

颗粒形状对隧道开挖砂性地层稳定性影响的力学响应分析

高 昆¹, 高晓耕²

¹中铁隧道集团二处有限公司, 河北 廊坊

²同济大学土木工程学院地下建筑与工程系, 上海

收稿日期: 2022年11月16日; 录用日期: 2022年12月22日; 发布日期: 2022年12月31日

摘 要

颗粒形状是影响土体强度及变形特性的重要因素, 现有研究主要聚焦于颗粒形状对土体物理力学性质的影响。为研究颗粒形状对隧道开挖后砂性地层稳定性的影响, 选取典型的颗粒形状表征参数构建离散单元模型模拟隧道开挖, 系统分析颗粒形状对隧道开挖后砂性地层应力重分布、地层变形及地层-隧道衬砌相互作用的演化规律。研究表明: 隧道开挖后砂性地层会产生一定的土拱效应, 土拱效应强弱由地层沉降及地层-隧道相互作用表征, 尤其是土体的扁平颗粒比方正颗粒在隧道开挖后更有利于形成稳定的土拱。

关键词

隧道工程, 土拱效应, 颗粒形状, 稳定性, 力学响应

Mechanical Response Analysis Due to the Influence of Particle Shape on the Stability of Sandy Ground after Tunnel Excavation

Kun Gao¹, Xiaogeng Gao²

¹China Railway Tunnel Group No. 2 Co., Ltd., Langfang Hebei

²Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai

Received: Nov. 16th, 2022; accepted: Dec. 22nd, 2022; published: Dec. 31st, 2022

Abstract

Particle shape is an important factor affecting the strength and deformation characteristics of soils. The existing researches in this field mainly focus on the influence of particle shape on the

physical and mechanical properties of soils. In order to explore the influence of particle shape on the stability of sandy ground after excavation, a series of discrete element models are established simulating tunnel excavation in ground with different representative particle shape descriptors. The influences of particle shape on evolutions of ground stress redistribution, ground settlement and ground-tunnel structure interaction after excavation are comprehensively investigated. The results show that there exists certain soil arching effect in cohesion less ground after tunnel excavation. The soil arching effect can be manifested from the ground settlement and ground-tunnel structure interaction. Especially, flat particles are more favorable for the formation of stable arching structures than squared particles.

Keywords

Tunnel Engineering, Soil Arching, Particle Shape, Stability, Mechanical Response

Copyright © 2022 by author(s) and Hans Publishers Inc.

This work is licensed under the Creative Commons Attribution International License (CC BY 4.0).

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



Open Access

1. 引言

土体是一种典型的颗粒材料,具有明显的非连续性、不均匀性和各向异性。天然土体颗粒在复杂的地质作用过程中,由于颗粒成分、历史沉积和地应力环境等因素的不同,会演化形成复杂多样的结构形状,而这种几何形状的多样性与土体宏观力学特性及工程性质密切相关,是影响隧道开挖地层响应的关键因素。

目前对颗粒形状的研究主要聚焦于其对土体物理力学性质的影响。如 Cho 等[1]通过对已有大量试验数据的分类总结获得了颗粒形状对土体压缩性能、强度及密实度等的影响规律。Yang 和 Wei [2]以及 Wei 和 Yang [3]将不同形状的细粉添加到相同均匀的石英砂中,开展不排水三轴试验,发现颗粒形状对土体的抵抗液化能力有较大影响。Keramatikerman 等[4]使用静三轴压缩试验研究了颗粒形状的影响,用圆度、球度和规则度描述三种不同形状的砂颗粒,发现碎砂和混合砂表现出了剪胀性,而天然砂表现出应变软化收缩的行为。赵书辉等[5]通过对三种不同形状的粗砂进行室内直剪试验,探究了颗粒形状对粗砂抗剪强度的影响,指出四种颗粒形状参数敏感性由大到小依次为:长宽比 > 扁平度 > 磨圆度 > 球度,颗粒形状愈规则,峰值内摩擦角就愈小,剪切后期颗粒间滑动摩擦就愈小。也有一些学者通过离散单元模拟探究颗粒形状对宏观物理力学性质的影响机理。如 Gong 等[6]通过开展离散单元模拟研究了不同形状的细颗粒掺量对不连续级配土体强度和变形特性的影响。而 Zhu 等[7]则通过离散单元模拟获得了粗颗粒圆度对不连续级配土体强度及剪胀性的影响。魏婕等[8]采用离散单元法对四种不同形状的粗粒土模型进行直剪试验模拟,指出异形颗粒间咬合自锁作用大于纯圆颗粒,试样的抗剪强度随形状系数的减小有增大的趋势。

传统的对盾构隧道开挖地层稳定性的研究分析主要聚焦在其宏观稳定性上[9] [10] [11],对其细观力学机理考虑得较少,即使是采用离散单元法来模拟隧道开挖[12] [13] [14],其关注点仍是地层的宏观强度及变形参数对隧道开挖地层响应的影响,而较少考虑地层组成颗粒形态的作用。天然砂土颗粒形状是不规则的,不规则的颗粒形状会导致地层形成自锁结构。颗粒形状的差异会导致自锁结构的稳定性不同,从而影响隧道开挖后地层的稳定性及变形模式。

本文采用颗粒流离散单元法[15]进行了数值试验,首先选取典型的颗粒形状表征参数构建不规则颗粒组成的砂性地层模型并进行隧道开挖模拟,重点分析颗粒形状因素对隧道开挖后砂性地层响应及地层-隧道相互作用的影响,同时开展隧道开挖力学行为分析,探究颗粒形状对隧道开挖砂性地层稳定性影响的力学响应。

