

# 堤脚区土体扰动对海堤稳定性影响数值研究

俞元盛<sup>1</sup>, 林国军<sup>2</sup>, 麻元晓<sup>3</sup>, 李玲玲<sup>1</sup>, 吴珂<sup>1</sup>, 国振<sup>1\*</sup>

(1. 浙江大学 建筑工程学院, 浙江 杭州 310058; 2. 宁海县公路与运输管理中心, 浙江 宁波 315799;  
3. 宁海县交通工程建设管理所, 浙江 宁波 315615)

**摘要:** 水泥搅拌桩是常用的软基处理方式, 能够改善其力学性质, 使其满足工程要求。但水泥搅拌桩施工过程中将对结构性软土造成扰动, 因此软基处理初期由于水泥土胶结作用尚未形成, 土体强度甚至低于原状土。本文基于某临海滩涂围垦区地下隧道建设过程中海堤堆填及堤脚附近软基处理, 开展了一系列三维有限元数值分析。首先在不考虑施工不确定性条件下, 将整体简化模型与考虑实体水泥搅拌桩模型进行对比, 对其合理性进行评价。计算结果表明, 海堤安全系数随扰动度增大而减小, 按照规范要求需控制扰动度不大于 60%, 并且针对本研究问题, 整体简化模型稳定性评价结果与后者接近, 不同扰动度下两模型计算得到的安全系数最大误差不超过 2%。在此基础上, 针对实际工程中出现的部分节段堤顶沉陷或海堤侧向变形较大现象, 取两个典型加固断面进行堤下地基处理范围土体参数反算。基于反算结果验证按实际工程施加堤脚反压后, 海堤稳定性满足要求, 同时也进行了堤脚附近软基处理对加固断面海堤稳定性影响评估。结果表明, 对于外侧堤脚抛石镇压作用显著的断面, 其潜在破坏模式在不同扰动度下均为向内滑动; 对于外侧堤脚抛石体积较小, 而内侧堤脚砂袋镇压作用范围较大的断面, 其潜在破坏模式随扰动度的增大由向外滑动转变为向内滑动。结合以上计算结果, 实际工程中堤脚附近软基处理过程应注意控制施工速率, 降低土体扰动度。

**关键词:** 海相结构性软土; 水泥搅拌桩; 面积置换率; 施工扰动; 海堤稳定性; 强度折减法

中图分类号: TU471.8

文献标识码: A

文章编号: 2096-7195(2022)02-0116-10

## Numerical study on influence of soil disturbance close to seawall foot on stability of seawall

YU Yuan-sheng<sup>1</sup>, LIN Guo-jun<sup>2</sup>, MA Yuan-xiao<sup>3</sup>, LI Ling-ling<sup>1</sup>, WU Ke<sup>1</sup>, GUO Zhen<sup>1\*</sup>

(1. Department of Architecture and Civil Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China;  
2. Institution of Ninghai Traffic Engineering Construction Management, Ningbo 315799, Zhejiang, China;  
3. Center of Ninghai Highway and Transportation Management, Ningbo 315615, Zhejiang, China)

**Abstract:** Deep cement mixing method (DCM) is a common method dealing with soft foundation. It improves the mechanical properties of soft soil to meet engineering requirements. However, the construction process of DCM will cause disturbance to the structural soft soil. Therefore, when the cement-soil cementation is in the initial stage of soft foundation treatment, the strength of treated soil is lower than that of undisturbed soil. Hence, this article is based on the seawall filling and soft foundation treatment close to the seawall foot during the construction of an underground tunnel in a reclamation area. First, a series of 3-D numerical analyses were carried out. The simplified model and the model considering the solid cement piles were compared without considering the construction uncertainty to evaluate the rationality of the simplified model. The calculation results indicate that the safety factor of the seawall decreases with the increase of disturbance. According to the code, the disturbance degree should be controlled to less than 60%. In addition, in response to the case in this article, the stability analysis result of the simplified model is close to the model considers the solid cement piles. The maximum error of the safety factor calculated by the two models with different disturbances is less than 2%. On this basis, in view of the subsidence or the excessive lateral displacement of the seawall in engineering practice, two typical reinforced cross-sections are chosen to back analyse the parameters of the soil in the foundation treatment range under

收稿日期: 2021-12-19

基金项目: 海南省重大科技计划项目 (ZDKJ202019); 浙江省自然科学基金项目 (LR22E080005; LHZ19E090003)。

作者简介: 俞元盛 (1998—), 男, 浙江宁波人, 硕士研究生, 主要从事边坡稳定、岩土工程可靠度问题研究工作。E-mail: 22012016@zju.edu.cn。

\*通信作者: 国振 (1982—), 男, 山东淄博人, 博士, 教授, 主要从事海洋岩土工程方面的研究工作。E-mail: nehzoug@163.com。

the seawall. It is verified that the stability of the seawall meets the requirements after applying the overload at the seawall foot according to the real condition. The influence of foundation treatment close to the foot of the seawall on the seawall stability of these two reinforced cross-sections is also considered. The calculation results demonstrate that for cross-sections with significant overload applied at the outer foot of the seawall, the potential failure modes with different disturbances slide inwardly. However, while the volume of the stones at the outer foot is small and the sandbag at the inner foot has a larger suppression effect, the potential failure mode of the seawall changes from sliding outwardly to sliding inwardly as the disturbance increases. In the construction process, attention should be paid to controlling the construction velocity and deducing soil disturbance during the foundation treatment close to the foot of the seawall.

