

DOI: 10.3785/j.issn.2096-7195.2024.06.001

【原位测试专栏】（专栏主持人：刘松玉）

# 基于 CPTU/SDMT 原位测试的软弱土 HSS 本构模型参数确定方法

刘松玉<sup>1,2</sup>, 蔡国军<sup>3</sup>, 赖丰文<sup>4\*</sup>, 黄明<sup>4</sup>, 程月红<sup>5</sup>, 鲁泰山<sup>1,2</sup>

(1. 东南大学岩土工程研究所, 江苏南京 211189; 2. 南京现代综合交通实验室, 江苏南京 210004; 3. 安徽建筑大学土木工程学院, 安徽合肥 230601; 4. 福州大学土木工程学院, 福建福州 350116; 5. 中亿丰建设集团股份有限公司, 江苏苏州 215000)

**摘要:** 小应变硬化 (Hardening Soil-Small, HSS) 模型因其能够准确反映土体小应变范围内剪切模量的非线性特性, 在地下工程开挖变形计算中得到了广泛应用。软弱土的力学特性易受钻孔取样扰动影响, 导致常规室内单元试验标定的 HSS 本构模型参数存在一定误差。根据原位测试技术确定土体参数可有效避免取样扰动的思路, 提出了基于孔压静力触探 (Piezocone Penetration Test, CPTU) 和地震波扁铲侧胀仪 (Seismic Dilatometer Test, SDMT) 的 HSS 模型参数确定方法。将所提方法应用至苏州典型软土地区邻轨深基坑工程中, 计算得到了全套 HSS 模型参数, 并分别通过与室内固结压缩-回弹曲线和现场动力波速测试数据进行对比, 验证了所提方法的准确性和合理性, 进一步将所得参数应用于深基坑开挖变形响应计算。结果表明, 邻轨基坑开挖变形计算结果与现场监测数据基本一致, 证明了基于 CPTU/SDMT 原位测试的 HSS 模型参数确定方法的工程适用性。

**关键词:** 孔压静力触探; 地震波扁铲侧胀仪; HSS 本构模型; 软弱土; 地下工程

中图分类号: TU47

文献标识码: A

文章编号: 2096-7195(2024)06-0531-09

## A CPTU/SDMT-based approach to determine the HSS model parameters of soft soils

LIU Songyu<sup>1,2</sup>, CAI Guojun<sup>3</sup>, LAI Fengwen<sup>4\*</sup>, HUANG Ming<sup>4</sup>, CHENG Yuehong<sup>5</sup>, LU Taishan<sup>1,2</sup>

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Southeast University, Nanjing 211189, Jiangsu, China; 2. Nanjing Modern Multimodal Transportation Laboratory, Nanjing 210004, Jiangsu, China; 3. College of Civil Engineering, Anhui Jianzhu University, Hefei 230601, Anhui, China; 4. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, Fujian, China; 5. ZYF Construction Group Co., Ltd., Suzhou 215000, Jiangsu, China)

**Abstract:** The Hardening Soil-Small (HSS) model, which effectively captures the nonlinear behavior of the shear modulus of soils within the small-strain range, has been widely used in deformation calculations for underground excavation projects. The mechanical behavior of soft soil is easily affected by sampling disturbance, leading to a larger error for the HSS model parameters calibrated by laboratory tests. For this purpose, this paper presents an approach to determine the HSS model parameters by means of a combination of the Piezocone Penetration Test (CPTU) and the Seismic Dilatometer Test (SDMT), which both well avoid sampling disturbance. The proposed approach was then applied in a typical case of deep excavations laterally adjacent to existing tunnels in soft soils deposited in Suzhou. The full set of HSS model parameters was calculated and verified for accuracy and rationality by comparing with the laboratory consolidation compression-rebound curves and the in-situ dynamic wave velocity profile. Subsequently, the HSS model parameters were employed to numerically calculate the deformation response of deep excavations. The results show that the numerical results of the deformation match well with the field observation, demonstrating the practical applicability of the CPTU/SDMT-based determination approach of the HSS model parameters.

**Key words:** Piezocone Penetration Test (CPTU); Seismic Dilatometer Test (SDMT); Hardening Soil-Small (HSS) model; soft soil; underground engineering

收稿日期: 2023-12-27

基金项目: 国家自然科学基金 (42225206, 52408356); 福建省中青年教育科研项目 (JAT231002)。

作者简介: 刘松玉 (1963—), 男, 江苏靖江人, 博士, 东南大学首席教授, 长期从事原位测试技术、特殊地基与路基稳定等研究工作。

E-mail: liusy@seu.edu.cn。

\*通信作者: 赖丰文 (1992—), 男, 福建龙岩人, 博士, 副研究员, 主要从事土-结构相互作用、软土原位测试等研究工作。E-mail: laifengwen@fzu.edu.cn。

## 0 引言

随着我国地下基础设施建设的密集化发展,以深基坑和地铁隧道为代表的地下工程开挖不可避免地近接既有建(构)筑物,地下工程变形控制标准日趋严格,导致周边土体主要处于小应变状态<sup>[1-2]</sup>。数值模拟是计算复杂地层开挖变形的重要手段。小应变硬化土体(Hardening Soil-Small, HSS)模型因其能够考虑土体的硬化特性和小应变刚度特征,受到了国内外学者的青睐<sup>[3-4]</sup>。众所周知,数值模拟计算精度高度依赖于本构参数的选取,因此,如何准确获取 HSS 本构模型参数十分重要。

目前, HSS 模型参数主要通过室内单元试验获取,但所测试土体参数的精度依赖于试验质量和试验操作。对于砂土、粉土或结构性软土,钻孔取样扰动不可避免。土样的应力释放和尺寸效应也对室内试验结果造成一定的误差。因此,许多学者建议采用原位测试技术以获得可靠的土体参数<sup>[5-9]</sup>。目前常见的原位测试技术包括标准贯入试验(Standard Penetration Test, SPT)、自钻式旁压试验(Self-Boring Pressuremeter Test, SBPM)、多功能孔压静力触探(Piezcone Penetration Test, CPTU)和地震波扁铲侧胀仪(Seismic Dilatometer Test, SDMT)等。其中, SPT 多用于评价土体强度参数,其重复性较差<sup>[9]</sup>。SBPM 能够有效模拟土体在卸载-再加载过程中完整的刚度退化曲线<sup>[10-11]</sup>,但由于其操作复杂,难以推广使用。CPTU 和 SDMT 是两种可

