

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.053

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



考虑黏土土性参数与支护压力变异性的 盾构掌子面稳定性分析

杨文钰¹, 郑俊杰¹, 章荣军², 乔雅晴¹

(1. 华中科技大学 土木与水利工程学院, 武汉 430074; 2. 武汉大学 土木建筑工程学院, 武汉 430072)

摘要: 盾构掌子面稳定性的不确定性分析多侧重于土性参数的变异性, 较少考虑支护压力的变异性。基于 K-L 级数分解法建立描述土性参数空间变异性的三维随机场, 研究土性参数变异性对掌子面失稳模式、极限支护应力的影响规律, 讨论支护压力的均值与变异系数对失效概率的影响, 并据此确定支护压力均值特征值。结果表明: 黏性土黏聚力与内摩擦角的空间变异性对掌子面稳定性有重要影响, 其中内摩擦角的影响更甚; 掌子面失稳模式与随机场局部分布密切相关, 当掌子面前方随机场较分散时, 可能发生局部破坏; 掌子面的失效概率与支护压力的均值和变异系数密切相关, 支护压力的均值越大, 变异系数越小, 失效概率越小; 提出了掌子面支护压力均值特征值的概念, 并结合失效概率给出了确定方法。

关键词: 盾构隧道; 掌子面稳定性; 土性参数; 支护压力; 空间变异性

中图分类号: TU431; U455.7 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(2021)06-0027-11

Face stability analysis of shield tunnel considering variability of soil parameters and support pressure in clay

YANG Wenyu¹, ZHENG Junjie¹, ZHANG Rongjun², QIAO Yaqing¹

(1. School of Civil and Hydraulic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, P. R. China; 2. School of Civil Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, P. R. China)

Abstract: The probabilistic analysis of face stability of shield tunnel at present mostly focuses on the variability of soil parameters. However, few researches consider the variability of support pressure. In this paper, based on the K-L expansion, three dimensional random fields of soil parameters are generated to analyze the impact of variability of soil parameters on the failure mechanism of the tunnel face and the critical support pressure. Otherwise, the influence of mean value and the coefficient of variation of the support pressure on the failure probability has been discussed for determining the characteristic mean value of the critical support pressure. The results show that the spatial variability of cohesion and internal

收稿日期: 2020-12-01

基金项目: 国家重点研发计划(2016YFC0800200); 国家自然科学基金(51678267)

作者简介: 杨文钰(1996-), 女, 博士生, 主要从事岩土工程与隧道研究, E-mail: yangwy@hust.edu.cn.

郑俊杰(通信作者), 男, 教授, 博士生导师, E-mail: zhengjj@hust.edu.cn.

Received: 2020-12-01

Foundation items: National Key R&D Program of China (No. 2016YFC0800200); National Natural Science Foundation of China (No. 51678267)

Author brief: YANG Wenyu (1996-), PhD candidate, main research interests: geotechnical engineering and tunnelling, E-mail: yangwy@hust.edu.cn.

ZHENG Junjie (corresponding author), professor, doctoral supervisor, E-mail: zhengjj@hust.edu.cn.

friction angle has an important influence on the tunnel face stability, and the influence of variability of internal friction angle is more significant. The failure mechanism of the tunnel face is closely related to the local distribution of random field. When the local random field of the tunnel face is dispersed, the local failure may occurs. The failure probability of the tunnel face is relevant with the mean value and the coefficient of variation of the support pressure. The failure probability decreases with the mean value of support pressure increase or the coefficient of variation of support pressure decrease. The concept of characteristic mean value of the critical support pressure has been proposed, and the determination procedure is given in combination with the failure probability.

Keywords: shield tunnel; face stability; soil parameters; support pressure; spatial variability

随着城市的发展,盾构隧道成为充分利用地下空间最为有效的手段之一。掌子面稳定性是盾构隧道的经典问题,合适的掌子面支护压力不仅能够保证盾构施工的安全,同时也保障了盾构隧道周围建构筑物的安全。

对于盾构隧道开挖面失稳问题,大量的学者运用理论分析法^[1-3]、数值模拟法^[4-6]、模型试验法^[7-9]已经得到了丰富的研究成果。然而,土体的天然变异性与试验或场地的限制导致了人们对岩土体的认知缺乏,这决定了岩土体参数的不确定性^[10]。以上这些研究都把土体视作均质且各向同性的材料,在预测极限支护压力时可能会存在偏差。近年来,有学者将土性参数的不确定性考虑在盾构隧道掌子面稳定性的研究中,Mollon 等^[11-14]基于随机响应面等方法,研究了抗剪强度参数的变异性对掌子面稳定性的影响,揭示了土性参数变异性对极限支护压力的影响的基本规律。以上研究将土性参数视作随机变量,为进一步考虑土性参数的空间变异性,Mollon 等^[15]首先基于极限分析理论,得到了考虑抗剪强度参数空间变异性二维掌子面失效机制,Cheng 等^[16-19]考虑了砂土、黏性土以及成层土抗剪强度参数的空间变异性,研究表明,抗剪强度空间变异性对掌子面稳定性有重要影响,忽略这一特性可能高估掌子面的稳定性;极限支护压力与抗剪强度参数的变异系数、自相关距离密切相关。以上研究较全面地揭示了土性参数的不确定性对盾构隧道掌子面稳定性的影响规律,然而,鲜少有研究考虑掘进参数的不确定性。

在盾构隧道施工过程中,掌子面土体经过刀盘的切削作用进入土舱内部,掌子面处土体的稳定靠土舱压力与掌子面处水土压力相平衡来保持,盾构机推进油缸的推力、推进速度、螺旋输送机的出土

量^[20]与刀盘开口率^[21]等盾构机的参数都对土舱压力有一定的影响。通常情况下,为保持盾构掌子面的稳定,先根据地质条件设定土压力值,在盾构掘进过程中再根据土压传感器的变化人为做出调整^[22-23]。但目前土舱压力值的计算尚无固定方法^[24],一般参考工程地质、盾构机型等因素,由施工经验确定。工程地质条件的复杂性决定了土舱压力的值并非定值^[25];另外,盾构机的人为控制可能存在操作不当、违规操作等问题,也会导致盾构施工中土舱压力具有一定的变异性。因此,忽略支护压力(本文中提及的支护压力仅限于盾构中的土舱压力)变异性可能无法反映工程实际的复杂性,相应地可能会高估掌子面稳定性。基于此,笔者采用随机场理论与数值模拟分析相结合的方法,研究了黏性土内摩擦角与黏聚力空间变异性共同作用下对盾构隧道掌子面稳定性的影响,分析了黏聚力与内摩擦角变异性共同作用下对掌子面失稳模式和极限支护压力的变化规律,并结合概率分析法探讨了同时考虑土性参数空间变异性与支护压力变异性的可靠度分析方法。