**Key words:** offshore structural soft soil; cement pile; area replacement ratio; construction disturbance; seawall stability; strength reduction method

## 0 引 言

近年来,我国沿海地区的发展始终保持在较高水平,而人口密度增长、用地资源紧张等问题也随之显现,并在一定程度上对该地区的发展造成了制约。沿海地区临海滩涂资源丰富,海相淤泥软土地基十分常见,因此围垦造地成为了解决人多地少这一重要途径<sup>[1-2]</sup>。

当天然软土地基不能满足工程要求时,可采用物理、化学或生物方法对其进行处理以形成可满足要求的人工地基,这一过程称为地基处理<sup>[3]</sup>。水泥搅拌桩加固处理是常用的软基处理手段,该方法具有建设成本较低、布置形式多样、施工过程简单等优点<sup>[4]</sup>。且水泥搅拌桩除作为复合地基增强体外,还可作为基坑开挖止水帷幕<sup>[5-6]</sup>。其加固原理为将水泥作为固化剂注入土体并利用搅拌桩机将其充分搅拌,使水泥和土体发生一系列物理化学反应,从而优化软弱土体的工程性质,形成抗压强度高,具有整体性、水稳性的水泥加固土柱体。

何杰等<sup>[7]</sup>通过现场试验测定了 9 桩复合地基的承载力,研究了桩土应力比、平均沉降随荷载变化的规律。郭忠贤等<sup>[8]</sup>针对非饱和黏土及粉土中夯实水泥土桩复合地基进行了单桩、4 桩和 9 桩承载力试验研究。张伟丽等<sup>[9]</sup>利用 FLAC 3D 建立数值模型,并与现场压板试验进行对比,得出了水泥搅拌桩桩长对地基承载力的影响。PHUTTHANANON 等<sup>[10]</sup>利用 PLAXIS 2D 分析了水泥搅拌桩单桩承载力和破坏模式,并通过离心机试验加以验证。龚晓南<sup>[11]</sup>提出了桩土复合地基极限承载力统一表达式以及复合地基沉降计算公式,为复合地基设计提供了依据。

考虑到对于一般的工程问题,直接采用三维有限元模拟大面积水泥搅拌桩地基处理建模困难,且需要占用大量的计算资源,邓永锋等<sup>[12]</sup>就搅拌桩复

合地基简化数值计算等效土体参数确定方法给出了如下两类方法:加固区整体简化与加固区桩土条带分算(适用于矩形分布)。两方法均根据面积置换率<sup>[13]</sup>计算加固区土体或桩条带的等效模量  $E_{sp}$  和强度  $c_{sp}$ 、 $\varphi_{sp}$ 。图 1 为搅拌桩矩形分布时面积置换率计算图示,闫明礼等<sup>[14]</sup>和代庆礼<sup>[15]</sup>给出了复杂分布情况计算方法。张学飞等<sup>[16]</sup>在此基础上考虑桩间土刚度的非线性,通过修正等效模量来计算复合地基沉降。

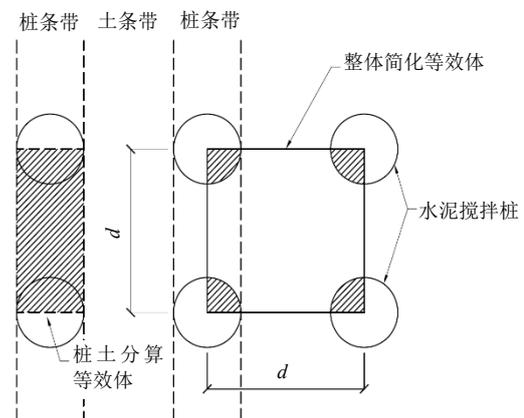


图 1 面积置换率计算图示

Fig. 1 Diagram of area replacement ratio calculation

等效参数计算公式如式(1)所示:

$$\chi_{sp} = m\chi_s + (1-m)\chi_p \quad (1)$$

式中:  $\chi$  表征土体参数 ( $E, c, \varphi$  等);  $m$  为面积置换率; 下标  $s$  代表地基土参数; 下标  $p$  代表水泥搅拌桩参数; 下标  $sp$  代表复合地基等效参数。

在实际工程中,施工的时空效应不容忽视,软土地基通常都具有较强的结构性和较高的灵敏度,地基处理或其他因素均可能破坏软弱土层的结构性而造成其强度的降低。王立忠等<sup>[17-18]</sup>对温州软弱地基排水板施工后的沉降进行计算,结果表明土体平均扰动度约为 30%,最终沉降较不扰动情况增大 25%。SAYE<sup>[19]</sup>的研究同样表明地基沉降与土体的

扰动度成正比。陈云敏等<sup>[20]</sup>在计算湘湖地铁站重建过程中基底土沉降量时也考虑了先前深层土体扰动的影 响, 计算结果表明, 基底土受扰动后的沉降量要远大于基底未受扰动的最终沉降量。

然而, 目前的研究大多单一地关注水泥搅拌桩成型后对地基土的增强作用, 或施工及其他因素引起土体扰动而导致的强度降低, 尚缺少针对水泥搅拌桩施工时空效应, 综合考虑不同区域地基处理影响的案例研究。结合现有研究基础, 本文将基于实际工程, 首先通过 PLAXIS 3D 对比利用面积置换率计算等效参数的简化方法与直接建立实体水泥搅拌桩模型的计算结果, 评价等效模型的正确性。在此基础上, 进一步利用强度折减法分析评价堤脚附近软基处理对已建海堤稳定性影响, 对不同扰动程度进行参数分析。本数值分析结果可为实际工程的设计施工提供必要的参考。

## 1 工程背景

某位于临海滩涂围垦区地下隧道全长 2 280 m,

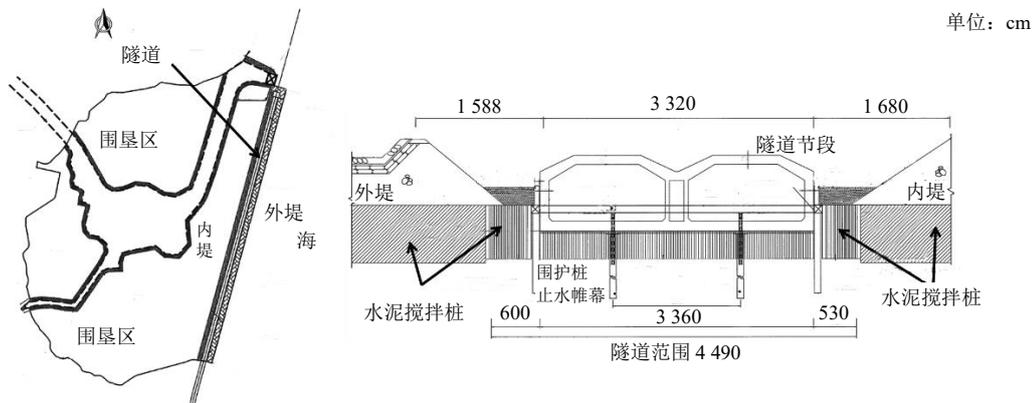


图2 工程总平面图及明挖暗埋段典型断面图

Fig. 2 General layout of the project and typical cross-section of tunnel

## 2 数值模型及参数

### 2.1 三维模型及边界

根据地勘报告、设计施工文件以及现场施工情况, 本研究在 PLAXIS 3D 中就整体简化方法和考虑实体水泥搅拌桩方法建立相应数值模型。

如图 3 所示, 海堤下方水泥搅拌桩桩径  $d$  为 800 mm, 间距  $D=1.4$  m, 呈梅花形布置。根据对称性可沿海堤纵向取 1.4 m 宽度作为分析对象。考虑某最不利断面, 模型中地基土尺寸为  $200 \text{ m} \times 1.4 \text{ m} \times 21.5 \text{ m}$ , 地表标高为  $-2 \text{ m}$ 。将地基土分为两层, 其中表层为淤泥层, 分布范围为  $-2 \sim -8.7 \text{ m}$ ; 下层为