重复性高且易于操作的原位测试方法,就计算精度而言, CPTU 因大变形贯入特征更适合关联强度参数,而 SDMT 则更适用于确定土体小应变至工作应变条件下的变形参数<sup>[12-13]</sup>。考虑到单一原位测试技术的局限性,在实际应用中可结合多种技术的优势以提高参数的确定精度。

综上所述,拟结合 CPTU 和 SDMT 原位测试技术确定土体 HSS 本构模型参数。将所提方法应用于苏州太湖冲湖积相软土地区的邻轨基坑工程中,获取典型软弱土的 HSS 模型参数。进一步采用数值方法模拟室内固结试验和现场动力波速试验,并与测试结果对比,验证所提方法的合理性与正确性。最后,将所确定参数应用至邻轨基坑开挖变形计算中,并与现场监测数据对比,探讨所提方法的工程适用性。

## 1 HSS 模型及参数简介

在硬化(Hardening Soil, HS)模型的基础上, BENZ<sup>[3]</sup>结合 Hardin-Drnevich 公式提出了考虑小应变土体刚度非线性变化的小应变硬化(HSS)模型。HSS 模型主要由强度参数、状态参数和变形参数组成,各参数定义如表 1 所示。

强度参数包括有效黏聚力  $c'$ 、有效内摩擦角  $\phi'$  和剪胀角  $\psi'$ 。状态参数包括土体天然重度  $\gamma$ 、土体侧向土压力系数  $K_0^{\text{nc}}$  和超固结比 OCR。变形参数包括三轴固结排水剪切试验测定的参考割线模量  $E_{50}^{\text{ref}}$ 、标准固结试验测定的参考应力下的切线模量  $E_{\text{oed}}^{\text{ref}}$ 、三轴固结排水加/卸载试验测定的加/卸载模

表 1 基于 CPTU/SDMT 的 HSS 模型参数确定方法

Table 1 Parameter determination method for HSS model based on CPTU/SDMT

参数类别	参数	定义	计算公式	确定方法
强度参数	$c'$	有效黏聚力	$c' = 0.2 \text{ kPa}$ , 正常固结粗粒土	—
			$c' = 1.0 \text{ kPa}$ , 正常固结细粒土	
			$c' = 0.03\sigma'_{v0}$ , 超固结土	
强度参数	$\phi'$	有效内摩擦角	$\phi' = 17.6^\circ + 11.1 \log((q_c/p_a)(p_a/\sigma'_{v0})^{0.5})$ , 粗粒土	CPT
			$\phi' = 29.5^\circ B_q^{0.121} (0.256 + 0.336 B_q + \log Q)$ $B_q = (u_2 - u_0)/(q_t - \sigma_{v0})$ $Q = (q_t - \sigma_{v0})/\sigma'_{v0}$ , 细粒土	CPTU
			$\psi' = 2.4 \ln \left[ \frac{q_c/p_a}{17.68(\sigma'_{v0}/p_a)^{0.5}} \right] \left[ 12.1 - \ln \left( \frac{100q_c}{p_a} \right) \right] - 0.9$	CPT
状态参数	$\gamma$	土体天然重度	$\gamma = [0.27 \log R_f + 0.36 \log (q_t/p_a) + 1.236] \gamma_w$	CPT/CPTU
	$K_0^{\text{nc}}$	土体侧向土压力系数	$K_0^{\text{nc}} = (1 - \sin \phi') \text{OCR}^{\sin \phi'}$	CPT/CPTU
	OCR	超固结比	$\text{OCR} = 0.32(q_t - \sigma_{v0})^{0.72}/\sigma'_{v0}$ , 粗粒土	CPT/CPTU
			$\text{OCR} = 0.33(q_t - \sigma_{v0})/\sigma'_{v0}$ , 细粒土	

续表

参数类别	参数	定义	计算公式	确定方法
变形参数	$E_{\text{ref}}^{\text{ref}}$	标准固结试验测定的参考应力下的切线模量	$E_{\text{ref}} = R_M E_D$	DMT
			$R_M = 0.14 + 2.36 \log K_D, I_D \leq 0.6$	
			$R_M = R_{M,0} + (2.5 - R_{M,0}) \log K_D$	
			$R_{M,0} = 0.14 + 0.15(I_D - 0.6), 0.6 < I_D < 3.0$	
			$R_M = 0.5 + 2 \log K_D \geq 0.85, I_D \geq 3.0$	
	$E_{50}^{\text{ref}}$	三轴固结排水剪切试验测定的参考割线模量	$E_{50}^{\text{ref}} = E_{\text{ref}}^{\text{ref}}, \text{砂土}$	DMT/SDMT
			$E_{50}^{\text{ref}} = 1.25 E_{\text{ref}}^{\text{ref}}, \text{黏土}$	
	$E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$	三轴固结排水加/卸载试验测定的加/卸载模量	$E_{\text{ur}}^{\text{ref}} = 3 E_{\text{ref}}^{\text{ref}}, \text{中密/密实砂}$	DMT/SDMT
			$E_{\text{ur}}^{\text{ref}} = 4 E_{\text{ref}}^{\text{ref}}, \text{松砂/粉土}$	
			$E_{\text{ur}}^{\text{ref}} = 5 E_{\text{ref}}^{\text{ref}}, \text{黏土}$	
	$m$	应力水平相关幂指数	0.5~1.0, 密实/硬土—松散/软土	—
	$G_0^{\text{ref}}$	参考小应变剪切模量	$G_0 = \rho v_s^2$	SDMT
	$\gamma_{0.7}$	$G_s = 0.722 G_0$ 所对应的剪切应变	$G/G_0 - \gamma_s$ 曲线: $G_{\text{DMT}} = \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} M_{\text{DMT}}, \frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + \left(\frac{G}{G_{\text{DMT}}} - 1\right) \frac{\gamma_s}{\gamma_{\text{DMT}}}}$	SDMT

量  $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 、应力水平相关幂指数  $m$ 、参考小应变剪切模量  $G_0^{\text{ref}}$  和剪切应变  $\gamma_{0.7}$ 。

