

DOI: 10.11779/CJGE201811014

# 材料参数空间变异性对水泥固化淤泥填筑路堤稳定性影响研究

章荣军, 于同生, 郑俊杰\*

(华中科技大学岩土与地下工程研究所, 湖北 武汉 430074)

**摘要:** 采用水泥固化疏浚淤泥(CSM)作为路堤填料既能有效解决砂石等理想填料资源的短缺难题, 又能科学地减轻疏浚淤泥弃置给社会带来的经济和环境压力, 值得大力推广。但实际工程中CSM材性参数往往表现出极强的空间变异性, 明显影响路堤的稳定性, 而常规确定性设计方法(CDDM)对此考虑不足。鉴于此, 基于现场CSM材性参数统计特征, 通过随机有限元法(RFEM)分析了不同工况下参数空间变异性对CSM路堤稳定性的影响规律, 重点比较了RFEM可靠度方法和CDDM在CSM路堤设计中的差异, 结果表明CDDM无法合理表征CSM材性参数强空间变异性的影响, 设计结果往往偏于危险。最后, 以RFEM分析为纽带, 提出了CDDM稳定安全系数、路堤设计参数、材料参数变异系数和可靠度指标四者之间的对应关系, 有助于实现在不改变CDDM设计架构前提下等效表征CSM材性参数强空间变异性影响的目的。

**关键词:** 水泥固化淤泥; 路堤稳定性; 空间变异性; 随机场; 可靠度指标; 安全系数

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2018)11-2078-09

**作者简介:** 章荣军(1983-), 男, 博士, 副教授, 主要从事疏浚淤泥固化与再生利用方面的研究工作。E-mail: ce\_zhangrj@hust.edu.cn。

## Influences of spatial variability of material properties on stability of embankment filled with cement-stabilized mud

ZHANG Rong-jun, YU Tong-sheng, ZHENG Jun-jie

(Institute of Geotechnical and Underground Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

**Abstract:** The application of cement-stabilized mud (CSM) as the filling materials of embankments mitigates the issue of local scarcity of ideal filling materials (e.g., sand and gravel) and allows significant volumes of unwanted mud arising from dredging to be disposed economically and ecologically. Nevertheless, this artificial material tends to show very high spatial variability in engineering properties. The high spatial variability can produce substantial influences on the stability of CSM embankments, but is not well considered in the conventional deterministic design method (CDDM). In this study, the statistical information of the engineering properties of in-situ CSM is first identified, and the random fields characterizing the spatial variability of these properties are generated. Both deterministic and random field numerical simulations are then performed to analyze the stability of a number of typical CSM embankments. Special attention is paid to compare the difference between the CDDM and the random field method. The results show that the effect of spatial variability is significant but not reasonably accounted for in CDDM, very probably leading to unsafe design for CSM embankments. Finally, an empirical formula is proposed to describe the relationship amongst the safety factor of stability in CDDM, the embankment design parameters, the coefficient of variation for CSM strength, and the reliability index. This empirical formula can be adopted to equivalently characterize the influences of spatial variability on the stability of CSM embankments, without changing the framework of CDDM.

**Key words:** cement-stabilized mud; embankment stability; spatial variability; random field; reliability index; safety factor

## 0 引言

当前滨海各省区经济发展已上升到国家战略高度。在大规模推进滨海发展战略过程中, 大批高速交通设施、现代化航道及港口群等重大项目相继投入建

设。这不仅给滨海城市带来了重要发展契机, 也迫使滨海城市面临着日益尖锐的环境和资源矛盾。一方面,

收稿日期: 2017-09-29

\*通讯作者 (E-mail: zhengjj@hust.edu.cn)

现代化航道及港口工程不可避免地产生巨大体量含水率超高、力学性质差、脱水困难的疏浚淤泥, 对其进行处理或弃置将会给政府带来高昂的经济代价或严峻的环境压力<sup>[1]</sup>。另一方面, 随着国家严格限制河砂和山石料的开采, 滨海高速交通设施建设和滩涂围垦工程面临着理想填料(砂石料等)日益短缺的资源难题。面对如此尖锐的环境和资源矛盾, 一种理想的解决途径就是采用水泥固化高含水率疏浚淤泥(CSM)来作为工程(比如路堤)填料, 既能解决疏浚淤泥弃置难题, 又能突破理想填料短缺困局。目前 CSM 填筑技术已成功或即将应用于国内外多项重要工程, 典型实例包括: 日本中部国际机场人工岛工程<sup>[2]</sup>、日本羽田机场扩建工程<sup>[3]</sup>、新加坡 Pulau Tekong 垦地工程<sup>[4]</sup>以及正在修建的大连湾跨海交通工程等。

但不可忽视的是, 作为一种人工材料, CSM 填料既包含了疏浚淤泥本身固有的材料属性空间变异性, 又包含了现场施工工艺带来的水泥-淤泥搅拌不均匀性, 还包含了现场养护条件的不确定性。搅拌不均匀性和养护条件不确定性使得 CSM 填筑体的材性参数空间变异性比普通软黏土力学指标的空间变异性更为突出。CDIT<sup>[5]</sup>、Oota 等<sup>[6]</sup>和 Tang 等<sup>[1]</sup>研究发现 CSM 强度指标变异系数(COV)的变化范围为 0.3~0.99, 这明显高出一般软黏土的强度指标变异系数(通常 0.1~0.3<sup>[7-9]</sup>)。大量文献[10, 11]已经证实强空间变异性可能对土质边坡稳定性产生非常显著的影响。所以, CSM 填筑工程需要格外重视材性参数的空间变异性问题。

目前国内外 CSM 填筑工程通常采用常规确定性设计方法<sup>[12-13]</sup>(conventional deterministic design method, CDDM), 该方法计算简单、易被工程人员接受, 但对材性指标强空间变异性的影响考虑不足, 容易导致设计不合理(详见后文)。相比而言, 基于随机有限元理论的可靠度分析方法(random finite element method, RFEM)在表征参数空间变异性的影响方面更为科学。文献[10, 11, 14, 15]已经采用 RFEM 方法合理评估了土体参数空间变异性对土质边坡稳定性、软土地基上浅基础受荷沉降的影响规律, 并取得了系列重要结论。但总体来说, RFEM 方法计算耗时长、理论偏于复杂, 难以被工程设计人员广泛接受和推广。

