蔡润,王兰民,郭鹏,等.饱和黏土动剪切模量和阻尼比研究现状分析[J].地震工程学报,2026,48(1):1-14.DOI:10.20000/j.1000-0844.20240222006

CAI Run,WANG Lanmin,GUO Peng,et al.Research status on the dynamic shear modulus and damping ratio of saturated clay [J].China Earthquake Engineering Journal,2026,48(1):1-14.DOI:10.20000/j.1000-0844.20240222006

饱和黏土动剪切模量和阻尼比研究现状分析

蔡 润[1],王兰民[2],郭 鹏[3],彭 涛[1],王 谦[2,4]

(1. 中冶成都勘察研究总院有限公司,四川 成都 610023;
2. 中国地震局黄土地震工程重点实验室,甘肃 兰州 730000;
3. 东南大学 土木工程学院,江苏 南京 211189;
4. 中国地震局兰州地震研究所,甘肃 兰州 730000)

摘要:随着海上风电和油气作业的发展,饱和黏土的动剪切模量和阻尼比对海洋基础场地动力稳定性评价至关重要。近年来,针对饱和黏土动剪切模量和阻尼比的研究取得了一系列重要成果。通过对前人的研究成果进行整理和分析,分别从动剪切模量和阻尼比的室内测试方法、影响因素及变化规律、预测模型等方面,系统地总结饱和黏土动剪切模量和阻尼比的国内外研究进展;同时,对比分析循环拉伸应力状态和不同循环应力路径对其的影响,并采用神经网络技术对现有研究成果进行厘定。综述可为海洋基础场地动力稳定性评价相关研究的深入开展提供参考。

关键词:饱和黏土;动剪切模量;阻尼比;影响因素;预测模型

中图分类号:TU432.1 **文献标志码**:A **文章编号**:1000-0844(2026)01-0001-14

DOI:10.20000/j.1000-0844.20240222006

Research status on the dynamic shear modulus and damping ratio of saturated clay

CAI Run[1], WANG Lanmin[2], GUO Peng[3], PENG Tao[1], WANG Qian[2,4]

(*1.Chengdu Surveying Geotechnical Research Institute Co., Ltd. of MCC, Chengdu 610023, Sichuan, China;*
2.Key Laboratory of Loess Earthquake Engineering, CEA, Lanzhou 730000, Gansu, China;
3.School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 211189, Jiangsu, China;
4.Lanzhou Institute of Seismology, CEA, Lanzhou 730000, Gansu, China)

Abstract: With the development of offshore wind power and oil-gas operations, the evaluation of the dynamic stability of marine foundation sites using the dynamic shear modulus and damping ratio of saturated clay has become critical. Recent research has achieved substantial advances in this domain. This study systematically reviews global research on the dynamic shear modulus and damping ratio of saturated clay through consolidation and analysis of prior works. Laboratory testing methods, influencing factors and behavioral patterns, and prediction models are highlighted.

收稿日期:2024-02-22

基金项目:中央级科研院所基本科研业务费项目(2023IESLZ5);国家自然科学基金项目(51778590)

第一作者简介:蔡 润(1991-),男,四川仪陇人,硕士,工程师,主要从事岩土工程研究。E-mail:cairun15@mails.ucas.edu.cn。

通信作者:王 谦(1985-),男,甘肃临夏人,博士,研究员,硕士生导师,主要从事黄土动力学与岩土地震工程研究。E-mail:wangq0930@126.com。

Comparative analyses are performed to determine the effects of cyclic tensile stress states and different cyclic stress paths on the dynamic shear modulus and damping ratio of saturated clay. Neural networks are employed to consolidate existing findings. This review provides a strategic direction for future studies on the dynamic stability assessment of marine foundation sites.