HSS 模型中, 土体的切线模量  $E_{\text{ref}}$ 、割线模量  $E_{50}$ 、加/卸载模量  $E_{\text{ur}}$  以及剪切模量  $G_0$  会随着应力状态的变化而发生变化。不同固结应力  $\sigma_1$  下的  $E_{\text{ref}}$ , 不同围压  $\sigma_3$  下的  $E_{50}$ 、 $E_{\text{ur}}$  以及  $G_0$  可由下式换算:

$$E_{\text{ref}} = E_{\text{ref}}^{\text{ref}} \left( \frac{c' \cos \phi' - \sigma_1 \sin \phi'}{c' \cos \phi' + p^{\text{ref}} \sin \phi'} \right)^m \quad (1)$$

$$E_{50} = E_{50}^{\text{ref}} \left( \frac{c' \cos \phi' - \sigma_3 \sin \phi'}{c' \cos \phi' + p^{\text{ref}} \sin \phi'} \right)^m \quad (2)$$

$$E_{\text{ur}} = E_{\text{ur}}^{\text{ref}} \left( \frac{c' \cos \phi' - \sigma_3 \sin \phi'}{c' \cos \phi' + p^{\text{ref}} \sin \phi'} \right)^m \quad (3)$$

$$G_0 = G_0^{\text{ref}} \left( \frac{c' \cos \phi' - \sigma_3 \sin \phi'}{c' \cos \phi' + p^{\text{ref}} \sin \phi'} \right)^m \quad (4)$$

式中:  $\sigma_1$  和  $\sigma_3$  分别对应有大、小主应力;  $p^{\text{ref}}$  为参考应力, 默认为 100 kPa。

## 2 基于 CPTU/SDMT 的确定方法

表 1 进一步列出了预测 HSS 本构模型参数所采用的原位测试工具及相关经验计算公式。后文将对各参数的取值方法逐一进行阐述。

### 2.1 强度参数确定方法

通过 CPT/CPTU 确定不同土层的强度参数。

对于正常固结土,  $c' = 0$  kPa。对于超固结土, MAYNE<sup>[14]</sup> 建议使用下式计算:

$$c' = 0.03 \sigma'_{v0} \quad (5)$$

式中:  $\sigma'_{v0}$  表示土层有效上覆应力。

LUNNE 等<sup>[15]</sup> 给出了基于 CPT 的粗颗粒土摩擦角预测公式:

$$\phi' = 17.6^\circ + 11.1 \log[(q_c/p^{\text{ref}}) \cdot (p^{\text{ref}}/\sigma'_{v0})^{0.5}] \quad (6)$$

式中:  $q_c$  为锥尖阻力。

MAYNE<sup>[16]</sup> 建议采用 CPTU, 考虑孔压  $u_2$ , 对正常固结状态的细粒土有效强度参数进行预测:

$$\phi' = 29.5^\circ B_q^{0.121} (0.256 + 0.336 B_q + \log Q) \quad (7)$$

其中:

$$B_q = (u_2 - u_0) / (q_t - \sigma_{v0}) \quad (8)$$

$$Q = (q_t - \sigma_{v0}) / \sigma'_{v0} \quad (9)$$

式中:  $u_0$  表示静止孔隙水压力;  $q_t$  为修正锥尖阻力;  $\sigma_{v0}$  为天然上覆应力。

为考虑土体的剪胀行为, LEE 等<sup>[17]</sup> 给出了 CPT 预测砂土剪胀角的预测经验公式:

$$\psi' = 2.4 \ln \left[ \frac{q_c/p_a}{17.68(\sigma'_{v0}/p^{\text{ref}})^{0.5}} \right] \left[ 12.1 - \ln \left( \frac{100 q_c}{p^{\text{ref}}} \right) \right] - 0.9 \quad (10)$$

式中:  $p_a$  为大气压强, 取 100 kPa。需要指出, 对

于松砂和黏土, 认为 $\psi' = 0^\circ$ , 在缺乏测试数据的情况下, 对于粗颗粒土, 取 $\psi' = \phi' - 30^\circ$ <sup>[17]</sup>。

## 2.2 状态参数确定方法

HSS模型的状态参数由CPT/CPTU确定。关于土体天然重度 $\gamma$ , ROBERTSON和CABAL<sup>[18]</sup>建议通过土体破坏比 $R_f$ 进行预测:

$$\gamma = [0.27\log R_f + 0.36\log(q_t/p_a) + 1.236]\gamma_w \quad (11)$$

式中:  $R_f = 100f_s/q_c$ ;  $\gamma_w$ 为水的单位重度, 本文取 $10 \text{ kN/m}^3$ 。

土体侧向土压力系数 $K_0^{\text{nc}}$ 与有效内摩擦角 $\phi'$ 、超固结比OCR有关<sup>[19]</sup>:

$$K_0^{\text{nc}} = (1 - \sin\phi')\text{OCR}^{\sin\phi'} \quad (12)$$

对于粗粒土, MAYNE<sup>[16]</sup>给出了基于CPT/CPTU的超固结比OCR的预测公式:

$$\text{OCR} = 0.32(q_t - \sigma_{v0})^{0.72}/\sigma'_{v0} \quad (13)$$

对于细粒土, AGAIBY和MAYNE<sup>[20]</sup>建议采用下式:

$$\text{OCR} = 0.33(q_t - \sigma_{v0})/\sigma'_{v0} \quad (14)$$

## 2.3 变形参数确定方法

HSS模型的变形参数由DMT/SDMT确定。MARCHETTI<sup>[21]</sup>提出DMT求解压缩模量 $M_{\text{DMT}}$ 为:

$$M_{\text{DMT}} = R_M E_D \quad (15)$$

式中:  $E_D$ 为侧胀模量;  $R_M$ 为材料指数 $I_D$ 和水平应力指数 $K_D$ 的相关系数:

$$R_M = 0.14 + 2.36\log K_D, I_D \leq 0.6 \quad (16)$$

$$R_M = 0.5 + 2\log K_D, I_D \geq 3 \quad (17)$$

$$R_M = 0.32 + 2.18\log K_D, I_D > 10 \quad (18)$$

$$R_M = 0.85, R_M < 0.85 \quad (19)$$

$$R_M = R_{M,0} + (2.5 - R_{M,0})\log K_D, 0.6 < I_D < 3.0 \quad (20)$$

式(20)中,  $R_{M,0}$ 为:

$$R_{M,0} = 0.14 + 0.15(I_D - 0.6) \quad (21)$$

ARROYO等<sup>[22]</sup>指出, 对于粉土或黏土, 通过室内固结试验测得的压缩模量与 $M_{\text{DMT}}$ 吻合良好, 可认为 $M_{\text{DMT}} = E_{\text{oad}}$ 。因此, 本文利用 $M_{\text{DMT}}$ 作为估计HSS模型的基本刚度参数<sup>[23-24]</sup>。根据SCHMÜDDERICH等<sup>[25]</sup>的研究, 可确定如下模量比: 对于砂土,  $E_{50}^{\text{ref}} = 1.25E_{\text{oad}}^{\text{ref}}$ ; 对于黏土,  $E_{50}^{\text{ref}} =$