2. 数值模型建立

2.1. 颗粒级配及形状参数

颗粒级配参考 Luo [16] [17] 采用的福建标准砂级配。为了综合描述颗粒的不规则形状, 揭示颗粒形状对砂土宏观的力学性能以及变形性能的影响规律, 选取两个被广泛应用的形状定量表征指标: 细长比 AR (Aspect Ratio) (图 1) 和凹凸度 C (Convexity) (图 2)。其中细长比的定义为:

$$AR = \frac{D^{F \min}}{D^{F \max}} \quad (1)$$

式中: $D^{F \min}$ 代表与颗粒外轮廓相切平行线之间的最短距离, $D^{F \max}$ 代表与颗粒外轮廓相切平行线之间的最长距离。凹凸度表征颗粒的凹陷程度, 其计算公式为:

$$C = \frac{A}{A+B} \quad (2)$$

式中: A 表示颗粒的几何面积, B 表示颗粒凹陷区域的几何面积, 也可以用颗粒凸包的面积与颗粒面积做差得出。凹凸度也是一个 0 到 1 之间的值。凸度越接近 1, 说明颗粒形状越圆滑, 接近一个凸多边形的形状; 凸度越接近 0, 颗粒凹陷程度越高, 缺口越大。

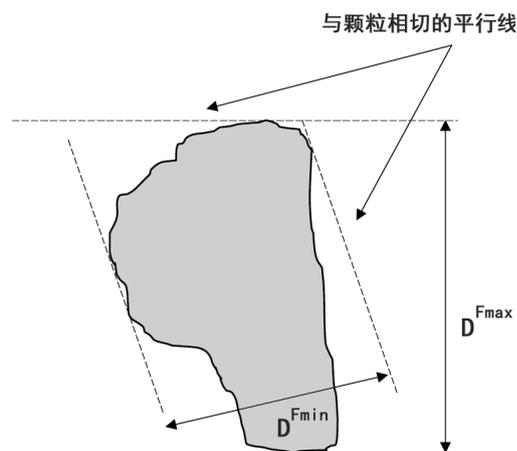


Figure 1. Definition of aspect ratio
图 1. 细长比定义示意图

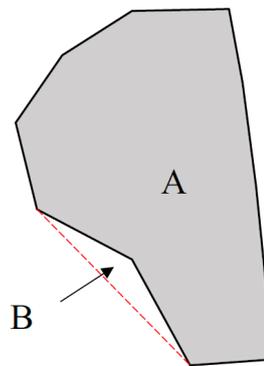


Figure 2. Definition of convexity
图 2. 颗粒凸度示意图

采用 ITASCA 公司 PFC2D v5.0 进行建模计算。首先构建出一个长宽比等于 AR 的矩形, 在矩形内部四个角点附近绘制四个内切圆, 从而使得颗粒细长比不会随着内切圆半径的改变而改变, 然后基于颗粒凹凸性 C , 采用下式求解需要的内切圆半径 r :

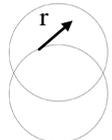
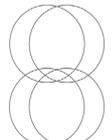
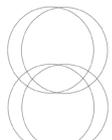
$$\frac{AR - (4 - \pi)r^2 - 2 \left[r(AR - 2r) - \pi r^2 \frac{90 - \theta_1}{180} - \frac{1}{2} r^2 \sin 2\theta_1 \right] - 2 \left[r(1 - 2r) - \pi r^2 \frac{90 - \theta_2}{180} - \frac{1}{2} r^2 \sin 2\theta_2 \right]}{AR - (4 - \pi)r^2} = C \quad (3)$$

式中, $\theta_1 = \arccos \frac{AR - 2r}{2r}$, $\theta_2 = \arccos \frac{1 - 2r}{2r}$ 。

获得某形状的颗粒簇基本单元后, 利用 PFC2D 中 clump 建模的 diameter 命令, 并设置好对应的圆颗粒直径, 即可自动将颗粒簇的尺寸等比例放缩, 最终建出与目标圆颗粒具有相同面积的团簇颗粒模型。如表 1 所示, 本文主要考虑 3 种 AR 参数和 3 种 C 参数。

Table 1. List of particle shape parameters

表 1. 模型颗粒形状参数表

编号	AR	C	r	形状示意
AR2C3	0.7	0.99	0.35	
AR4C3	0.85	0.99	0.346	
AR6C3	1.0	0.99	0.363	
AR2C1	0.7	0.95	0.276	
AR2C2	0.7	0.97	0.302	

2.2. 本构模型及参数选取

已有文献表明, 单纯采用团簇结构无法完全反映颗粒形状对于土体宏观力学行为的影响。为此, 在线性弹性接触模型的基础上引入抵抗转动模型, 使得模拟材料的强度和剪胀性更加接近真实土体。转动抵抗线性模型则是在法向和切向线性接触模型的基础上, 在转动方向引入与转矩方向相反的力矩 \mathbf{M}^r 以降低颗粒的转动。与切向线性接触模型类似, 需设定一个滚动摩擦系数, 当滚动抵抗力矩超过一定限值时, 滚动抵抗力矩不再继续提升, 具体公式如下:

$$\mathbf{M}^r = \begin{cases} k^r \Delta\theta, & \|\mathbf{M}^r\| \leq M^* \\ \mathbf{M}^* \left(\mathbf{M}^r / \|\mathbf{M}^r\| \right), & \text{otherwise} \end{cases} \quad (4)$$

$$M^* = \mu_r \bar{R} F_n^l \quad (5)$$

式中转动刚度 $k_r = k_s \bar{R}^2$, M^* 是最大滚动抵抗力矩, μ_r 是滚动摩擦系数, $\bar{R} = \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}$ 是接触有效半径,

通过接触两端颗粒的半径 R_1 和 R_2 求得, F_n^l 是法向接触力, \mathbf{M}^r 为最终的滚动抵抗力矩。

为确保输入参数的准确性, 基于 Luo [16] 的福建砂中掺杂破碎玻璃砂的三轴试验对试验参数进行标定, 所获得的应力应变曲线如图 3 所示, 标定后的主要输入参数如表 2 所示。具体标定流程及标定结果分析可参见文献[18]。

