

DOI: 10.11779/CJGE20230533

上海深层黏性土的土样扰动评价方法

时振昊^{1,2}, 屠梓真^{1,2}, 钱建国^{*1,2}, 黄茂松^{1,2}

(1. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092)

摘要: 通过室内试验准确获取土样原位力学性质, 需借助土样扰动评价方法进行扰动评估。现有的土样扰动评价方法大多针对浅层土, 缺乏深层黏性土的相关研究。基于上海深层黏性土一维固结试验及剪切波速试验, 结合结构性黏土本构模拟, 对比文献中其他黏土试验数据, 分析了既有土样扰动评价方法对深层黏性土的适用性, 提出了基于剪切波速且排除应力和密实状态影响的土样扰动评价指标, 利用本文及文献数据验证了上述评价指标的合理性。结果表明: ①深层黏性土 block 样与钻孔样存在显著的扰动差异; ②对于扰动程度相同的土样, 现有评价指标 $\Delta e/e_0$ 随取样深度增大而增大, 可能造成对深层黏性土土样扰动的高估, 且无法区分不同取样方法引起扰动差异; ③以室内与原位剪切波速比 $V_{s,lab}/V_{s,in situ}$ 为扰动评价指标, 无法反映取样方法对上海深层黏性土的扰动差异, 对其他黏土给出的评估结果沿深度离散性较大; ④提出的评价指标可以克服取样深度的影响, 对同一地区黏性土, 可以较好统一量化取样方法引起的土样扰动程度。

关键词: 深层黏性土; 土样扰动评价; 取样方法; 剪切波速

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2024)09-1880-09

作者简介: 时振昊(1988—), 男, 博士, 助理教授, 主要从事岩土工程的科研和教学工作。E-mail: 1018jzhenhao@tongji.edu.cn。

Methods for evaluating sample disturbance of deep clayey soil in Shanghai

SHI Zhenhao^{1,2}, TU Zizhen^{1,2}, QIAN Jiangu^{1,2}, HUANG Maosong^{1,2}

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: To accurately understand the in situ mechanical properties of soils, it is necessary to evaluate the degree of sample disturbance. The existing sample disturbance evaluation methods mostly focus on shallow soils, while the counterpart for deep clayey soil is needed. This work investigates the applicability of the existing methods for evaluating sample disturbance of deep clayey soil, via conducting laboratory one-dimensional consolidation and shear wave velocity tests on Shanghai deep clayey soil, performing constitutive modeling of structured clay, and comparing test data in the literatures. A new sample disturbance index is proposed, which is based on the shear wave velocity and excludes the influences of stress state and void ratio. The performance of the disturbance index is assessed against the test results from this study and the literatures. The results show: (1) There is a significant difference in sampling disturbance between the block samples and borehole samples of Shanghai deep clayey soil. (2) For the soil samples with the same disturbance, the existing index $\Delta e/e_0$ increases with the increase of the sampling depth, which may overestimate the sampling disturbance of deep clayey soil, and cannot reflect the above-mentioned difference in the disturbance degree. (3) The disturbance index $V_{s,lab}/V_{s,in situ}$ (i.e., the ratio of shear wave velocity measured in the laboratory to that in situ), cannot reflect the difference in the disturbance degree of Shanghai deep clayey soil caused by different sampling methods, and its application to other clays gives a relatively large dispersion along depth. (4) The proposed disturbance index can overcome the influences of sampling depth, and for the clayey soil in the same region, it can uniformly quantify the disturbance degree caused by sampling.

Key words: deep clayey soil; evaluation of sample disturbance; sampling method; shear wave velocity

0 引言

近年来, 上海城市地下空间开发已步入深层化,

基金项目: 国家自然科学基金项目(52178345); 中央高校基本科研业务费专项资金项目(2023ZD08)

收稿日期: 2023-06-12

*通信作者(E-mail: qianjiangu@tongji.edu.cn)

如在建的上海嘉闵线轨交隧道穿越深度达 40 m, 上海苏州河蓄排水隧道竖井基坑开挖深度超过 55 m, 其中苗圃竖井、云岭竖井开挖深度分别达 56.6, 59.6 m, 这也是迄今为止上海地区最深的基坑工程。众所周知, 上海地区广泛分布着深厚的黏性土(图 1), 其中, 浅埋 25 m 以内为典型的软黏土(③、④、⑤层), 25~30 m 为典型的硬黏土(⑥层), 44~64 m 为典型的深埋黏性土(⑧层)。上海地区前期的地下空间开发主要局限于地下 30 m 以上, 故目前有关上海黏性土的试验及理论研究工作主要局限于埋深小于 30 m 土层^[1-2], 少有针对深层黏性土(埋深>30 m, 在上海第⑦层粉砂层以下的黏性土)的精细化试验研究(包括配备局部应变传感器、弯曲元的三轴、真三轴、扭剪单元试验等)。精细化试验研究的首要工作在于获取接近原位状态的土样, 常用的深层黏性土钻孔取样过程中, 势必会引起土样扰动, 进而影响室内试验所获得的土样刚度、抗剪强度等力学性质, 因此如何合理评价取样扰动至关重要, 然而现有的土样扰动评价方法大多基于浅层土体的研究提出, 缺乏针对深层黏性土的相关研究。

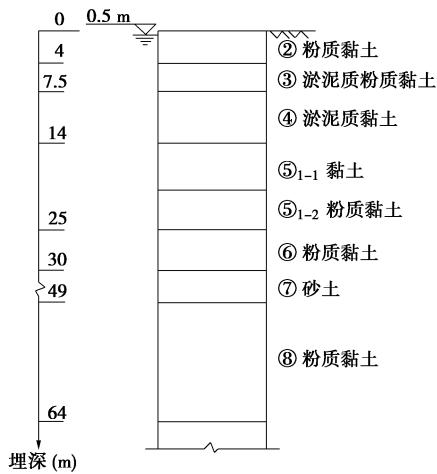


图 1 上海桃浦智创城地层剖面图

Fig. 1 Soil layers of Taopu Smart City in Shanghai

国内外学者进行大量试验来研究土样扰动性, 并提出相关的土样扰动评价方法。现有的土样扰动评价指标主要可以分为 3 类: 孔隙比法、力学指标法、剪切波速法, 如表 1 所示。