鉴于前述原因, 本文以 CSM 填筑路堤为研究对象, 致力于开展以下工作: ①基于现场 CSM 材性参数统计特征, 通过 RFEM 方法分析参数空间变异性对 CSM 路堤稳定性的影响规律, 并重点比较 RFEM 方法和 CDDM 方法的差异; ②以 RFEM 分析为纽带,

建立 CDDM 稳定安全系数、路堤设计参数、材料变异系数和可靠度指标四者之间的经验关系。以期在不改变 CDDM 设计架构前提下, 通过该经验关系确定出允许稳定安全系数(对应目标可靠度指标)来等效表征 CSM 材性参数强空间变异性的影响。

## 1 问题及方法描述

### 1.1 问题描述

研究问题为海床软黏土层上 CSM 填筑路堤的稳定性(平面应变)问题, 其横断面(半结构)如图 1 所示。为了防止路堤沿着海床表面流塑-软塑态软黏土层滑动失效, 在填筑 CSM 前先在海床上开槽, 开槽深度为 10 m, 两侧开槽放坡不陡于 1:1。CSM 填筑路堤的顶面宽度为 60 m, 路堤高度为  $H$ (考虑为变量), CSM 填筑高度为  $H+10$  m, 路堤边坡坡比为  $m$ (考虑为变量), 路堤表面作用 20 kPa 的交通荷载(假设为均匀分布), 路堤侧面承受海水压力。为了提高计算效率, 分析中仅取半结构, 其计算域和断面尺寸详见图 1。路堤稳定性分析通过基于平面有限元模型的强度折减法进行, 有限元模型底部固定, 左右两侧法向约束。

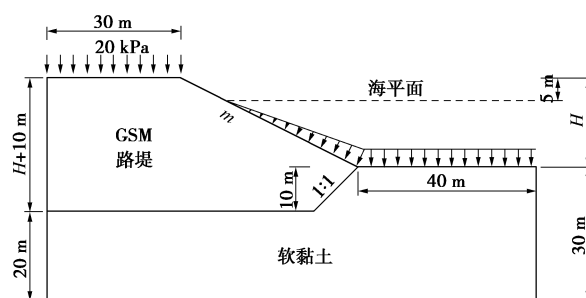


图 1 本文 CSM 填筑路堤稳定性分析的计算域和断面尺寸

Fig. 1 Computational domains and dimensions for CSM embankment stability problem

CSM 材料的工程力学特性是本问题的关键所在。笔者前期研究<sup>[16]</sup>已经获得了现场 CSM 材料主要力学参数(包括无侧限抗压强度  $q_u$ 、模量-无侧限抗压强度关系以及应力应变关系曲线等)统计特征, 主要结论包括: ①现场 CSM 无侧限抗压强度服从对数正态分布, 且多数情况下 COV 值大于 0.45, 空间变异性明显强于普通软黏土; ②可以认为 CSM 模量  $E$  与  $q_u$  呈正比关系, 且  $E/q_u \approx 135$ , 这与 Lee 等<sup>[17]</sup>的试验结果( $E/q_u=140$ )基本吻合; ③剪切过程中 CSM 表现出明显的应变软化行为, 剪切应力达到峰值后试样开始进入软化阶段, 当轴向应变达到 6%时, 试样开始进入残余阶段, 且残余强度约为峰值强度的 0.8 倍, 归一化的应力应变关系如图 2 所示。这些结论为后续分析中参数选取奠定了基础。

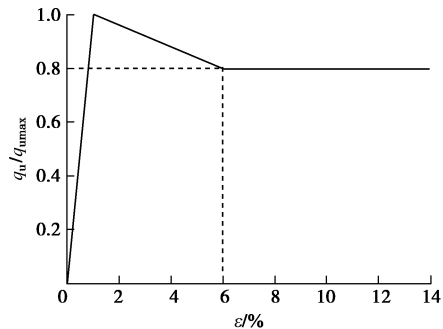


图 2 固结不排水剪切条件下 CSM 应力应变关系归一化曲线

Fig. 2 Normalized curves of stress-strain relationship for CSM under consolidated-undrained tri-axial compression condition

目前尚无成熟的 CSM 本构模型可供有限元分析直接采用。Kasama 等<sup>[18]</sup>开展的固结不排水三轴压缩试验结果表明,低掺量水泥固化软黏土的临界状态线基本与未处理软黏土的临界状态线平行。这说明水泥的化学胶结作用主要增强软黏土的黏聚力,但对内摩擦角改变不明显。同时,Balasubramaniam 等<sup>[19]</sup>和 Horpibulsuk 等<sup>[20]</sup>通过试验证实,由于化学胶结作用,经过一段时间养护后化学固化软黏土将进入一种似超固结状态,这种似超固结状态和饱和软黏土的超固结状态极为类似,在中等—低围压水平下,围压大小对峰值强度的影响微乎其微,即似超固结状态下不排水条件内摩擦角很小。而且,考虑到 CSM 材料渗透系数很低,所以后文分析时参照 Liu 等<sup>[21]</sup>完全相同的模拟方法,即假定完全不排水条件,并采用内摩擦角为 0 的 Mohr-Coulomb 模型来模拟 CSM 材料。在达到峰值应力之前,CSM 不排水抗剪强度  $c_u$  取为  $q_{ud}/2$ ,  $E$  取为  $135q_{ud}$ ;达到峰值应力之后,随着剪切应变增加, $c_u$  取值按照图 2 所示的规律逐渐减小直至达到残余阶段,以等效模拟 CSM 的应变软化行为。另外,海床饱和软黏土不存在应变软化行为,则直接采用 Mohr-Coulomb 模型模拟,内摩擦角取 0,  $c_u$  取为  $7.5+0.5z$  (其中  $z$  为海床表面以下深度,单位 m),根据经验取值模量约为  $c_u$  的 400 倍。其他计算所需的基本土性参数列于表 1 中。

表 1 土体材料参数表

Table 1 Engineering properties of soil and CSM					
土层	$\rho$ /( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	$c_u$ /kPa	$\varphi_u$ /( $^\circ$ )	$E$ /kPa	$\nu$
CSM	1400	$q_{ud}/2$	0	$135q_{ud}$	0.48
软黏土	1800	$7.5+0.5z$	0	$400(7.5+0.5z)$	0.48

注:①  $\rho$  为密度;  $\varphi_u$  为不排水剪切内摩擦角;  $\nu$  为泊松比;  $q_{ud}$  为无侧限抗压强度设计值;其余符号同前。②确定性分析和可靠度分析中  $q_{ud}$  的取值不同,详见下文。

1.2 确定性分析方法

采用 CDDM 进行 CSM 路堤设计的实施流程如下:

