

DOI:10.3969/j.issn.1003-5060.2026.03.016

合肥粉质黏土 HSS 模型参数的试验研究

姚华彦¹, 朱艺媛¹, 张占荣², 张燕², 刘卫未³, 聂艳侠³

(1. 合肥工业大学 土木与水利工程学院, 安徽 合肥 230009; 2. 中铁第四勘察设计院集团有限公司, 湖北 武汉 430063; 3. 中建一局集团建设发展有限公司, 北京 100102)

摘要:小应变硬化(hardening soil-small, HSS)模型是基于硬化土(hardening soil, HS)模型并考虑土体的小应变特性而提出的。基坑开挖过程中对于土体主要是卸荷作用,且大部分区域土体均处于小应变状态,因此,HSS模型对于基坑开挖过程的数值分析有较好的适用性。由于HSS模型参数较多,在实际工程应用中更多的是经验取值,且目前有关合肥地区硬塑性粉质黏土的HSS模型参数的研究比较缺乏。文章针对合肥典型硬塑性粉质黏土层开展HSS模型参数的试验研究,利用固结仪、GDS饱和土动三轴仪和弯曲元波速测试系统,获得粉质黏土层HSS模型的主要参数,建立部分参数间的比例关系,并与已有文献的相关试验结果进行比较分析,总结不同地区粉质黏土层部分参数之间的比例关系,为实际工程应用提供参考。通过采用HSS模型和摩尔-库伦(Mohr-Coulomb, M-C)模型对合肥地区某基坑实例进行分析,并将模型计算结果与实测结果进行对比,验证了HSS模型用于分析基坑工程数值模拟的适用性及试验获得HSS模型参数的准确性。

关键词:小应变硬化(HSS)模型;粉质黏土;标准固结试验;三轴试验;弯曲元;有限元

中图分类号:TU411.3 **文献标志码:**A **文章编号:**1003-5060(2026)03-0386-09

Experimental study on HSS model parameters of Hefei silty clay

YAO Huayan¹, ZHU Yiyuan¹, ZHANG Zhanrong², ZHANG Yan², LIU Weiwei³, NIE Yanxia³

(1. School of Civil and Hydraulic Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China; 2. China Railway Fourth Survey and Design Institute Group Co., Ltd., Wuhan 430063, China; 3. China Construction First Group Construction and Development Co., Ltd., Beijing 100102, China)

Abstract: The hardening soil-small(HSS) model was proposed based on the hardening soil(HS) model considering the small strain characteristics of the soil. The soil is primarily subjected to unloading during the excavation process of the foundation pit, and most areas of the soil are in a small strain state. Therefore, the HSS model has good applicability for numerical analysis of the excavation process of the foundation pit. Due to the large number of parameters in the HSS model, empirical values are more commonly used in practical engineering applications, and there is currently a lack of research on the parameters of the HSS model for hard plastic silty clay in the Hefei area. This paper conducted experimental research on the parameters of the HSS model for typical hard plastic silty clay layers in Hefei. The main parameters of the HSS model for silty clay layers were obtained using consolidation apparatus, GDS saturated soil dynamic triaxial apparatus, and bender element wave velocity testing system. The proportional relationship between some parameters was established, and compared with relevant experimental results in existing literature. The proportional relationship between some parameters of silty clay layers in different regions was summarized, providing reference for practical engineering applications. By using the HSS model and the Mohr-Coulomb(M-C) model to analyze a certain foundation

收稿日期:2023-09-25;修回日期:2023-10-27

基金项目:长三角科技创新共同体联合攻关课题资助项目(2022CSJGG1205)

作者简介:姚华彦(1979—),男,湖北罗田人,博士,合肥工业大学副教授,博士生导师,通信作者,Email:yaohuayan@hfut.edu.cn.

pit example in Hefei area, and comparing the analysis results with the measured results, the applicability of the HSS model for analyzing the numerical simulation of foundation pit engineering and the accuracy of the HSS model parameters obtained through experiments were verified.

Key words: hardening soil-small (HSS) model; silty clay; standard consolidation test; triaxial test; bender element; finite element

0 引言

随着国内城市化进程的不断深入,现代城市的建设大多以“见缝插针”的方式,国内的城市建设也逐步从横向扩张逐步转变为纵向延伸阶段。随着隧道、地下综合体以及超高层建筑的出现,基坑工程的数量不断增加、开挖深度越来越大,基坑周边的环境也日趋复杂,对开挖引起的变形要求也越来越高。对于处于敏感环境下的超深超大基坑工程的设计,过去以平衡理论为基础的强度控制设计已经不能满足当前的要求,强度控制设计也逐步向变形控制设计转变^[1]。因此,通过数值模拟如何准确地预测支护结构的水平位移、地表沉降是进行支护设计、保证基坑稳定性的重要问题。

基坑工程数值模拟的一个重要环节就是选取适合于基坑开挖的土体本构模型^[2]。目前,在数值计算中普遍使用的是摩尔-库伦 (Mohr-Coulomb, M-C) 模型,这种本构模型因未考虑土体小应变特性而低估了土体的刚度,导致所取的剪切模量值偏小,将数值分析结果与监测数据对比发现,数值模拟得到的变形值普遍偏大且分布规律有较大差异^[3-4]。文献^[5]将应变分为很小的应变、小应变、大应变这 3 种;文献^[6-7]研究表明,大部分岩土工程问题中的土体在正常工作状态下均处于小应变状态,且基坑开挖对于土体主要是卸荷作用。因此,在基坑开挖的数值分析中采用小应变硬化 (hardening soil-small, HSS) 模型更加适合。