孔隙比法主要依托于一维固结试验、三轴固结试验, 主要以孔隙比参数作为土样扰动评价指标。Schmertmann^[3]、李涛等^[4]将扰动土样与重塑土样通过一维固结试验重新压缩至原位应力状态, 取两者的孔隙比变化量之比 $\Delta e_d / \Delta e_r$ 作为土样结构扰动程度评价指标。之后, 不少学者提出体积压缩法^[5-6], 以土样一维固结回原位应力状态时产生的体积变化量 $\Delta \varepsilon_{v0}$ 作

为扰动评价指标, 认为 ε_{v0} 越小, 土样质量越好。Lunne 等^[7]以体积压缩法为基础, 对该方法进行改进, 将土样重新固结到原位应力状态, 利用该过程中土样孔隙比变化值 Δe 与初始孔隙比 e_0 的比值 $\Delta e / e_0$ 来评价土样的扰动程度, 并给出明确的土样质量分级标准, 该方法相比体积压缩法的优势在于扰动指标数值变化更加敏感, 土样质量分级标准更明确。

此外, 不少学者将力学指标作为土样扰动评价指标。Hvorslev^[8]从应力释放的角度出发, 通过比较土样的实际残余孔隙水压力 u_r 与“理想”孔隙水压力 u_p , 评价土样结构扰动程度。Ladd 等^[9]借助扰动土样的不排水模量 E_{50} 与“理想土样”的不排水模量 $[E_u]$, 通过比较两种不排水模量, 提出不排水模量对比法。王立忠等^[10]结合原状土的结构屈服应力 σ'_{vy} 、重塑土的结构屈服应力 σ'_{vd} 以及上覆自重应力 σ'_{vo} , 提出将 $(\sigma'_{vy} - \sigma'_{vd}) / (\sigma'_{vy} - \sigma'_{vo})$ 作为结构扰动评价指标, 以结构屈服应力^[11]为主体。邓永锋等^[12]在 $\ln(1+e)$ - $\lg p'$ 空间下在采用回弹指数 C_r 和压缩指数 C_c 之比作为评价指标, 此外 DeJong 等^[13]指出 Lunne 法^[7]的主要缺陷在于: 未考虑取样深度的影响, 并基于一维固结试验再压缩曲线和正常固结曲线, 在 $e-\lg\sigma'_v$ 空间下获取 C_r 和 C_c , 结合能量法, 在 $W-\lg\sigma'_v$ 空间下将两类指数转化为 C_{rw} , C_{cw} , 提出使用 C_r / C_c 或者 C_{rw} / C_{cw} 评价土样扰动。Karlsrud 等^[14]通过一维固结试验, 将土样初始剪切模量 M_0 与最小剪切模量 M_L 作比较, 以 M_0 / M_L 作为评价指标。以力学指标为主体的土样扰动评价指标通常需要较复杂的试验手段获取参数, 如现场试验、三轴试验等。

近年来, 由于剪切波速测试具有无损测试的优点, 既可开展原位测试(如跨孔法), 又可用于室内测试(如弯曲元)。借助这一优点, 可定量评估现场土样与室内土样剪切波速的差异性, 进而利用这一差异评价室内土样的扰动程度^[15], 因此剪切波速法逐渐成为土样扰动评价最可靠的手段之一。Landon 等^[16]将直接在现场测得的土样剪切波速 $V_{s,field}$ 与原位剪切波速 $V_{s,in situ}$ 两者之比作为土样结构扰动评价指标, 并提出对应的土样质量分级标准。Donohue 等^[17]同时对原状土与重塑土展开试验, 并加入了吸力这一参数, 提出剪切波速-吸力联合评价指标, 考虑更为周全, 但试验的成本也相应提高。Ferreira 等^[18]在前人的基础上, 考虑了孔隙比的影响, 在进行评价之前, 先对相关参数进行了孔隙比正则化。目前, 基于剪切波速法的土样扰动评价指标在指定土样评级标准时基本上仍以 Lunne 等^[7]的成果为基础框架。

表 1 土样扰动评价方法及指标

| 方法类别 | 时间 | 试验手段 | 扰动评价指标 α |
|------------------|----------------------------|--------------------------------|---|
| 孔隙比 (体变) 法 | 1955 ^[3] | | $\alpha_e = \Delta e_d / \Delta e_r$ |
| | 1987 ^[4] | 一维固结试验 | $\alpha_e = \Delta e_{v0} = \Delta e / (1 + e_0)$ |
| | 1980—1996 ^[5-6] | | $\alpha_e = \Delta e / e_0$ |
| | 1997 ^[7] | | |
| 力学 指标法 | 1961 ^[8] | | $\alpha_m = u_r / u_p$ |
| | 1964 ^[9] | | $\alpha_m = E_{50} / [E_u]$ |
| | 2007 ^[10] | 三轴试验 | $\alpha_m = \frac{\sigma'_{vy} - \sigma'_{vd}}{\sigma'_{vy} - \sigma'_{v0}}$ |
| | 2010 ^[11] | | $\alpha_m = C_r / C_c$ |
| | 2007 ^[12] | | $\alpha_m = C_{rw} / C_{cw}$ |
| | 2013 ^[14] | | $\alpha_m = M_0 / M_L$ |
| 剪切 波速法 | 2007 ^[16] | | $\alpha_v = V_{S,field} / V_{S,in situ}$ |
| | 2010 ^[17] | 室内 外剪 切波 速测 试 验 | $\alpha_v = L_{vs} = \frac{V_{S,in situ} - V_{S,0}}{V_{S,in situ} - V_{S,remoulded}}$ |
| | | | $\alpha_v = L_u = \frac{0.2\sigma'_{v0} - u_r}{0.2\sigma'_{v0}}$ |
| | 2011 ^[18] | | $\alpha_v = V_s^* = \frac{V_s}{\sqrt{e^{-1.3}}}$ |

现有的土样扰动评价方法，大多是针对浅层土体的研究，因此其在深层土体土样扰动评价工作中的适用性有待进一步研究。本文基于上海深层黏性土原状土样及重塑土样的室内一维压缩和剪切波速试验，结合其他地区黏土试验数据，首先对比了不同取样方法引起的上海深层土样扰动程度，探讨了孔隙比法（以 Lunne 法^[7]为代表）对深层黏性土扰动评价的适用性，并借助考虑土体结构损伤的边界面本构模型^[19]进行本构模拟，分析了孔隙比法高估深层土体土样扰动的原因；其次研究了剪切波速法（以 Landon 法^[16]为代表）对深层黏性土扰动评价的应用效果及局限性；最后提出了基于剪切波速且排除了应力和密实状态影响的土样扰动评价指标，利用本文及文献数据验证上述评价指标的合理性。