- (1) 假定现场 CSM 强度  $q_u$  服从正态分布,且  $\text{COV}=0.35$ ,并经验估计保证路堤稳定所需的  $q_u$  均值 ( $\mu_{qu}$ ) 大小。
- (2) 选取 (1) 中所述分布的 25%分位值作为稳定性分析的强度设计值  $q_{ud}$ ,即

$$q_{ud} = \mu_{qu} (1 - \alpha \times \text{COV}) = 0.7639 \mu_{qu} \quad (1)$$

- (3) 假定整个 CSM 填筑体均质连续,采用内摩擦角为 0 的 Mohr-Coulomb 模型模拟 CSM 材料,  $c_u$  取为  $q_{ud}/2$ ,其他参数按照表 1 取值,基于图 3 (a) 所示的有限元计算模型,通过强度折减法计算 CSM 路堤稳定安全系数  $F_{sd}$  (下标 “d” 代表确定性分析)。
- (4) 将计算所得  $F_{sd}$  与规范规定的允许稳定安全系数进行比较,并根据需要调整 (1) 中估算的  $\mu_{qu}$  大小,重复上述步骤直至计算的  $F_{sd}$  符合要求。

- (5) 根据最终选定的  $\mu_{qu}$  大小,确定 CSM 的配合比参数。

对比 CDDM 实施流程和前期研究<sup>[16]</sup>获得的现场 CSM 材料参数统计特征,不难发现,CDDM 存在如下不足:①CDDM 假定的强度 COV 值 (0.35) 明显偏低,小于实际情况;②CDDM 中假设  $q_u$  服从正态分布不妥,假设服从对数正态分布更合理;③选取正态分布的 25%分位值作为  $q_{ud}$  未必能等效表征材性参数空间变异性的影响。这些不足之处可能导致明显不合理的设计方案。

1.3 基于随机场模拟的可靠度分析方法

使用 RFEM 进行 CSM 路堤稳定可靠度分析不仅可以很好地体现材料参数的空间变异性,还可以自主搜寻滑动面,据此计算的失效概率可信度更高。RFEM 分析最重要的一环就是生成可以表征材料参数空间变异性的随机场。由于海床软黏土参数的空间不确定性要远小于 CSM 材料参数的空间不确定性,且经过深切槽后,研究对象的最危险滑动面不通过软黏土层,因此 RFEM 分析中仍将海床软黏土视为确定性的。同时,CSM 材料的密度、似超固结状态下不排水内摩擦角和泊松比的变异性也很小,因此也视作常量,按表 1 取值。所以,本文 RFEM 分析涉及到的随机场包括 CSM 材料  $E$  随机场和  $c_u$  随机场。如前所述,CSM 材料的  $E$  和  $c_u$  可以视作与  $q_u$  完全相关,所以仅需要生成  $q_u$  随机场即可 (每个生成的随机数作为有限元模型中某一单元的  $q_{ud}$  值)。

常见的生成随机场的方法有局部平均法<sup>[22-23]</sup>、中心点法<sup>[24]</sup>、谱分解法<sup>[25]</sup>、K-L 级数展开法<sup>[26-28]</sup>等。本

文选用展开效率较高且连续性较好的 K-L 分解法, 其具体生成方法及原理详见文献[25~27]。在生成  $q_u$  随机场时, 假定  $q_u$  服从对数正态分布, 考虑多个 COV 取值和多个  $\mu_{qu}$  大小 (具体工况详见下文)。同时, 由于现场 CSM 一般分层填筑, 层厚约为 2 m, 所以生成  $q_u$  随机场时, 竖向相关距离取为 2 m, 水平向相关距离参照水泥土方面的文献<sup>[21]</sup>取为 5 m。此外, 为了降低单元尺寸对 RFEM 分析精度的影响, 网格划分一般宜满足以下 3 点: ①比各个方向的相关距离小<sup>[29]</sup>; ②不能太小以免收敛速度过慢; ③比现场钻孔取样大 (通常直径 100 mm, 高 200 mm)<sup>[21, 30]</sup>。Abe 等<sup>[31]</sup>建议单元尺寸宜控制在相关距离的 1/3~1/2。遵循这些原则, 本文有限元模型的横向和竖向单元尺寸都控制在 1.0 m 左右。图 3 (b) 示意性给出了 COV=0.8 时  $c_u$  随机场的一次实现。

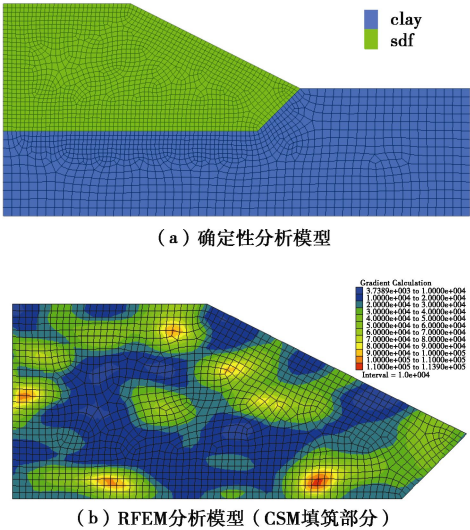


图 3 基于强度折减法的 CSM 填筑路堤稳定性分析模型

Fig. 3 Stability analysis model for CSM embankment using strength reduction method

对于任一工况, 可生成  $N$  次随机场, 进行  $N$  次重复的数值实现, 得到  $N$  个 CSM 路堤稳定性安全系数  $F_{sp}$  (下标 “p” 代表概率分析), 进而可统计出  $F_{sp}$  的分布规律。对本问题而言, 任一工况的  $F_{sp}$  都呈正态分布 (详见下文), 因此可靠度指标  $\beta$  可按照下式计算<sup>[32]</sup>:

$$\beta = (\mu_{F_{sp}} - 1) / \sigma_{F_{sp}} \quad , \quad (2)$$

式中,  $\mu_{F_{sp}}$  为  $F_{sp}$  均值,  $\sigma_{F_{sp}}$  为  $F_{sp}$  标准差。

1.4 分析工况

为了使研究结论更具有普遍性, 本文总共考虑了 6 个不同的 COV 值 (见表 2)。除了 COV=0 (对应着确定性分析) 外, 每个 COV 值又涵盖 4 个不同的边坡坡比、3 个不同的路堤高度和 4~6 个不同的  $\mu_{qu}$  取值, 即每个 COV 值至少对应着 48 个分析工况, 单个