除两端敞开段和光过渡段, 主要隧道区段长度约 1 590 m, 采用明挖暗埋法施工。图 2 展示了该工程总平面图及明挖暗埋段典型断面图, 隧道建设于内外海堤之间, 湾内将进行滩涂围垦作业。根据地勘报告, 隧道工程建设区域地层为滩涂沉积土, 土层主要包括淤泥、含砂淤泥、含砾粉质黏土和全风化花岗岩。在堤隧结合路段, 地层性质变异性较大, 软土层厚薄不均, 且具有孔隙比大、含水量高、压缩性高、强度低、固结慢等特点。

施工过程如下: 首先进行内、外侧海堤下方区域水泥搅拌桩地基处理, 之后使用吹填膜袋砂将内、外侧海堤填筑至设计标高。海堤堆填完成后抽干堤内海水, 对堤内软土地基进行三轴水泥搅拌桩加固处理使其满足隧道基坑开挖的要求。由上述施工顺序可知, 堤内软基处理将造成海堤堤脚附近的土体扰动。在地基处理初期, 水泥与土骨架间的胶结作用尚未形成, 土体强度则因扰动而低于原状软弱土强度。因此, 地基处理初期软弱土层土体强度不增反降现象值得注意, 该工况下的海堤稳定性评价对工程设计和施工控制具有重要的意义。

含砾粉质黏土层, 分布范围为  $-8.7 \sim -21.5 \text{ m}$ 。海堤堤顶标高为  $6.8 \text{ m}$ , 内侧堤脚的坡度约为  $1:1.2$ , 外侧堤脚采用抛石体镇压加固, 抛石体顶面标高  $1.5 \text{ m}$ 。水泥搅拌桩桩底标高为  $-10 \text{ m}$ , 贯穿淤泥层。模型底面采用固定约束, 对模型 4 个侧面进行法向约束, 模型顶部表面为自由边界, 采用 10 节点四面体单元。图 4 展示了考虑实体水泥搅拌桩的三维有限元模型。

根据实际工程的施工工序, 在数值分析中首先通过改变加固区内的土体参数反映海堤下方地基处理作用, 之后激活海堤结构, 模拟海堤堆填至  $6.8 \text{ m}$  设计标高。考虑到基坑范围内的三轴水泥搅拌桩施

工设备的局限性, 无法实现全断面施工, 因此在计算堤脚附近土体扰动的工况时, 仅考虑堤脚内侧 8 m 范围内的土体扰动。堤内软基处理深度与海堤下方水泥搅拌桩处理深度一致, 扰动范围内的淤泥土和黏土在图 4 中分别由土黄色和淡粉色表示。

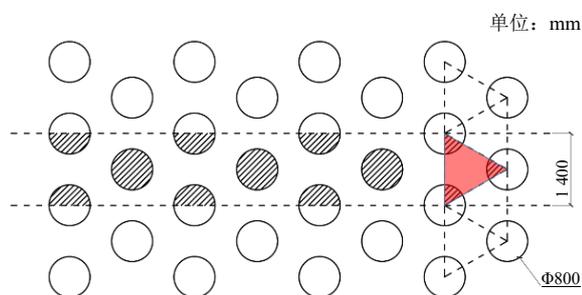


图 3 海堤下方水泥搅拌桩布置形式及模型宽度示意图  
Fig. 3 Schematic diagram of layout of cement piles under seawall and the chosen width of model

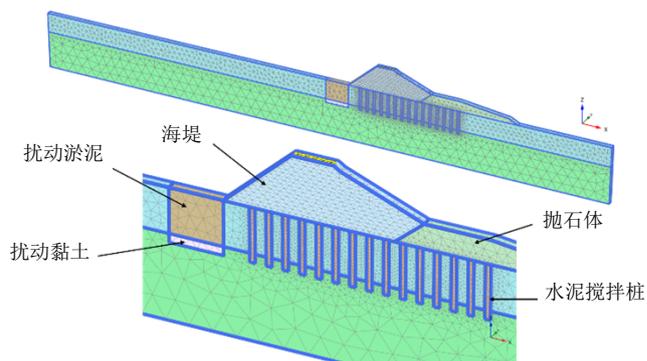


图 4 考虑实体水泥搅拌桩的三维有限元模型  
Fig. 4 3-D finite element model considering cement piles

### 2.2 材料参数

土体本构模型采用摩尔-库伦 (Mohr-Coulomb) 模型, 综合地勘报告、现场试验和室内土工试验, 土体及水泥搅拌桩材料参数如表 1 所示。

表 1 土体及水泥搅拌桩材料参数 (摩尔-库伦模型)  
Table 1 Parameters of soil and cement pile (M-C model)

土体种类	天然重度 $\gamma_{\text{unsat}}/(\text{kN}/\text{m}^3)$	饱和重度 $\gamma_{\text{sat}}/(\text{kN}/\text{m}^3)$	初始孔隙比 $e_{\text{init}}$	弹性模量 $E/(\text{kN}/\text{m}^2)$	泊松比 $\nu$	黏聚力 $c/\text{kPa}$	内摩擦角 $\varphi/(\text{°})$	渗透系数 $k/(\text{cm}/\text{s})$
淤泥土	16.20	16.30	1.72	$3.32 \times 10^3$	0.42	13.8	19.3	$1.4 \times 10^{-7}$
含砾黏土	19.30	19.76	0.91	$22.44 \times 10^3$	0.30	24.0	12.6	$9.0 \times 10^{-6}$
全风化花岗岩	18.40	19.55	0.74	$23.56 \times 10^3$	0.30	27.4	12.6	$1.0 \times 10^{-4}$
海堤吹填砂	15.00	20.00	0.80	$14.86 \times 10^3$	0.35	4.0	28.0	0.25
抛石	17.00	20.00	0.80	$40.00 \times 10^3$	0.30	0.0	40.0	0.50
水泥搅拌桩	18.00	19.50	0.50	$30.00 \times 10^3$	0.30	100.0	20.0	0.00