Keywords: saturated clay; dynamic shear modulus; damping ratio; influencing factors; prediction model

0 引言

随着海上风电和海洋油气技术的发展,海洋基础的动力安全稳定性对保障上部平台安全作业至关重要。我国沿海地带地处欧亚板块东缘,位于西太平洋岛弧西侧,恰好与世界三大地震带之一的环太平洋地震带重合。该区域地震活动强烈,历史上曾发生多次强震[1]。除地震作用外,海洋平台基础还长期经受波浪、风暴等循环荷载的反复作用。因此,准确评价海洋黏土场地的动力稳定性,对保障海洋能源生产安全起着至关重要的作用[2-3]。

动剪切模量和阻尼比是土层地震反应分析中不可缺少的两个动力参数[4-5]。在研究地震、波浪等循环动荷载作用下海洋黏土的动力稳定性时,通常采用等效黏弹性模型来描述其应力-应变关系。该模型中,动剪切模量和阻尼比是两个基本参数。可用动剪切模量和阻尼比与循环剪应变的关系来描述土体本构关系的非线性,用阻尼比描述土体本构关系的滞后性[6]。因此,国内外学者针对饱和黏土动剪切模量和阻尼比展开了大量研究,部分学者已对相关成果进行了评述性总结。

孙静等[7]采用共振柱试验方法,针对固结比对黏性土最大动剪切模量和动剪切模量比与剪应变非线性关系的影响进行了研究,并通过土层地震反应计算,初步给出了这种影响对地表反应谱作用的估计。贺为民等[8]提出应加强动泊松比研究,加强共振柱和动三轴试验土动力学参数统一的数学模型研究,加强土动力学参数在均等固结与非均等固结条件下的关系研究,加强土动力学参数与土的常规物理力学性质指标关系研究以及土动力学参数实验误差研究。Guerreiro 等[9]和 Kishida[10-11]扼要对比了 Vucetic 等[12]、Darendeli[13]、Zhang 等[14]和 Vardanega 等[15]提出的动剪切模量和阻尼比的预测模型,确定了各模型的主要优缺点,并给出了最佳适用范围。近 40 年来,关于饱和黏土动剪切模量和阻尼比的研究取得显著进展,积累了相当数量的新成果。

基于上述研究现状,本文对国内外相关研究成果开展更加系统、全面的梳理与评述,分别从测试方法、影响因素及规律性、预测模型几个方面,详细阐述饱和黏土动剪切模量和阻尼比的国内外研究现状,重点聚焦近 20 年来的相关研究进展,并进一步提出涉及海洋基础场地动力稳定性评价问题的研究方向。

1 室内测试方法研究

为测定不同加载和物性条件下黏土的动剪切模量和阻尼比,国内外学者开展了大量的原位和室内试验研究。原位试验通常采用地震波折射法、反射法、面波法、井间测试、地震锥贯入和悬挂式测井等方法测定原位土体的波速[16]。通过这些波速数据,可基于理论公式推算土体在小应变下的刚度值。该方法的显著优势在于能够保持土体的原始应力状态,并有效规避尺寸效应和取样扰动引起的偏差;然而,其主要局限在于仅适用于小应变范围内动模量及阻尼比的测定。此外,针对海洋基础下的黏土,受制于严苛的测试环境及高昂成本,原位测试技术的应用亦受到显著限制。因此,饱和黏土的关键动力参数(动剪切模量和阻尼比)主要依赖于室内试验进行测定。

目前,常用的室内测定黏土动剪切模量和阻尼比的方法有共振柱试验、弯曲元试验、超声波试验、循环三轴试验、循环单剪试验、循环扭剪试验和流变试验等。共振柱试验在测定小应变(0.000 1%~0.1%)范围内的动力参数(动模量和阻尼比)时具有明显优势。最新型的英国哈丁型共振柱(Global Digital System,GDS)[17]可施加轴向压缩或拉伸荷载,满足等压固结、偏压固结和 K_0 固结试验要求。压电陶瓷弯曲元试验和超声波试验均可通过测定土体波速,计算其最大剪切模量 G_{max}(对应剪应变 $\gamma=10^{-6}$),通过调整波发射端和接收端的安装位置可获得不同方向上的 $G_{max(ij)}$ 值,从而用于研究土体的各向异性[18]及推导泊松比[19]。Knittel 等[20]基于三轴仪开发了局部位移器的方法,可在小应变条件下