1 数值模型的建立

1.1 问题描述

建立数值模型的核心问题是盾构隧道在黏性土掘进过程中的掌子面稳定性。盾构隧道掌子面稳定性的数值模型参考了 Mollon 等^[12]的研究,数值模型如图 1 所示。采用的数值模型隧道直径(衬砌管片外径) D 为 10 m,埋深 C (隧道拱顶距地表距离)为 10 m,为简化分析,不考虑地下水的影响。整个模型的计算域为 $50\text{ m} \times 40\text{ m} \times 26\text{ m}$ (长 \times 宽 \times 高),经验证,计算域的大小能使计算结果不受边界的影响^[12]。数值模型共有 52 240 个单元。由于采用应

力控制法分析盾构隧道掌子面稳定性时,掌子面上会出现较高的应力梯度,所以对掌子面以及掌子面后方土体单元进行了网格的加密,掌子面上共分为198个单元。模型的底部为固定边界,四周为法向位移约束边界,顶部为自由边界。为了简化分析,数值模型仅模拟了黏性土与衬砌管片两种材料,本构模型采用 Mohr-Coulomb 模型,衬砌管片采用线弹性模型,衬砌管片的厚度为 0.4 m。黏性土与衬砌管片材料参数如表 1 所示。

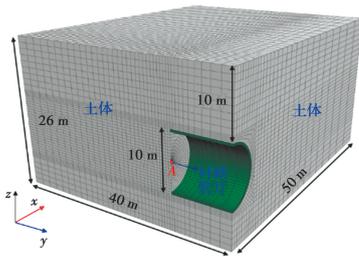


图 1 数值模型示意图

Fig. 1 Schematic diagram for the numerical modelling of the problem in this study

表 1 黏土与衬砌材料参数

Table 1 Properties for the clay and the lining segment

材料名称	重度/ ($\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$)	内摩擦 角/ $(^\circ)$	黏聚力/ kPa	泊松比	弹性模 量/MPa
土体	18	17	7	0.3	240
衬砌管片	25			0.2	15 000

1.2 改进二分法

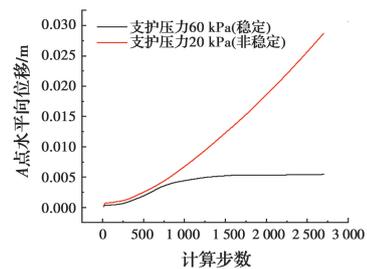
由于掌子面上的位移事先难以确定,所以采用较为常用的应力控制法进行计算。考虑到不确定性计算中的 Monte-Carlo 策略需要多次计算,选择了计算效率较高的改进二分法。

改进二分法基于简单二分法,简单二分法的流程可简单分为:1)确定计算上下限;2)将上下限的中间值代入计算,并根据计算结果更替上下限;3)不断重复前两个步骤直到计算结果达到特定的精度值。简单二分法的本质是进行几个稳定与不稳定的循环计算。然而,塑性流动往往出现在大量的计算步之后,尤其是对结果的精度要求苛刻时,将会耗费大量的时间。针对这一不足,Mollon 等^[12]提出了改进二分法,改进二分法的步骤如下:首先将土体的黏聚力赋予一个很大的值,这让土体变成弹性材料;接下来,手动设置内部应力为初始值的两倍,统计系统重新回到平衡状态所需要的计算步数 N ,根据 Mollon

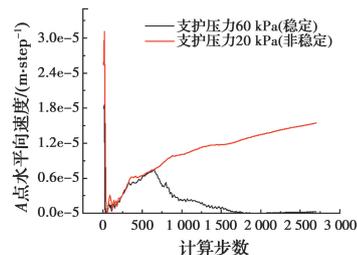
等^[12]的研究, N 的值接近于 3 000 步; N 的值确定后,将初始黏聚力重置为真实值,若循环 N 步后系统仍不平衡,则可认为该工况会进入塑性流动状态。由此可见,相比简单二分法,改进二分法大大的缩短了塑性流动状态工况的计算时间。所以,笔者采用改进二分法分析盾构隧道掌子面稳定性。

1.3 数值模拟的验证

在二分法中,选取合适的上下限对计算准确的极限支护压力非常重要。选择 60 kPa 与 20 kPa 作为改进二分法的上下限。图 2 展示了当计算步数 N 为 2 700 时,掌子面中心点 A(A 点的几何位置见图 1)位移与速度随计算步数的变化。支护压力为 60 kPa 时,在 2 000 步左右时,A 点的水平位移已经趋于定值,A 点的水平速度降为 0;而当支护压力为 20 kPa 时,计算 2 700 步后,A 点的水平位移与水平速度仍在增长。说明对于表 1 参数的黏性土而言,分析掌子面稳定性的改进二分法中 N 取 2 700 步,上下限取 60 kPa 与 20 kPa 是合理的。



(a) 水平位移与随计算步数的变化



(b) 水平速度随计算步数的变化

图 2 掌子面 A 点水平位移与水平速度随计算步数的变化

Fig. 2 Variation of the horizontal displacement and the horizontal velocity of point A on the tunnel face against the calculation steps

为验证数值模型的合理性,首先运用了逐级减小支护压力的应力控制法。支护压力从 100 kPa 开始逐步减小,为使系统达到塑性流动的状态,在每一支护压力所对应的工况下计算 10 000 步。图 3 是掌子面中心点水平位移-支护压力变化曲线,如图所示,曲线的拐点在 34 kPa 处,即极限支护压力为 34 kPa。

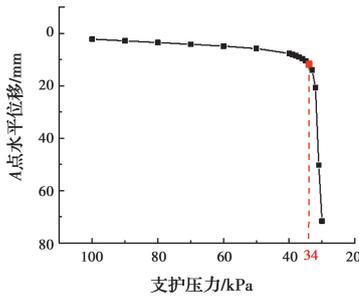


图 3 掌子面 A 点水平位移-支护压力变化曲线

Fig. 3 Variation of the horizontal displacement and of point A on the tunnel face against support pressure