针对整体简化方法, 根据图 3 中高亮显示的正三角形桩-土置换单元, 可计算得到海堤下方地基处理区域水泥搅拌桩面积置换率  $m$  为:

$$m = \frac{\frac{1}{2}\pi\left(\frac{d}{2}\right)^2}{\frac{\sqrt{3}}{4}D^2} = \frac{\frac{1}{2}\pi\left(\frac{0.8}{2}\right)^2}{\frac{\sqrt{3}}{4}\times 1.4^2} = 0.296 \quad (2)$$

通过式 (1) 计算得到加固后淤泥层和黏土层的等效土体参数如表 2 所示。

针对堤脚附近因水泥搅拌桩施工而受到扰动的土体, 按式 (3) 定义土体扰动度  $\xi$ :

$$\xi = \frac{c_{\text{und}} - c_{\text{dis}}}{c_{\text{und}}} = 1 - \frac{c_{\text{dis}}}{c_{\text{und}}} = 1 - \frac{\tan \varphi_{\text{dis}}}{\tan \varphi_{\text{und}}} \quad (3)$$

式中: 下标 dis 代表扰动土; 下标 und 代表未扰动

原状土。根据不同的扰动度可计算得到扰动土体的黏聚力和内摩擦角, 本研究参数分析中所涉及的扰动度及对应的土体强度汇总于表 3 中。

海堤采用吹填膜袋砂填筑, 根据设计资料, 膜袋极限抗拉强度为 120 kN/m, 考虑到施工过程中土工膜袋的破损与老化, 数值分析中取其抗拉强度为 60 kN/m, 则抗剪强度为 30 kN/m。

表 2 整体简化模型中堤下加固土土体参数  
Table 2 Parameters of reinforced soil under seawall in simplified model

土体种类	弹性模量 $E/\text{kPa}$	黏聚力 $c/\text{kPa}$	内摩擦角 $\varphi/(\text{°})$
加固淤泥土	$11.22 \times 10^3$	39.32	19.51
加固黏土	$24.58 \times 10^3$	46.50	14.79

表3 不同扰动度下土体强度参数

Table 3 Strength parameters of soil with variance disturbance

序号	扰动度 $\xi$ / %	扰动淤泥		扰动黏土		扰动反压吹填砂	
		黏聚力 $c$ /kPa	内摩擦角 $\phi$ (°)	黏聚力 $c$ /kPa	内摩擦角 $\phi$ (°)	黏聚力 $c$ /kPa	内摩擦角 $\phi$ (°)
2-1	99	0.138	0.201	0.240	0.128	0.040	0.305
2-2	95	0.690	1.003	1.200	0.640	0.200	1.523
2-3	90	1.380	2.006	2.400	1.280	0.400	3.044
2-4	85	2.070	3.007	3.600	1.920	0.600	4.560
2-5	80	2.760	4.006	4.800	2.560	0.800	6.070
2-6	75	3.450	5.003	6.000	3.198	1.000	7.572
2-7	70	4.140	5.997	7.200	3.836	1.200	9.063
2-8	60	5.520	7.974	9.600	5.109	1.600	12.007

### 3 整体简化方法合理性验证

为定量描述堤脚扰动对海堤稳定性的影响,探究安全系数与扰动度间的关系,首先对海堤堆填完成后的整体稳定性进行评价。图5和图6分别展示了整体简化模型和考虑实体水泥搅拌桩模型在海堤堆填后的位移云图以及安全性分析所对应的潜在破坏模式。表4中给出了两分析模型中海堤的堤顶沉降、堤脚水平位移和安全系数。

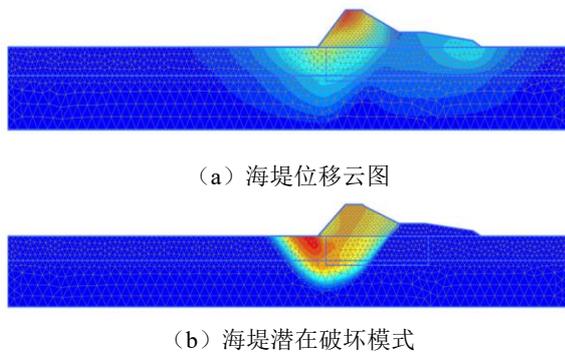


图5 整体简化模型海堤堆填计算结果

Fig. 5 Calculation results of seawall fill phase with the simplified model

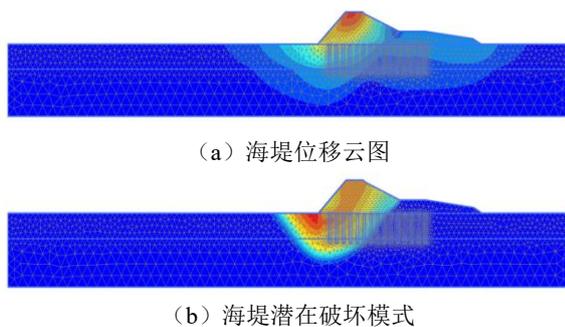


图6 考虑实体水泥搅拌桩模型海堤堆填计算结果

Fig. 6 Calculation results of seawall fill phase with the model considering cement piles

表4 两分析模型海堤堆填工况计算结果

Table 4 Calculation results of seawall-fill phase in 2 models

等效模型	堤顶沉降	堤脚水平位	安全系数
	$u_z$ /m	移 $u_x$ /m	
整体简化	0.182	0.054	1.428
实体水泥搅拌桩	0.232	0.056	1.429