文献^[8]在硬化土 (hardening soil, HS) 模型的基础上,基于小应变范围内刚度与应变间的非线性关系而提出了 HSS 模型,其可以对土体的小应变、加卸载、剪切硬化及压缩硬化等方面的特性进行较为全面的描述。现已在上海、天津、济南等地区使用 HSS 模型用于基坑的数值分析研究,与常规的本构模型相比, HSS 模型对基坑数值模拟精度更高^[1,9-10]。

岩土工程变形的准确预测不仅与选择的本构模型有关,还与模型参数的选取有很大的关系。

HSS 模型参数众多,由试验获得全部的土层参数较为困难。目前,大部分学者主要是根据工程经验进行取值,或是利用实测的监测数据进行反分析。文献^[11-12]通过经验公式来确定模型参数;文献^[13-14]采用数值反演方法,用监测的结果反分析来确定模型参数。然而,在没有试验数据支撑的情况下,数值分析结果无论从可信度还是从真实性上都难以让人信服。为了减少室内试验的工作量,已有学者根据某地区的试验结果提出了适用于此地区的经验取值关系。文献^[15]通过分析上海软土的试验结果,建立部分模型参数间的比例关系,并探讨这些参数与压缩模量间的比例关系;文献^[16]通过试验获得江苏常州的 HSS 模型参数,建立参考加卸载模量、参考割线模量及参考切线模量的比例关系。目前我国大部分地区的试验成果不多,由于我国不同地区的地质情况存在着较大的区别,对于其他地区的 HSS 模型的参数取值还有待进一步的试验研究。

本文以合肥硬塑性粉质黏土为研究对象,通过标准固结试验、三轴固结排水剪切试验、三轴固结排水剪切加卸载试验以及弯曲元试验,获得了典型土层的 HSS 模型参数,并分析了不同地区的粉质黏土部分参数之间的比例关系,为粉质黏土的 HSS 模型参数取值提供了有益参考。本研究通过采用 HSS 模型和 M-C 模型对合肥地区某基坑实例进行分析,并将分析结果与实测结果进行对比。

1 试验材料及目标

1.1 试验土样

试验土样取自合肥新西站基坑的粉质黏土层,现场取回的大块代表性土样、试样照片如图 1 所示。土样的基本物理指标见表 1 所列。试验所用的试样均为手工切削的原状样,具体的试样尺寸为:标准固结试验土样的直径 61.8 mm、高度 20 mm;三轴固结排水剪切试验和三轴固结排水剪切加卸载试验土样的直径 39.1 mm、高度 80 mm;弯曲元试验土样的直径 50.0 mm、高度 100 mm。



(a) 大块代表性土样



(b) 标准固结试验土样



(c) 三轴试验土样

(d) 弯曲元试验土样

图 1 土样图片

表 1 试验土样的基本物理指标

天然含水率/%	液限/%	塑限/%	塑性指数/%	比重	天然密度/(g/cm ³)	孔隙比
21.4	19.9	35.0	15.1	2.68	2.019	0.609 6

1.2 试验目标

HSS 模型中,剪胀角 ψ 对于黏性土^[17]一般取 0° , 静止侧压力系数 K_0 。取值可根据 $K_0 = 1 - \sin \varphi'$ 计算得出^[18], 加卸载泊松比 ν_{ur} 一般取 Plaxis 软件默认值 0.2, 文献^[19]的试验研究也验证了其合理性; 参考应力 P^{ref} 为 100 kPa, 是人为取定的一个参考围压值; 刚度应力水平相关的幂指数^[8] m 取 0.8。

本文将通过标准固结试验获得参考固结切线模量 E_{ocd}^{ref} , 三轴固结排水剪切试验获得参考割线模量 E_{50}^{ref} 、破坏比 R_f 、有效黏聚力 c' 、有效内摩擦角 φ' , 三轴固结排水加卸载剪切试验获得参考加卸载模量 E_{ur}^{ref} , 弯曲元试验获得初始剪切模量 G_0^{ref} 以及割线剪切模量下降至 70% 时对应的剪切应变 $\gamma_{0.7}$, 并建立各参数间的比例关系。

2 试验仪器和试验过程

2.1 标准固结试验

标准固结试验采用常规固结仪。取 3 个原状土样分别在 25、50、100、200、400、800、1 200、1 600 kPa 条件下分级进行固结, 每级加载间隔为每小时变形值小于 0.01 mm 或每隔 24 h, 分别记录每级荷载下的沉降值。

2.2 三轴固结排水剪切试验

三轴固结排水剪切试验采用英国 GDS 饱和土动三轴仪, 如图 2 所示。取削好的原状土样分别在有效围压为 100、200、300 kPa 下进行试验, 每组 3 个试样。



图 2 GDS 设备

具体试验操作为: ① 抽气饱和, 将制备好的原状土样先装入三轴饱和器中, 再放入真空饱和仪中抽气负压饱和 2 h, 然后泡水静置 10 h; ② 反压饱和, 选用 GDSLAB 软件中的高级加载模块, 采用反压饱和的方式进行饱和, 当 $B = \Delta u / \Delta \sigma > 95\%$ 时, 认为试样饱和完成; ③ 固结, 每组试样分别在 3 种有效围压下进行等向固结, 固结稳定时间取 24 h; ④ 排水剪切, 保持围压 σ_3 不变。排水剪切采用应变控制, 排水剪切速率设置为每分钟 0.01% 的轴向应变。当试样的轴向应变值达到 15% 时停止试验。

2.3 三轴固结排水加卸载剪切试验

在有效围压 100 kPa 条件下, 进行三轴固结排水加卸载剪切试验, 其试验步骤与三轴固结排水剪切试验步骤基本一致, 两者仅在步骤④有所区别, 该试验的步骤④为: 对在 100 kPa 下固结后的原状土样先加载到由三轴固结排水剪切试验在 100 kPa 围压下确定的峰值偏应力的 40%, 当偏应力达到目标值后, 再将偏应力卸载到 0 kPa, 最后再重新进行加载, 直至偏应力达到试样预计破坏偏应力的 60%。