运用改进二分法进行计算,设置精度为 1 kPa,计算结果为 34.53 kPa,此时相应的速度场如图 4 所示。这个结果不仅与应力控制法的计算结果相同,也与理论解^[26]与数值计算结果^[12]相符,这证明了模型与改进二分法的正确性。

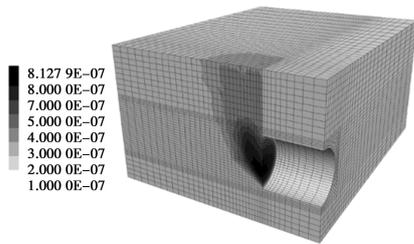


图 4 支护压力为 34.53 kPa 时的速度场

Fig. 4 Velocity field when the support pressure is 34.53 kPa

2 不确定性分析

2.1 基于随机场理论的盾构隧道掌子面稳定性分析

运用随机场理论对盾构掌子面的稳定性进行不确定性分析。采用随机场分布光滑度与连续性较好的高斯型自相关函数^[27],能够有效的描述土性参数的空间自相关性。高斯型自相关函数主要的形式如式(1)所示。

$$\rho(\tau_x, \tau_y, \tau_z) = \exp\left\{-\pi\left[\left(\frac{\tau_x}{\delta_x}\right)^2 + \left(\frac{\tau_y}{\delta_y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_z}{\delta_z}\right)^2\right]\right\} \quad (1)$$

式中: τ_x, τ_y, τ_z 分别为空间两点在 x, y, z 方向上的相对距离; $\delta_x, \delta_y, \delta_z$ 分别为 x, y, z 方向的波动范围。在本文中,各向异性随机场的水平向波动范围 δ_x, δ_y 为 20 m,竖向波动范围 δ_z 为 2 m。中心极限定理表明^[28],受大量不确定性因素影响的因变量通常近似服从正态分布或对数正态分布,同时对数正态分布

严格非负^[29-30],这与岩土体参数的概率分布相符合,因此,采用对数正态分布描述黏聚力与内摩擦角的不确定性。

K-L 级数分解法具有运算效率较高、生成随机场精度较好、对于各向异性随机场的生成有较强的适应性等优点,被广泛应用。K-L 级数分解法将土体参数随机场 $H(A, \theta)$ (其中连续坐标 $A \in \Omega \subseteq R^n$, 目标空间中坐标 $\theta \in \Theta$) 的离散转化为求解 Fredholm 积分方程的特征值问题,这一特征值问题如式(2)。

$$\int_{\Omega} \rho(A_1, A_2) f_i(A_2) = \lambda_i f_i(A_1) \quad (2)$$

式中: A_1, A_2 为目标离散空间 Ω 中的任意两点坐标, $\rho(A_1, A_2)$ 为这任意两点处随机场特征值之间的相关函数值, λ_i 和 f_i 分别为与相关函数对应的特征值和特征函数。关于该特征值的求解具体可参考文献^[31]。因此,随机场相关函数的特征值计算可以简化为相关函数特征值的乘积,随机场即可离散为

$$H(x, y, z, \theta) = \mu + \sum_{i=1}^{\infty} \sigma \sqrt{\lambda_i} f_i(x, y, z) \xi_i(\theta) \quad (x, y, z \in \Omega) \quad (3)$$

式中: $\xi_i(\theta)$ 为独立标准正态随机向量, $\theta \in \Theta$ 为外部空间坐标; (x, y, z) 为随机场区域中的任意坐标点,与 A_1, A_2 对应; μ, σ 分别为随机场的均值与标准差。为实现高效计算,通常在保证精度的前提下,截取式(3)的前 n 项来提高计算效率, n 的选取参考文献^[31]中比率因子 ϵ 的大小进行调整,其定义为

$$\epsilon = \frac{\sum_{i=1}^n \lambda_i}{\sum_{i=1}^{\infty} \lambda_i} \quad (4)$$

通常 ϵ 大于 0.95 即可认为随机场精度已经满足计算要求。截取后的前 n 项为

$$\tilde{H}(x, y, z, \theta) = \mu + \sum_{i=1}^n \sigma \sqrt{\lambda_i} f_i(x, y, z) \xi_i(\theta) \quad (x, y, z \in \Omega) \quad (5)$$

基于此,采用 K-L 级数分解法建立黏聚力与内摩擦角各向异性随机场。

采用数值模型及改进二分法,模型中仅考虑黏性土内摩擦角与黏聚力空间变异性对盾构掌子面稳定性的影响,其他参数均为常量。保持内摩擦角与黏聚力的均值与确定性计算的参数一致,重点研究内摩擦角与黏聚力共同变异的情况下对掌子面失稳模式、极限支护压力的影响。分别选取黏聚力的变异系数 $COV(c)$ 为 0.1、0.2、0.3、0.4,内摩擦角的变

异系数 $COV(\varphi)$ 为 0.05、0.01、0.15、0.2, 组合得到 16 组工况建立随机场进行计算分析。为方便后续分析, 工况命名如表 2 所示。

表 2 工况名称表

Table 2 The names of numerical modelling cases

$COV(c)$	$COV(\varphi) = 0.05$	$COV(\varphi) = 0.1$	$COV(\varphi) = 0.15$	$COV(\varphi) = 0.2$
0.1	工况 1	工况 2	工况 3	工况 4
0.2	工况 5	工况 6	工况 7	工况 8
0.3	工况 9	工况 10	工况 11	工况 12
0.4	工况 13	工况 14	工况 15	工况 16

每组工况分别进行 500 次随机计算。由于研究结果表明^[18], 抗剪强度参数的负相关关系相对其变异系数对极限支护压力的影响较小, 因此, 不考虑抗剪强度参数的负相关。