对比两分析模型的计算结果可知,两者计算得到的海堤位移场分布一致,均表现为堤顶沉降,堤脚发生水平位移且附近土体有一定程度的隆起。两模型堤脚水平位移基本相等,整体简化模型的堤顶沉降略小于考虑实体水泥搅拌桩的模型。造成这种现象的原因可能是在考虑实体水泥搅拌桩模型中,桩身周围仍为软弱地基土,竖向承载力较低,且实体水泥搅拌桩间没有联系,整体刚度较低;而整体简化模型将地基处理范围等效为均质的土体,桩土材料被完全联系在一起,提升了整体刚度,桩周软弱土体也提供了可观的承载力,故该模型下海堤竖向沉降较小。安全性分析中,本研究基于强度折减法,以关键节点位移突变为失稳判据确定安全系数。由计算结果可知,两模型的海堤潜在破坏模式完全一致,且计算得到安全系数基本相等。

在此基础上,考虑堤内地基处理造成的海堤内侧堤脚附近土体扰动。在本计算步中重置海堤位移为零,针对表3中的不同扰动度进行计算分析,可得两分析模型海堤堤顶沉降、堤脚水平位移及海堤安全系数随扰动度的变化如图7和图8所示。

根据计算结果可知,两计算模型中海堤堤顶沉降和堤脚位移均随扰动度 $\xi$ 的增大而增大,当扰动度为60%时,整体简化模型堤顶沉降约为0.044 m,堤脚水平位移约为0.056 m,考虑实体水泥搅拌桩模型堤顶沉降约为0.261 m,堤脚水平位移约为0.363 m,两模型计算结果存在一定差异,该现象可

通过前述整体简化方法在一定程度上高估桩周软弱土体承载力、高估地基处理范围土体整体刚度解释。当扰动度增大至 99% 时, 整体简化模型堤顶沉降约为 1.767 m, 堤脚水平位移约为 2.424 m, 考虑实体水泥搅拌桩模型堤顶沉降约为 1.756 m, 堤脚水平位移约为 2.310 m, 两模型计算结果较为接近。

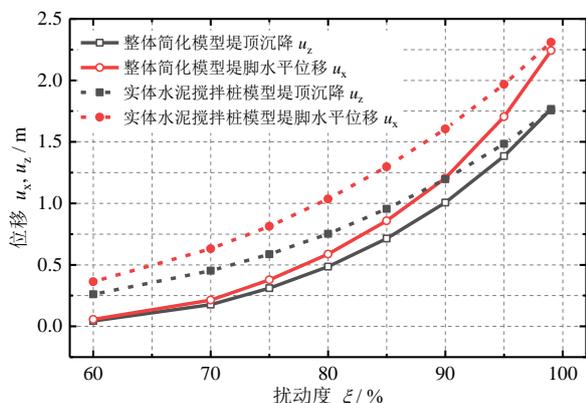


图 7 海堤位移随扰动度变化曲线

Fig. 7 Relationship between displacement and disturbance

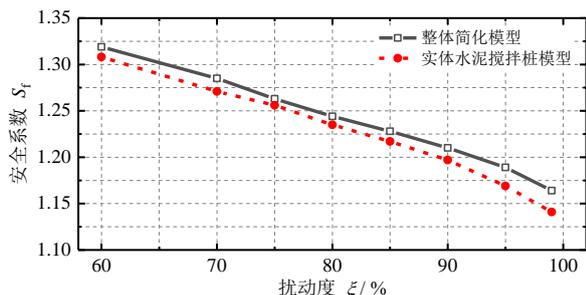


图 8 海堤安全系数随扰动度变化曲线

Fig. 8 Relationship between safety factor and disturbance

海堤结构安全系数均随扰动度  $\xi$  的增大而减小。当扰动度为 60%, 整体简化模型的安全系数为 1.319, 考虑实体水泥搅拌桩模型的安全系数为 1.308; 当扰动度为 99% 时, 两模型计算得到安全系数分别为 1.164 和 1.141。两模型对应不同扰动度计算得到安全系数最大误差不超过 2%, 整体简化模型略大于考虑实体水泥搅拌桩的模型。

根据《建筑边坡工程技术规范》(GB 50030—2013) [21], 一般工况下二级边坡要求满足安全系数

大于 1.30, 由计算结果可知, 因地基处理造成堤脚附近软土扰动度不得大于 60%, 否则无法满足规范要求。

综上, 整体简化模型在扰动度较大情况下, 其位移计算结果能够较好地与考虑实体水泥搅拌桩的精细化模型相对应, 在扰动度较小情况存在一定误差; 但对于不同扰动度, 整体简化模型计算得到安全系数与精细化模型差异甚微, 可见在安全性分析中, 整体简化模型能够在保证计算结果可靠性的前提下简化模型, 显著降低建模难度并提高计算效率。因此, 在后续研究中, 可采用整体简化模型对海堤稳定性进行评价。

## 4 实际工程典型断面研究

### 4.1 等效水泥土参数反算

上文中, 笔者已针对最不利情况进行分析, 计算结果表明, 海堤堆填完成后, 其整体安全系数约为 1.4, 满足稳定性要求。而实际施工过程中, 部分节段存在堤顶沉陷和侧向变形较大的问题, 故在海堤内侧堤脚进行了反压砂袋加固。造成该问题的可能原因在于水泥搅拌桩施工的不确定性, 即桩身质量存在差异, 强度存在变异性, 且水泥搅拌桩桩长不一, 部分断面地基处理未贯穿淤泥层。因此, 本节将针对 K7+050 m 和 K7+760 m 两个典型加固断面, 设海堤堆填至 6.8 m 设计标高时恰好处于临界状态, 综合考虑影响水泥搅拌桩力学特性的多种因素反算海堤下方地基处理土体的等效强度参数, 用于后续数值计算。

由于本节计算侧重于海堤稳定性分析, 因此可采用整体简化模型进行计算。根据原始设计图纸和堤脚反压加固设计建立对应数值模型, 表 5 中汇总 K7+050 m 断面和 K7+760 m 断面的主要几何要素。模型中假设地基处理深度为地表以下 6 m, 未贯穿淤泥层。由于淤泥土内摩擦角为  $19.3^\circ$ , 与水泥搅拌桩内摩擦角较为接近, 因此反算过程中保持加固区土体的等效内摩擦角为  $19.3^\circ$  不变, 仅对其弹性模量和黏聚力进行等比例折减 [22]。

表 5 典型断面主要几何要素

Table 5 Geometry properties of typical cross-sections

计算断面	地表标高/m	海堤净堆高/m	淤泥层范围/m	黏土层范围/m	全风化花岗岩范围/m	反压砂袋顶面标高/m
K7+050 m	-2.0	8.8	-2.0~-8.7	-8.7~-14.1	-14.1~-30.0	1.5
K7+760 m	-0.6	6.2	-0.6~-7.7	-7.7~-13.7	-13.7~-30.0	1.0/2.5 (阶梯)