2.4 弯曲元试验

弯曲元试验在更换带有弯曲元底座和试样帽的 GDS 饱和土动三轴仪上进行。在安装试样前应将 2 个弯曲元直接接触来测定系统的延迟时间,且在仪器上安装好原状土样并饱和完成后,在 100 kPa 有效围压下进行固结,对固结完成后的试样进行剪切波速测试。在进行剪切波速测试时打开 GDS BES 软件,选择正弦波作为激发信号,输入试样的高度、发射波频率以及采样频率和时间,本次试验发射频率为 10 kHz,通过输出的弯曲元波形图计算得到剪切模量。

3 试验结果

3.1 标准固结试验结果

标准固结试验的竖向荷载-竖向应变曲线如图 3 所示。由图 3 可知,当竖向荷载较小时,粉质黏土的应力-应变曲线相对比较平缓,随着竖向应变的不断增大,粉质黏土由于变密实而使变形量逐渐减小,曲线逐渐变陡。

为获取参考固结切线模量 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$,将应力-应变曲线进行二次多项式拟合得到拟合曲线,然后求得拟合曲线在轴向荷载为 100 kPa 时的曲线斜率,即为 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 。根据拟合结果求得 3 个试样的 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 分别为 14.69、14.41、13.95 MPa,为提高数据的准确性,取 3 个试验的平均值 14.35 MPa 作为粉质黏土的参考固结模量 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 。通过试验结果可计算出试样在 100~200 kPa 时所对应的平均压缩模量 $E_{\text{s1-2}}$ 为 15.31 MPa。

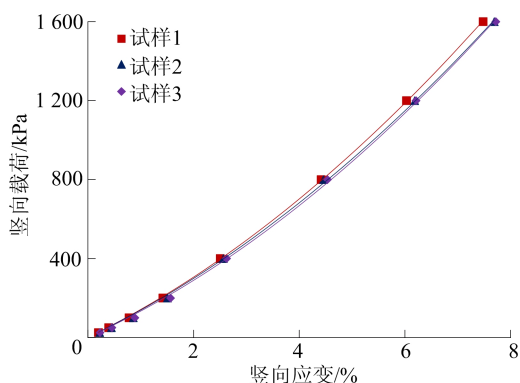


图 3 竖向荷载-竖向应变关系曲线

合肥及其他地区粉质黏土层的 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 与 $E_{\text{s1-2}}$ 的关系曲线如图 4 所示。通过计算可得合肥地区粉质黏土的 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 为 $E_{\text{s1-2}}$ 的 0.94 倍,上海地区粉质黏土的 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 为 $E_{\text{s1-2}}$ 的 0.88 倍^[20]、0.97 倍^[15],广东地区粉质黏土的 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 为 $E_{\text{s1-2}}$ 的 1.00 倍、0.88 倍^[21],北京地

区粉质黏土的 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 为 $E_{\text{s1-2}}$ 的 0.81 倍^[22],宁波地区粉质黏土的 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 为 $E_{\text{s1-2}}$ 的 0.85 倍^[23]、0.69 倍^[23]、0.78 倍^[24]。由图 4 可知,各地区粉质黏土层的 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 与 $E_{\text{s1-2}}$ 的比例关系较为接近,其线性拟合关系为 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}} = 0.89E_{\text{s1-2}}$, R^2 大于 0.99,没有表现出较大的离散性,说明 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 与 $E_{\text{s1-2}}$ 的比例关系和地区关系不大。目前对于 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 的经验取值一般与 $E_{\text{s1-2}}$ 的取值相同。通过对于包括合肥在内的多地粉质黏土层的参数分析可知,该经验取值是可行的。

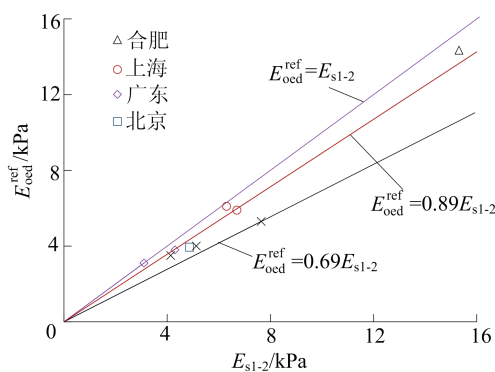


图 4 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 与 $E_{\text{s1-2}}$ 的关系曲线

3.2 三轴固结排水剪切试验结果

试样分别在 100、200、300 kPa 有效围压条件下进行三轴固结排水剪切试验的偏应力-轴向应变曲线如图 5~图 7 所示。从图 5~图 7 可以看出,在 3 种有效围压下,试样的偏应力先随着轴向应变的增大而增大,大多数试样的偏应力增大到一定阶段并持续一段时间后开始慢慢下降,试样表现为应变略微软化的受力变形关系。当轴向应变低于 1% 时,随着轴向应变的增大偏应力接近于线性增长,表现为弹性,说明在这个阶段粉质黏土的结构保持完好;弹性阶段后开始进入弹塑性阶段,此阶段的试样发生较大的应变只产生相对较小的应力,该阶段土体的结构性开始产生破坏,土样内部颗粒间产生了滑移。

为得到参考模量 E_{50}^{ref} ,在参考围压 100 kPa 下,取应力-应变曲线峰值偏应力的平均值作为试样破坏值 q_f 。参考模量 E_{50}^{ref} 对应于极限荷载 q_f 的 50% 时的割线模量,如图 8 所示。将应力-应变曲线原点和 $0.5q_f$ 所对应的点相连,此直线斜率即为参考割线模量 E_{50}^{ref} 。计算可得 3 个试样的 E_{50}^{ref} 分别为 24.48、23.38、24.12 MPa,取 3 个试样的平均值 23.99 MPa 作为粉质黏土的参考割线模量 E_{50}^{ref} ,计算可得合肥地区粉质黏土的 E_{50}^{ref} 为平均压缩模量 $E_{\text{s1-2}}$ 的 1.57 倍。