分析工况的数值实现次数  $N$  为 2000 次 (确定性分析中  $N=1$ )。需要说明的是, 在 RFEM 分析中, 对于不同的 COV,  $m$  和  $H$  组合, 选定的 4~6 个  $\mu_{qu}$  的大小不完全相同, 其目的是为了保证所有工况的可靠度指标  $\beta$  均介于 0.5~6.5 之间。

表 2 分析工况汇总表

Table 2 Analysis cases for CDDM and RFEM				
设计方法	COV	$m$	$H$ /m	$\mu_{qu}$ /kPa
CDDM	0.00	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	60, 80, 100, 120
	0.20	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.35	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.50	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.65	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.80	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
RFEM 可靠度方法	0.20	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.35	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.50	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.65	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.80	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值
	0.80	1:1, 1:1.5, 1:2, 1:3	10, 15, 20	4~6 个值

2 结果分析

2.1 确定性方法的结果分析

图 4 显示了 3 种典型工况临界失稳状态下路堤剪切应变增量云图。结果显示: 最危险滑面清晰明了, 均为通过坡脚的圆弧形; 当  $m$  相同时, 随着  $H$  增加, 最危险滑面位置相对于坡顶有逐渐深移的趋势, 圆弧滑面长度也逐渐变长。

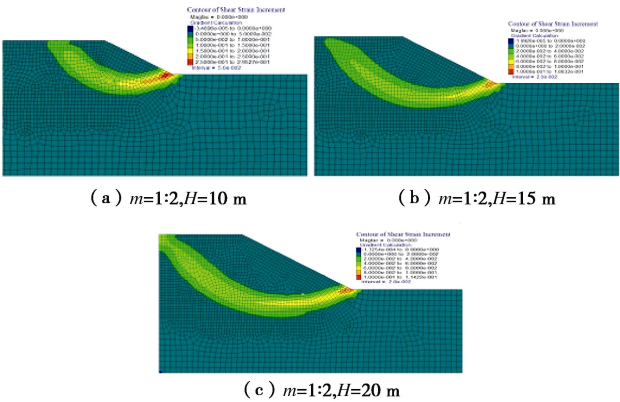


图 4 典型 CDDM 工况路堤临界失稳状态剪应变增量云图

Fig. 4 Shear strain increment contours at critical failure state of typical CDDM cases

统计表 2 中所有确定性分析工况的  $F_{sd}$  结果, 可得  $F_{sd} - \mu_{qu}$  关系曲线, 如图 5 所示。由图可知, 对于任意给定  $m$  和  $H$ ,  $F_{sd}$  与  $\mu_{qu}$  呈正比例关系; 随着  $H$  或  $m$  增大,  $F_{sd}$  逐渐减小。这些规律与直观共识完全一致。

2.2 可靠度方法的结果分析

图 6 显示了一个典型 RFEM 工况 (COV=0.35,  $m=1:2, H=20$  m) 在不同数值实现中得到的路堤临界失稳状态剪切应变增量云图。显然, 由于 CSM 材料性参数空间变异性的影响, 同一工况不同数值实现得

到的最危险滑面位置可能不同。这说明材料参数空间变异性对 CSM 路堤稳定性的影响是根本性的, 不容忽视。统计该工况所有 2000 次数值实现的稳定安全系数  $F_{sp}$ , 可得图 7 所示的  $F_{sp}$  分布直方图。分别采用正态分布和对数正态分布对其进行拟合, 可以发现正态分布拟合效果更好 ( $p$  值越大表明分布拟合程度越好), 且  $p$  值达到了 0.41, 因此可以认为  $F_{sp}$  服从正态分布。所以采用式 (2) 计算  $\beta$  是可行的。其余 RFEM 工况的结果类似, 不予一一赘述。

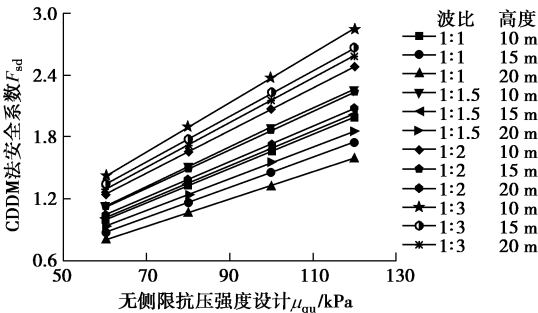


图 5 确定性分析工况的稳定安全系数计算结果  
Fig. 5 Safety factors of stability for CDDM cases

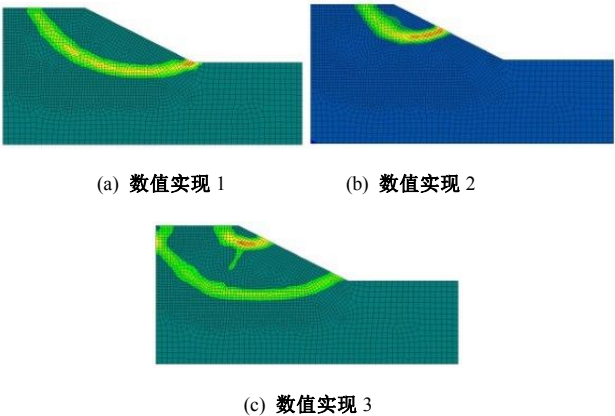


图 6 典型 RFEM 工况路堤临界失稳状态剪应变增量云图  
Fig. 6 Shear strain increment contours at critical failure state of typical RFEM case

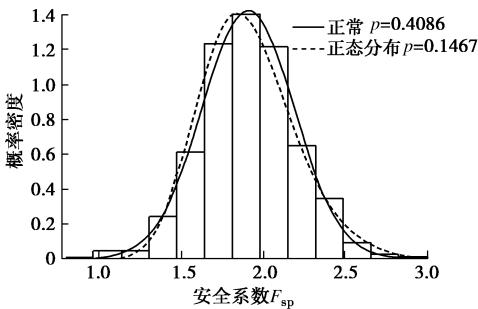


图 7 典型 RFEM 工况稳定安全系数分布直方图

Fig. 7 Histogram of safety factor for typical RFEM case

图 8 统计了  $m=1:2$  且  $H=20\text{ m}$  时不同 COV 不同  $\mu_{qu}$  条件下的  $\mu_{F_{sp}}$ ,  $\sigma_{F_{sp}}$  以及式 (2) 计算所得的  $\beta$ 。