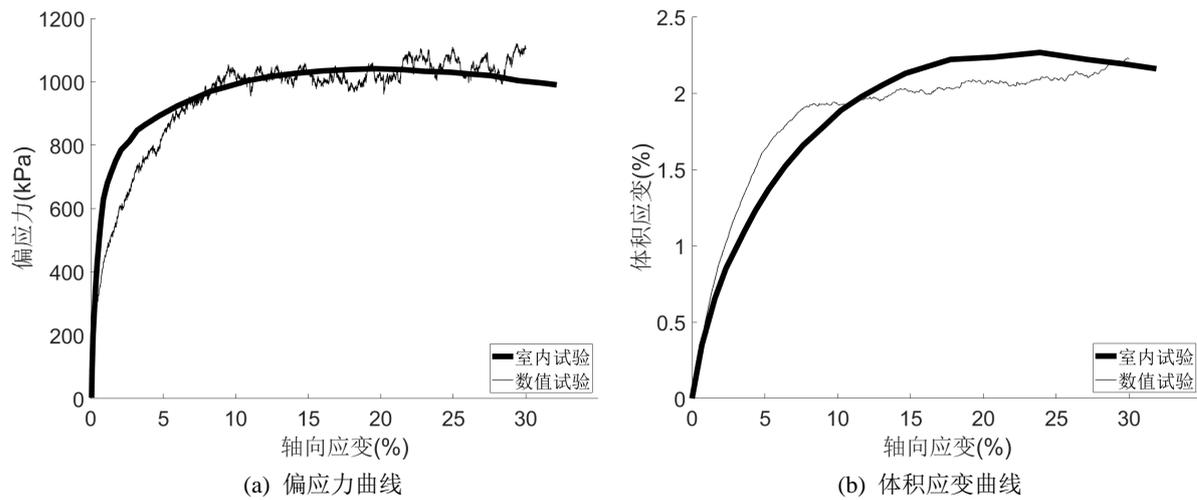


Figure 3. Comparing the calibrated stress-strain curves with experimental ones

图 3. 标定的应力应变曲线与试验曲线对比

Table 2. Calibrated input parameters

表 2. 标定后参数

颗粒法向刚度(Pa)	颗粒切向刚度(Pa)	颗粒摩擦系数	颗粒转动摩擦系数	颗粒阻尼	墙体法向刚度(Pa)	墙体摩擦系数
2e9	1.333e9	0.5	0.5	0.5	1e12	0

2.3. 计算模型和分析步骤

为提高计算效率, 基于离心机试验原理, 将整个地层模型缩小, 然后通过放大重力加速度的方法使模型内的应力状态接近实际的地应力状态[12]。为使数值模型容易计算且尽可能地反映真实地层状态, 做以下基本假设:

- 1) 初始应力场只考虑自重应力场, 不考虑构造应力场;
- 2) 计算模型不考虑地下水的影响;
- 3) 隧道为全断面一次开挖, 并且忽略施工的时间影响;
- 4) 将衬砌视固定的刚性墙体, 忽略衬砌收敛变形引起的应力重分布。

隧道开挖砂性地层稳定性影响分析的主要步骤如下:

- 1) 地层生成

地层模型宽 100 mm, 高 150 mm, 重力加速度设置为 400 g, 根据土工离心模型试验原理, 模型尺寸相当于线性上放大了 400 倍。模型盒左右两侧墙体刚度相比颗粒为无限大, 提供水平方向位移约束, 模型底面同理施加竖直方向位移约束, 地表不设约束。所有墙体 wall 单元均视为光滑, 无摩擦力。以初始孔隙率 0.3 在整个模型内填充不同粒径相同形状的颗粒, 设置摩擦系数为 0, 让它们在重力的作用下自然堆积、固结并达到平衡状态, 然后删去上部多余的颗粒使地表处于水平状态, 并重新达到平衡状态, 最后调回正常的摩擦系数 0.5。生成后的地层模型如图 4 所示, 颗粒总数约 18 万。