1 试验概况

1.1 试验材料及安排

选取上海第⑧层土作为研究对象，分别采用钻孔取土法（钻孔样）和块状取土法（block 样）取得原状土样，其中，土样钻孔-1、钻孔-2 为 78 mm 钻孔土样，钻孔-3、钻孔-4 及钻孔-5 为 100 mm 钻孔土样，block 样的尺寸为 35 mm×35 mm×35 mm，土样的详细取样信息见表 2。

本文分别对钻孔样和 block 样开展一维固结试验、室内剪切波速测试试验，并对重塑样作一维固结试验，

试验均依据土工试验方法标准^[20]进行。

表 2 上海深层黏性土土样信息

Table 2 Summary of Shanghai deep clayey soil samples

| 编号 | 埋深/m | 原位上覆有效应力/kPa | 初始孔隙比 |
|---------|-----------|--------------|-------|
| 钻孔-1 | 51.0~51.3 | 430.4 | 0.838 |
| 钻孔-2 | 52.0~52.3 | 439.4 | 0.901 |
| 钻孔-3 | 50.0~50.5 | 422.3 | 0.863 |
| 钻孔-4 | 51.0~51.5 | 431.3 | 0.821 |
| 钻孔-5 | 51.5~52.0 | 435.8 | 0.819 |
| block-1 | 50.0~50.5 | 424.5 | 0.977 |
| block-2 | 50.0~50.5 | 424.5 | 0.977 |
| block-3 | 50.0~50.5 | 424.5 | 0.949 |

1.2 一维固结试验

试验对象为上海第⑧层土原状土样（钻孔样、block 样）及其重塑土样，通过一维固结试验可以对比原状土样和重塑样的压缩行为，同时基于压缩曲线，可以对原状土样的初始结构性及其土样扰动程度进行评估。

1.3 室内剪切波速测试试验

试验对象为上海第⑧层土原状土样（钻孔样、block 样），试验包括共振柱试验与三轴试验。共振柱试验所用仪器为 GDS 共振柱，三轴试验所用仪器为配备弯曲元剪切波速测试系统的 GDS 应力路径三轴仪。对于等压固结试验，土样在反压饱和后直接加载至目标应力；对于偏压固结试验，在反压饱和后通过分级加载将土样固结至目标应力，每级加载的竖向应力增量设置为 $\Delta\sigma_1 = 100$ kPa，并根据目标应力确定分级数，侧向应力增量根据测定的静止土压力系数确定 ($K_0 = 0.5$)。每级加载完成的判断标准为轴向应变率小于 0.02%/h。待土样固结至目标应力，作剪切波速测试，由此可测定土样在不同应力状态下的剪切波速 V_s ，并进一步基于下式计算其初始剪切模量 G_0 ：

$$G_0 = \rho(V_s)^2 \quad . \quad (1)$$

式中： V_s 为土样的剪切波速。

2 孔隙比法评价土样扰动

基于孔隙比法的土样扰动评价指标如表 1。其中，Lunne 法^[7]应用广泛，给出明确的土样质量分级标准，故本文以该方法为例，探究其对深层黏性土的适用性。

2.1 一维固结试验及结果分析

Lunne 等^[7]通过一维固结试验，将土样重新固结至原位应力状态，获得孔隙比变化量 Δe ，将其与实验室测得的土样初始孔隙比 e_0 的比值 $\Delta e / e_0$ 作为土样扰动评价指标 α_e （见下式），并给出了相应的土样质量评级标准，如表 3 所示。

$$\alpha_e = \frac{\Delta e}{e_0} \quad . \quad (2)$$

表3 土样质量评级标准(Lunne等^[7])Table 3 Criteria for evaluation of sample quality (Lunne, et al^[7])

| $\Delta e/e_0$ | OCR | |
|----------------|-----------|-----------|
| | 1~2 | 2~4 |
| 土样质量评级 | <0.04 | <0.03 |
| | 0.04~0.07 | 0.03~0.05 |
| | 0.07~0.14 | 0.05~0.10 |
| | >0.14 | >0.10 |

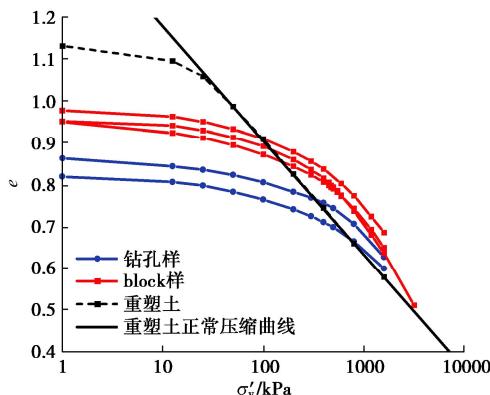
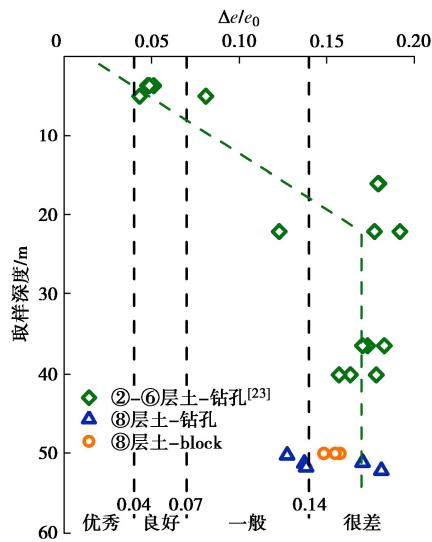
图2 上海第⑧层黏性土 $e-\lg\sigma'_v$ 曲线Fig.2 Relationships of $e-\lg\sigma'_v$ for Shanghai clay of 8th layer

图2给出了上海深层黏性土(⑧层)原状土样(钻孔样、block样)及其重塑土的一维固结试验结果,其中取上海第⑧层土重塑土在 $e-\lg\sigma'_v$ 空间下的一维固结曲线直线段作为重塑土正常压缩曲线(intrinsic compression line,简称ICL)。从图中可以发现: block样的 $e-\lg\sigma'_v$ 曲线整体形态可分为3部分,分别为: 从下方靠近ICL、越过ICL、从上方向ICL收敛,在超过原位上覆应力后,曲线斜率显著变大,逐渐收敛于ICL,是典型的强结构性土压缩行为^[21-22],其压缩行为与重塑土差异明显,说明block样初始结构性强;与block样不同,钻孔样的 $e-\lg\sigma'_v$ 曲线从下方靠近ICL后,基本收敛于ICL,说明钻孔样压缩行为接近重塑土,初始结构性弱。上述不同的压缩行为表明,上海深层黏性土block样的初始结构性比钻孔样强,block样所受取样扰动更小,具有更高的土样质量。