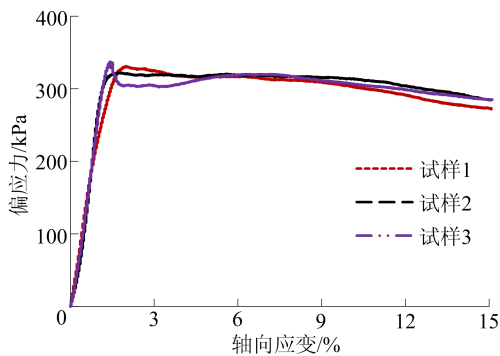


图 5 100 kPa 围压下试样应力-应变曲线

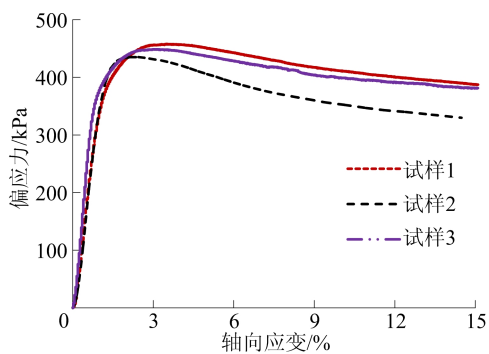


图 6 200 kPa 围压下试样应力-应变曲线

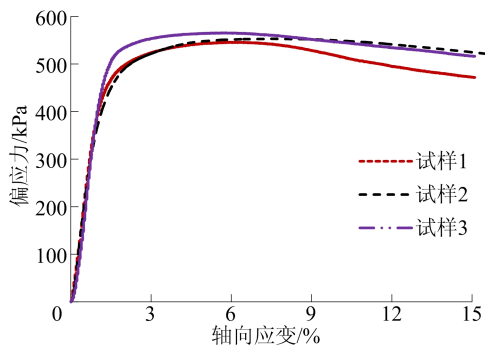


图 7 300 kPa 围压下试样应力-应变曲线

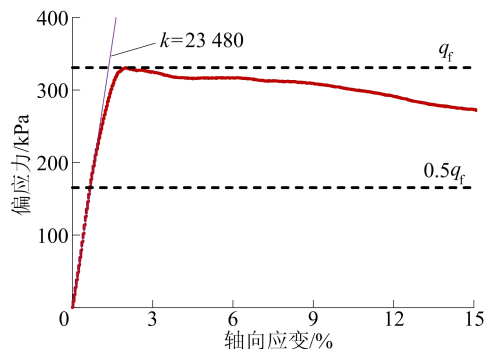


图 8 100 kPa 围压下试样 1 的应力-应变曲线

在 3 种有效围压下分别绘制摩尔应力圆,如图 9 所示。通过绘制 3 个圆的公切线以求得粉质黏土的有效黏聚力 c' 为 70.6 kPa,有效内摩擦角

φ' 为 21.8° 。

Hardening-Soil 模型中在三轴加载下竖向应变 ε_1 和偏应力 q 之间为双曲线关系,现将 q 与 ε_1 的双曲线关系转换成 ε_1/q 与 ε_1 的直线关系,即

$$\frac{\varepsilon_1}{q} = \frac{\varepsilon_1}{q_a} - \frac{1}{2E_{50}} \quad (1)$$

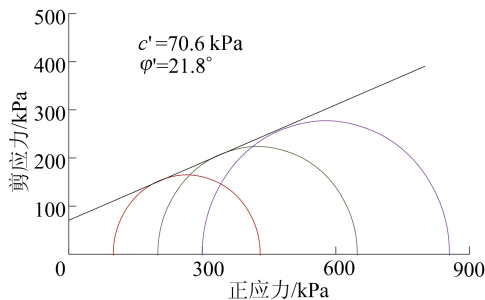


图 9 土体摩尔应力圆

实际的应力-应变关系与假定的双曲线关系并不完全一致,本试验的应力-应变关系曲线在应变较小时偏应力快速增长,大部分的试样偏应力维持一段时间后试样破坏偏应力开始下降。为了使整体符合得更好,取应变为 $0 \sim 6\%$ 时的 ε_1/q 与 ε_1 数据进行拟合,拟合结果如图 10 所示,由直线斜率可得 q_a 为 344.8 kPa,计算得出 $R_f = q_f/q_a = 0.96$ 。

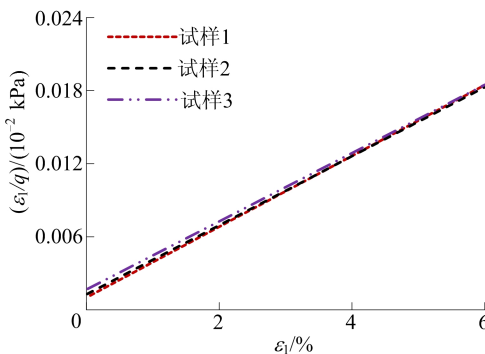


图 10 ε_1/q 与 ε_1 的关系曲线

合肥及其他地区粉质黏土层的 E_{50}^{ref} 、 E_{oed}^{ref} 关系曲线如图 11 所示。由图 11 计算可以得出合肥地区粉质黏土的 E_{50}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 1.67 倍,上海地区粉质黏土的 E_{50}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 1.08 倍^[20]、0.90 倍^[15]、1.15 倍^[25]、1.29 倍^[25]、1.68 倍^[25],常州地区粉质黏土的 E_{50}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 1.15 倍^[16],广东地区粉质黏土的 E_{50}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 1.52 倍、0.68 倍^[21],北京地区粉质黏土的 E_{50}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 0.98 倍^[22],宁波地区粉质黏土的 E_{50}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 1.83 倍^[23]、1.45 倍^[23]、1.73 倍^[24],长沙地区粉质黏土的 E_{50}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的