(位移分辨率可达 0.01 mm)测得足够精度的应力-应变数据。

然而，针对地震和波浪等动荷载作用下处于高应变水平黏土的动力特性研究，上述仪器的测量精度已显不足，需采用专门设计的室内试验方法来模拟高应变响应。常用的高应变室内测试方法包括循环单剪试验、循环三轴试验和循环扭剪试验。循环单剪试验能通过侧向约束模拟原位 K_0 固结状态，且不预设剪切破坏面，再加上试样内部应力状态整体上更接近地震荷载作用下土单元的实际应力状态，因而被视为模拟地震剪切荷载的理想方法。目前，除了模拟常规地震加载条件之外，为了模拟地震荷载作用过程中方向的变化以及海洋基础风和波浪组合的复杂加载模式，已研制出多维动单剪试验系统，并且成功应用于研究循环剪应力方向对饱和黏土的动力特性的影响[21-23]。

已有研究表明，在近场强震中竖向分量的作用不可忽略[24]。为突破传统动三轴试验仅能施加单向激励(通过 45°斜面应力状态间接模拟水平剪应力)的限制，美国的岩土咨询与检测系统(Geotechnical Consulting and Testing Systems，GCTS)和英国的哈丁共振柱试验系统(GDS)等土工仪器制造商研制出双向同步耦合振动三轴系统。该系统可对试样同步施加无限种类的轴向振动波形和横向(围压)振动波形，已成功应用于循环偏应力和循环围压耦合作用下黏土动力参数特征研究中[25-27]。如前所述，弯曲元和超声波测试可获得精度很高的土体最大动模量($\gamma=10^{-6}$)，而传统动三轴试验在低应变时很难获得准确的结果。然而，精确测定 G_{max} 对于研究土体动力参数变化规律至关重要，为避免不同仪器测试结果之间的系统误差，目前已在标准动三轴仪上整合弯曲元测试单元。此项集成技术已获得广泛应用[28-30]。

为研究交通荷载和波浪荷载诱发的土体主应力轴旋转对其动力特性的影响，国内外学者开发了多种类型的空心圆柱扭剪仪，且已被成熟应用于揭示土体应力主轴变化引起的动力特性变化规律[31-34]。为实现内外围压动力控制，研究者进而研制出更为先进的四向振动空心圆柱扭剪仪[35]。针对目前空心圆柱扭剪仪内外围压保持不变的技术缺陷，以及各厂商推出的基于机械液压动力控制内外围压的四向控制扭剪仪价格过于昂贵等问题，林楠等[36]在原有扭剪仪基础上升级研发了一套成本显著降低的气动式四向控制空心圆柱扭剪仪，可分别对轴力、扭矩和内外围压独立控制，并通过试验验证了仪器的可靠性及稳定性。

2　影响因素及规律性研究

2.1　早期研究成果

自 20 世纪 70 年代以来，为服务于黏土场地地震分析，国内外学者围绕黏土动剪切模量与阻尼比的变化规律开展了广泛研究。Hardin 等[37]给出了影响黏土动模量和阻尼比的因素及其重要性(表 1)，并基于试验结果建立了最大动模量(G_{max})、归一化动模量(G/G_{max})和阻尼比(D)的预测模型，然而，该模型仅在 $10^{-4}\sim10^{-3}$ 应变幅值范围内得到了验证。一些学者针对黏土物性参数及固结压力对其动剪切模量和阻尼比的影响进行了研究，但相关结论尚未统一：如 Kim 等[38]研究发现，小应变动剪切模量随固结时间和固结压力增大而增大，但随孔隙比增大而减小；而 Wang 等[39]认为固结压力对阻尼比无影响。Lanzo 等[40]提出，剪切应变 γ_c 接近 10^{-6} 时的动模量更宜作为最大动模量 G_{max}，而 Hardin 公式可能高估了 G_{max} 值，此差异可能与试验方法及加载速率有关。Kokusho 等[41]提出，固结历史(正常固结、超固结和长期固结)对归一化动模量与剪应变的关系无影响，而 Lanzo 等[40]则认为归一化动模量退化曲线随超固结比增大而上升。Vucetic 等[42-43]发现，超固结比对黏土动模量的退化指数有显著影响，且阻尼比随超固结比增加而减小。Flores-Guzmán 等[44]

表 1　影响黏土动模量和阻尼比的因素及重要性

Table 1　Factors influencing dynamic modulus and damping ratio of clay and their relative significance