图3进一步利用式(2)中扰动评价指标对上述上海深层黏性土土样进行分析。可以发现,block样与钻孔样的 $\Delta e/e_0$ 指标值相近,不同尺寸钻孔所得钻孔样的 $\Delta e/e_0$ 指标值相近,在0.15左右,两种土样的质量评级相近且均较低。这一结论与上述一维固结试验结果(图2)形成明显的矛盾,表明孔隙比法无法合理反映由取样方法引起的深层黏性土土样扰动程度的区别。图3进一步结合了上海浅层土^[23]相关试验结果,分析了取样深度对指标 $\Delta e/e_0$ 的影响。可以发现:对于上海②-⑥层土,虽然使用同一取样方法,但 $\Delta e/e_0$ 指标值随取样深度增大而增大,并最终趋于稳定,土样质量评级从“良好”跨越至“很差”。上述试验证据

指出,指标 α_e 可能受到取样深度的显著影响,使用该指标可能高估深层黏性土所受到的土样扰动。

图3 上海黏性土 $\Delta e/e_0$ 随取样深度变化趋势Fig.3 Relationships of $\Delta e/e_0$ and depth for Shanghai clay

如上所述,基于针对上海黏性土的研究,发现指标 $\Delta e/e_0$ 随取样深度变化而变化。为了进一步探究对于黏性土,该现象是否是一个共性特征,本文对比了挪威黏土^[24]和洛东河地区黏土^[25]的相关研究(图4),可以得到类似结论:一方面,指标 $\Delta e/e_0$ 可以较合理区分block样与钻孔样的扰动程度,对block样给出更高的土样质量等级;另一方面,指标 $\Delta e/e_0$ 存在随着取样深度增大而增大的趋势,导致深层黏性土土样质量评级下降。需要指出的是,从上述两类黏土试验数据中没有观察到图3中指标 $\Delta e/e_0$ 随深度趋于稳定的趋势。可能原因之一是这两类黏土的试验仍主要针对埋深小于30 m的黏土。另外,上海第④层土(15~25 m)由于具有强结构性,可导致 Δe 值偏大,引起指标 $\Delta e/e_0$ 偏大;上海第⑥层土(35~40 m)具有较高超固结比,初始孔隙比 e_0 会偏小,也可导致 $\Delta e/e_0$ 偏大,上述因素共同作用可导致表观上上海黏性土 $\Delta e/e_0$ 随深度增加趋于稳定的趋势。

2.2 本构模拟及结果分析

本文借助考虑土体结构损伤的边界面本构模型^[19](忽略各向异性影响),模拟室内试验中土样被压缩至原位应力状态的过程,从而研究引起 $\Delta e/e_0$ 随取样深度的变化的原因。该模型定义结构性土的边界面方程如下所示:

$$F = (p' - rp_c) \left(p' + \frac{R-2}{R} rp_c \right) + (R-1)^2 \frac{q^2}{M^2} = 0 \quad (3)$$

式中: p' 为平均有效正应力; q 为偏应力; r 为结构性状态变量,表征土的结构性强度; p_c 表征没有结构性时(即 $r=1$ 时)边界面的尺寸; R 为形状参数(本

文取 $R = 2$, 即边界面具有与修正剑桥模型相同的形状); M 为临界状态应力比。

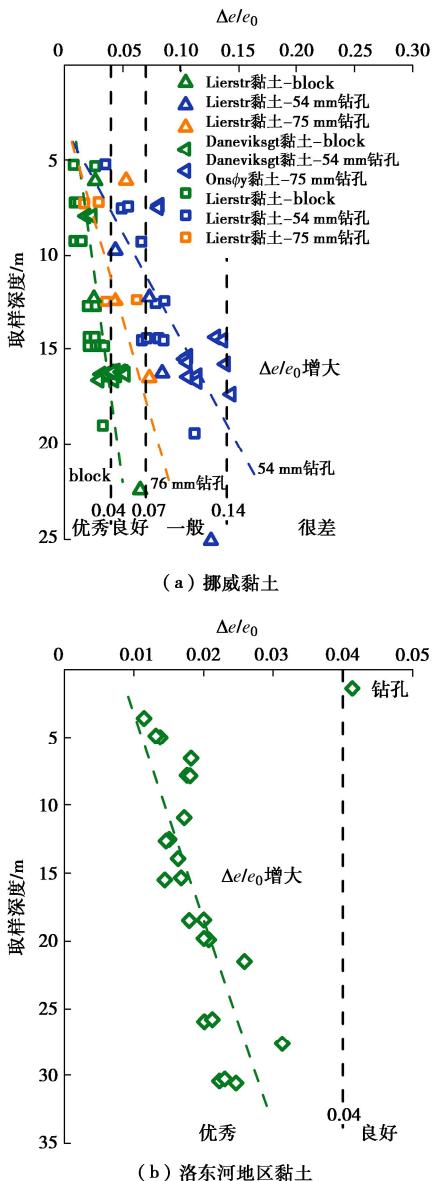


图 4 挪威及洛东河地区黏土 $\Delta e / e_0$ 随取样深度变化曲线

Fig. 4 Relationships of $\Delta e / e_0$ and depth for Norwegian clay and Nakdong River Delta clay