可以看出, 变异系数 COV 非常显著地影响  $\mu_{F_{sp}}$ ,  $\sigma_{F_{sp}}$  以及  $\beta$  的大小。COV 越大, 会导致  $\mu_{F_{sp}}$  越小、 $\sigma_{F_{sp}}$  越大且  $\beta$  值越小。COV 值对  $F_{sp}$  分布的影响规律符合预期。同时, 对于任意给定的  $m$ ,  $H$  和 COV,  $\sigma_{F_{sp}}$  和  $\mu_{qu}$  之间呈正比例关系,  $\sigma_{F_{sp}}$  和  $\mu_{qu}$  之间也存在很好的线性关系, 但  $\beta$  和  $\mu_{qu}$  之间呈非线性关系。

图 9 统计了 COV=0.35 时所有 RFEM 工况的  $\mu_{F_{sp}}$ ,  $\sigma_{F_{sp}}$  以及  $\beta$ 。由图 9 (a) 可知,  $\mu_{F_{sp}}$  随  $H$ ,  $m$  的变化趋势与图 5 所示的变化趋势类似, 当  $\mu_{qu}$  保持恒定,  $H$  或  $m$  越大,  $\mu_{F_{sp}}$  越小。由图 9 (b) 可知,  $m$  对  $\sigma_{F_{sp}}$  -  $\mu_{qu}$  关系的影响可以忽略不计; 路堤高度  $H$  对  $\sigma_{F_{sp}}$  的影响颇为显著,  $H$  越小  $\sigma_{F_{sp}}$  反而越大。由图 9 (c) 可知, 当其他参数保持一定时,  $m$  对  $\beta$  的影响规律较为清晰,  $m$  越小  $\beta$  越大; 相比而言,  $H$  对  $\beta$  的影响规律则较为复杂, 整体上表现出如下趋势: 当  $\mu_{qu}$  较小即  $\beta$  较小时,  $H$  越大  $\beta$  越小, 但当  $\mu_{qu}$  较大即  $\beta$  较大时,  $H$  越大  $\beta$  越大。

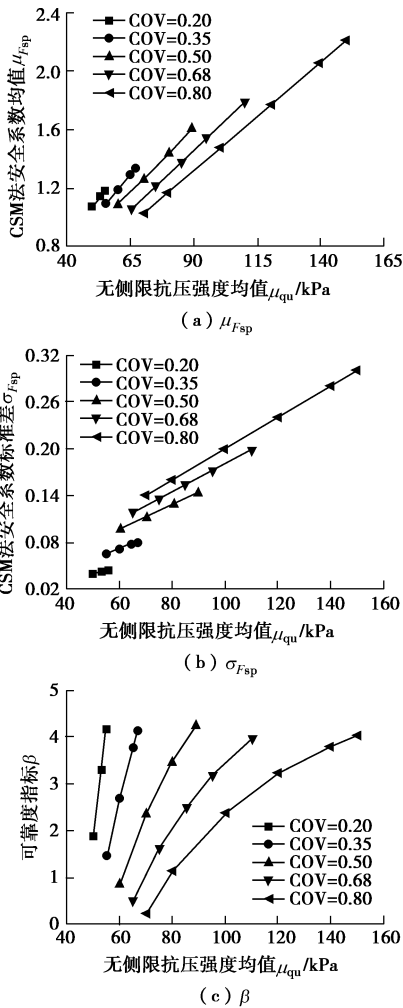


图 8 不同 COV 时稳定安全系数统计结果( $m=1:2$  且  $H=20\text{ m}$ )  
Fig. 8 Statistic results of safety factor for RFEM cases with different COV ( $m=1:2$  and  $H=20\text{ m}$ )



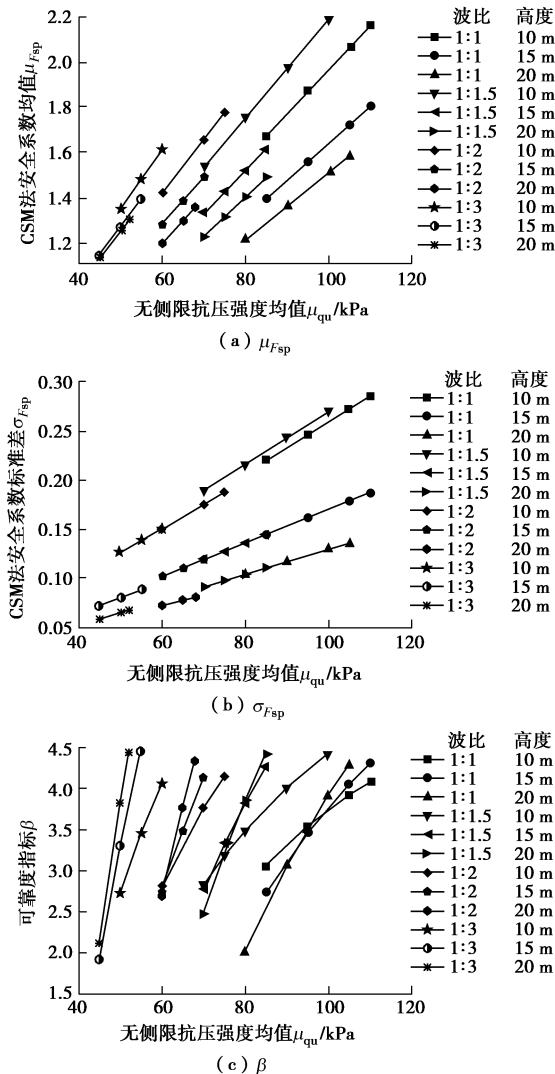


图 9 COV=0.35 时不同 RFEM 工况稳定安全系数统计结果

Fig. 9 Statistic results of safety factor for different RFEM cases with different  $m$  and  $H$  (COV=0.35)