2.2 掌子面失稳模式

以黏聚力变异系数 $COV(c)$ 为 0.4, 内摩擦角变异系数 $COV(\varphi)$ 为 0.2 这组工况为例, 对掌子面失稳的模式进行分析。

选取 3 组典型工况进行分析。图 5 为 3 组典型工况黏聚力、内摩擦角的随机场分布。图 6 是 3 组典型工况的最大剪应变增量云图。可以发现, 考虑土性参数的空间变异性时, 虽然土性参数随机场的均值与变异系数相同, 不确定性分析计算得到的开挖面失稳模式也不尽相同, 失稳区域的大小和形式也都有区别。很显然, 掌子面失稳模式与掌子面局部区域土性参数随机场的分布相关。几组工况中, 工况 a、工况 c 发生整体破坏, 工况 b 发生局部破坏。工况 b 的掌子面前方内摩擦角随机场呈现明显的分层, 隧道轴线上方内摩擦角大、下方内摩擦角小, 土体沿着强度软弱处开始破坏, 逐渐扩展、传递, 导致隧道轴线下方出现局部破坏。

为定量刻画掌子面局部区域土性参数随机场分布与掌子面失稳模式间的关系, 引入归一化极限支护压力 σ_{c_nor} , 掌子面局部归一化均值 c_{ave_nor} 、 φ_{ave_nor} 、标准差 c_{dev_nor} 、 φ_{dev_nor} 与变异系数 $COV(c_{1D})$ 、 $COV(\varphi_{1D})$ 作为量化指标进行探究, 这些量化指标按式(6)~式(9)计算。

$$c_{ave_nor} = \frac{c_{ave_1D}}{c_{ave}}, \varphi_{ave_nor} = \frac{\varphi_{ave_1D}}{\varphi_{ave}} \quad (6)$$

$$c_{dev_nor} = \frac{c_{dev_1D}}{c_{dev}}, \varphi_{dev_nor} = \frac{\varphi_{dev_1D}}{\varphi_{dev}} \quad (7)$$

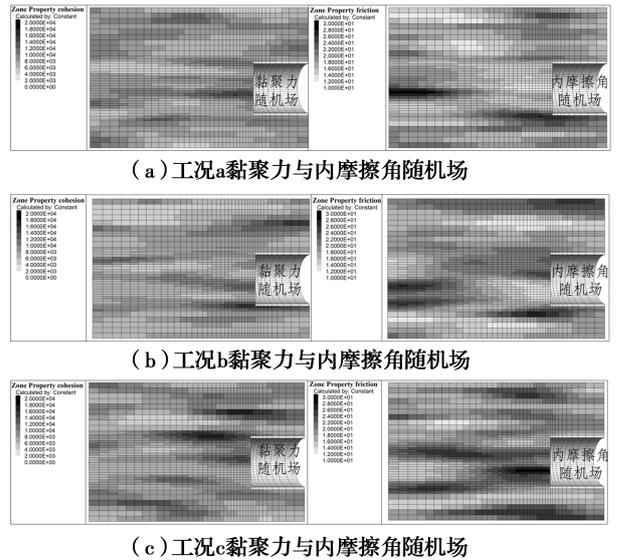


图 5 典型工况的黏聚力与内摩擦角随机场分布
Fig. 5 The cohesion and the friction random field of typical cases

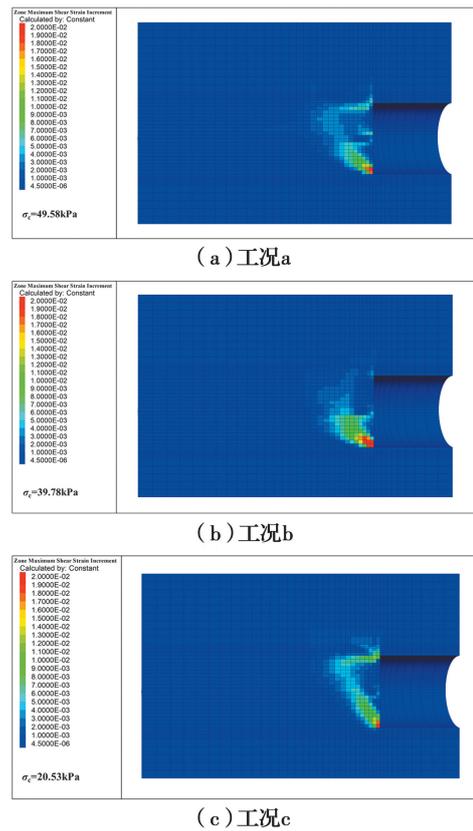


图 6 典型工况的最大剪应变增量云图

Fig. 6 Maximum shear strain increment contour of typical cases

$$COV(c_{1D}) = \frac{c_{dev_nor}}{c_{ave_nor}}, COV(\varphi_{1D}) = \frac{\varphi_{dev_nor}}{\varphi_{ave_nor}} \quad (8)$$

$$\sigma_{c_nor} = \frac{\sigma_c}{\sigma_{c_det}} \quad (9)$$

式中： c_{ave_1D} 、 φ_{ave_1D} 为 c 、 φ 掌子面前方一倍直径内的均值， c_{dev_1D} 、 φ_{dev_1D} 为 c 、 φ 掌子面前方一倍直径内的标准差。 c_{ave} 、 φ_{ave} 分别为 7 kPa、 17° 。 σ_{c_det} 为极限支护压力的确定性计算结果。

表 3 列出了 3 组典型工况的归一化统计参数。不难发现，归一化均值指标决定了 σ_{c_nor} 的大小， c_{ave_nor} 与 φ_{ave_nor} 越大， σ_{c_nor} 越小。而 σ_{c_nor} 与归一化标准差 c_{dev_nor} 和 φ_{dev_nor} 、归一化变异系数 $COV(c_{1D})$ 和 $COV(\varphi_{1D})$ 无明显关系。为进一步说明以上结论，分析 500 组工况的归一化极限支护压力与局部归一化黏聚力与内摩擦角随机场的归一化指标间的关系，绘制图 7。对比图 7(a)~(e) 可以发现，极限支护压力归一化指标与 σ_{c_nor} 的相关系数均为负数， σ_{c_nor} 与归

一化均值指标呈现较明显的负相关关系，而与归一化标准差和归一化变异系数相关系数很小。

表 3 典型工况的掌子面局部区域归一化参数

Table 3 Local normalized parameters for tunnel face of typical cases

归一化参数	工况 a	工况 b	工况 c
c_{ave_nor}	1.24	1.00	1.23
φ_{ave_nor}	0.77	0.99	1.23
c_{dev_nor}	0.43	0.39	0.40
φ_{dev_nor}	0.14	0.26	0.23
$COV(c_{1D})$	0.35	0.39	0.32
$COV(\varphi_{1D})$	0.19	0.26	0.19
σ_{c_nor}	1.44	1.15	0.60