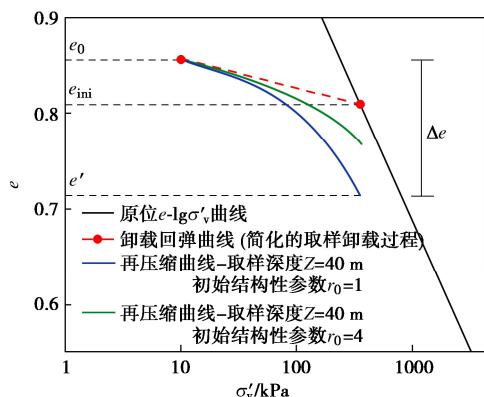


图 5 典型本构模拟结果

Fig. 5 Typical results of constitutive model simulation

图 5 给出了典型模拟过程。首先, 基于给定的原

位土体 $e - \lg \sigma'_0$ 关系, 结合土样埋深(见表 4), 确定土体的原位孔隙比 e_{ini} ; 其次, 考虑到现场取样过程涉及多阶段复杂力学过程, 将取样过程简化为弹性卸荷进行模拟, 获得室内试验初始孔隙比土 e_0 ; 最后, 模拟室内试验中一维压缩至原位应力状态对应孔隙比变化 Δe 。表 4 给出了本构模拟考虑的工况及初始状态参数。第一组模拟(编号 1)考虑相同土样埋深, 通过改变初始结构性状态参数 r_0 , 以模拟相同取样深度下, 不同初始结构性(即不同程度的土样扰动)土样的一维固结试验; 第二组模拟(编号 2)固定参数 r_0 , 改变土样埋深, 以模拟不同取样深度下, 相同初始结构性(即相同程度的土样扰动)土样的一维固结试验。

表 4 模型初始状态参数及模拟结果

Table 4 Initial conditions and results of constitutive model simulation

| 编号 | 取样深度 Z /m | P_c | r_0 | e_0 | 原位上覆应力/kPa | Δe | $\Delta e / e_0$ |
|-----|-----------|-------|-------|-------|------------|------------|------------------|
| 1-1 | 40 | 160 | 1 | 0.856 | 360 | 0.141 | 0.165 |
| 1-2 | 40 | 160 | 2 | 0.856 | 360 | 0.113 | 0.132 |
| 1-3 | 40 | 160 | 4 | 0.856 | 360 | 0.086 | 0.100 |
| 2-1 | 10 | 40 | 4 | 1.001 | 90 | 0.056 | 0.056 |
| 2-2 | 20 | 80 | 4 | 0.929 | 180 | 0.072 | 0.077 |
| 2-3 | 30 | 120 | 4 | 0.886 | 270 | 0.080 | 0.091 |
| 2-4 | 40 | 160 | 4 | 0.856 | 360 | 0.086 | 0.100 |
| 2-5 | 50 | 200 | 4 | 0.833 | 450 | 0.090 | 0.108 |
| 2-6 | 60 | 240 | 4 | 0.814 | 540 | 0.093 | 0.115 |

图 6 给出了上述两组本构模拟结果。首先, 对应给定土样深度, 当 r_0 越大(即土样扰动越小)时, 本构模拟计算的指标 α_e (即 $\Delta e / e_0$)越小, 说明指标 α_e 用于评估土样扰动具有合理性。另一方面, 当土样扰动程度一定时(即 r_0 相同), 随着取样深度越大, 指标 α_e 越大, 再现了试验中观测到的深度对扰动评价指标的影响, 表明单纯试验指标 α_e 可能造成对深层土体土样扰动的高估。造成高估的原因可能来自两个方面。第一, 如图 6 所示, 室内试验中土体再压缩至原位应力是弹塑性变形过程, 而且塑性变形幅值随着应力水平增加而增大。因此, 随着取样深度增加(即原位应力上升), 土体再压缩产生的孔隙比变化增大, 扰动指标 $\Delta e / e_0$ 上升。第二, 黏性土结构性及其扰动可加剧再压缩过程中土体体变(对比图 5 中初始结构性不同的两条压缩曲线), 当土体原位应力水平较大时, 扰动指标 $\Delta e / e_0$ 的上升。

3 剪切波速法评价土样扰动

Landon 等^[16]最早使用剪切波速法对土样作扰动评价, 其他剪切波速相关方法基本是以此方法为基础提出的。故本文选用 Landon 法, 探究其对深层黏性土的适用性。

Landon 等^[16]通过剪切波速测试试验, 得到室内测得的土样剪切波速 $V_{S,\text{lab}}$ 和土体原位剪切波速 $V_{S,\text{in situ}}$, 将两者的比值 $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ 作为土样扰动评价指标 α_v (见式(4)), 并参考 Lunne 法^[11]提出土样质量评级标准, 如表 5 所示。

$$\alpha_v = \frac{V_{S,\text{lab}}}{V_{S,\text{in situ}}} \quad (4)$$

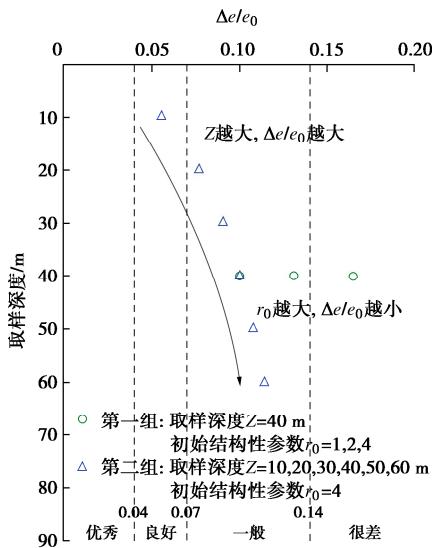


图 6 本构模拟结果

Fig. 6 Results of constitutive model simulation

表 5 土样质量评级标准 (Landon 等^[16])

Table 5 Criteria for evaluation of sample quality (Landon, et al^[16])

| 土样质量评级 | $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ |
|--------|---|
| 优秀 | ≥ 0.60 |
| 一般 | $0.35 \sim 0.60$ |
| 很差 | < 0.35 |

本文通过共振柱试验、配备弯曲元三轴试验获得上海第⑧层土的室内剪切波速测试试验结果, 同时结合上海地区原位剪切波速测试结果^[26], 得出上海黏性土的室内外剪切波速比 $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ 随竖向有效应力 σ'_v 的变化情况 (为便于横向对比不同黏土, 同时为了便于对比现场与室内波速结果, 通过竖向应力表征土体深度不同), 如图 7 所示。结果表明, 扰动评价 α_v (即 $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$) 无法反映不同取样方法 (即 block 取样和钻孔取样) 对深层黏性土土样造成的扰动差异。另外, 浅层黏性土钻孔样 α_v 倾向于随竖向有效应力 (深度) 增大而增大, 与图 3 中孔隙比法给出扰动变化趋势相反。

图 8 给出洛东河地区黏土^[25]和阿拉斯加黏土^[27]的 $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ 的相关数据。可见, 上述波速法扰动指标随土体竖向有效应力 (即取样深度) 的增加, 或逐渐降低或无明显趋势, 且离散性较大。