“ $H$  越大  $\beta$  可能越小也可能越大”的现象与确定性分析中“ $H$  越大路堤稳定性越差”的直观认识是相矛盾的。但这并不说明 RFEM 分析结果有误。实际上, 在  $\beta$  较大时出现“ $H$  越大  $\beta$  越大”的现象是有其内在原因的。假设两个路堤  $A_1$  和  $A_2$ , 高度分别为  $H_1$  和  $H_2$ , 且  $H_1 < H_2$ , 稳定安全系数均值分别为  $\mu_{Fsp1}$  和  $\mu_{Fsp2}$ , 稳定安全系数标准差分别为  $\sigma_{Fsp1}$  和  $\sigma_{Fsp2}$ , 可靠度指标分别为  $\beta_1$  和  $\beta_2$ 。显然,  $\mu_{Fsp1} > \mu_{Fsp2}$ 。但根据图 4 的分析结论可知, 路堤  $A_2$  的滑面长度整体上大于路堤  $A_1$  的滑面长度; 当相关距离保持恒定 (竖向 2 m 水平向 5 m) 时, 滑面长度越长, 整个滑面上的均化效应 (averaging effect) 就越强, 相应地计算所得的  $F_{sp}$  的变异性也就越小, 则  $\sigma_{Fsp1} > \sigma_{Fsp2}$  (试想如果滑面无限长, 尽管滑面上的材料参数具有空间变异性, 但由于均化效应, 滑面上的强度均值将趋近于整个 CSM 填筑体的强度均值, 因此  $F_{sp}$  将趋近于定值, 即  $\sigma_{Fsp}$  趋近于 0)。所以, 路堤  $A_1$  (均值大方差大) 和  $A_2$  (均

值小方差小) 的稳定安全系数分布关系可由图 10 示意。对于图中情形① (可靠度指标较大时), 路堤  $A_1$  的失效概率显然大于路堤  $A_2$  的失效概率, 即  $\beta_1 < \beta_2$ 。但对于情形② (可靠度指标较小时), 路堤  $A_1$  的失效概率显然小于路堤  $A_2$  的失效概率, 即  $\beta_1 > \beta_2$ 。

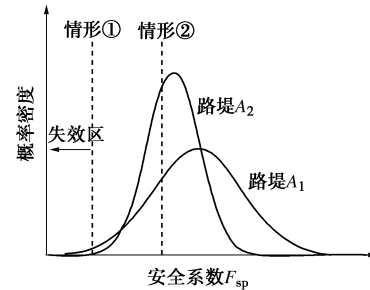
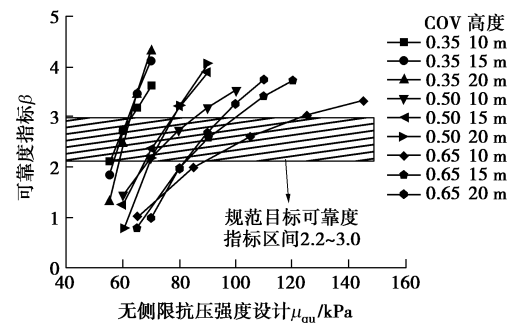


图 10 2 个不同高度路堤稳定安全系数分布关系示意图

Fig. 10 Schematic distribution of safety factors for two embankments with different heights

“ $H$  越大  $\beta$  越大”的现象在高 COV 条件下表现的更为明显, 如图 11 所示。按照《公路工程结构可靠度设计统一标准》<sup>[33]</sup> 相关规定, 高速公路、一级公路和二级公路路堤稳定目标可靠度指标应控制在 2.2~3.0 之间。在此目标可靠度指标控制范围内, 若  $COV < 0.35$ , 则  $H$  越大  $\beta$  越小, 符合确定性分析中“ $H$  越大路堤稳定性越差”的直观认识; 但是若  $COV \geq 0.65$ , 则会出现“ $H$  越大  $\beta$  越大”的现象。所以从可靠度视角来说, 确定性分析中“ $H$  越大路堤稳定性越差”的直观认识未必是正确的。

图 11 不同  $H$  不同 COV 条件下  $\beta$  计算结果 ( $m=1:2$ )Fig. 11 Reliability indices for RFEM cases with different  $H$  and different COV values ( $m=1:2$ )

### 2.3 确定性方法与可靠度方法比较

综上所述, 与 RFEM 分析方法相比, CDDM 主要存在以下两方面不足:

(1) CDDM 不能合理表征材料参数变异性的影响, 在高 COV 条件下, CDDM 的设计方案往往偏于危险。譬如, 当  $m=1:2$ ,  $H=20$  m,  $COV=0.8$ ,  $\mu_{qu}=100$  kPa 时, CDDM 得到的稳定安全系数达到了 1.70 (如图 5 所示), 明显高于相关技术规程<sup>[34]</sup>中关于高速公路的路基稳定安全系数允许值, 即 CDDM 认为该路

堤安全；但是，RFEM 分析得到的可靠度指标  $\beta$  仅为 2.35，明显小于《公路工程结构可靠度设计统一标准》<sup>[33]</sup>中关于高速公路路基稳定的目标可靠度指标，即可靠度方法认为该路堤不安全。

(2) 从可靠度角度来看，CDDM 中关于路堤高度对其稳定性影响的直观认识——“ $H$  越大稳定性越差”未必是正确的，在高 COV 条件下更是如此。这可能误导工程技术人员在设计过程中犯“原则性”的错误。

鉴于上述两方面不足，计算简单、易被工程人员接受的 CDDM 实际上并不直接适用于材性强空间变异的 CSM 填筑路堤，有必要对其进行修正，实现在不改变原有设计构架前提下能够等效表征 CSM 材性参数强空间变异性影响的目的。

3 考虑材性空间变异性影响的等效确定性设计方法

要对 CDDM 进行修正使其能够等效表征 CSM 材性参数强空间变异性的影响，本质上就是要找到 CDDM 设计指标与可靠度设计指标之间的关联。Ching 等<sup>[35-36]</sup>建立了可靠度指标与分位数之间的对应关系，达到了基于确定性设计方法考虑材性参数空间变异性影响的目的。就本问题而言，分位数与确定性方法计算的路堤稳定安全系数一一对应。鉴于稳定安全系数意义明确，本文尝试建立可靠度指标与确定性方法稳定安全系数之间的对应关系，这就需要分别建立  $\mu_{F_{sp}} - F_{sd}$  关系和  $\sigma_{F_{sp}} - F_{sd}$  关系。