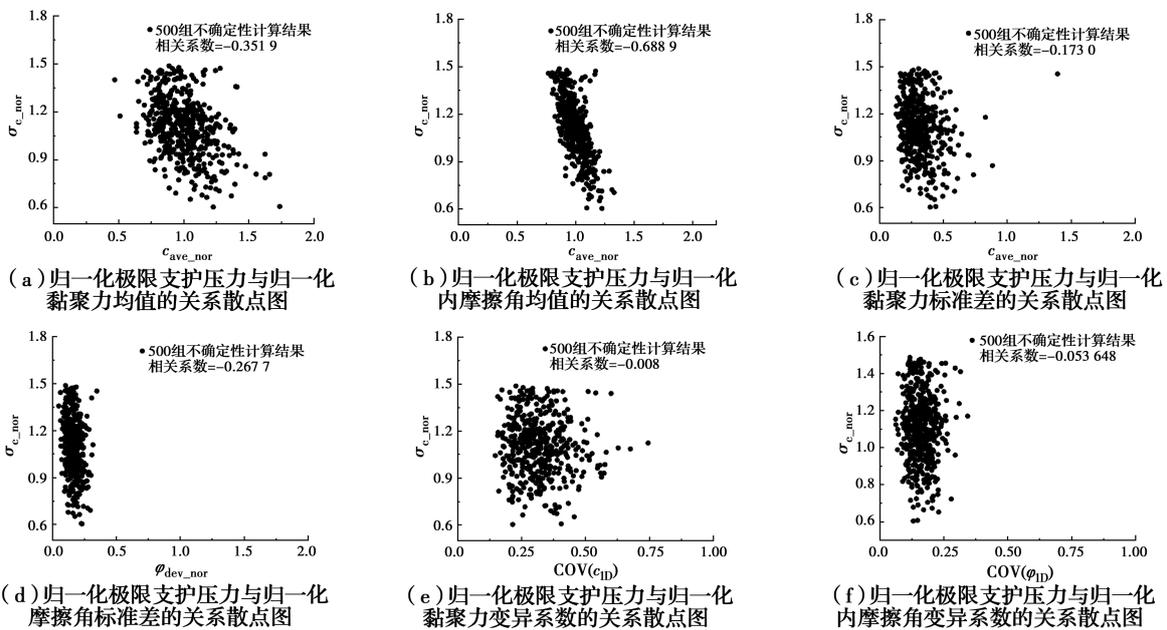


图 7 归一化极限支护压力与归一化掌子面局部区域参数间的关系散点图

Fig. 7 Relationship between normalized support pressure and normalized local parameters for tunnel face

结合图 5~图 7 与表 3 分析归一化统计参数对失稳模式的影响可以发现，工况 b 中 φ_{dev_nor} 与 $COV(\varphi_{1D})$ 较工况 a、工况 c 大，掌子面发生局部破坏，说明 φ_{dev_nor} 、 $COV(\varphi_{1D})$ 的值能够一定程度上解释该工况发生局部破坏的原因。这是因为，当掌子面局部随机场分布较为分散时，可能会出现如图 5(b) 中的内摩擦角局部随机场的上下分层情况，这种情况很有可能导致局部破坏。

2.3 极限支护压力

为进一步分析土性参数的空间变异性对极限支护压力 σ_c 的作用，对比了 16 组黏聚力变异系数 $COV(c)$

与内摩擦角变异系数 $COV(\varphi)$ 不相同的工况。

图 8 绘制了工况 1~工况 4 以及工况 13 中 σ_c 的概率分布直方图。所有工况中， σ_c 的中位值与均值均大于 σ_{c_det} ，很显然土性参数的空间变异性对 σ_c 的影响不容忽视。将工况 1 视作基准工况进行分析。工况 4 与工况 13 的 $COV(\varphi)$ 与 $COV(c)$ 分别在基准工况的基础上增大了 3 倍。相应地，相比工况 1，工况 4 的 σ_c 中位值增大了 6.27%，均值增大了 5.51%，标准差与变异系数均增大了 2 倍左右，波动范围从 29.33~39.19 kPa 增大到 22.68~50.35 kPa；工况 13 的中位值则增大了 2.26%，均值增大了 1.29%，

标准差与变异系数均增大了 1 倍左右,波动范围从 29.33~39.19 kPa 增大到 21.02~45.87 kPa。很显然,随着 c 、 φ 的变异性增大, σ_c 的统计参数均相应地增大,但 φ 变异性增大对 σ_c 的统计参数造成的影响更甚。分析所有工况 σ_c 的统计特征值可以发现,

σ_c 的统计特征值与 $COV(c)$ 、 $COV(\varphi)$ 均成正比关系, c 、 φ 的变异性共同作用时,对 σ_c 的影响较某一土性参数单独作用时更大,会使掌子面的稳定性更趋于不安全,所以,对于内摩擦角与黏聚力同时具有变异性的场地地质条件,应当给予重视。