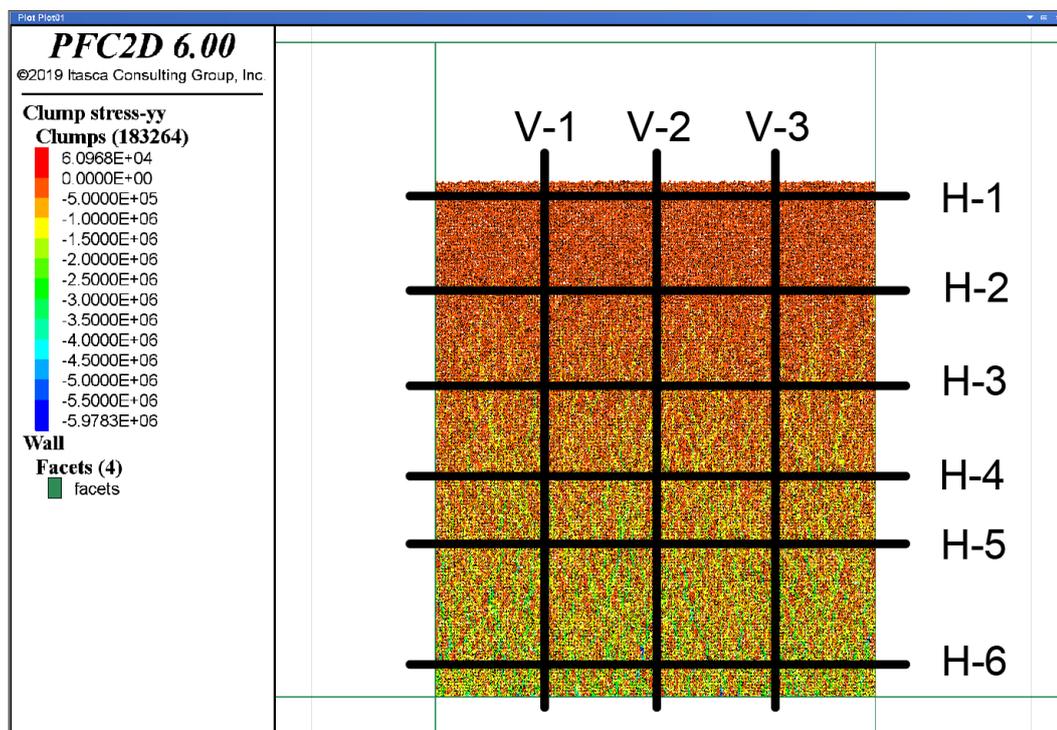


Figure 4. The stratum model after natural deposition
图 4. 自然堆积稳定状态后的地层模型

2) 隧道开挖

模型隧道开挖直径 6.5 米, 隧道上覆砂土层厚度为三倍隧道直径, 即 19.5 米。由于离心模型的放大作用, 在数值模型中隧道断面圆心位于地表中点向下 0.0569 m 处, 断面圆直径为 0.0163 m, 对应实际尺寸直径 6.5 米, 隧道断面圆心位于地表下方 22.75 米。在开挖时一次删去断面圆范围内的所有颗粒簇, 并在断面圆周上添加墙体单元, 衬砌刚度设置为 1000 GPa, 然后让模型运行 30 个时间单位 T, 每个 T 长度为 0.0002 秒。

3) 监测断面设置

为研究隧道开挖前后地层的力学响应, 设置如图 4 所示的若干水平与竖直断面, 其中: 三条竖直测线 V-1 ($x = -0.025$ m), V-2 ($x = 0$ m)、V-3 ($x = 0.025$ m); 六条水平测线 H-1 ($y = 0$ m), H-2 ($y = -0.0244$ m)、H-3 ($y = -0.0488$ m)、H-4 ($y = -0.065$ m)、H-5 ($y = -0.0813$ m)、H-6 ($y = -0.114$ m), 分别对应了埋深 0D、1.5D、3D、4D、5D、7D。将开挖前的整个模型区域分割为 30×30 个小方格, 通过测量圆获得 σ_{xx} 、 σ_{yy} 、 σ_{xy} 、 σ_{yx} 四个参数, 同时追踪每个方格内的颗粒位移变化, 在开挖完模型稳定后读出每个颗粒的位移数据, 然后按照颗粒面积取加权平均获得代表这个小方格土体的平均位移量。基于监测的结果可分析隧道开挖砂性地层中的稳定性影响因素和力学响应。

3. 隧道开挖前后力学响应

3.1. 开挖前地层应力分布

为便于分析, 所有计算结果均转化为原型隧道的数值。AR2C3 隧道模型开挖前竖向应力 σ_{yy} 分布如图 5 所示。其中竖向应力理论解是由假设某埋深范围内所有颗粒重量均匀作用该埋深水平线上计算获得, 具体公式[15]如下:

$$P_y = \frac{\sum_{y_i \leq y} \rho g S_i}{D} \quad (6)$$

式中 y 是埋深值, ρ 是土体颗粒密度, y_i 、 S_i 分别是某个颗粒的埋深与面积, D 是模型的宽度。

由图 5 可知, 三条竖向测线上的竖向应力分布基本相同, 随着深度的增加呈线性增长, 与理论解吻合。然而随着埋深的增加, 竖向应力波动也越加明显, 这主要是由于颗粒材料的非连续性与非均质性引起的。水平向应力 σ_{xx} 分布与相应计算而出的侧压力系数如图 6 所示。与竖向应力类似, 水平应力也基本

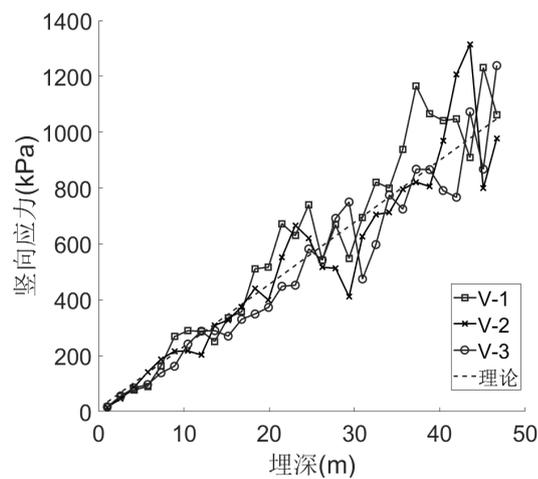


Figure 5. Distribution of vertical stress σ_{yy} before excavation

图 5. 开挖前竖向应力 σ_{yy} 分布

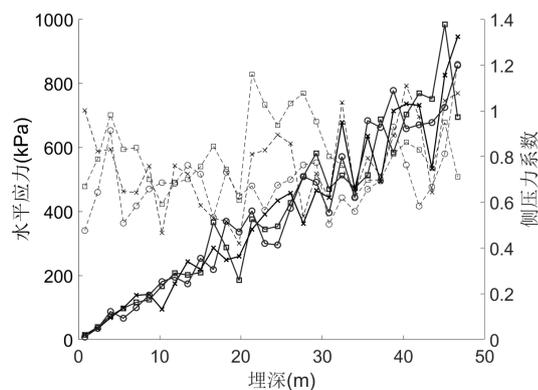


Figure 6. Distribution of horizontal stress (solid line) and coefficient of lateral earth pressure (dashed line) before excavation

图 6. 开挖前水平应力(实线)及侧压力系数(虚线)分布

随着深度的增加线性增长, 且随着深度越大, 其震荡幅度也越大, 体现出更强的不均匀性。侧压力系数在 0.5 至 1 之间波动, 总体呈现出随埋深增加而增大的趋势, 侧压力系数平均值 $K_a \approx 0.764$ 。

3.2. 开挖后地层力学响应

隧道开挖后, 由于其卸载作用, 地层中的应力会进行重分布导致地层发生变形。AR2C3 隧道模型开挖地层稳定后的竖向及水平应力变化分别如图 7 和图 8 所示[18]。