统计表 2 列出的所有工况的  $\mu_{F_{sp}}/F_{sd}$  值，可得如图 12 所示的散点图。结果表明，对于任意给定 COV，不同工况的数据点基本重合，表明  $m$ 、 $H$  和  $\mu_{qu}$  对  $\mu_{F_{sp}}/F_{sd}$  值影响基本可以忽略不计；但是， $\mu_{F_{sp}}/F_{sd}$  值随 COV 增大而明显呈线性减小。采用线性函数对  $\mu_{F_{sp}}/F_{sd} - COV$  关系进行拟合可得

$$\mu_{F_{sp}} = (-0.68COV + 1.38)F_{sd} \quad (3)$$

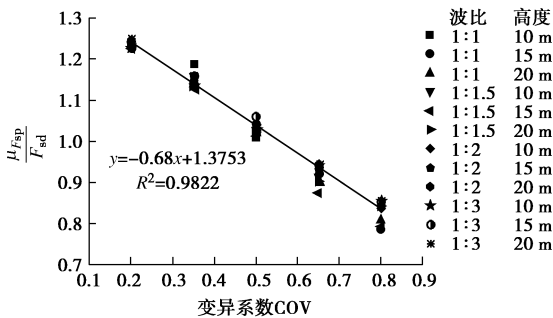


图 12 不同工况条件下  $\mu_{F_{sp}}/F_{sd}$  散点图

Fig. 12  $\mu_{F_{sp}}/F_{sd}$  data obtained from different cases

相比而言， $\sigma_{F_{sp}} - F_{sd}$  之间的关系要更为复杂一

些，下面以  $\mu_{qu}$  为纽带，分别建立  $\sigma_{F_{sp}} - \mu_{qu}$  关系和  $F_{sd} - \mu_{qu}$  关系，进而让  $\sigma_{F_{sp}}$  和  $F_{sd}$  互相关联起来。统计表 2 列出的所有工况的  $\sigma_{F_{sp}}/\mu_{qu}$  值，可得如图 13 所示的散点图。由图可知， $\sigma_{F_{sp}}/\mu_{qu}$  值受  $m$  影响可以忽略不计，但受  $H$  和 COV 影响较为显著。对于某一给定  $H$ ， $\sigma_{F_{sp}}/\mu_{qu}$  与 COV 之间的关系比较明确，随 COV 呈双曲线函数形式增长；且随着  $H$  增大， $\sigma_{F_{sp}}/\mu_{qu} - COV$  曲线逐渐下移。经多次尝试，发现不同  $H$  条件下的  $\sigma_{F_{sp}}/\mu_{qu} - COV$  曲线可以统一采用以下双曲线函数进行拟合 ( $R^2 > 0.985$ ):

$$\sigma_{F_{sp}}/\mu_{qu} = COV/(9.37H + 12.46H \cdot COV) \quad (4)$$

同时，图 5 结果已经表明：对于任意给定  $m$  和  $H$ ， $F_{sd}$  与  $\mu_{qu}$  呈正关系，即  $F_{sd}/\mu_{qu} = k$  ( $k$  为图 5 中  $F_{sd} - \mu_{qu}$  曲线的斜率，与  $m$  和  $H$  相关)。事实上，给定一 CSM 路堤， $k$  的大小是确定的，只需使用 CDDM 进行数次计算（对应不同  $\mu_{qu}$  值）即可获得，因此可以认为是已知量。将  $F_{sd}/\mu_{qu} = k$  代入式 (4) 可得

$$\sigma_{F_{sp}} = F_{sd} \cdot COV/(12.46COV + 9.37)kH \quad (5)$$

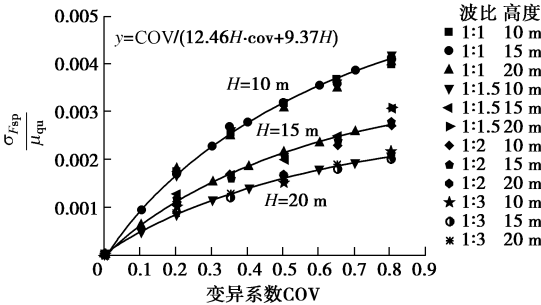


图 13 不同工况条件下  $\sigma_{F_{sp}}/\mu_{qu}$  散点图

Fig. 13  $\sigma_{F_{sp}}/\mu_{qu}$  data obtained from different cases

将式 (3)、(5) 代入式 (2)，可得确定性分析稳定安全系数  $F_{sd}$ 、路堤设计参数、材料参数变异系数 COV 和可靠度指标  $\beta$  四者之间的经验关系：

$$F_{sd} = \frac{(12.46COV + 9.37)Hk}{(-8.50COV^2 + 10.74COV + 12.88)Hk - \beta COV} \quad (6)$$

因此，当 CSM 填筑路堤的坡比介于 1:1~1:3，坡高介于 10~30 m，且滑动面位于 CSM 填筑面内部时，一旦选定了目标可靠度指标并拟定了 CSM 路堤断面设计参数，很容易通过式 (6) 确定出和目标可靠度指标对应的允许稳定安全系数，进而能够实现在不改变 CDDM 设计构架前提下等效表征 CSM 材性参数强空间变异性对路堤稳定性影响的目的。

4 结 论

论文通过 RFEM 方法分析了材性参数空间变异性对 CSM 路堤稳定性的影响规律，并重点比较了 RFEM 方法和 CDDM 方法在 CSM 路堤设计中的差异。得到

的主要结论如下:

(1) CDDM 不能合理表征材料参数变异性的影响, 在高 COV 条件下, CDDM 的设计方案往往偏于危险。

(2) 从可靠度视角来看, “路堤高度越大稳定性越差”的直观认识未必是正确的, 在高 COV 条件下更是如此。当其他参数不变, 随着路堤高度增加, 路堤稳定性可靠度指标可能增大也可能减小。工程技术人员在设计中应避免被直观认识误导而犯“原则性”错误。

(3) 建立了确定性分析稳定安全系数  $F_{sd}$ 、路堤设计参数、材料参数变异系数 COV 和可靠度指标  $\beta$  四者之间的经验关系 (式 (6)), 通过该经验关系能够实现不改变 CDDM 设计架构前提下等效表征 CSM 材性参数强空间变异性对路堤稳定性影响的目的。