因素	重要性			
	Hardin 等[45]		Darendeli[13]	
	动剪切模量	阻尼比	动剪切模量	阻尼比
剪应变幅值	***	***	***	***
有效平均固结压力	***	***	***	***
孔隙比	***	***	*	*
塑性指数	-	-	***	***
振次	*	***	*	***
饱和度	***	-	*	*
超固结比	**	**	*	*
振动频率(>0.1 Hz)	*	**	*	**
颗粒特征	*	*	*	*
强度包线	**	**	-	-
八面体剪应力	**	**	-	-
其他时间影响(触变)	**	*	-	-
结构性	*	*	-	-
体积变形($\gamma<0.5\%$)	*	*	-	-

注：***表示非常重要；**表示重要；* 表示不太重要

发现，当超固结比（OCR）从 1 增至 4 时，小应变动模量 G_{max} 可增加 300%。Pestana [46] 认为，超固结比对小应变模量的影响甚微。Kagawa[47] 研究发现，海洋黏土和陆地黏土的动模量退化曲线与阻尼比曲线基本吻合，该规律受固结应力、孔隙比和塑性指数影响显著。

由表 1 可知，Hardin 建议的黏土动力参数影响因素中未考虑塑性指数的影响。然而，有学者研究发现，塑性指数对黏土动模量和阻尼比有显著影响：Kokusho 等[41] 发现，动剪切模量（G）的增长率随塑性指数（PI）增大而增大，而阻尼比（D）随 PI 增加呈先减小后增大的趋势。同样，Vucetic 等[12,43] 指出，PI 是影响黏土动剪切模量和阻尼比的主要参数，随着 PI 增大，归一化动模量（G/G_{max}）增大而 D 减小，且高塑性土（高 PI）的应力-应变关系更趋近于线性；同时，还给出了不同 PI 值对应的 G/G_{max} 退化曲线和 D 增长曲线，如图 1 所示。这些成果较为成熟，属代表性结果，被后续学者广泛引用。例如，Amir-Faryar 等[48] 根据图 1 中的曲线，建立了以 PI 为参数的 D 预测模型。

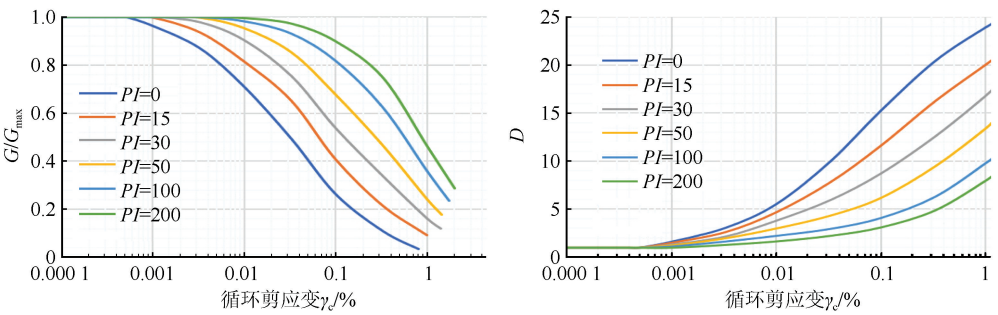

图 1 不同塑性指数黏土归一化模量退化曲线和阻尼比增长曲线[12]

Fig.1 Normalized modulus degradation curve and damping ratio growth curve of clay with different plasticity indices[12]

2.2 近 20 年的研究成果

如表 1 所列，Darendeli[13] 在其博士论文中提出了影响黏土动模量和阻尼比的新因素及其重要性。与 Hardin 模型的不同之处在于，Darendeli 将 PI 确定为非常重要的影响因素，并将所有因素划分为土体物理参数和静动加载条件。基于此，他建立了以 PI、OCR 和有效平均固结压力（σ'_m）为参数的归一化动模量预测模型以及 PI、OCR、σ'_m、振次（N）和振动频率（f）为参数的阻尼比预测模型。然而，这两个模型共包含 12 个待定试验常数，在实际应用时工作量巨大。由此，Zhang 等[14] 提出了改进方案：建立了仅需有效固结应力（σ'）和 PI 两个参数的归一化动模量预测模型。其采用基于动模量计算 D 的多项式模型。相较于 Darendeli 模型，该方案在确定模型参数所需的试验工作量方面具有显著优势。此后，国内外学者针对静/动加载条件对黏土动力参数的影响展开了深入、广泛的研究。