0.87 倍^[26], E_{50}^{ref} 与 E_{oed}^{ref} 的比值为 0.68~2.02, 线性拟合关系为 $E_{50}^{ref} = 1.40E_{oed}^{ref}$, $R^2 = 0.94$ 。从图 11 可以看出, 在不同地区, E_{50}^{ref} 与 E_{oed}^{ref} 的比例关系离散性相对较大。因此, 在实际工程模拟分析中若无试验数据时, 应当充分考虑当地的土质性质, 不可盲目借用比例的经验值进行取值。

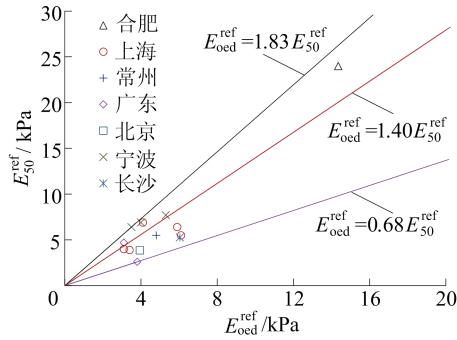


图 11 E_{50}^{ref} 与 E_{oed}^{ref} 的关系曲线

3.3 三轴固结排水剪切加卸载试验结果

为获得参考加卸载模量 E_{ur}^{ref} , 原状土试样在参考围压 100 kPa 下进行加载—卸载—再加载试验, 在偏应力达到预估偏应力最大值的 40% 后开始卸载, 试样偏应力-轴向应变曲线如图 12 所示。

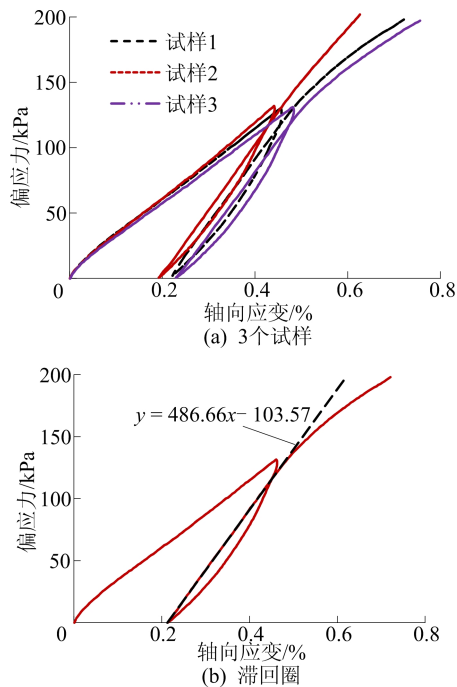


图 12 排水加卸载试验应力-应变曲线

从图 12a 可以看出, 试样偏应力卸载时整体表现为卸载回弹, 但在卸载前期试样的轴向应变先略微变大, 当偏应力卸载到一定程度后试样轴

向应变开始减小。当偏应力卸载至 0 kPa 后再进行加载, 再加载初期应力-应变曲线几乎呈一条直线, 当偏应力接近卸载前偏应力值后, 应力-应变曲线变得相对平缓, 并沿着初加载曲线慢慢上升。试验应力-应变曲线有一个明显的滞回圈, 如图 12b 所示, 将滞回圈的 2 个端点连接起来, 这条直线的斜率即为参考加卸载模量 E_{ur}^{ref} , 3 个试样的 E_{ur}^{ref} 分别为 48.67、49.13、47.84 MPa, 取其平均值 48.55 MPa 作为粉质黏土的参考加卸载模量 E_{ur}^{ref} 。计算可得合肥地区粉质黏土的 E_{ur}^{ref} 为平均压缩模量 E_{s1-2} 的 3.17 倍。

合肥及其他地区粉质黏土层的 E_{ur}^{ref} 与 E_{oed}^{ref} 的关系曲线如图 13 所示。由图 13 可知, 合肥地区粉质黏土的 E_{ur}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 3.38 倍, 上海地区粉质黏土的 E_{ur}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 7.19 倍^[20]、3.85 倍^[15]、6.29 倍^[25]、8.42 倍^[25]、6.00 倍^[25], 江苏常州地区粉质黏土的 E_{ur}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 6.67 倍^[16], 广东地区粉质黏土的 E_{ur}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 9.42 倍、3.00 倍^[21], 北京地区粉质黏土的 E_{ur}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 4.52 倍^[22], 宁波地区粉质黏土的 E_{ur}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 10.33 倍^[23]、5.22 倍^[23]、9.50 倍^[24], 长沙地区粉质黏土的 E_{ur}^{ref} 为 E_{oed}^{ref} 的 2.93 倍^[26]。 $E_{ur}^{ref}/E_{oed}^{ref}$ 为 2.93~10.33, 其线性拟合关系为 $E_{ur}^{ref} = 4.74E_{oed}^{ref}$, $E_{ur}^{ref}/E_{oed}^{ref}$ 的离散性相对较大, 有待更多试验数据的累计和统计分析。