#### 参考文献:

- [1] TANG Y X, MIYAZAKI Y, TSUCHIDA T. Practices of reused dredgings by cement treatment[J]. *Soils and Foundations*, 2001, **41**(5): 129 - 143.
- [2] KITAZUME M, SATOH T. Development of a pneumatic flow mixing method and its application to Central Japan International Airport construction[J]. *Ground Improvement*, 2003, **7**(3): 139 - 148.
- [3] MOROHOSHI K, YOSHINAGA K, MIYATA M, et al. Design and long-term monitoring of Tokyo International Airport extension project constructed on super-soft ground. *Geotechnical and Geological Engineering*, 2010, **28**(3): 223 - 232.
- [4] TAN T S, LU Y T, PHOON K K, et al. Innovative approaches to land reclamation in Singapore[C]// *International Symposium on Advances in Ground Technology & Geo-Information*. Singapore, 2011: 85 - 102.
- [5] Costal Development Institute of Technology (CDIT). Design and construction manual on deep mixing method for off-shore construction[S]. 1999. (in Japanese)
- [6] OOTA M, MITARAI Y, IBA H. Outline of pneumatic flow mixing method and application for artificial island reclamation work[C]// *Proceedings of International Symposium on Deep Mixing & Admixture Stabilization (Deep Mixing 2009)*, Okinawa, 2009, **61**: 569 - 574.
- [7] PHOON K K, KULHAWY F H. Characterization of geotechnical variability[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1999, **36**: 612 - 624.
- [8] 张 明, 赵有明. 基于随机场理论的吹填土土性参数空间变异性[J]. *中国港湾建设*, 2012(3): 7 - 9. (ZHANG Ming, ZHAO You-ming. Spatial variability of property parameters of dredged fill based on random field theory[J]. *China Harbour Engineering*, 2012(3): 7 - 9. (in Chinese))
- [9] MATSUO M, ASAOKA A. Probability models of undrained strength of marine clay layer[J]. *Soils and Foundations*, 1977, **17**(3): 51 - 68.
- [10] GRIFFITHS D V, HUANG J, FENTON G A. Influence of spatial variability on slope reliability using 2-D random fields[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 2009, **135**(10): 1367 - 1378.
- [11] GRIFFITHS D V, FENTON G A. Probabilistic slope stability analysis by finite elements[J]. *Journal of Geotechnical and Geo-environmental Engineering*, ASCE, 2004, **130**(5): 507 - 518.
- [12] SATOH T, KITAZUME M. Sea reclamation with dredged soft soil for Central Japan International Airport[J]. *Soft Ground Engineering in Coastal Areas*, 2003: 311 - 318.
- [13] MITARAI Y, FUKASAWA T, SAKAMOTO A, et al. The construction project of Central Japan International Airport: application of pneumatic flow method for large and rapid work[C]// *Proceedings of the 12th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*. 2004.
- [14] GRIFFITHS D V, FENTON G A. Probabilistic settlement analysis by stochastic and random finite-element methods[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 2009, **135**(11): 1692 - 1637.
- [15] FENTON G A, GRIFFITHS D V. Probabilistic foundation settlement on spatially random soil[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 2002, **128**(5): 381 - 390.
- [16] ZHANG Rong-Jun, HASAN Mohammed Shareef M S, ZHENG Jun-Jie, et al. Effect of spatial variability of engineering properties on stability of a CSMC embankment[J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, DOI: 10.1080/1064119X.2017.1290168
- [17] LEE F H, LEE Y, CHEW S H, et al. Strength and modulus of marine clay-cement mixes[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 2005, **131**(2): 178 - 186.
- [18] KASAMA K, OCHIAI H, YASUFUKU N. On the stress-strain behaviour of lightly cemented clay based on an extended critical state concept[J]. *Soils and Foundations*,



- 2000, **40**(5): 37 - 47.
- [19] BALASUBRAMANIAM A S, BUENSUCESO J R. On the overconsolidated behavior of lime treated soft clay[C]// Proceedings of 12th Int Conf on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Rio de Janeiro, 1989: 1335 - 1338.
- [20] HORPIBULSUK S, MIURA N, BERGADO D T. Undrained shear behavior of cement admixed clay at high water content[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **130**(10): 1096 - 1105.
- [21] LIU Y, LEE F H, QUEK S T, et al. Effect of spatial variation of strength and modulus on the lateral compression response of cement-admixed clay slab[J]. Géotechnique, 2015, **65**(10): 851 - 865.
- [22] FENTON G A, GRIFFITHS D V. Three-dimensional probabilistic foundation settlement[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2005, **131**(2): 232 - 239.
- [23] 苏 成, 徐 瑞, 范学明. 二维随机场离散的曲边单元局部平均法[J]. 华南理工大学学报 (自然科学版), 2008, **36**(3): 104 - 107. (SU Cheng, XU RUI, FAN Xue-ming. Local average method based on curved-side elements for discretization of 2D random fields[J]. Journal of South China University of Technology (Nature Science Edition), 2008, **36**(3): 104 - 107. (in Chinese))
- [24] 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 Shui-hua, LI Dian-qing, ZHOU Chuang-bing, et al. Slope reliability analysis considering effect of autocorrelation functions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(3): 508 - 518. (in Chinese))
- [25] SHINOZUKA M, DEODATIS G. Simulation of multi-dimensional gaussian stochastic fields by spectral representation[J]. Applied Mechanics Reviews, 1996, **49**(1): 29 - 53.
- [26] 李典庆, 蒋水华, 周创兵, 等. 考虑参数空间变异性的边坡可靠度分析非侵入式随机有限元法[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(8): 1413 - 1422. (LI Dian-qing, JIANG Shui-hua, ZHOU Chuang-bing, et al. Reliability analysis of slopes considering spatial variability of soil parameters using non-intrusive stochastic finite element method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(8): 1413 - 1422. (in Chinese))
- [27] 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.
- [28] MELINK T, KORELC J. Stability of Karhunen-Loève expansion for the simulation of Gaussian stochastic fields using Galerkin scheme[J]. Probabilistic Engineering Mechanics, 2014, **37**: 7 - 15.
- [29] HALDAR A, MAHADEVAN S. Reliability assessment using stochastic finite element analysis[M]. New York: John Wiley & Sons, 2000.
- [30] VANMARCKE E H. Random fields: analysis and synthesis[M]. Cambridge: MIT Press, 1983.
- [31] ABE T, MIYOSHI A, MAEDA T, et al. Evaluation of soil improvement by a clay mixing consolidation method using dual-way mixing system[C]// The 32nd Japan National Conference on JSSMFE. 1997: 2353 - 2354.
- [32] SL 386—2007 水利水电工程边坡设计规范[S]. 2007. (SL 386—2007 Design code for engineered slopes in water resources and hydropower projects[S]. 2007. (in Chinese))
- [33] GB/T 50283—1999 公路工程结构可靠度设计统一标准[S]. 1999. (GB/T 50283—1999 Unified standard for reliability design of highway engineering structures[S]. 1999. (in Chinese))
- [34] JTG D30—2004 公路路基设计规范[S]. 2004. (JTG D30—2004 Specifications for design of highway subgrades[S]. 2004. (in Chinese))
- [35] CHING J, PHOON K K. A quantile-based approach for calibrating reliability-based partial factors[J]. Structural Safety, 2011, **33**(4): 275 - 285.
- [36] CHING J. Equivalence between reliability and factor of safety[J]. Probabilistic Engineering Mechanics, 2015, **24**(2): 159 - 171.