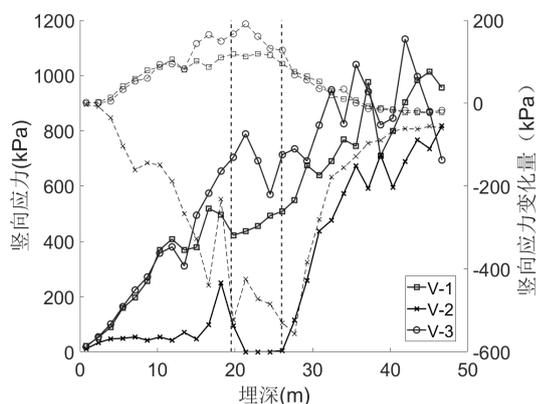


Figure 7. Distribution of vertical stress (solid line) and its variation (dashed line) after excavation

图 7. 开挖后竖向应力(实线)及其变化量(虚线)分布

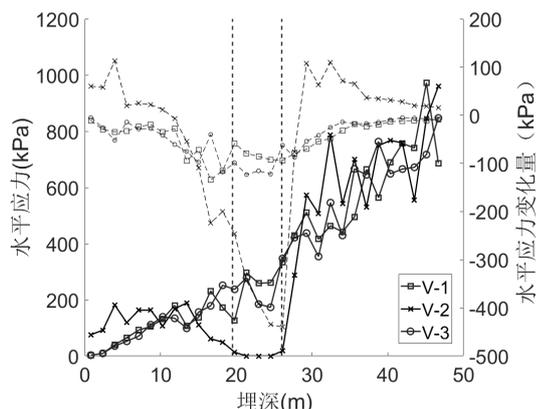


Figure 8. Distribution of horizontal stress (solid line) and its variation (dashed line) after excavation

图 8. 开挖后水平应力(实线)及其变化量(虚线)分布

上图中两条竖虚线为界的阴影部分表示隧道开挖的埋深范围。隧道开挖后, 相比初始状态隧道拱顶和拱底应力均明显降低, 开挖区域内竖向应力几乎减小为零, 而 V-1 和 V-3 测线靠近隧道开挖区域竖向应力却略有提高, 这说明开挖后隧道周围存在着拱效应, 隧道上方和下方的竖向应力被重新分布至隧道的左右两侧。而在远离隧道的区域, 竖向应力的分布与开挖前则区别较小。隧道开挖区域水平应力显著减小, 而在邻近区域水平应力却有一定的提升, 这是由于应力拱的存在, 竖向应力传递至拱脚形成水平应力。V-1 和 V-3 测线处水平应力变化不大。

使用深埋圆形隧道的二次应力状态经典理论解作为对照[19], 由于数值模型中计算得到土体的侧压力系数 $\lambda = 0.764$, 因此选用 $\lambda \neq 1$ 时的计算简图, 如图 9 所示:

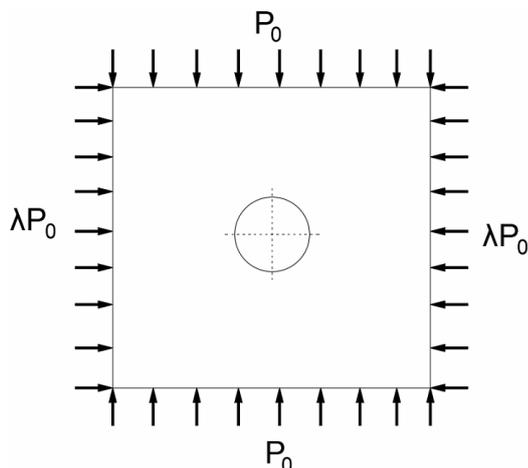


Figure 9. Calculation model for the excavation of a deep tunnel

图 9. 深埋圆形隧道开挖计算简图

该理论解做了以下几点简化假设:

- 1) 不计土体的自重, 不计洞室开挖带来的重力变化;
- 2) 仅考虑弹性, 材料需满足弹性力学中的基本假设条件, 包括连续、完全弹性、均匀、各向同性与小变形;
- 3) 洞室开挖处不加衬砌, 因此边界条件是洞周的法向应力为零。

在 $\lambda \neq 1$ 的情况下, 任意一点的应力状态为[20]:

$$\sigma_r = \frac{p_0}{2} \left[(1+\lambda) \left(1 - \frac{r_a^2}{r^2} \right) - (1-\lambda) \left(1 - 4 \frac{r_a^2}{r^2} + 3 \frac{r_a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] \quad (7)$$

$$\sigma_\theta = \frac{p_0}{2} \left[(1+\lambda) \left(1 + \frac{r_a^2}{r^2} \right) + (1-\lambda) \left(1 + 3 \frac{r_a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] \quad (8)$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{p_0}{2} \left[(1-\lambda) \left(1 + 2 \frac{r_a^2}{r^2} - 3 \frac{r_a^4}{r^4} \right) \sin 2\theta \right] \quad (9)$$

开挖产生的位移计算公式为:

$$\Delta u = \frac{(1+\mu) p_0}{2E} \frac{r_a^2}{r} \left\{ (1+\lambda) - (1-\lambda) \left[4(1-\mu) - \frac{r_a^2}{r^2} \right] \cos 2\theta \right\} \quad (10)$$

$$\Delta v = \frac{(1+\mu) p_0}{2E} \frac{r_a^2}{r} \left\{ (1-\lambda) \left[2(1-2\mu) + \frac{r_a^2}{r^2} \right] \sin 2\theta \right\} \quad (11)$$

其中, $p_0 = \rho gh \approx 589 \text{ kPa}$ 为隧道轴心处的理论竖向土压力, $\lambda = 0.764$ 为侧压力系数, r 、 θ 分别是某点处的两个极坐标分量, r_a 是开挖圆形洞室的半径, E 是弹性模量, 通过对 AR2C3 颗粒形状的偏应力-应变曲线图中的初始斜率的测算, 得到 $E = 35 \text{ MPa}$, μ 为土体泊松比, 通过式(4.8)算出:

$$\lambda = \frac{\mu}{1-\mu} \quad (12)$$

该理论解是以开挖隧道边界处径向应力为零作为边界条件的, 而在数值模型中有无限刚度衬砌的存

在, 与此同时, 为了删去所有接触到衬砌内部的颗粒, 存在一定量的超挖, 衬砌上不同位置超挖的部分各不相同, 如图 10 所示:

