沉降与施工因素初探. 岩土工程学报, 2010, 32(增刊2): 509-512.
- [3] ZHU Qi-yin, YE Guan-lin, WANG Jian-hua, et al. Long-term settlement and construction disturbance during shield tunnelling in soft ground[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2010, 32(Suppl.2): 509-512.
- [4] O'REILLY M, NEW B. Settlements above tunnels in the United Kingdom-their magnitude and prediction[C]//The third International Symposium. [S. l.]: [s. n.], 1982.
- [5] WU H N, SHEN S L, LIAO S M, et al. Longitudinal structural modelling of shield tunnels considering shearing dislocation between segmental rings[J]. *Tunnelling Underground Space Technology*, 2015, 50: 317-323.
- [5] 杨兵明, 刘保国. 地铁列车循环荷载下软土地区盾构

- 隧道长期沉降分析[J]. 中国铁道科学, 2016, 37(3): 61-67.
- YANG Bing-ming, LIU Bao-guo. Analysis of long-term settlement of shield tunnel in soft soil area under cyclic loading of subway train[J]. **China Railway Science**, 2016, 37(3): 61-67.
- [6] 张冬梅, 高程鹏, 尹振宇, 等. 隧道渗流侵蚀的颗粒流模拟[J]. 岩土力学, 2017, 38(增刊 1): 429-438.
- ZHANG Dong-mei, GAO Cheng-peng, YIN Zhen-yu, et al. Particle flow simulation of seepage erosion around shield tunnel[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(Suppl.1): 429-438.
- [7] 张冬梅, 冉龙洲, 闫静雅, 等. 注浆对盾构隧道渗漏引起的孔隙水压力变化的影响[J]. 岩土力学, 2017, 38(12): 3427-3435.
- ZHANG Dong-mei, RAN Long-zhou, YAN Jing-ya, et al. Effect of grouting on tunnel leakage-induced pore pressure change in saturated soft soils[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(12): 3427-3435.
- [8] ZHANG D, HUANG Z, YIN Z, et al. Predicting the grouting effect on leakage-induced tunnels and ground response in saturated soils[J]. **Tunnelling Underground Space Technology**, 2017, 65: 76-90.
- [9] 刘印, 张冬梅, 黄宏伟. 盾构隧道局部长期渗水对隧道变形及地表沉降的影响分析[J]. 岩土力学, 2013, 34(1): 290-298.
- LIU Yin, ZHANG Dong-mei, HUANG Hong-wei. Influence of long-term partial drainage of shield tunnel on tunnel deformation and surface settlement[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2013, 34(1): 290-298.
- [10] HUANGFU M, WANG M S, TAN Z S, et al. Analytical solutions for steady seepage into an underwater circular tunnel[J]. **Tunnelling Underground Space Technology**, 2010, 25(4): 391-6.
- [11] PARK K H, OWATSIRIWONG A, LEE J G. Analytical solution for steady-state groundwater inflow into a drained circular tunnel in a semi-infinite aquifer: a revisit[J]. **Tunnelling Underground Space Technology**, 2008, 23(2): 206-9.
- [12] ZHANG D M, MA L X, HUANG H W, et al. Predicting leakage-induced settlement of shield tunnels in saturated clay[J]. **Computer Modeling in Engineering and Sciences**, 2012, 89(3): 163-188.
- [13] BONELLI S, MAROT D. Micromechanical modeling of internal erosion[J]. **European Journal of Environmental and Civil Engineering**, 2011, 15(8): 1207-1224.
- [14] YIN Z Y, HUANG H W, HICHER P Y. Elastoplastic modeling of sand-silt mixtures[J]. **Soils and Foundation**, 2016, 56(3): 520-532.
- [15] YANG J, YIN Z Y, LAOUAFA F, et al. Hydro-mechanical modeling of granular soils considering internal erosion[J]. **Canada Geotechnical Journal**, 2020, 57(2): 157-172.
- [16] YANG J, YIN Z Y, LAOUAFA F, et al. Analysis of suffusion in cohesionless soils with randomly distributed porosity and fines content[J]. **Computers and Geotechnics**, 2019, 111: 157-171.
- [17] YANG J, YIN Z Y, LAOUAFA F, et al. Internal erosion in dike-on-foundation modeled by a coupled hydromechanical approach[J]. **International Journal of Numerical Analytical Methods in Geomechanics**, 2019, 43(3): 663-683.
- [18] ZHANG L M, CHEN QUN. Seepage failure mechanism of the gouhou rockfill dam during reservoir water infiltration[J]. **Soils and Foundation**, 2006, 46(5): 557-568.
- [19] YANG J, YIN Z Y, LAOUAFA F, et al. Three-dimensional hydromechanical modeling of internal erosion in dike-on-foundation[J]. **International Journal of Numerical Analytical Methods in Geomechanics**, 2020, 44(8): 1200-1218.
- [20] SCHAUFLE A, BECKER C, STEEB H. Infiltration processes in cohesionless soils[J]. **Journal of Applied Mathematics and Mechanics**, 2013, 93(2-3): 138-146.
- [21] REVIL A, CATHLES L. Permeability of shaly sands[J]. **Water Resources Research**, 1999, 35(3): 651-662.
- [22] UZUOKA R, ICHIYAMA T, MORI T, et al. Hydro-mechanical analysis of internal erosion with mass exchange between solid and water[C]//6th International Conference on Scour and Erosion. Paris: [s. n.], 2012: 655-662.
- [23] YANG J, YIN Z Y, LAOUAFA F, et al. Modeling coupled erosion and filtration of fine particles in granular media[J]. **Acta Geotechnica**, 2019, 14(6): 1615-1627.
- [24] VARDOULAKIS I, STAVROPOULOU M, PAPANASTASIOU P. Hydro-mechanical aspects of the sand production problem[J]. **Transport in Porous Media**, 1996, 22(2): 225-244.
- [25] 罗玉龙, 速宝玉, 盛金昌, 等. 对管涌机理的新认识. 岩土工程学报, 2011, 33(12): 1895-1902.
- LUO Yu-long, SU Bao-yu, SHENG Jin-chang, et al. New understandings on piping mechanism[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2011, 33(12): 1895-1902.