针对两典型加固断面堤下地基处理区域土体参数的反算结果,以及施加堤脚反压后海堤安全系数如表6所示。K7+760 m断面海堤堆填净高较小,且堤脚反压砂袋堆填高度较高,因此反算所得的参数相对较小。

表6 两分析模型海堤堆填工况计算结果

计算断面	弹性模量 $E/kPa$	黏聚力 $c/kPa$	安全系数
K7+050 m	$7.854 \times 10^3$	27.52	1.434
K7+760 m	$4.488 \times 10^3$	15.73	1.436

图9展示了K7+050 m断面和K7+760 m断面在施加堤脚反压后的海堤破坏潜在模式:K7+050 m断面表现为向内侧滑动并带动反压砂袋整体滑移,这是由于该断面海堤堆填净高较大,且坡脚反压砂带镇压宽度较小造成;K7+760 m断面表现为向外侧滑动,这是由于该断面外侧堤脚处抛石体作用宽度和净高均较小,而内侧堤脚反压砂袋作用范围较大,因此海堤更容易向外侧滑移。

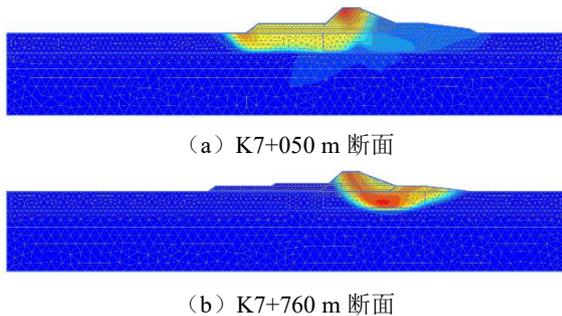


图9 两典型断面施加堤脚反压后潜在破坏模式  
Fig. 9 Failure mode of two typical cross-sections after applying bagged sands at the foot of the seawall

### 4.2 土体扰动对稳定性影响分析

在反算结果的基础上,考虑加固断面堤脚附近软基处理对海堤的稳定性影响。由于在堤脚处已进行砂袋镇压,三轴水泥搅拌桩将贯穿砂袋而破坏膜袋结构,因此在本分析步中不考虑土工膜袋的抗拉强度作用,并按式(3)对表1中吹填砂的强度参数进行折减,针对表3中的各扰动度进行参数分析。

图10展示了两计算断面不同扰动度下堤顶位移随强度折减系数(安全系数)的变化规律,仍以关键节点位移突变为失稳判据确定安全系数,可得到安全系数随扰动度变化趋势如图11所示。

从图11中可以看出,针对K7+760 m断面,当扰动度小于80%时,海堤安全系数变化不明显,而当扰动度大于80%时,海堤安全系数显著降低,这是由于随扰动度的增大,海堤-基床的破坏模式发生了改变。图12展示了扰动度从60%增大到99%

的海堤潜在破坏模式演化情况,可以看出,当扰动度较小时,海堤潜在破坏模式主要为向外侧滑动,该潜在破坏模式下,堤脚扰动区域土体强度对安全系数影响较小,故此时的安全系数对扰动度不敏感。随扰动度增大,海堤向内侧剪切带和圆弧形滑动面逐渐发展,外侧滑动面逐渐消失,当扰动度较大时,海堤潜在破坏模式演化为向内侧滑动。由于滑动面经过软基处理土体扰动区域,因此安全系数对扰动度较为敏感,故表现出如图11中的突变现象。对K7+050 m断面,由于外侧堤脚抛石体作用范围和净堆高较大,镇压作用显著,而内侧砂袋作用范围较小,因此潜在破坏模式均为在内侧产生滑动面。

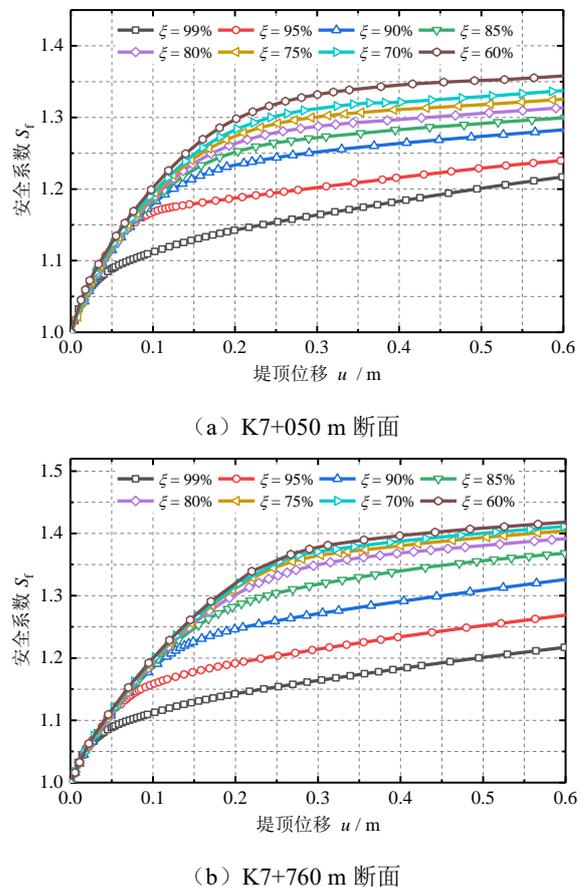


图10 两典型断面安全性计算结果  
Fig. 10 Stability analysis results of two typical cross-sections