2.2.1 固结压力

Teachavorasinskun 等[49]、Zhang 等[14] 研究发现，初始有效固结应力对黏土剪切模量随剪应变的退化趋势及阻尼比的增长无显著影响。蒋通等[50] 提出了针对任意围压状态下土体动力响应的简化计算方法。该方法基于常规围压状态下测得的 G/G_{max}-γ 和 D-γ 基准曲线，在不考虑围压引起这两条基准曲线形状变化的前提下，直接由剪应变值计算不同围压下的动剪切模量（G）和阻尼比（D）。熊伟等[51] 认为固结应力对阻尼比的影响更明显。Shankar Kumar 等[52]、Dutta 等[53]、Likitlersuang 等[54] 认为，随固结应力的增加，动模量增大而阻尼比减小。谭慧明等[55] 研究发现，各类土的 G_{max} 随埋深的增大呈指数关系增大；其对动剪切模量和阻尼比与动应变曲线的影响随埋深的增大而减小；粉质黏土和粉砂互层的动模量和阻尼比曲线受埋深影响最为显著，而黏土受影响最小。Aghaei Araei 等[56] 发现，固结压力的增加使 G/G_{max}-γ 曲线上升，而固结压力对阻尼比的影响可忽略。Subramaniam 等[57] 提出，固结压力对水泥改性黏土阻尼比的影响可以忽略，但对 G/G_{max} 影响显著。Huang 等[58] 认为，随着固结压力的增大，黏土混合物的最大动剪切模量和参考剪切应变呈非线性增大，而最大和最小阻尼比非线性减小。Kumar 等[59] 认为，固结压力对阻尼比的影响显著，但对归一化动模量的影响甚微。以图 2 为例，给出了经典文献中对于此问题的阐述。如图 2(a) 所示，Darendeli[13]、Zhang 等[14] 和 Kishida[10] 的研究结果表明，当塑性指数（PI）小于 100

时，随着有效固结压力从 30 kPa 增加到 300 kPa，0.1%剪应变对应的 G/G_{max} 增大了 50%～100%。然而，Vucetic 等[12] 和 Vardanega[15] 则认为有效固结压力对 G/G_{max} 无明显影响。当塑性指数达到 100 时，仅 Darendeli[13] 的结果显示，增加有效固结压力可使对应的 0.1%剪应变的 G/G_{max} 显著增大（约 50%）。图 2 的结果对比也表明，塑性指数的增大削弱了有效固结压力对归一化动剪切模量的影响。

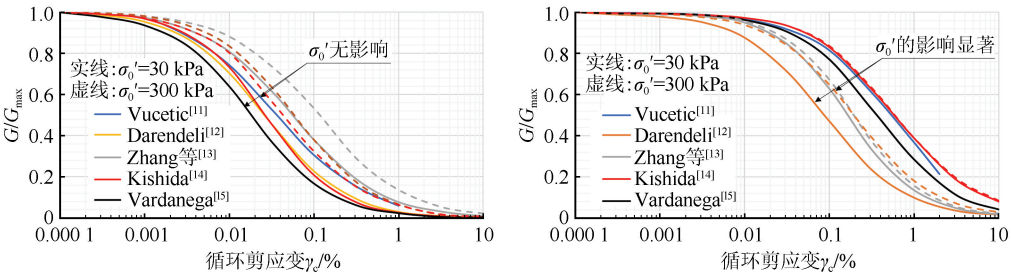

图 2　有效固结压力对归一化动模量的影响比较[10]

Fig.2　Comparison of the effects of effective consolidation pressure on normalized dynamic modulus[10]