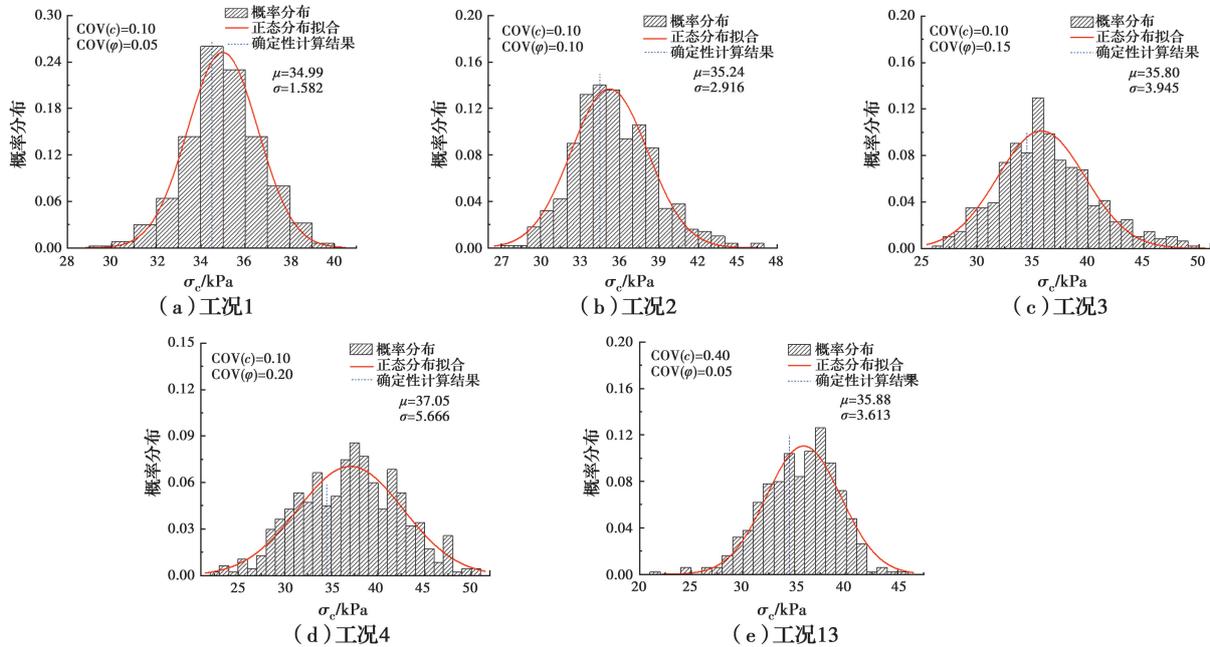


图 8 极限支护压力频率分布直方图

Fig. 8 Relationship between normalized support pressure and normalized local parameters for tunnel face

为进一步量化土性参数空间变异性对 σ_c 的影响,将现有的 16 组工况中的数据进行拟合如图 8,拟合结果表明, σ_c 服从正态分布,未在图 8 中出现的工况的拟合参数见表 4。

表 4 各工况极限支护压力正态分布拟合参数

Table 4 Fitting parameters for normal distribution of the critical support pressure for every cases

工况名	μ	σ	工况名	μ	σ
1	34.99	1.582	9	35.33	3.107
2	35.24	2.916	10	35.68	4.001
3	35.80	3.945	11	36.15	4.700
4	37.05	5.666	12	37.30	6.444
5	35.08	2.216	13	35.88	3.613
6	35.39	3.371	14	36.19	4.325
7	36.04	4.389	15	36.28	5.150
8	37.13	6.205	16	37.62	6.500

3 考虑支护压力变异性的盾构掌子面可靠度分析

由于忽略支护压力的变异性可能会高估掌子面

的稳定性,采用蒙特卡洛策略将支护压力的变异性考虑进盾构隧道掌子面可靠度分析中,同时为将土性参数的变异性考虑进来,将实际的掌子面极限支护压力视作服从表 4 中的拟合分布结果的随机变量。对于支护压力的概率分布,由于现有的研究中对支护压力的统计规律并无统一论,采用某一工程实测数据^[32]的统计结果作为依据进行分析。该工程中土舱压力的变异系数为 0.114,并且符合正态分布,故支护压力服从正态分布,且变异系数的上限设置为 0.1。为使结果有效,蒙特卡洛模拟进行 100 万次,失效概率定义为

$$P_f = \frac{N_f}{N} \times 100\% \quad (10)$$

式中: N 为蒙特卡洛模拟的总计算次数,即 1×10^6 次, N_f 指的是支护压力小于极限支护压力的次数。

图 9 表示支护压力服从正态分布、变异系数为 0.1 时,支护压力均值的变化对失效概率的影响。随着支护压力均值的增大,失效概率逐渐减小为 0%,支护压力均值小于 24 kPa 或大于 60 kPa,此时土性参数的变异性对失效概率的影响不大。观察工

况 1~工况 4 或工况 4、工况 8、工况 12、工况 16 的失效概率随支护压力均值的变化,当 $COV(c)$ 与 $COV(\varphi)$ 在增大时,失效概率随支护压力均值的增大而减小的速率在慢慢变缓,但减缓的路径各不相同。这种现象在工况 1~工况 4 中观察得更明显,在工况 4、工况 8、工况 12、工况 16 中,随着黏聚力的变异系数增大,失效概率-支护压力均值的变化曲线虽然在减缓,但是减缓并不明显。这说明在考虑支护压力变异性时,内摩擦角的变异性对掌子面稳定性失效概率的影响更甚。通过以上的分析可知,支护压力的均值对失效概率的影响较大,所以在实际工程中,需要严格把控支护压力的均值来控制掌子面的稳定性。为选取合适的支护压力均值,引入支护压力均值特征值的概念,借鉴概率统计的方法,将失效概率与支护压力均值特征值结合起来,在此规定失效概率为 5% 时为支护压力均值特征值 σ_k 。在实际应用中,可在盾构的不同时段通过传感器监测土舱压力,将数据进行正态分布的拟合,如果该分布中的支护压力的均值小于支护压力均值特征值 σ_k ,那么应当引起重视。图 9 中虚线与曲线的交点代表的就是各工况支护压力特征值 σ_k 。

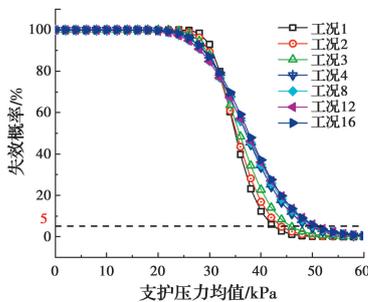


图 9 支护压力均值对失效概率的影响

Fig. 9 The impact of critical support pressure mean value on the failure probability

实际工程中,支护压力受工程地质条件与人为因素的限制而非定值,具有一定的变异性,接下来分析支护压力变异系数对掌子面稳定性的影响。图 10 表示支护压力变异系数对支护压力均值特征值 σ_k 的影响。总体而言, σ_k 随着支护压力变异性增强而增大,近似线性关系。对于工况 1~工况 4, σ_k 都随支护压力的变异系数的增大而增大,支护压力变异系数从 0.01 增大到 0.1,4 组工况的 σ_k 分别增大了 12.88%、9.57%、8.06%、6.49%,增幅随内摩擦

角变异系数增大而逐步减小。这说明,随着内摩擦角的变异性增强,支护压力的变异性对 σ_k 的影响会被减弱。对于工况 4、工况 8、工况 12、工况 16, σ_k 都随支护压力的变异系数的增大而增大,但增幅并不随工况的黏聚力变异系数变化而变化,支护压力的变异系数从 0.01 增大到 0.1,4 组工况的 σ_k 分别增大了 6.49%、6.15%、5.98%、6.00%。这说明,支护压力的变异性对 σ_k 的影响主要受到内摩擦角变异性的限制,而受黏聚力的变异性影响较小。