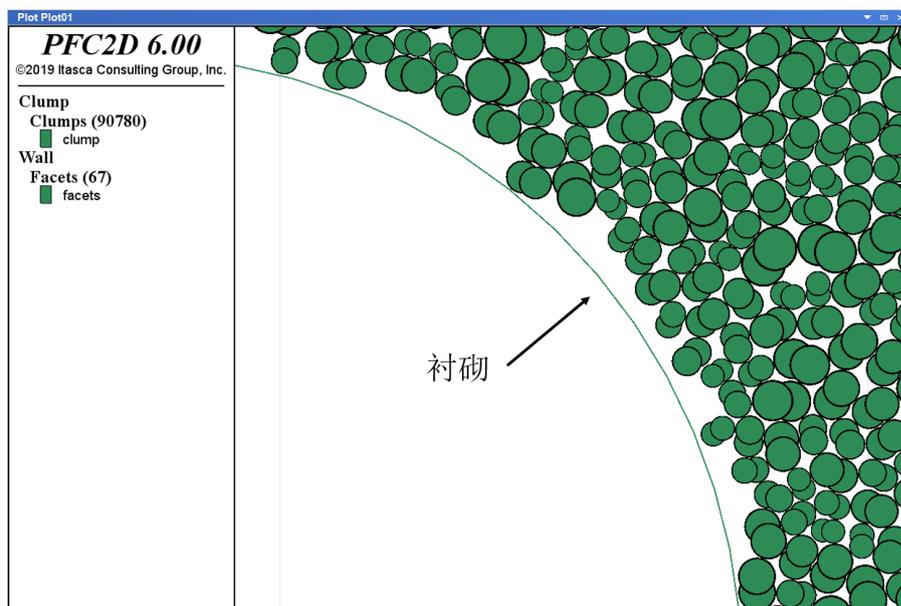


Figure 10. Enlarged sketch of overexcavated part in numerical model
图 10. 数值模型超挖部分放大示意图

因此, 再以隧道边界径向应力为零作为边界条件是不合适的, 在此选择颗粒的平均半径作为整体的超挖程度, 统计结果约为 0.25 mm (模型中), 对应于实际尺寸为 0.1 m, 将目前开洞处的位移设置为 0.1 m 作为边界位移约束条件, 考虑到径向位移为主导, 将其带入式(10)中, 其中含 $\cos 2\theta$ 项表明在整个圆周范围有正有负, 且数学期望值为零, 仅考虑平均可忽略此项, 这样该式可简化为下式:

$$\Delta u = \frac{(1+u)p_0}{2E} \frac{r_a^2}{r} (1+\lambda) \quad (13)$$

通过(13)式求出 $r_a = 3.91$ m, 假想开挖了一个半径为 3.91 m 的圆形隧道, 在理论解中, 将在半径为 3.25 m 处产生径向平均 0.1 m 的位移, 在这种假想下, 3.91 m 的开挖面处的径向位移不足 0.1 m, 在此处的径向应力为零, 而在 3.25 m 至 3.91 m 的区间内径向应力理论值会算出一个负值, 而无粘聚力的颗粒材料是不能抗拉的, 因此在理论解中修正为零。

考虑到隧道上下方在数值模型中的竖向压力差有近 170 kPa, 并不完全符合理论解的假设条件, 因此只验算隧道轴心水平线上的应力场, 如图 11 所示:

可以看到, 水平应力上数值解与理论解的趋势相同, 从衬砌边起都是从零开始逐渐增大, 且数值上偏差不大; 而竖向应力在洞周的偏差较大, 弹性条件的理论解算出了一个很大的值, 这是显然不符合实际的, 这种应力状态早已超过第二章中的土体破坏包络线。

因此使用式(14)的摩尔库伦屈服准则可将塑性考虑进来[19]:

$$\sigma_\theta = \frac{1+\sin\phi}{1-\sin\phi} \sigma_r + \frac{2c \cos\phi}{1-\sin\phi} \quad (14)$$

式中, $\phi = 34.148^\circ$ 取自表 2.4, $c = 0$ 。

考虑塑性的隧道轴心水平线应力场数值解与理论解对比如下:

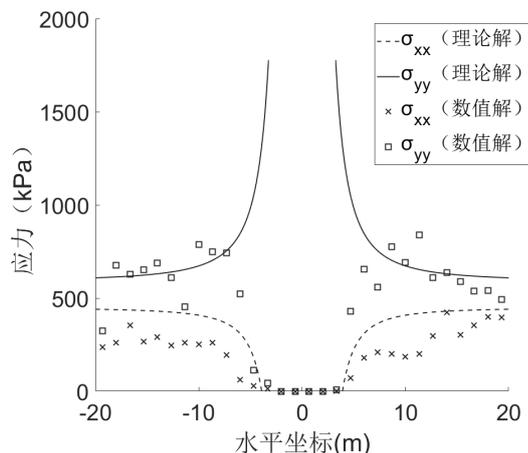


Figure 11. Stress comparison of numerical and analytical results along the tunnel center axis

图 11. 隧道轴心水平线应力场数值解与理论解对比

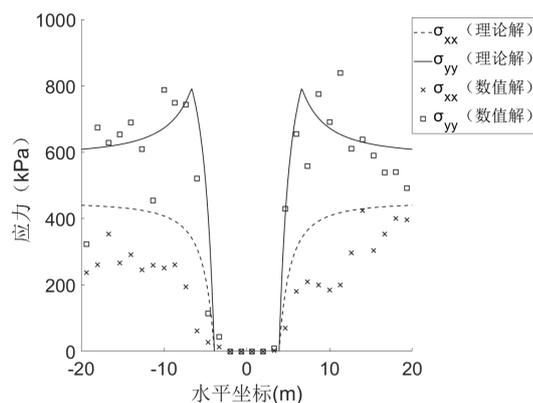


Figure 12. Stress comparison of numerical and analytical results along the tunnel center axis considering the factor of plasticity