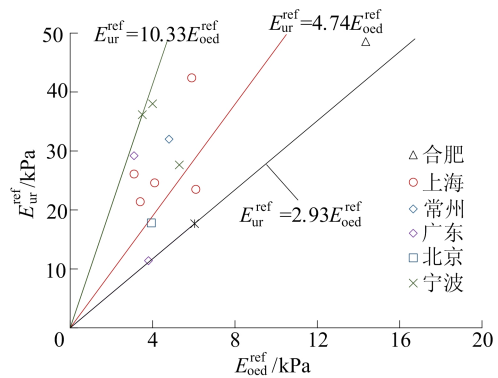


图 13 E_{ur}^{ref} 与 E_{oed}^{ref} 的关系曲线

3.4 弯曲元试验结果

参考围压 100 kPa 下弯曲元试验中试样的剪切波信号如图 14 所示。

本次试验中, 通过峰值法来确定剪切波的传播时间。在剪切波速计算中还应该减去弯曲元直接接触时系统的延迟时间, 空接时的弯曲元剪切波接收信号如图 15 所示。波的传播距离应该扣除弯曲元插入土体的高度(发射弯曲元和接收弯

曲元各 2 mm)和试样在固结阶段减少的高度。剪切模量的计算公式为:

$$G_0^{\text{ref}} = \rho V_s^2 \quad (2)$$

$$V_s = L_t/t \quad (3)$$

其中: ρ 为试样固结后的密度; L_t 为弯曲元发射端与接收端的距离; Δt 为波传播时间。

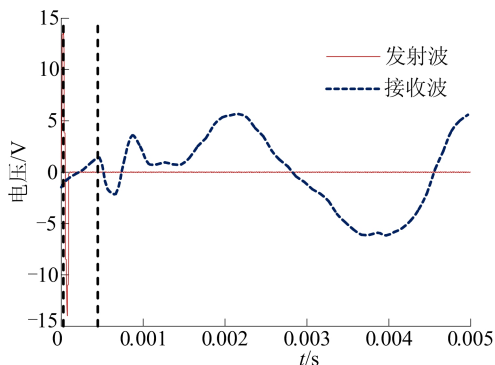


图 14 试样弯曲元测试剪切波接收信号

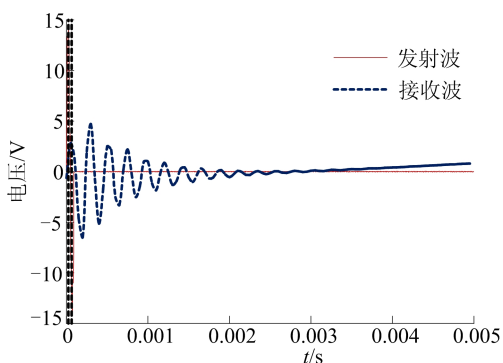


图 15 弯曲元空接测试的剪切波接收信号

根据文献[17]可得参考应变 $\gamma_{0.7}$ 的表达式为:

$$\gamma_{0.7} = \frac{1}{9G_0} [2c'(1 + \cos 2\varphi') + \sigma_1'(1 + K_0) \sin 2\varphi'] \quad (4)$$

$$G_0 = G_0^{\text{ref}} \left(\frac{c' \cos \varphi' + \sigma_3' \sin \varphi'}{c' \cos \varphi' + p^{\text{ref}} \sin \varphi'} \right)^m \quad (5)$$

其中: σ_1' 为土体的竖向有效应力; σ_3' 为土体的侧向应力。

通过计算可得粉质黏土的参考小应变剪切模量 G_0^{ref} 为 127.8 MPa、参考应变 $\gamma_{0.7}$ 为 3.78×10^{-4} 。计算可得合肥地区粉质黏土的 G_0^{ref} 为平均压缩模量 E_{s1-2} 的 8.35 倍。

不同地区通过试验得到的粉质黏土层 G_0^{ref} 与 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的关系曲线如图 16 所示。

计算可得合肥地区粉质黏土的 G_0^{ref} 为 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的 2.63 倍, 上海地区粉质黏土的 G_0^{ref} 为 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的

1.27 倍^[20]、3.55 倍、2.53 倍、4.88 倍^[25], 江苏常州地区粉质黏土的 G_0^{ref} 为 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的 0.80 倍^[16], 宁波地区粉质黏土的 G_0^{ref} 为 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的 1.84 倍^[23]、1.86 倍^[23]、2.50 倍^[24]。 G_0^{ref} 与 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的比值为 0.80 ~ 4.88, 线性拟合关系为 $G_0^{\text{ref}} = 2.21E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$, $G_0^{\text{ref}}/E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的离散性相对较大。目前粉质黏土的 G_0^{ref} 相关试验成果较少, 还需对其进行深入研究并积累相应的取值经验。

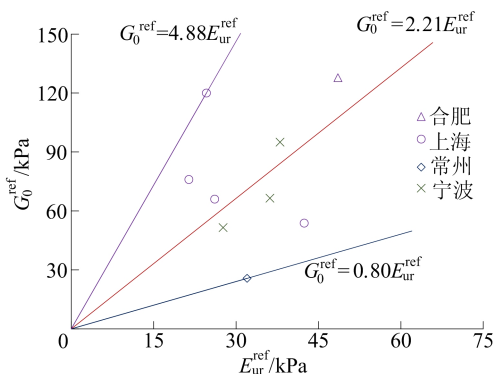


图 16 G_0^{ref} 与 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的关系曲线

4 基坑数值模拟分析

为验证上文试验获得的粉质黏土 HSS 模型参数的适用性, 同时对比分析采用 HSS 模型与 M-C 模型计算结果的变化情况, 本节针对合肥某深基坑工程, 采用 Plaxis 2D 软件对深基坑开挖进行模拟分析, 并将计算结果与现场实测结果进行对比。

4.1 数值模型与模型参数取值

本深基坑工程开挖深度为 23.5 m, 基坑采用钻孔灌注桩+3 道混凝土支撑进行支护。

计算模型采用板单元模拟钻孔灌注桩, 锚定杆模拟混凝土支撑, 基坑周边边坡土体等效为线荷载。为避免边界条件影响, 模型大小取距基坑中心 300 m, 竖向取 80 m, 有限元模型如图 17 所示。