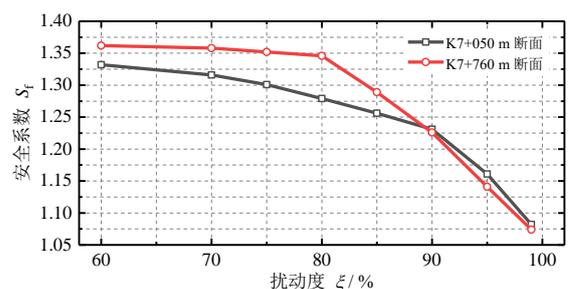


图11 海堤安全系数随扰动度变化曲线  
Fig. 11 Relationship between safety factor and disturbance

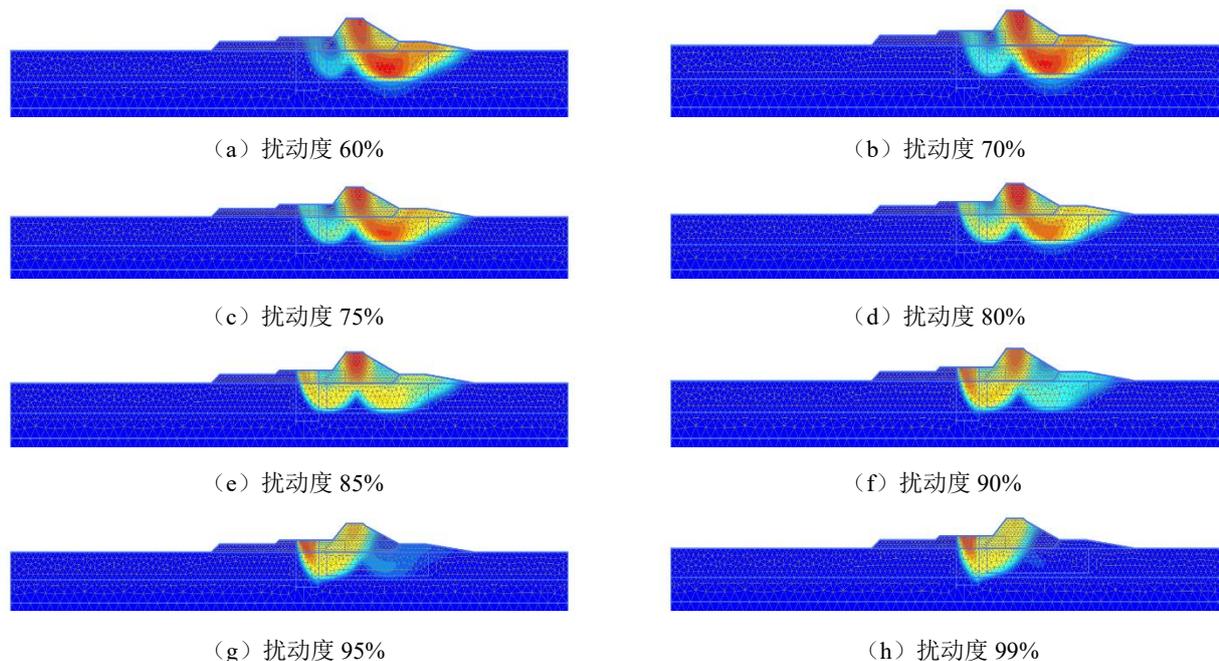


图 12 不同扰动度下海堤-基床潜在破坏模式及演化情况 (K7+760 m)

Fig. 12 Failure mode of seawall and ground with variance disturbance (K7+760 m)

根据《建筑边坡工程技术规范》(GB 50030—2013)<sup>[21]</sup>中二级边坡稳定性要求,对 K7+050 m 断面,要求扰动度不大于 75%;对 K7+760 m 断面,要求扰动度不大于 85%。实际工程中加固断面由于内侧堤脚处反压沙袋的作用,允许的最大扰动度略大于未加固断面。

不论是否进行加固处理,施工过程中均需注意控制堤内水泥搅拌桩地基处理施工速率和施工间隔,减小土体扰动度,确保施工安全性。

## 5 结论与展望

本研究基于某临海滩涂区地下隧道工程,针对海堤堆填后隧道基坑范围软基处理所造成堤脚土体扰动对海堤稳定性影响进行评估,并开展关于扰动度  $\xi$  的参数分析,主要得到以下结论:

(1) 对比整体简化模型和考虑实体水泥搅拌桩模型发现,不同扰动度下两模型计算得到的安全系数最大误差不超过 2%。因此针对稳定性评价,对水泥搅拌桩地基处理加固土体进行整体简化是合理可行的。

(2) 隧道基坑范围堤脚处理所造成的堤脚土体扰动将显著影响海堤稳定性。在不考虑施工不确定性条件下,当扰动度从 60% 上升到 99% 时,海堤安全系数从 1.308 下降至 1.141,而无堤脚扰动情况

下,海堤安全系数为 1.428。当扰动度大于 60% 时,海堤稳定性将无法满足规范要求。

(3) 针对实际工程中出现的部分节段堤顶沉降或海堤侧向变形较大现象,取两个典型加固断面,根据海堤堆填至设计标高恰好处于临界状态反算得到堤下地基处理土体等效参数,并验证按实际工程施加堤脚反压后,海堤稳定性满足规范要求。

(4) 对于外侧堤脚抛石镇压作用显著的断面,其潜在破坏模式在不同扰动度下均为向内侧滑动;而对于外侧堤脚抛石体体积较小,而内侧堤脚砂袋镇压作用范围较大的断面,其潜在破坏模式随扰动度增大由向外侧滑动转变为向内侧滑动。在扰动度较小时,海堤安全系数对扰动度不敏感,而当扰动度较大时,海堤安全系数随扰动度的增大而快速减小。实际工程中堤脚附近软基处理过程中应严格控制施工速率,减小土体扰动度,必要时采取相应的工程措施,以确保施工过程中海堤稳定性。

## 参考文献

- [1] 徐承祥,俞勇强. 浙江省滩涂围垦发展综述[J]. 浙江水利科技, 2003(1): 8-10.  
XU Cheng-xiang, YU Yong-qiang. Summary of beach reclamation development in Zhejiang province[J]. Zhejiang Hydraulics, 2003(1): 8-10.