$1.25E_{\text{oad}}^{\text{ref}}$ ; 对于中等及密实砂土,  $E_{50}^{\text{ref}} = 3.0E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ ; 对于松砂或粉土,  $E_{50}^{\text{ref}} = 4.0E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ ; 对于黏土,  $E_{50}^{\text{ref}} = 5.0E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 。SCHMÜDDERICH等<sup>[25]</sup>建议, 根据土体密实度或刚度, 对于密砂或硬土取 $m=0.5$ ; 对于松散或软弱土取 $m=1.0$ 。

根据土体密度 $\rho$ 和SDMT试验测定的剪切波速 $V_s$ 预测 $G_0$ :

$$G_0 = \rho V_s^2 \quad (22)$$

进一步根据AMOROSO等<sup>[26]</sup>将压缩模量 $M_{\text{DMT}}$ 转换为小应变和工作应变条件下不同深度土体的剪切模量 $G_0$ 和 $G_{\text{DMT}}$ :

$$G_{\text{DMT}} = \frac{1 - 2\nu}{2(1 - \nu)} M_{\text{DMT}} \quad (23)$$

式中:  $\nu$ 为泊松比。为获取HSS模型非线性刚度—应变退化曲线, AMOROSO等<sup>[26]</sup>给出了 $G_s/G_0$ 和 $\gamma$ 的数学表达式, 如下:

$$\frac{G_s}{G_0} = \frac{1}{1 + \left(\frac{G}{G_{\text{DMT}}} - 1\right) \frac{\gamma}{\gamma_{\text{DMT}}}} \quad (24)$$

式中:  $\gamma_{\text{DMT}}$ 为DMT工作条件下的土体剪切应变。对于砂土,  $\gamma_{\text{DMT}} = 0.015\% \sim 0.300\%$ ; 对于粉土或黏土,  $\gamma_{\text{DMT}} = 0.23\% \sim 1.75\%$ ; 对于软黏土,  $\gamma_{\text{DMT}} > 2\%$ 。进一步选取 $G_s/G_0 = 0.722$ 时所对应的 $\gamma$ 即为 $\gamma_{0.7}$ 。

## 3 工程应用

### 3.1 工程概况

某深基坑工程位于太湖冲湖积相软土地区, 如图1所示。基坑开挖宽度约为50 m, 开挖长度约为110 m, 开挖深度为18.5 m。基坑挡墙外侧距既有地铁隧道管片净距为12 m。

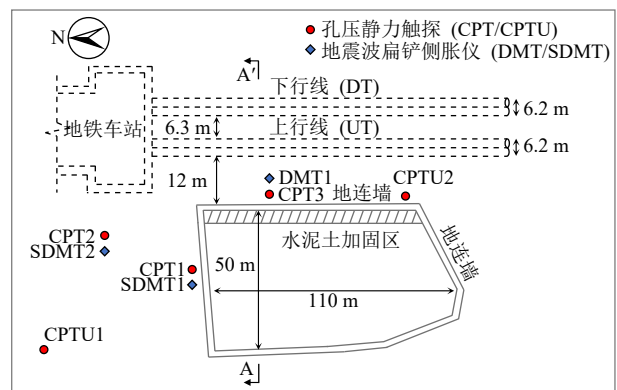


图1 邻近地铁隧道的深基坑几何示意图

Fig. 1 Layout of the deep foundation pit adjacent to existing tunnels

图 1 进一步绘制了现场原位测试测点的布置, 包括 CPT/CPTU 试验和 DMT/SDMT 试验。现场原位测试结果如图 2、图 3 所示。根据图 2, 将土层划分为 7 层, 从上到下分别为杂填土 (MG)、粉质砂土夹砂质粉土 (GU1)、粉质黏土 (GU2)、砂质粉土夹粉质黏土 (GU3)、粉质黏土 (GU4)、砂质粉土夹粉质黏土 (GU5)、粉质黏土 (GU6)。从图 2 和图 3 可以发现, 在测深范围内的各土层测试参数变化趋势基本一致, 认为土层分布基本均匀。

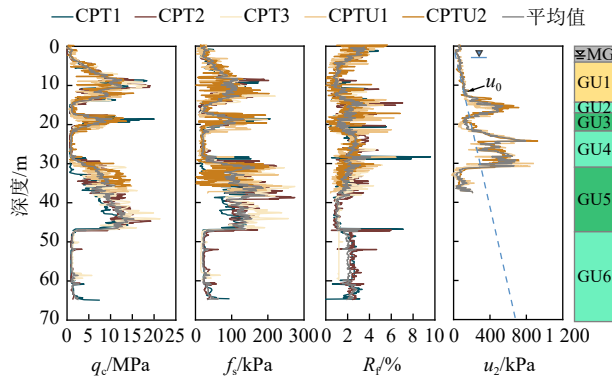


图 2 孔压静力触探 (CPT/CPTU) 测试结果

Fig. 2 Profiles of piezocone penetration tests (CPT/CPTU)