土体参数取值见表 2 所列。从上至下土体分别为素填土、粉质黏土、全风化粉砂岩、强风化粉砂岩、中风化粉砂岩。

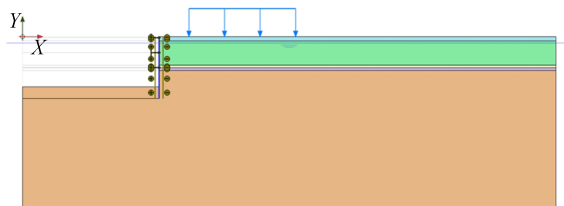


图 17 有限元模型

表 2 土体参数

土体名称	重度/ (kN/m ³)	c'/kPa	φ'/(°)	ν _{ur}	m	R _f	弹性模量/ MPa	E _{oed} ^{ref} / MPa	E ₅₀ ^{ref} / MPa	E _{ur} ^{ref} / MPa
素填土	18.5	10.0	10.0	0.33	0.8	0.90	18	4.5	4.5	36
粉质黏土	19.2	70.6	21.8	0.31	0.8	0.96	63	14.0	24.0	49
全风化粉砂岩	2.0	12.0	25.0	0.27	0.5	0.90	100	2.0	2.0	8
强风化粉砂岩	21.0	60.0	25.0	0.24	0.5	0.90	200	4.0	4.0	160
中风化粉砂岩	23.0	120.0	3.0	0.21	0.5	0.90	1 600	90.0	90.0	360

4.2 结果分析

基坑开挖至第 2 道支撑、第 3 道支撑以及坑底位置时,围护桩的水平位移计算值与实测值如图 18 所示。由图 18 可知:采用 HSS 模型计算得到的围护桩水平位移与实测值在 3 种工况下吻合均较好;采用 M-C 模型计算得到的围护桩水平位移与实测值吻合较差,在 3 种工况下主的计算值均比实测值大,且当开挖至第 1 道支撑时计算值比实测值大得多。这是由于 M-C 模型未考虑土体处于小应变状态时刚度较大,导致计算位移偏大。

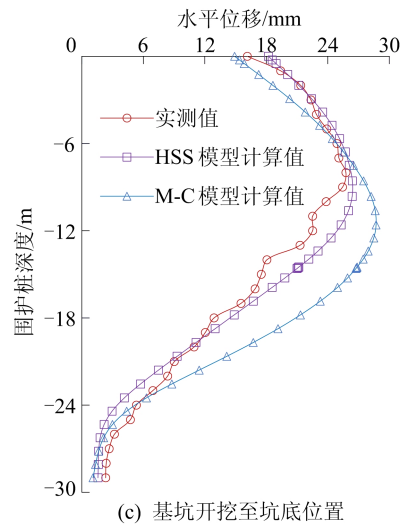
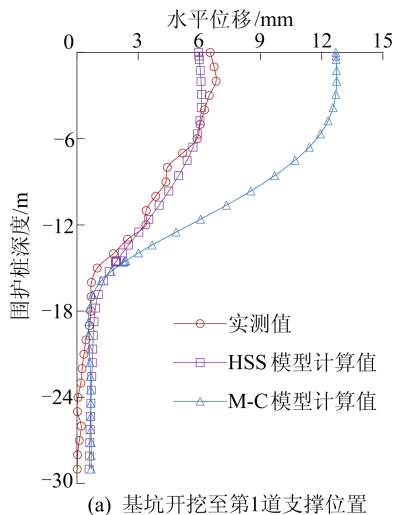
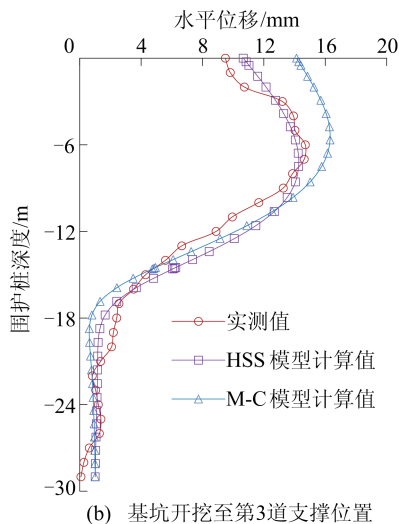


图 18 围护桩水平位移计算值与实测值对比



(a) 基坑开挖至第 1 道支撑位置



(b) 基坑开挖至第 3 道支撑位置

从坑底回弹来看,当采用 M-C 模型进行计算时产生了较大的坑底回弹。这是由于 M-C 模型的加荷与卸荷模量相同,且无法考虑应力路径的影响,导致采用 M-C 模型进行计算时产生很大的坑底回弹,与实际工程不符。而 HSS 模型中区分了卸荷模量与加荷模量,且卸荷时较加荷时有更大的模量,更加符合工程实际。

从围护桩顶和桩底的竖向位移来看,采用 M-C 模型进行计算时,桩顶和桩底及围护桩后紧邻的土体产生了与实际不符的上浮现象,而采用 HSS 模型进行计算时竖向位移情况与实际相符。这是由于采用 M-C 模型进行计算时,未考虑到基坑周边的土体处于小应变状态以及土体卸荷情况,使得基坑在开挖过程中坑底隆起早于采用 HSS 模型,达到塑性状态,使得围护桩后的土体隆起大于实际情况并带动围护结构上浮。

5 结 论

本文通过标准固结试验、三轴固结排水剪切试验、三轴固结排水剪切加卸载试验以及弯曲元波速试验,获得了合肥地区典型粉质黏土层的 HSS 模型的参数,分析了不同地区粉质黏土层 E_{s1-2}、E_{oed}^{ref}、E₅₀^{ref}、E_{ur}^{ref} 的比例关系,同时通过数值模