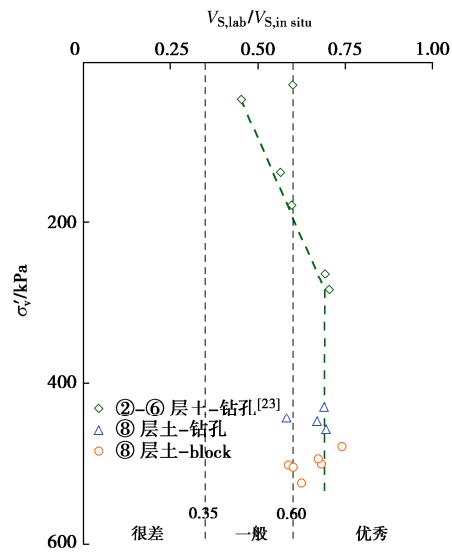
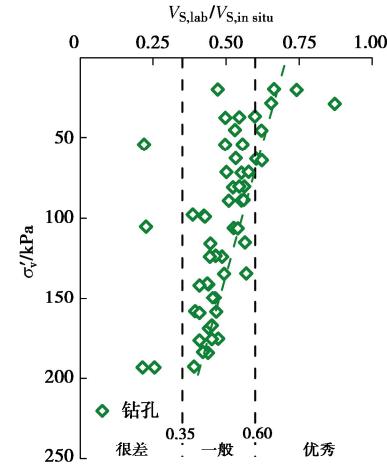
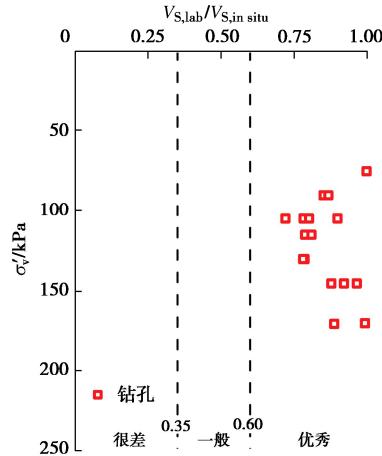


图 7 上海黏性土 $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ 随竖向有效应力 σ'_v 变化趋势

Fig. 7 Relationships of $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ and σ'_v of Shanghai clay



(a) 洛东河地区黏土 $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ 与竖向有效应力 σ'_v 的关系



(b) 阿拉斯加黏土 $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ 与竖向有效应力 σ'_v 的关系

图 8 洛东河地区及阿拉斯加黏土 $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ 与竖向有效应力 σ'_v 的关系

Fig. 8 Relationships of $V_{S,\text{lab}} / V_{S,\text{in situ}}$ and σ'_v of Nakdong River Delta clay and Alaska clay

4 基于剪切波速的土样扰动评价指标

上述分析结果表明, 扰动评价指标 α_v (即 $V_{S,lab} / V_{S,in situ}$) 无法有效反映不同取样方法的土样扰动差异, 且随取样深度的变化规律不一致、离散性强。原因可能在于: 剪切波速(剪切模量同理, 式(1))与应力状态、孔隙比大小有关^[28-29], 而仅仅基于剪切波速所提出的土样扰动评价方法, 没有排除应力状态与密实状态(孔隙比)的影响, 无法单一地反映土样扰动程度。本文利用经典 Hardin 等公式^[28]所建立的初始剪切模量 G_0 (亦即剪切波速) 与孔隙比 e 以及平均有效正应力 p' 的相关关系:

$$G_0 = AF(e)F(p') = A \left(\frac{2.973 - e}{1 + e} \right)^2 \left(\frac{p'}{p_a} \right)^{0.5} \quad (5)$$

式中: p_a 为大气压力, 取 101 kPa。本文将变量 A 作为归一化孔隙比和应力水平影响的控制波速的材料参数:

$$A = \frac{G_0}{F(e)F(p')} = \frac{\rho V_s^2}{F(e)F(p')} \quad (6)$$

考虑到土样的天然变异性, 通过最小二乘法得到同一类型土样的 A 值。

进而提出了新型土样扰动评价指标 α_A , 其表达式如式(7)所示, 旨在排除土样应力状态与密实状态对扰动评价指标的影响:

$$\alpha_A = \frac{A_{lab}}{A_{in situ}} \quad (7)$$

式中: A_{lab} , $A_{in situ}$ 分别由室内试验、现场试验测得。

为了说明参数 A 及指标 α_A 与土样扰动的相关性, 图 9 给出了上海深层黏性土三轴固结不排水剪切试验中 A 值的变化。由图 9 可见: 变量 A , 在固结阶段变化较小, 在不排水剪切阶段则显著减小。与之对应, 在固结过程中, 土样由于处于压回原位应力状态的过程, 应变发展小, 结构性衰减相对不明显, 而在不排水剪切过程中, 土样受剪应变影响, 结构性快速衰减。因此, 在固结-剪切过程中土样的结构性变化趋势与 A 的变化趋势一致, 表明 A 可以一定程度上反映土样扰动程度。相应地, A_{lab} 越接近 $A_{in situ}$, α_A 越接近 1, 土样结构性越强, 受扰动程度越小, 反之亦然。

为了验证评价指标 α_A 的有效性, 将其应用于上海深层及浅层黏性土, 如图 10 所示, 图中直线斜率即为参数 A , 可见 $A_{in situ} > A_{lab,block} > A_{lab,钻孔}$ 。同时, 不同直线的斜率之比即为新定义的扰动评价指标 α_A , 存在 $\alpha_{A,block} > \alpha_{A,钻孔}$, 表明 block 样比钻孔样扰动更小, 与图 3 给出的试验结果具有一致性。图 11 进一步将指标 α_A 应用于洛东河地区黏土^[25]和阿拉斯加黏土^[27]土样扰动评估。可见, 类似上海黏性土, A 值受应力