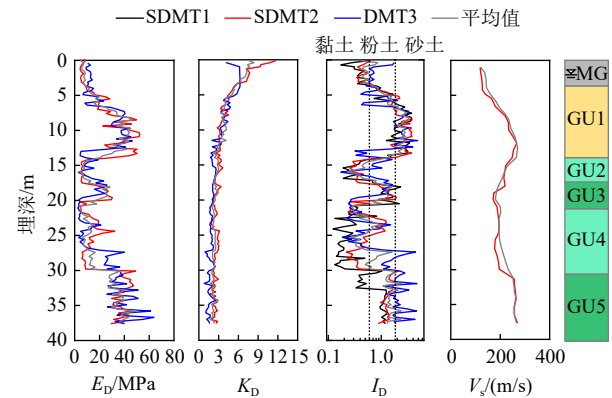


图 3 地震波扁铲侧胀 (DMT/SDMT) 测试结果

Fig. 3 Profiles of seismic dilatometer tests (DMT/SDMT)

根据 CPTU 原位测试结果, 建立代表性地层模型, 见图 4。其中, MG 土层厚度为 3.8 m; GU1 土层位于 3.8~13.9 m; 其余土层 (GU2—GU6) 的顶部深度分别为 17.4 m、21.1 m、30.5 m、47.1 m。

深基坑内侧采用  $\Phi 800@600$  的水泥搅拌桩加固, 对应加固区宽度为 6.0 m, 深度为 23.6 m。随后, 在地铁上行线西侧 12 m 处设置宽度为 1 m 和深度为 50.5 m 的地下连续墙。待地下连续墙施工完成后, 对基坑进行第 1 次开挖, 对应开挖深度为 -2.0 m。随后设置第 1 道混凝土水平支撑, 顶面标高为 -1.0 m (支撑横截面尺寸为 1.0 m  $\times$  1.0 m)。基坑采用分步开挖, 每层开挖深度 (坑底

标高) 分别为 -2.0 m、-6.5 m、-10.8 m、-14.8 m 及 -18.5 m。

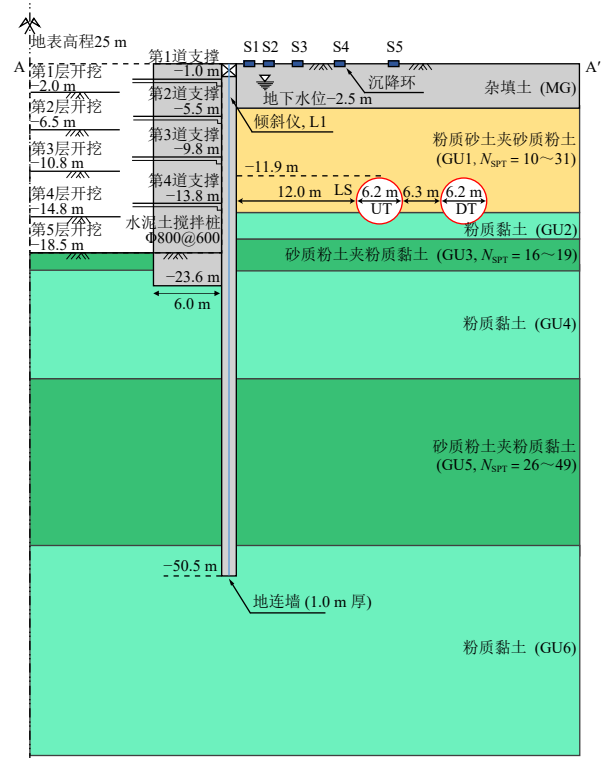


图 4 代表性地层及邻轨基坑几何示意图

Fig. 4 Soil layering and geometric configuration of a deep foundation pit adjacent to existing tunnels

### 3.2 计算模型与参数取值

采用 Plaxis 2D 建立平面应变数值模型, 有限元模型及网格划分见图 5。为消除边界条件对计算结果的影响, 取模型计算域尺寸为 350 m  $\times$  100 m<sup>[27]</sup>。模型两侧边界设置法向约束, 底部边界为固定约束。

将地基土离散成 5 765 个 15 节点的三角形单元进行模拟。根据原位测试结果确定得到不同土层的 HSS 模型参数, 如表 2 所示。MG 和 GU1—GU6 的  $m$  值分别取 0.8、0.6、0.9、0.7、0.9、0.7、0.8。对砂土、粉土和黏土的  $\gamma_{DMT}$  分别取 0.3%、1.0% 和 1.5%。据此, 绘制得到不同土层  $G_s/G_0-\gamma$  变化曲线, 如图 6 所示, 其中  $G_s/G_0 = 0.722$  水平线与给出的归一化刚度退化曲线的交点即为  $\gamma_{0.7}$ 。

水泥搅拌桩采用摩尔-库伦 (MC) 模型模拟。为获取模型参数, 对水泥土搅拌桩进行了取芯试验, 通过无侧限抗压强度试验获得水泥土搅拌桩的无侧限抗压强度  $q_u$  为 995.73 kPa (见图 7)。根据已有研究<sup>[28]</sup>, 取水泥土搅拌桩的杨氏模量  $E$  约为  $100q_u \sim 300q_u$ , 本文取平均值  $E = 150q_u$ 。因此, 水泥土搅拌桩弹性模量约为 150 MPa。FANG 等<sup>[29]</sup> 表明水泥土的泊松比为 0.15~0.30, 因此泊松比取 0.20。在 MC

模型中, 水泥土的有效黏聚力可近似取  $c' = 0.289q_u^{[30]}$ , 因此, 水泥土搅拌桩的有效黏聚力为 288 kPa。CROCE 等<sup>[31]</sup>总结了不同土层的水泥土内摩擦角, 认为各土层天然内摩擦角的算术平均值约为水泥土有效内摩擦角, 因此计算得到有效内摩擦角为 29°。NAVIN<sup>[28]</sup>指出水泥土拉伸强度约为无侧限抗压强度的 0.15 倍, 即 150 kPa。采用 5 节点的 Mindlin

板单元模拟地下连续墙和隧道衬砌。选择一维锚杆单元模拟混凝土支撑。使用界面单元模拟结构与周边土体的相互作用。地下连续墙的杨氏模量为 19.46 GPa, 泊松比为 0.20; 衬砌厚度为 0.35 m, 杨氏模量取 24.2 GPa, 泊松比为 0.15; 混凝土支撑杨氏模量为 30 GPa。界面摩擦系数  $R_{inter}$  统一设置为 0.65<sup>[32]</sup>。