图 12. 考虑塑性的隧道轴心水平线应力场数值解与理论解对比

可以图 11 和图 12 中看出, 竖向应力分布的理论解与数值解趋势相同, 且数值上相差也不大。

3.3. 地层 - 隧道相互作用

图 13 表示 AR2C3 地层隧道模型中衬砌上土体法向力与方向角(与 x 轴正半轴的夹角)的关系。以 0.0002 秒为一个时间单位 T , $0T$ 代表开挖开始的时刻, 对 $1T$ 、 $2T$ 、 $5T$ 、 $15T$ 、 $30T$ 五个时刻做出衬砌上应力分布图如下, 方向角为点到隧道轴心连线与 x 轴正半轴的夹角。由图可知, 地层 - 衬砌接触应力分布不均, 局部位置存在明显的应力集中情况。AR2C3 模型, 应力集中点分别位于与 x 轴正半轴呈 85° 、 220° 和 320° 附近, 位于衬砌的正上方与两个侧下方, 这些位置的应力大小达到了其他位置的应力值数倍。其中, 拱顶位置为竖向最大松动应力位置, 而侧下方接近土拱拱脚, 应力集中可能是由于拱效应导致的。开挖结束后初期, 衬砌所受地层应力显著下降, 而后随着时间的推移逐渐增加最终趋于稳定。

观察稳定初期时刻的衬砌应力分布, 可以看到衬砌首先受力部位是两个侧下方(即“土拱”拱脚), 这是因为隧道下方地应力比上方地应力更大, 让地层更快地收敛到了衬砌边界上, 之后这两个位置的应力有所减小, 而衬砌上方的集中应力变大, 因为隧道上方的地层无法形成完整土拱, 需要由衬砌承担。随

着 T 继续增大, 各点应力值就逐渐向稳定阶段的应力值靠拢, T 时刻越大变化幅度越小。

取衬砌上部半圆环, 通过下式可以计算得到作用在衬砌上方的竖向土压应力[20]:

$$\sigma_v = \frac{\int_{0 < \alpha < \pi} \sigma_c \sin \alpha \frac{D}{2} d\alpha}{D} = \frac{1}{2} \int_{0 < \alpha < \pi} \sigma_c \sin \alpha d\alpha \quad (15)$$

式中: σ_c 是衬砌上的法向应力, α 是该应力所处衬砌法线方向与 x 轴的夹角, σ_v 是平均在衬砌直径上的土体竖向应力。可以看到, 作用在衬砌上半圆的竖向土压应力在开挖后很快上升, 小幅度震荡后稳定在约为 94 kPa。

在太沙基土压力公式中, 所有的参数都已得到, 可近似计算出一个作用在衬砌上方应力的理论解[15]:

$$\sigma_v = \frac{B_1 \left(\gamma - \frac{c}{B_1} \right)}{2K_a \tan \varphi} \left(1 - e^{-2K_a \frac{H}{B_1} \tan \varphi} \right) \quad (16)$$

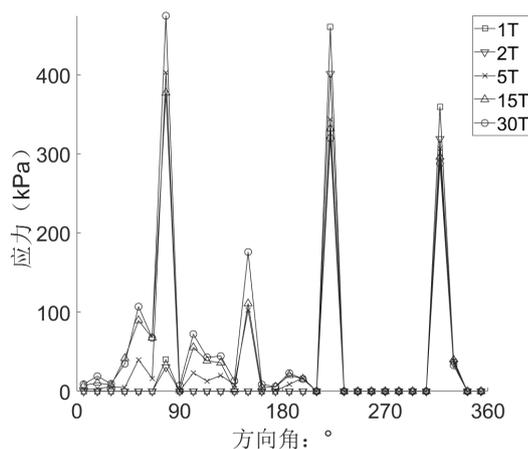


Figure 13. Normal contact stress over the lining ring at different instants

图 13. 不同时刻衬砌上应力分布图

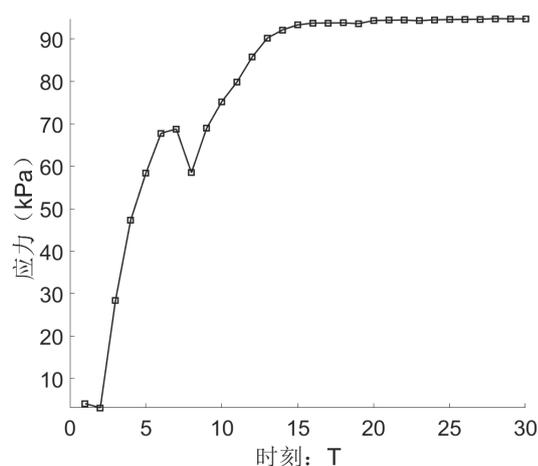


Figure 14. Average vertical stress acting on the lining at different instants

图 14. 不同时刻衬砌上平均竖向应力

其中 $\varphi = 34.148^\circ$, $K_a = 0.764$, $B_1 = 1.53D = 9.95 \text{ m}$, $\gamma = 2640 \times 9.8 = 25872 \text{ N/m}^3$, $H = 3D = 19.5 \text{ m}$, $c = 0$ 。由此可得 $\sigma_v = 215.8 \text{ kPa}$ 。可以看到, 数值解中衬砌上方受到的平均竖向应力要比理论解小很多, 这是因为虽然模型中的颗粒材料无法形成完整土拱, 但仍存在着一定的自承能力。另外, 太沙基理论假设破坏面为延伸至地表的竖直面。然而, 从图 14 可知, 数值模拟中形成明显的坍塌拱且坍塌区域并未延伸至地表。由此可见, 真实地层的拱效应要明显区别于理论假设, 太沙基土拱理论有可能低估了土拱效应, 偏保守。