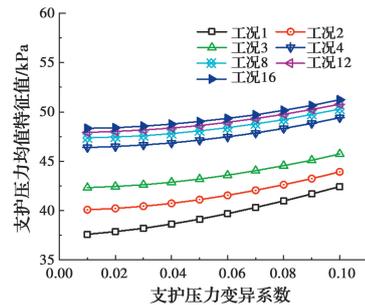


图 10 支护压力变异系数对支护压力特征值的影响

Fig. 10 The impact of critical support pressure coefficient of variation on the critical support pressure characteristic value

综上所述,考虑支护压力变异性的盾构隧道掌子面稳定性分析中,确定合理的支护压力均值特征值是保证掌子面稳定性的关键。 σ_k 受土性参数与支护压力变异系数的影响,将 σ_k 的值与确定性计算的结果、土性参数、支护压力的变异系数结合起来,能够得到式(11)~式(13)。

$$\sigma_k = [k \cdot COV(\sigma) + b] \cdot \sigma_{c,det} \quad (11)$$

$$k = a_1 + a_2 \cdot COV(c) + a_3 \cdot COV(\varphi) \cdot \ln(COV(\varphi)) \quad (12)$$

$$b = a_4 + a_5 \cdot COV(c) + a_6 \cdot COV(\varphi) \cdot \ln(COV(\varphi)) \quad (13)$$

图 10 表明 σ_k 与支护压力的变异系数呈线性关系,其截距 k 、斜率 b 与土性参数变异系数 $COV(c)$ 、 $COV(\varphi)$ 相关,可以由式(12)与式(13)表示,其中常量 $a_1=1.828$ 、 $a_2=-0.638$ 、 $a_3=2.234$ 、 $a_4=0.844$ 、 $a_5=0.297$ 、 $a_6=-1.251$ 。图 11 展示了通过式(11)预测的支护压力均值特征值 σ_k 与通过数值模拟与蒙特卡洛模拟得到的 σ_k 的对比,能够发现大部分数据落在了 1:1 线附近,拟合精度为 0.89,表示拟合公式的预测效果不错。

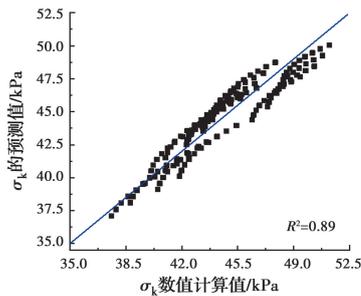


图 11 σ_k 的数值计算值与式(11)的预测值对比

Fig. 11 Comparison between the values of σ_k obtained from numerical modelling and Eq. (11)

4 结论

运用随机场理论与数值模拟结合的盾构隧道开挖面稳定性分析方法,同时考虑了黏性土黏聚力与内摩擦角的空间变异性,进一步考虑了服从正态分布的支护压力的变异性,研究了土性参数与支护压力变异性对盾构隧道掌子面稳定性的影响,得到以下结论:

1)同时考虑黏性土黏聚力与内摩擦角变异性时,盾构隧道掌子面的失稳模式与掌子面局部区域的土性参数随机场分布相关,土性参数在掌子面前方一倍直径处的局部随机场均值越小,掌子面越不稳定,而土性参数在掌子面前方一倍直径处的局部随机场的标准差或变异系数越大,发生局部破坏的可能性越大。

2)黏性土黏聚力与内摩擦角的空间变异性对盾构隧道掌子面稳定性有重要的影响,其中内摩擦角对掌子面稳定性的影响更甚。黏聚力与内摩擦角对极限支护压力有正向的作用,随着黏聚力与内摩擦角的变异性增大,对掌子面稳定性的影响逐渐增强,掌子面越不稳定。

3)支护压力的不确定性对盾构隧道掌子面稳定性也有一定的影响,支护压力均值越大,变异系数越小,掌子面越稳定。然而,支护压力的变异系数对掌子面稳定性的影响受到内摩擦角变异性的限制,内摩擦角的强变异性会减弱支护压力变异性对掌子面稳定性的影响。

4)提出了掌子面支护压力均值特征值的概念,结合掌子面的失效概率、极限支护压力的确定性结果、土性参数的变异系数以及支护压力的变异系数,对掌子面支护压力均值特征值给出了初步的确定方法。

参考文献:

- [1] DAVIS E H, GUNN M J, MAIR R J, et al. The stability of shallow tunnels and underground openings in cohesive material [J]. *Géotechnique*, 1980, 30(4): 397-416.
- [2] HORN M. Horizontal earth pressure on perpendicular tunnel face [C]//Hungarian National Conference of the Foundation Engineer Industry, Budapest, 1961: 7-16.
- [3] JANCSEK S, STEINER W. Face support for a large Mix-Shield in heterogeneous ground conditions [M]. Springer US, 1994.
- [4] LEE I M, NAM S W, AHN J H. Effect of seepage forces on tunnel face stability [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2003, 40(2): 342-350.
- [5] 朱伟, 秦建设, 卢廷浩. 砂土中盾构开挖面变形与破坏数值模拟研究[J]. *岩土工程学报*, 2005, 27(8): 897-902.
ZHU W, QIN J S, LU T H. Numerical study on face movement and collapse around shield tunnels in sand [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2005, 27(8): 897-902. (in Chinese)
- [6] 黄正荣, 朱伟, 梁精华, 等. 浅埋砂土中盾构法隧道开挖面极限支护压力及稳定研究[J]. *岩土工程学报*, 2006, 28(11): 2005-2009.
HUANG Z R, ZHU W, LIANG J H, et al. Study on limit supporting pressure and stabilization of excavation face for shallow shield tunnels in sand [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2006, 28(11): 2005-2009. (in Chinese)
- [7] CHAMBON P, CORTÉ J F. Shallow tunnels in cohesionless soil: Stability of tunnel face [J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1994, 120(7): 1148-1165.
- [8] KIRSCH A. Experimental investigation of the face stability of shallow tunnels in sand [J]. *Acta Geotechnica*, 2010, 5(1): 43-62.
- [9] 陈仁朋, 李君, 陈云敏, 等. 干砂盾构开挖面稳定性模型试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2011, 33(1): 117-122.
CHEN R P, LI J, CHEN Y M, et al. Large-scale tests on face stability of shield tunnelling in dry cohesionless soil [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2011, 33(1): 117-122. (in Chinese)
- [10] PHOON K K, KULHAWY F H. Characterization of geotechnical variability [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1999, 36(4): 612-624.