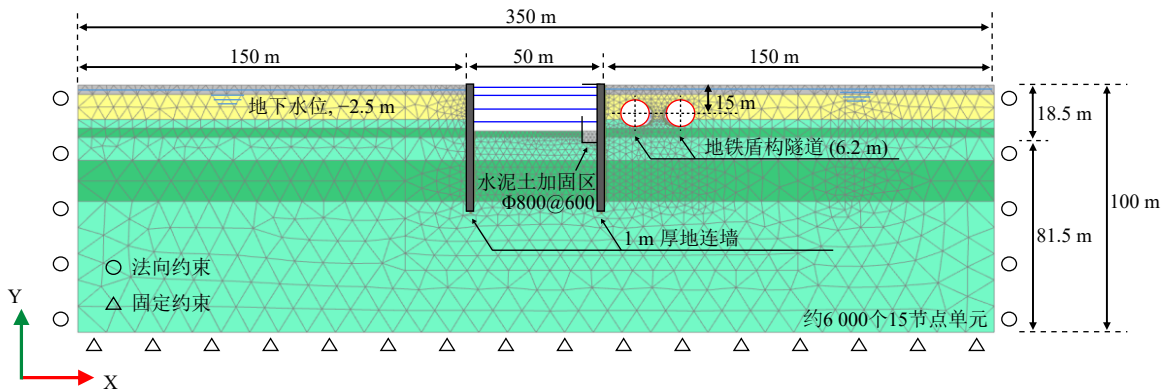


图 5 有限元模型和网格划分  
Fig. 5 Finite element model and mesh

表 2 基于 CPTU/SDMT 确定的 HSS 本构模型参数  
Table 2 HSS model parameters determined based on CPTU/SDMT

土层	$c'/\text{kPa}$	$\phi'/(^{\circ})$	$\psi'/(^{\circ})$	$\gamma/\text{kPa}$	$K_0^{nc}$	$K_0$	OCR	$E_{50}^{ref}/\text{MPa}$	$E_{oed}^{ref}/\text{MPa}$	$E_{ur}^{ref}/\text{MPa}$	$G_0^{ref}/\text{MPa}$	$\gamma_{0.7}$	$m$
MG	0.8	35.7	1.0	17.1	0.42	0.57	1.00	4.30	4.30	12.90	21.5	$2.0 \times 10^{-4}$	0.8
GU1	2.9	38.0	5.9	19.0	0.38	0.58	1.86	44.27	44.27	132.81	151.7	$1.4 \times 10^{-4}$	0.6
GU2	3.3	29.6	0.0	17.5	0.51	0.96	3.68	10.69	8.55	42.74	88.5	$2.2 \times 10^{-4}$	0.9
GU3	4.2	36.4	5.2	19.1	0.41	0.44	1.15	19.92	15.93	63.73	96.8	$3.2 \times 10^{-4}$	0.7
GU4	1.0	23.8	0.0	17.4	0.60	0.77	1.87	8.52	6.81	34.06	66.6	$2.0 \times 10^{-4}$	0.9
GU5	1.0	33.8	5.1	19.8	0.44	0.44	1.00	20.29	16.23	81.15	107.6	$3.1 \times 10^{-4}$	0.7
GU6	1.0	32.0	0.0	18.3	0.47	0.47	1.00	16.60	8.30	49.80	99.6	$2.0 \times 10^{-4}$	0.8

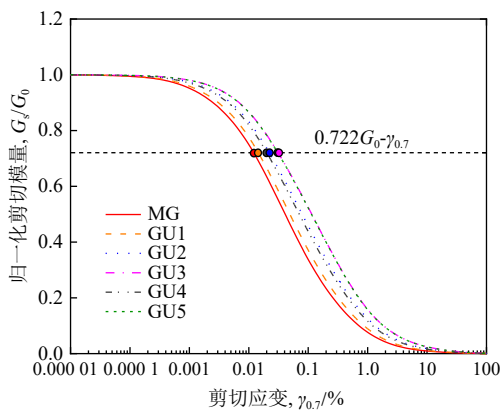


图 6 归一化剪切刚度退化曲线 ( $G_s/G_0-\gamma$ ) 与剪切应变  $\gamma_{0.7}$   
Fig. 6 Normalized shear stiffness degradation curve ( $G_s/G_0-\gamma$ ) and shear strain  $\gamma_{0.7}$

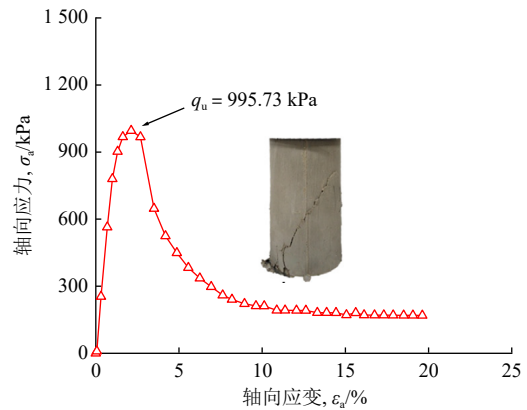


图 7 水泥土无侧限抗压强度试验应力-应变曲线  
Fig. 7 Stress-strain curve of unconfined compression strength test for cement soil



### 3.3 对比与验证

#### (1) 土体本构响应

利用 Plaxis 程序的单元试验工具, 选取 GU5 的固结压缩-回弹试验结果作为对比, 模拟得到不同应力水平下的加/卸荷压缩应力-应变曲线, 如图 8 所示。对比分析表明, 室内试验和数值模拟结果规律基本一致, 说明基于原位测试技术得到的侧限模量  $E_{\text{od}}$  以及卸荷模量  $E_{\text{ur}}$  结果准确。然而, 由于室内试验存在取样扰动, 固结试验测得的压缩模量和回弹模量与原位测试结果存在微小的偏差。

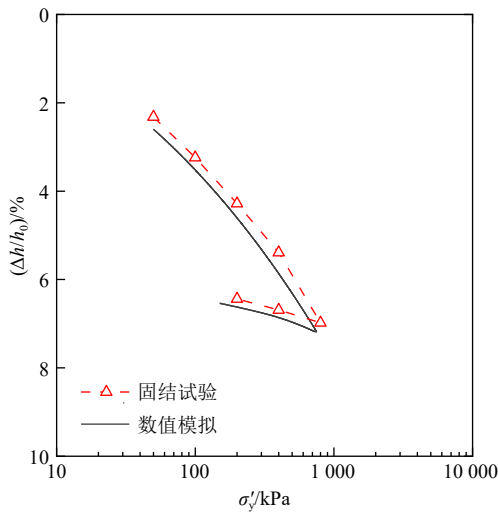


图 8 室内固结试验所测得加/卸荷压缩应力-应变曲线与数值模拟结果对比

Fig. 8 Comparison of loading/unloading curves from oedometer tests and numerical simulation