4. 结论

基于离心机试验原理构建的离散元数值仿真模型, 研究了砂性地层颗粒形状对地层稳定性影响的力学响应, 并通过对比地层-隧道相互作用的机理探讨和理论解的对比分析, 获得的主要结论如下:

1) 隧道开挖后其周围存在着明显的拱效应, 隧道上方和下方的竖向应力被重新分布至隧道的左右两侧, 引起隧道两腰处水平应力的增加, 且开挖引起的地层变形基本符合经典 Peck 公式。

2) 隧道开挖后, 衬砌所受地层应力发生动态调整, 且地层压力分布非均匀, 在拱顶和两腰出现明显的应力集中; 作用在衬砌上方的竖向土压应力远小于太沙基理论计算公式结果, 表明地层具有较好的自承能力, 形成了一定的拱效应。

3) 隧道开挖发生滑移的接触主要集中于土拱区域, 且颗粒间的咬合内锁作用较强; 而当颗粒细长比较小(方正)或凹陷程度较大(缺齿)时, 隧道开挖发生滑移的接触分布较为离散, 且颗粒间的咬合内锁作用减弱。这是导致具有不同颗粒形状参数的地层表现出不同稳定性的内在原因。

参考文献

- [1] Cho, G.C., Dodds, J. and Santamarina, J.C. (2006) Particle Shape Effects on Packing Density, Stiffness, and Strength: Natural and Crushed Sands. *Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering*, **133**, 591-602. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2006\)132:5\(591\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2006)132:5(591))
- [2] Yang, J. and Wei, L.M. (2012) Collapse of Loose Sand with the Addition of Fines: The Role of Particle Shape. *Geotechnique*, **62**, 1111-1125. <https://doi.org/10.1680/geot.11.P.062>
- [3] Wei, L.M. and Yang, J. (2014) On the Role of Grain Shape in Static Liquefaction of Sand-Fines Mixtures. *Géotechnique*, **64**, 740-745. <https://doi.org/10.1680/geot.14.T.013>
- [4] Keramatikerman, M. and Chegenizadeh, A. (2017) Effect of Particle Shape on Monotonic Liquefaction: Natural and Crushed Sand. *Experimental Mechanics*, **57**, 1341-1348. <https://doi.org/10.1007/s11340-017-0313-z>
- [5] 赵书辉, 魏厚振, 吴永洁, 等. 颗粒形状对粗砂直剪特性影响研究[J]. *土工基础*, 2020, 34(6): 740-744.
- [6] Gong, J., Nie, Z.H., et al. (2019) Exploring the Effects of Particle Shape and Content of Fines on the Shear Behavior of Sand-Fines Mixtures via the DEM. *Computers and Geotechnics*, **106**, 161-176. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2018.10.021>
- [7] Zhu, Y.G., Gong, J. and Nie, Z.H. (2021) Shear Behaviours of Cohesionless Mixed Soils Using the DEM: The Influence of Coarse Particle Shape. *Particuology*, **55**, 151-165. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2020.07.002>
- [8] 魏婕, 魏玉峰, 黄鑫. 颗粒形状对粗粒土剪切变形影响的细观研究[J]. *水文地质工程地质*, 2021, 48(1): 114-122.
- [9] 胡欣雨, 张子新. 基于开挖面实际破坏模式的盾构隧道稳定性分析模型[J]. *上海交通大学学报*, 2013, 47(9): 137-144.
- [10] 吴威, 李广明, 史玉金, 王建华. 上海地层长期变形特性及其对基础设施的影响[J]. *上海交通大学学报*, 2018, 52(11): 1429-1436.
- [11] Zhang, D.M., Huang, Z.K., Li, Z.L., et al. (2019) Analytical Solution for the Response of an Existing Tunnel to a New Tunnel Excavation Underneath. *Computers and Geotechnics*, **108**, 197-211. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2018.12.026>
- [12] Zhang, Z.X., Hu, X.Y. and Scott, K.D. (2011) A Discrete Numerical Approach for Modelling Face Stability in Slurry Shield Tunnelling in Soft Soils. *Computers and Geotechnics*, **38**, 94-104. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2010.10.011>

-
- [13] Zhang, Z.H., Xu, W.S., Nie, W.T. and Deng, L.M. (2020) DEM and Theoretical Analyses of the Face Stability of Shallow Shield Cross-River Tunnels in Silty Fine Sand. *Computers and Geotechnics*, **130**, Article ID: 103905. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2020.103905>
- [14] Yin, Z.-Y., Wang, P. and Zhang, F.S. (2020) Effect of Particle Shape on the Progressive Failure of Shield Tunnel Face in Granular Soils by Coupled FDM-DEM Method. *Tunnelling and Underground Space Technology*, **100**, Article ID: 103394. <https://doi.org/10.1016/j.tust.2020.103394>
- [15] 高晓耕. 颗粒形状对盾构隧道开挖地层稳定性影响的宏微观力学特性研究[D]: [硕士学位论文]. 上海: 同济大学, 2021.
- [16] Cundall, P.A. and Strack, O.D.L. (1979) A Discrete Numerical Model for Granular Assemblies. *Géotechnique*, **29**, 47-65. <https://doi.org/10.1680/geot.1979.29.1.47>
- [17] Luo, X.D. (2015) Investigation of the Mechanical Behavior of Granular Material: Effects of Particle Size Distribution and Particle Shape. Master's Thesis, The University of Hong Kong, Hong Kong.
- [18] Zhang, Z.X., Gao, X.G. and Wang, S.F. (2022) Role of Particle Shape on Ground Responses to a Circular Tunnel Excavation in Sandy Soil: Consequences from DEM Simulations. *Materials*, **15**, 7088. <https://doi.org/10.3390/ma15207088>
- [19] Scherle, M. (1977) Rohrvortrieb-Part 2. Bauverlag. Wiesbaden/Berlin.
- [20] 沈明荣, 陈建峰. 岩体力学[M]. 第2版. 上海: 同济大学出版社, 2015.