拟对基坑实例进行分析,可得到以下结论。

1) 通过试验确定了合肥典型硬塑性粉质黏土层 HSS 模型的参数,建立了部分参数之间的比例关系,为该地区粉质黏土 HSS 模型参数的取值提供了参考依据。

2) 基于不同地区粉质黏土层的试验结果,分析了 E_{s1-2} 、 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 、 E_{50}^{ref} 、 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 、 G_0^{ref} 的比例关系。模量比 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}/E_{s1-2}$ 的统计结果较好,当没有试验数据时,可以用勘察报告中的压缩模量 E_{s1-2} 进行取值;模量比 $E_{50}^{\text{ref}}/E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 、 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}/E_{50}^{\text{ref}}$ 、 $G_0^{\text{ref}}/E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ 的离散性相对较大,根据本文试验结果和目前已有文献试验结果得到的关系式分别为 $E_{\text{ocd}}^{\text{ref}} = 0.89E_{s1-2}$ 、 $E_{50}^{\text{ref}} = 1.40E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 、 $E_{\text{ur}}^{\text{ref}} = 4.74E_{\text{ocd}}^{\text{ref}}$ 、 $G_0^{\text{ref}} = 2.21E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$,还有待进一步深入研究并积累相应的取值经验。

3) 通过采用 HSS 模型和 M-C 模型对合肥地区某基坑实例进行分析。采用 HSS 模型计算得到的结果与实测值吻合较好,验证了 HSS 模型用于分析基坑工程数值模拟的适用性以及试验获得 HSS 模型参数的准确性;而采用 M-C 模型计算得到的与实测值吻合较差,且坑底产生较大的坑底回弹、围护桩底和桩顶产生与实际不符的上浮现象。

[参 考 文 献]

[1] 李连祥,刘嘉典,李克金,等. 济南典型地层 HSS 参数选取及适用性研究[J]. 岩土力学,2019,40(10):4021-4029.

[2] 宋广,宋二祥. 基坑开挖数值模拟中土体本构模型的选取[J]. 工程力学,2014,31(5):86-94.

[3] NG C W W, YAN W M. A true three-dimensional numerical analysis of diaphragm walling [J]. Geotechnique, 2000, 49(6):825-834.

[4] WONG K S, BROMS B B. Lateral deflection of braced excavation in clays [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1990, 115(6):853-870.

[5] ATKINSON J H, SALLFORS G. Experimental determination of stress-strain-time characteristics in laboratory and in-situ tests[C]//Proceedings of 10th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Florence, Italy: [s. n.], 1991:915-916.

[6] BURLAND J B. Ninth laurits bjerrum memorial lecture: "small is beautiful": the stiffness of soils at small strains [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1989, 26(4):499-516.

[7] JARDINE R J, POTTS D M, FOURIE A B, et al. Studies of the influence of non-linear stress-strain characteristics in soil-structure interaction [J]. Geotechnique, 1986, 36(3):377-396.

[8] BENZ T. Small-strain stiffness of soils and its numerical

consequences[M]. Stuttgart: University of Stuttgart, 2007.

[9] 尹骥. 小应变硬化土模型在上海地区深基坑工程中的应用[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(增刊 1):166-172.

[10] 姜晓婷,路平,郑刚,等. 天津软土地区盾构掘进对上方建筑物影响分析[J]. 岩土力学, 2014, 35(增刊 2):535-542.

[11] 张晋勋,赵刚,张雷,等. HSS 模型在盾构模拟中的应用及参数敏感性研究[J]. 地下空间与工程学报, 2020, 16(增刊 2):618-625.

[12] 褚峰,李永盛,梁发云,等. 土体小应变条件下紧邻地铁枢纽的超深基坑变形特性数值分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(增刊 1):3184-3192.

[13] 袁聚云,陈玺元,顾晓强,等. 广东阳江海洋砂性土小应变硬化土模型参数的试验研究[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2022, 50(6):852-860.

[14] 木林隆,黄茂松,吴世明. 基于反分析法的基坑开挖引起的土体位移分析[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(增刊 1):60-64.

[15] 王卫东,王浩然,徐中华. 基坑开挖数值分析中土体硬化模型参数的试验研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(8):2283-2290.

[16] 顾晓强,陆路通,李雄威,等. 土体小应变刚度特性的试验研究[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2018, 46(3):312-317.

[17] BRINKGREVE R B J, BROERE W. Plaxis material models manual[M]. Delft: [s. n.], 2006.

[18] GAO D Z, WEI D D, HU Z X. Geotechnical properties of Shanghai soils and engineering applications[M]//CHANEY RONALD C. Marine Geotechnology and Nearshore/offshore Structures. Philadelphia: ASTM, 1986:161-178.

[19] 叶跃鸿. 地下通道施工引起下卧地铁隧道上浮规律及控制措施研究[D]. 杭州:浙江大学, 2017.

[20] 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.

[21] 顾晓强,刘文倩,陈玺元,等. 广东阳江地区海洋软土 HSS 模型参数的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(增刊 2):41-44.

[22] 周恩平. 考虑小应变的硬化土本构模型在基坑变形分析中的应用[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2010.

[23] 叶俊能,刘干斌,骆睿栋,等. 宁波地区典型地层 HSS 模型参数试验研究[J]. 宁波大学学报(理工版), 2022, 35(5):72-78.

[24] 白时雨,王文军,谢新宇,等. 考虑扰动影响的土体小应变硬化模型参数试验研究及其在基坑工程中的应用[J]. 岩土力学, 2023, 44(1):206-216.

[25] 宗露丹,徐中华,翁其平,等. 小应变本构模型在超深大基坑分析中的应用[J]. 地下空间与工程学报, 2019, 15(增刊 1):231-242.

[26] 刘东,赵运亚,傅鹤林,等. 粉质黏土小应变硬化本构参数研究[J]. 公路与汽运, 2020(4):858-893.

(责任编辑 吴 亮)