图 9 给出了现场 SDMT 所测试波速与数值模拟结果对比。通过计算不同应力水平下的  $G_0$  值, 根据式 (20) 转换得到了地层 40 m 深度内不同土层的波速, 并以 SDMT 测试结果进行对比。图 9 证明了 SDMT 能够准确预测地层应力水平、应力历史及小应变参数。对比综合说明了基于原位测试技术确定 HSS 模型参数是准确且可靠的, 可用于后续的基坑变形计算。

#### (2) 基坑开挖变形响应

图 10 给出了基坑开挖变形响应的数值模拟结果与现场监测结果对比。从实测数据可以看出, 地下连续墙最大水平位移位置为地表以下 24 m, 对应开挖深度的 1.3 倍, 最大水平位移为 18.92 mm, 对应开挖深度的 0.1%。基于 HSS 模型的数值模拟得到的最大水平位移为 18.84 mm, 与实测结果基本一致。

从图 10 也可以看出, 现场监测和数值模拟得到的最大沉降值分别为 9.62 mm 和 9.36 mm, 均在距离基坑 10 m 处附近, 两者结果基本一致。上述

对比说明, 针对邻轨基坑开挖变形响应, 基于所确定 HSS 参数的数值模拟结果和监测数据吻合良好, 证明了基于 CPTU/SDMT 确定软土 HSS 本构模型参数的工程适用性。

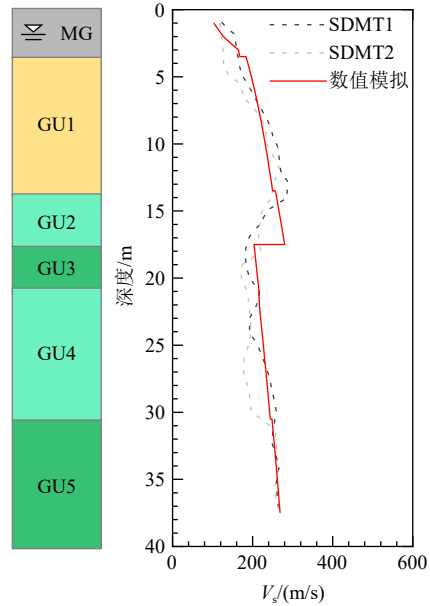


图 9 现场 SDMT 所测试波速与数值模拟结果对比

Fig. 9 Comparison of seismic wave profile from SDMT and numerical simulation results

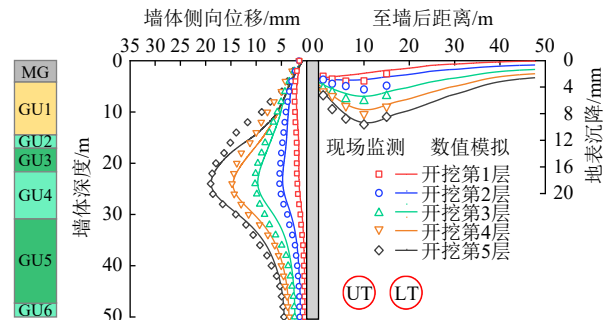


图 10 基坑开挖变形响应数值模拟结果与监测结果对比

Fig. 10 Comparison of deep excavation-induced deformation responses between numerical results and filed observations

## 4 结 论

软弱土室内单元试验不可避免地受到取样扰动、应力释放和边界条件影响, 导致小应变硬化土体 (HSS) 模型参数难以确定。提出了基于孔压静力触探和地震波扁铲侧胀 (CPTU/SDMT) 原位测试技术的 HSS 模型参数确定方法。主要结论如下:

(1) 通过 CPT/CPTU 确定强度参数与状态参数、DMT/SDMT 确定变形参数的思路简单又高效, 且有效避免了室内单元试验存在的误差问题, 可为 HSS 模型参数的确定提供参考。

(2) 数值模拟得到的土体固结压缩-回弹曲线和剪切波速剖面与测试结果较为吻合, 基坑开挖引起的围护结构侧向位移和地表沉降也与现场监测较为一致, 充分验证了所提 HSS 模型参数确定方法的准确性与工程适用性。

本文为应用原位测试技术确定高级本构模型参数提供了思路, 但所提方法仅应用于苏州软土地区邻轨深基坑开挖工程中, 在其他地区或其他类型的地下工程中的适用性仍需进一步探讨。