- [2] 陈道信, 陈木永, 张弛. 围垦工程对温州近海及河口水动力的影响[J]. 河海大学学报: 自然科学版, 2009, 37(4): 457-462.  
CHEN Dao-xin, CHEN Mu-yong, ZHANG Chi. Influence of reclamation project on hydrodynamics of Wenzhou offshore and estuary[J]. Journal of Hohai University: Natural Science, 2009, 37(4): 457-462.
- [3] 龚晓南. 广义复合地基理论及工程应用[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(1): 1-13.  
GONG Xiao-nan. Generalized composite foundation theory and engineering application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(1): 1-13.
- [4] 刘慧芬, 郑伟锋, 程春香, 等. 水泥土搅拌桩加固软土地基施工质量控制[J]. 地基处理, 2020, 2(6): 527-532.  
LIU Hui-fen, ZHENG Wei-feng, CHENG Chun-xiang, et al. Construction quality control of cement mixing pile for soft ground treatment[J]. Journal of Ground Improvement, 2020, 2(6): 527-532.
- [5] 郭克诚, 孙伟, 彭威, 等. 搅拌桩技术的改进及工程应用[J]. 地基处理, 2021, 3(4): 299-306.  
GUO Ke-cheng, SUN Wei, PENG Wei, et al. Improvement and engineering application of mixing pile technology[J]. Journal of Ground Improvement, 2021, 3(4): 299-306.
- [6] 刘松玉, 周建, 章定文, 等. 地基处理技术进展[J]. 土木工程学报, 2020, 53(4): 93-110.  
LIU Song-yu, ZHOU Jian, ZHANG Ding-wen, et al. State of the art of the ground improvement technology in China[J]. China Civil Engineering Journal, 2020, 53(4): 93-110.
- [7] 何杰, 张可能, 刘杰, 等. 夯实水泥土楔形桩复合地基工作性状试验研究[J]. 中南大学学报: 自然科学版, 2012, 43(5): 1920-1925.  
HE Jie, ZHANG Ke-neng, LIU Jie, et al. Experimental research on bearing behavior of composite foundation with rammed soil-cement tapered piles[J]. Journal of Central South University: Science and Technology, 2012, 43(5): 1920-1925.
- [8] 郭忠贤, 王占雷, 杨志红. 夯实水泥土桩复合地基承载力性状试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(7): 1494-1501.  
GUO Zhong-xian, WANG Zhan-lei, YANG Zhi-hong. Experimental study on bearing capacity behavior of compacted cement-soil pile composite foundation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(7): 1494-1501.
- [9] 张伟丽, 蔡健, 郭嘉, 等. 桩长对搅拌桩复合地基承载性能影响的数值分析[J]. 长江科学院院报, 2010, 27(12): 64-67.  
ZHANG Wei-li, CAI Jian, GUO Jia, et al. Numerical analysis of the influence of pile length on the bearing capacity of pile-soil composite foundation[J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, 2010, 27(12): 64-67.
- [10] PHUTTHANANON C, JONGPRADIST P, YENSRI P, et al. Dependence of ultimate bearing capacity and failure behavior of T-shaped deep cement mixing piles on enlarged cap shape and pile strength[J]. Computers and Geotechnics, 2018, 97: 27-41.
- [11] 龚晓南. 地基处理[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005.  
GONG Xiao-nan. Foundation Treatment[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2005.
- [12] 邓永锋, 洪振舜, 刘松玉, 等. 搅拌桩复合地基平面模拟的简化方法探讨[J]. 岩土力学, 2005, 26(增刊1): 209-212.  
DENG Yong-feng, HONG Zhen-shun, LIU Song-yu, et al. A planar simplified method for three-dimension cement-soil mixing piles composite foundation with FEM numerical analysis[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(S1): 209-212.
- [13] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑地基处理技术规范: JGJ 79—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.  
Ministry of housing and urban rural development of the People's Republic of China. Technical Code for Ground Treatment of Buildings: JGJ 79—2012[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.
- [14] 闫明礼, 罗鹏飞, 佟建兴, 等. 复合地基面积置换率[J]. 工程勘察, 2014, 42(9): 30-35.  
YAN Ming-li, LUO Peng-fei, TONG Jian-xing, et al. Area replacement ratio of composite ground[J]. Geotechnical Investigation & Surveying, 2014, 42(9): 30-35.
- [15] 代庆礼. 复合地基面积置换率的计算方法[J]. 探矿工程: 岩土钻掘工程, 2015, 42(5): 46-49.  
DAI Qing-li. Calculation method of area replacement ratio of composite foundation[J]. Exploration Engineering: Rock & Soil Drilling and Tunneling, 2015, 42(5): 46-49.
- [16] 张学飞, 刘聪, 李全军, 等. 考虑土体非线性特性的散

- 体材料桩复合地基沉降计算[J]. 地基处理, 2021, 3(5): 361-367.
- ZHANG Xue-fei, LIU Cong, LI Quan-jun, et al. Settlement calculation of composite foundation with granular material pile considering nonlinear compressibility of soil[J]. Journal of Ground Improvement, 2021, 3(5): 361-367.
- [17] 王立忠, 李玲玲, 丁利, 等. 温州煤场软土结构性试验研究[J]. 土木工程学报, 2002, 35(1): 88-92.
- WANG Li-zhong, LI Ling-ling, DING Li, et al. Experimental study on the structure property of soft clay[J]. China Civil Engineering Journal, 2002, 35(1): 88-92.
- [18] 王立忠, 李玲玲. 结构性土体的施工扰动及其对沉降的影响[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(5): 697-704.
- WANG Li-zhong, LI Ling-ling. Field disturbance of structured clay and its effect on settlements of soil foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(5): 697-704.
- [19] SAYE S R. Assessment of soil disturbance by the installation of displacement sand drains and prefabricated vertical drains[M]//Soil Behavior and Soft Ground Construction. 2003: 325-362.
- [20] 陈云敏, 胡琦, 陈仁朋. 杭州地铁湘湖车站基坑坍塌引起的基底土深层扰动与沉降分析[J]. 土木工程学报, 2014, 47(7): 110-117.
- CHEN Yun-min, HU Qi, CHEN Ren-peng. Soil disturbance by the collapse of retaining wall for a pit excavation and the induced additional settlement: A case study of Hangzhou Metro Xianghu Station[J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 47(7): 110-117.
- [21] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 建筑边坡工程技术规范: GB 50330—2013[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2013.
- Ministry of housing and urban rural development of the People's Republic of China, State general administration of the People's Republic of China for quality supervision and inspection and quarantine. Technical Code for Building Slope Engineering: GB 50330—2013[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2013.
- [22] 邓永锋, 刘松玉. 搅拌桩复合地基简化数值计算等效土体参数确定方法[C]//中国土木工程学会. 第十届全国地基处理学术讨论会论文集. 南京, 2008: 285-288.
- DENG Yong-feng, LIU Song-yu. Simplified calculation method for determining equivalent soil parameters of cement pile composite foundation[C]//China Civil Engineering Society. Proceedings of the 10th China National Conference of Ground Improvement. Nanjing, 2008: 285-288.