- [11] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A H. Probabilistic analysis and design of circular tunnels against face stability [J]. *International Journal of Geomechanics*, 2009, 9(6): 237-249.
- [12] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A H. Probabilistic analysis of circular tunnels in homogeneous soil using response surface methodology [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2009, 135(9): 1314-1325.
- [13] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A H. Probabilistic analysis of pressurized tunnels against face stability using collocation-based stochastic response surface method [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2011, 137(4): 385-397.
- [14] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A H. Range of the safe retaining pressures of a pressurized tunnel face by a probabilistic approach [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2013, 139(11): 1954-1967.
- [15] MOLLON G, PHOON K K, DIAS D, et al. Validation of a new 2D failure mechanism for the stability analysis of a pressurized tunnel face in a spatially varying sand [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2011, 137(1): 8-21.
- [16] CHENG H Z, CHEN J, CHEN R P, et al. Reliability study on shield tunnel face using a random limit analysis method in multilayered soils [J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2019, 84: 353-363.
- [17] CHENG H Z, CHEN J, CHEN R P, et al. Three-dimensional analysis of tunnel face stability in spatially variable soils [J]. *Computers and Geotechnics*, 2019, 111: 76-88.
- [18] CHENG H Z, CHEN J, CHEN R P, et al. Comparison of modeling soil parameters using random variables and random fields in reliability analysis of tunnel face [J]. *International Journal of Geomechanics*, 2019, 19(1): 04018184.
- [19] 程红战, 陈健, 胡之锋, 等. 考虑砂土抗剪强度空间变异性的盾构开挖面稳定性分析[J]. *岩土力学*, 2018, 39(8): 3047-3054.
CHENG H Z, CHEN J, HU Z F, et al. Face stability analysis for a shield tunnel considering spatial variability of shear strength in sand [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(8): 3047-3054. (in Chinese)
- [20] 侯永茂, 杨国祥, 葛修润, 等. 超大直径土压平衡盾构土舱压力和开挖面水土压力分布特性研究[J]. *岩土力学*, 2012, 33(9): 2713-2718.
HOU Y M, YANG G X, GE X R, et al. Study of distribution properties of water and earth pressure at excavation face and in chamber of earth pressure balance shield with super-large diameter [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2012, 33(9): 2713-2718. (in Chinese)
- [21] 金大龙, 袁大军, 李兴高. 盾构土舱压力变化规律测试试验与理论分析[J]. *岩石力学与工程学报*, 2016, 35(Sup1): 2960-2967.
JIN D L, YUAN D J, LI X G. Test and theoretical analysis of change laws of earth chamber pressure [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2016, 35(Sup1): 2960-2967. (in Chinese)
- [22] 魏建华, 丁书福. 土压平衡式盾构开挖面稳定机理与压力舱土压的控制[J]. *工程机械*, 2005, 36(1): 18-19.
WEI J H, DING S F. Excavating face stabilization mechanism of soil pressure balance shield and control of soil pressure in pressure cabin [J]. *Construction Machinery and Equipment*, 2005, 36(1): 18-19. (in Chinese)
- [23] 刘东亮. EPB盾构掘进的土压控制[J]. *铁道工程学报*, 2005, 22(2): 45-50.
LIU D L. Soil pressure control for EPB shield excavation [J]. *Journal of Railway Engineering Society*, 2005, 22(2): 45-50. (in Chinese)
- [24] 胡新朋, 孙谋, 李建华, 等. 地铁EPB盾构不同地层土仓压力设置问题研究[J]. *地下空间与工程学报*, 2006, 2(Sup2): 1413-1417.
HU X P, SUN M, LI J H, et al. Computing of supporting pressure of working chamber for EPB shield applied in metro [J]. *Chinese Journal of Underground Space and Engineering*, 2006, 2(Sup2): 1413-1417. (in Chinese)
- [25] 温书亿, 刘鹏, 胡凡. 吉隆坡地铁A标段盾构土舱压力的计算与分析[J]. *现代隧道技术*, 2015, 52(3): 137-143.
WEN S Y, LIU P, HU F. Calculation and analysis of soil chamber support pressure of the shield for Sungai Buloh-Kajang Line-Underground package 1 of Klang Valley MRT project [J]. *Modern Tunnelling Technology*, 2015, 52(3): 137-143. (in Chinese)
- [26] MOLLON G, DIAS D, SOUBRA A H. Face stability analysis of circular tunnels driven by a pressurized

- shield [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(1): 215-229.
- [27] 蒋水华,李典庆,周创兵,等.考虑自相关函数影响的边坡可靠度分析[J].岩土工程学报,2014,36(3): 508-518.
JIANG S H, LI D Q, ZHOU C B, et al. Slope reliability analysis considering effect of autocorrelation functions [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(3): 508-518. (in Chinese)
- [28] 张继周,缪林昌.岩土参数概率分布类型及其选择标准[J].岩石力学与工程学报,2009,28(Sup2): 3526-3532.
ZHANG J Z, MIAO L C. Types and selection criteria of probability distribution of rock and soil parameters [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(Sup2): 3526-3532. (in Chinese)
- [29] FENTON G A, GRIFFITHS D V. Three-dimensional probabilistic foundation settlement [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2005, 131(2): 232-239.
- [30] FENTON G A, GRIFFITHS D V. Probabilistic foundation settlement on spatially random soil [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(5): 381-390.
- [31] PHOON K K, HUANG S P, QUEK S T. Implementation of Karhunen-Loeve expansion for simulation using a wavelet-Galerkin scheme [J]. Probabilistic Engineering Mechanics, 2002, 17(3): 293-303.
- [32] 李玉秋.软土盾构隧道施工安全风险定量定性综合评估[D].武汉:华中科技大学,2019.
LI Y Q. Quantitative and qualitative comprehensive risk assessment for construction safety of shield tunnel in soft soil [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2019. (in Chinese)

(编辑 胡玲)