## 参考文献

- [1] 梁发云, 贾亚杰, 丁钰津, 等. 上海地区软土 HSS 模型参数的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(2): 269-278.  
LIANG Fayun, JIA Yajie, DING Yujin, et al. Experimental study on parameters of HSS model for soft soils in Shanghai[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, 39(2): 269-278.
- [2] 顾晓强, 吴瑞拓, 梁发云, 等. 上海土体小应变硬化模型整套参数取值方法及工程验证[J]. 岩土力学, 2021, 42(3): 833-845.  
GU Xiaoqiang, WU Ruituo, LIANG Fayun, et al. On HSS model parameters for Shanghai soils with engineering verification[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, 42(3): 833-845.
- [3] BENZ T. Small-strain stiffness of soil and its numerical consequences[D]. Stuttgart: University of Stuttgart, 2007.
- [4] 周赫宸, 秦朝辉, 顾晓强. 基于 HSS 模型的深基坑开挖对邻近桥桩的影响分析及变形控制研究[J]. 地基处理, 2023, 5(5): 369-375.  
ZHOU Hechen, QIN Zhaohui, GU Xiaoqiang. Analysis of the influence of excavation on adjacent bridge piles and deformation control using HSS model[J]. Journal of Ground Improvement, 2023, 5(5): 369-375.
- [5] 杨光华. 土的现代本构理论的发展回顾与展望[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(8): 1363-1372.  
YANG Guanghua. Review of progress and prospect of modern constitutive theories for soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40(8): 1363-1372.
- [6] 刘松玉, 赖丰文, 蔡国军, 等. 复杂环境下基于 CPTU 的深基坑土压力模型与工程应用[J]. 岩土工程学报, 2024, 46(8): 1563-1572.  
LIU Songyu, LAI Fengwen, CAI Guojun, et al. A CPTU-based earth pressure model for deep excavations under complex environment and its practical application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2024, 46(8): 1563-1572.
- [7] 鲁泰山, 刘松玉, 蔡国军, 等. 基于 SCPTU 测试的小应变硬化土模型参数确定方法及应用[J]. 地基处理, 2023, 5(6): 451-459.  
LU Taishan, LIU Songyu, CAI Guojun, et al. A SCPTU-based method to determine the HSS model parameters of soil[J]. Journal of Ground Improvement, 2023, 5(6): 451-459.
- [8] 储亚, 刘松玉, 蔡国军, 等. 基于电阻率静力触探的膨胀土膨胀性原位评价应用研究[J]. 地基处理, 2023, 5(2): 91-96, 104.  
CHU Ya, LIU Songyu, CAI Guojun, et al. Application of in-situ evaluation of expansive soil's expansibility based on resistivity static cone penetration test[J]. Journal of Ground Improvement, 2023, 5(2): 91-96, 104.
- [9] KHOIRI M, OU C Y. Evaluation of deformation parameter for deep excavation in sand through case histories[J]. Computers and Geotechnics, 2013, 47: 57-67.
- [10] JARDINE R J. Nonlinear stiffness parameters from undrained pressuremeter tests[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1992, 29(3): 436-447.
- [11] FAHEY M, CARTER J P. A finite element study of the pressuremeter test in sand using a nonlinear elastic plastic model[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1993, 30(2): 348-362.
- [12] BEEN K, QUIÑONEZ A, SANCIO R B. Interpretation of the CPT in engineering practice[C]//In Proc. , 2nd International Symposium on Cone Penetration Testing. Madison, WI: Omnipress, 2010.
- [13] MONACO P, TOTANI G, CALABRESE M. DMT-predicted vs observed settlements: a review of the available experience[J]. Studia Geotechnica et Mechanica, 2007, 29: 103-120.
- [14] MAYNE P W. Evaluating effective stress parameters and undrained shear strengths of soft-firm clays from CPTu and DMT[J]. Australian Geomechanics Journal, 2016, 51(4): 19-39.
- [15] LUNNE T, POWELL J J M, ROBERTSON P K. Cone Penetration Testing in Geotechnical Practice[M]. 1st Edition. London: CRC Press, 1997.



- [16] MAYNE P W. In-situ test calibrations for evaluating soil parameters[M]//TAN T S, PHOON K K, HIGHT D W, et al. Characterisation and Engineering Properties of Natural Soils. London: Taylor & Francis Group, 2007: 1601–1652.
- [17] LEE J, EUN J, LEE K, et al. In-situ evaluation of strength and dilatancy of sands based on CPT results[J]. Soils and Foundations, 2008, 48(2): 255–265.
- [18] ROBERTSON P K, CABAL K L. Estimating soil unit weight from CPT[C]//2nd International Symposium on Cone Penetration Testing. 2010.
- [19] MAYNE P W, KULHAWY F H.  $K_0$ -OCR relationships in soil[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1982, 108(6): 851–872.
- [20] AGAIBY S S, MAYNE P W. CPT evaluation of yield stress profiles in soils[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019, 145(12): 04019104.
- [21] MARCHETTI S. In situ tests by flat dilatometer[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1980, 106(3): 299–321.
- [22] ARROYO M, MATEOS M T, DEVINCENZI M, et al. CPTu-DMT performance-based correlation for settlement design[C]//ISC'2 International Symposium on Site Characterization. Rotterdam, Netherlands: Millpress, 2004: 1605–1610.
- [23] MONACO P, MARCHETTI S. Evaluation of the coefficient of subgrade reaction for design of multipropped diaphragm walls from DMT moduli[C]//Proceedings ISC-2 on Geotechnical and Geophysical Site Characterization. Rotterdam, Netherlands: Millpress, 2004: 993–1002.
- [24] ARROYO M, MARIANO A D, MONACO P, et al. SDMT-based deep excavation design[C]//Proc., 3rd International Conference on Site Characterization. London: Taylor & Francis, 2008: 967–973.
- [25] SCHMÜDDERICH C, SHAHRABI M M, TAIEBAT M, et al. Strategies for numerical simulation of cast-in-place piles under axial loading[J]. Computers and Geotechnics, 2020, 125: 103656.
- [26] AMOROSO S, MONACO P, LEHANE B M, et al. Examination of the potential of the seismic dilatometer (SDMT) to estimate in situ stiffness decay curves in various soil types[J]. Soils and Rocks, 2014, 37(3): 177–194.
- [27] HSIUNG B C B, YANG K H, AILA W, et al. Evaluation of the wall deflections of a deep excavation in Central Jakarta using three-dimensional modeling[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, 72: 84–96.
- [28] NAVIN M P. Stability of embankments founded on soft soil improved with deep-mixing-method columns[D]. Ashburn, Virginia, USA: Virginia Tech, 2005.
- [29] FANG Y S, LIAO J J, SZE S C. An empirical strength criterion for jet grouted soilcrete[J]. Engineering Geology, 1994, 37(3–4): 285–293.
- [30] KIVELÖ M. Stabilization of embankments on soft soil with lime/cement columns[D]. Stockholm, Sweden: Royal Institute of Technology, 1998.
- [31] CROCE P, FLORA A, MODONI G. Jet Grouting: Technology, Design and Control[M]. CRC Press, 2014.
- [32] HUANG X, SCHWEIGER H F, HUANG H W. Influence of deep excavations on nearby existing tunnels[J]. International Journal of Geomechanics, 2013, 13(2): 170–180.

### 专栏主持人 刘松玉



东南大学首席教授、博士、博士生导师; 全国创新争先奖获得者、国家级人才计划入选者; 现任东南大学岩土工程学科首席科学家, 东南大学城市地下空间研究中心主任, 江苏省城市地下空间与环境安全重点实验室主任。长期致力于软弱地基原位测试与加固技术研究。