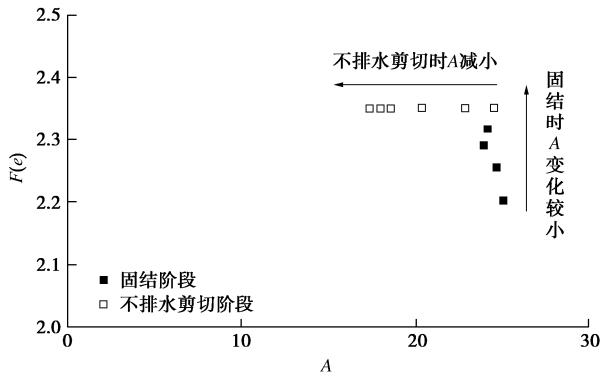


图 9 三轴固结不排水剪切试验中 A 的变化

Fig. 9 Variation of A during undrained triaxial tests

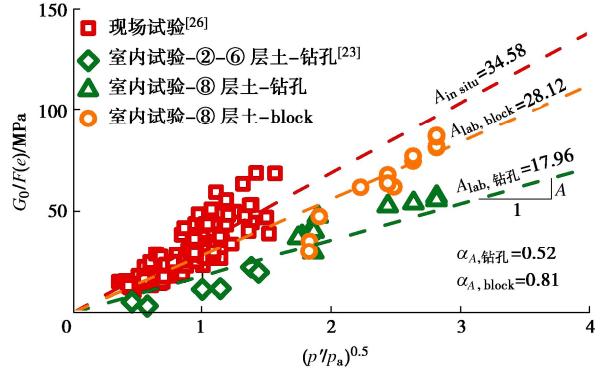
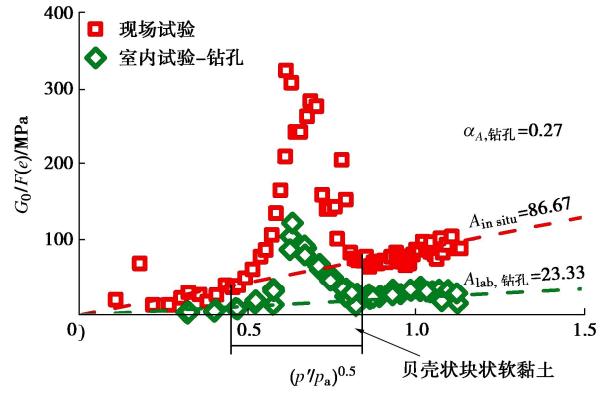
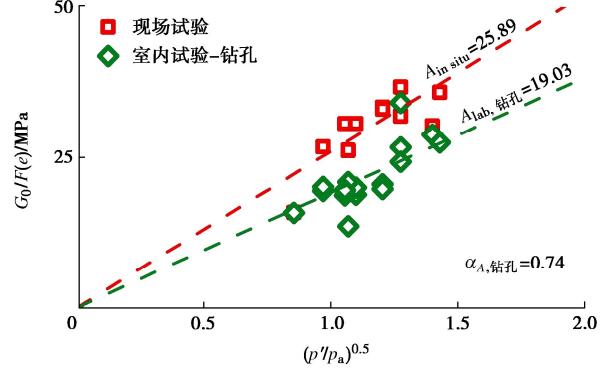


图 10 上海黏性土的 A 及 α_A 值

Fig. 10 Parameters A and α_A of Shanghai clay



(a) 洛东河地区黏土的 A 及 α_A



(b) 阿拉斯加黏土的 A 及 α_A

图 11 洛东河地区黏土及阿拉斯加黏土 A 及 α_A

Fig. 11 Parameters A and α_A of Nakdong River Delta clay and Alaska clay

水平(取样深度)影响较小, 指标 α_A 可以统一反映不同深度土样扰动程度, 同时有效减小了评估结果的离散性, 如对比图8(b)与11(b)。另一方面, 洛东河地区黏土数据(图11(a))中, 在 $0.45 < (p'/p_a)^{0.5} < 0.84$ 范围, A 值显著增高, 其原因是该深度范围土体为贝壳状块状软黏土, 有明显区别于临近土层的土体结构和高孔隙比^[25]。

表6 不同土样的取样深度及指标 α_A 数值Table 6 Sampling depths and α_A of different clay

| 黏土类型及取样方式 | 取样深度/m | α_A |
|--------------|--------|------------|
| 上海黏性土, 钻孔 | 0~53 | 0.52 |
| 上海黏性土, block | 50~53 | 0.81 |
| 洛东河地区黏土, 钻孔 | 0~25 | 0.27 |
| 阿拉斯加黏土, 钻孔 | 0~30 | 0.74 |

表6给出了3种黏性土土样的 α_A 。综上, 本文所提出的土样扰动评价指标 α_A 可以用于深层黏性土的土样扰动评价, 具有以下优势:

(1) 排除了土样应力状态与密实状态对扰动指标的影响, 比较单一地反映土样扰动情况。

(2) 可以区分不同取样方法造成的扰动差异, 正确区分上海深层黏性土block样与钻孔样的土样扰动差异且block样所受扰动更小。

(3) α_A 数值大小受取样深度影响较小, 较适合用于黏性土, 尤其是深层黏性土的扰动评价工作。

(4) 适用于多种黏性土, 对于一种黏性土, 可以通过一个统一的 α_A 量化一种取样方法所造成的土样扰动。

5 结 论

本文开展了上海深层黏性土(⑧层)室内试验, 利用结构性土本构模拟, 结合上海其他黏性土土层、洛东河地区黏土、阿拉斯加黏土的原位及室内试验数据, 分析了孔隙比法和剪切波速法两类土样扰动评价方法对深层黏性土的适用性, 并提出基于剪切波速且排除应力和密实状态影响的土样扰动评价指标。主要得到以下3点结论。

(1) 上海深层黏性土block土样扰动明显小于钻孔样, 经典孔隙比法评价指标 $\Delta e/e_0$ 和剪切波速法指标 $V_{S,\text{lab}}/V_{S,\text{in situ}}$ 无法合理反映上述取样方法的扰动差异。

(2) 当扰动程度一定时, 随着土样深度的增加, 孔隙比法评价指标 $\Delta e/e_0$ 逐渐变大, 导致高估深层土体土样扰动, 可能原因是再压缩过程中土体塑性变形及结构性破坏。剪切波速法评价指标 $V_{S,\text{lab}}/V_{S,\text{in situ}}$ 随深度的变化在不同土体间不具有一致性规律, 且离散型较强。

(3) 本文新提出的扰动评价指标可以较好克服取样深度的影响, 合理反映深层黏性土不同取样方法的

扰动区别。

未来研究可关注试验全过程尤其是剪切作用下土样结构扰动指标 α_A 的演化规律, 构建基于结构扰动物理状态信息的土体强度理论和本构关系, 以评估工程现场土体在外荷载作用下(如打桩锤击)的结构扰动及性能劣化, 并应用于如溜桩等工程问题分析。

参考文献:

- [1] 盛佳韧. 上海黏土力学特性综合试验研究及本构模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2012. (SHENG Jiaren. Laboratory Tests and Constitutive Modeling on the Mechanical Behavior of Shanghai Clays[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2012. (in Chinese))
- [2] 钱建固, 杜子博. 纯主应力轴旋转下饱和软黏土的循环弱化及非共轴性[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(8): 1381-1390. (QIAN Jiangu, DU Zibo. Cyclic degradation and non-coaxiality of saturated soft clay subjected to pure rotation of principal stress axis[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(8): 1381-1390. (in Chinese))
- [3] SCHMERTMANN J H. The undisturbed consolidation behavior of clay[J]. Transportation, ASCE, 1955, 120: 1201-1233.
- [4] 李涛, 钱寿易. 土样扰动影响的评价及其先期固结压力的确定[J]. 岩土工程学报, 1987, 9(5): 21-30. (LI Tao, QIAN Shouyi. Evaluation of soil sample disturbance and determination of its preconsolidation pressure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1987, 9(5): 21-30. (in Chinese))
- [5] ANDERSEN A, KOLSTAD P. The KGI 54 mm samplers for undisturbed sampling of clays and representative sampling of coarser materials[C]// Proceedings of the International Symposium on Soil Sampling. Singapore, 1979: 13-21.
- [6] LACASSE S, BERRE T. Triaxial testing methods for soils[J]. Advanced Triaxial Testing of Soil and Rock, ASTM STP, 1988, 977: 264-289.
- [7] LUNNE T, BERRE T, STRANDVIK S. Sample disturbance effects in soft low plastic Norwegian clay[C]// Proceedings of the Conference on Recent Developments in Soil and Pavement Mechanics: Rio de Janeiro, 1997: 81-102.
- [8] HVORSLEV, M. Physical components of the shear strength of saturated clays[C]// Proceedings of the ASCE Research Conference on Shear Strength of Cohesive Soils, Boulder, Colorado, 1960: 169-273.
- [9] LADD C C, LAMBE T W. The strength of "undisturbed" clay determined from undrained tests[C]// Proceedings of the Symposium on Laboratory Shear Testing of Soils, Detroit,

- 1963: 342-371.
- [10] 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 Lizhong, LI Lingling. Field disturbance of structured clay and its effect on settlements of soil foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(5): 697-704. (in Chinese))
- [11] 刘维正, 石名磊, 缪林昌. 太湖湖沼相天然沉积土结构性评价[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(10): 1616-1620. (LIU Weizheng, SHI Minglei, MIAO Linchang. Evaluation of soil structural characteristics of Taihu lacustrine-swamp natural sedimentary soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(10): 1616-1620. (in Chinese))
- [12] 邓永锋, 刘松玉. 扰动对软土强度影响规律研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(9): 1940-1944. (DENG Yongfeng, LIU Songyu. Effect of sample disturbance on soft soil strength[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(9): 1940-1944. (in Chinese))
- [13] DEJONG J T, KRAGE C P, ALBIN B M, et al. Work-based framework for sample quality evaluation of low plasticity soils[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2018, 144(10): 04018074.
- [14] KARLSRUD K, HERNANDEZ-MARTINEZ F G. Strength and deformation properties of Norwegian clays from laboratory tests on high-quality block samples[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2013, 50(12): 1273-1293.
- [15] 周燕国, 陈云敏, 黄博, 等. 利用弯曲元测量土体表层剪切波速的初步试验[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(12): 1883-1887. (ZHOU Yanguo, CHEN Yunmin, HUANG Bo, et al. Preliminary tests of measuring shear wave velocity on soil surface using bender elements[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(12): 1883-1887. (in Chinese))
- [16] LANDON M M, DEGROOT D J, SHEAHAN T C. Nondestructive sample quality assessment of a soft clay using shear wave velocity[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(4): 424-432.
- [17] DONOHUE S, LONG M. Assessment of sample quality in soft clay using shear wave velocity and suction measurements[J]. Géotechnique, 2010, 60(11): 883-889.
- [18] FERREIRA C, DA FONSECA A V, NASH D F T. Shear wave velocities for sample quality assessment on a residual soil[J]. Soils and Foundations, 2011, 51(4): 683-692.
- [19] 柳艳华, 黄茂松, 李帅. 循环荷载下结构性软黏土的各向异性边界面模型[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(7): 1065-1071. (LIU Yanhua, HUANG Maosong, LI Shuai. An anisotropic bounding surface model for structured soft clay under cyclic loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(7): 1065-1071. (in Chinese))
- [20] 土工试验方法标准: GB/T 50123—2019[S]. 北京: 中国计划出版社, 2019. (Standard for Geotechnical Testing Method: GB/T 50123—2019[S]. Beijing: China Planning Press, 2019. (in Chinese))
- [21] 尹振宇. 天然软黏土的弹黏塑性本构模型: 进展及发展[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(9): 1357-1369. (YIN Zhenyu. Elastic viscoplastic models for natural soft clay: review and development[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(9): 1357-1369. (in Chinese))
- [22] 陈盼, 韦昌富, 李永和, 等. 结构性黏土的压缩变形特性[J]. 岩土力学, 2012, 33(增刊2): 29-36. (CHEN Pan, WEI Changfu, LI Yonghe, et al. Compression deformation characteristics of structural clays[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(S2): 29-36. (in Chinese))
- [23] 杨同帅. 上海软黏土小应变力学特性试验及本构模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2019. (YANG Tongshuai. Experimental Study on Small Strain Stiffness and Constitutive Model of Shanghai Soft Soils[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2019. (in Chinese))
- [24] LUNNE T, BERRE T, ANDERSEN K H, et al. Erratum: effects of sample disturbance and consolidation procedures on measured shear strength of soft marine Norwegian clays[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2007, 44(1): 111-111.
- [25] LEE J M, CHUNG S G, KWEON H J, et al. Effects of fixed-piston sampler fixity on clay sample quality[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering, 2016, 169(6): 554-566.
- [26] 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. (in Chinese))
- [27] ZAPATA-MEDINA D G. Evaluation of Dynamic Soil Parameter Changes Due to Construction-Induced Stresses[D]. Evanston: Northwestern University, 2012.
- [28] HARDIN B O, BLACK W L. Closure to “Vibration modulus of normally consolidated clay”[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1969, 95(6): 1531-1537.
- [29] ELBEGGO D, ETHIER Y, DUBÉ J S, et al. Critical insights in laboratory shear wave velocity correlations of clays[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2022, 59(6): 935-951.