综上所述，多数学者认为固结压力越大，动剪切模量越大；然而，关于有效固结压力对阻尼比影响的研究结论仍存在矛盾，亟需开展针对性研究。

2.2.2　循环固结应力及主应力旋转

为合理模拟浅源近场地震中竖向作用不可忽略的特性，部分研究者认为循环偏应力与循环固结应力耦合加载比单一循环荷载更能反映实际场地受载条件。据此，Aggour 等[60] 研究发现，相较于单一激励，复合载荷下土体模量衰减更显著。王军等[25] 研究表明，饱和黏土动剪切模量随循环围压增大而减小，小应变范围内的弹性模量随循环围压增大呈弱线性衰减趋势，阻尼比随循环围压的增加而增大；基于 Hardin 公式，其建立了循环偏应力和循环围压耦合作用下的小应变动模量预测模型。李校兵等[26]、Gu 等[61] 研究了循环偏应力和循环围压耦合应力路径下饱和黏土动模量衰减规律，指出循环围压不仅能改变特定应变值下饱和黏土动模量的大小，而且其改变趋势及大小与循环偏应力和循环围压相位差有关；基于 Stokoe 公式，给出了循环偏应力和循环围压耦合应力路径下饱和黏土归一化动模量预测模型，模型参数可用应力路径斜率表征。考虑交通、波浪等循环荷载会导致土体的主应力方向发生变化。Cai 等[62] 利用动扭剪试验研究了主应力轴旋转和偏应力变化对黏土刚度退化的耦合影响，提出了考虑二者的退化指数预测模型。该模型以竖向循环应力比、径向剪应力比及振次为参数，将竖向累积应变与退化指数的关系划分为三阶段：纯弹性段、过渡段和破坏失效段，该模型适用范围为过渡段。

2.2.3　振动频率

Teachavorasinskun 等[49,63] 指出，在 0.1～1.0 Hz 范围内振动频率对动剪切模量无明显影响，但阻尼比呈现相反趋势：文献[49]观测到整体显著下降，而文献[63]则发现略微上升。张茹等[64] 发现，在 0.1～4.0 Hz 范围内，饱和黏土动模量和阻尼比均随振动频率增大而增大，但动模量增幅较小。郑刚等[65] 认为，原状饱和黏土在 0.2～5.0 Hz 范围内，动模量随频率升高而增大，且动弹性模量软化指数的下降速度随频率降低而增大。郭婷婷等[66] 与 Aghaei Araei 等[56] 均发现黏性土动模量及阻尼比随频率增加而显著增大。相反，Shankar Kumar 等[52] 指出振动频率不影响动模量，但对阻尼比影响较为显著；Hardin 等[45] 认为其对小应变模量的影响较小。李瑞山等[67] 发现，在 0.1～10.0 Hz 范围内，黏土动剪切模量随频率增加而增大，而阻尼比相应减小。低频与高频荷载下动剪切模量比最大相差 20%，阻尼比最大相差约 8%；Matešić 等[68]、Banerjee 等[69] 指出，海洋黏土在 0.01～1 Hz 范围内动模量随频率增大，但归一化动模量几乎不受频率影响。由此可见，现有研究对振动频率如何影响黏土动模量和阻尼比，尚未形成明确共识。总体而言，振动频率对阻尼比的影响显著强于对动模量的影响。当前实验室测试中，普遍采用 0.1 Hz 动荷载模拟波浪荷载，用 1 Hz 动荷载模拟地震荷载。鉴于实际工程，荷载频段（0.1～1.0 Hz）在现有研究中存在显著结论分歧，亟需开展针对性试验，系统探究该频段内振动频率对饱和黏土动力参数（动模量、阻尼比）的演化规律及其控制机制。

2.2.4　初始偏应力

在波浪、地震和交通等循环荷载作用下，土体会受海洋平台及车辆等初始偏应力的作用影响。蔡袁

强等[70]研究发现，初始偏应力使饱和黏土动模量增大、阻尼比增高，并减小循环初期动模量退化速率；同时，建立了基于指数函数的动模量/归一化动模量-累积应变及阻尼比归一化动模量关系模型，模型参数可表示为初始偏应力的函数，但未揭示其对动模量、阻尼比与循环剪应变关系的影响。相反，王军等[71]、Wang 等[72]通过等幅动三轴试验发现，初始偏应力加速刚度软化。当初始偏应力小于循环动应力时，土体刚度呈现高退化率；反之，刚度退化可忽略，并据此提出考虑初始偏应力的刚度软化经验公式。Wang 等[73]针对黄土指出，小初始静偏应力比对动剪切模量几乎无影响，但当其达到 1 时，动模量显著减小；低围压下初始静应力比对阻尼比无影响，而高围压（＞100 kPa）则使阻尼比大幅增加。Qi 等[74]研究认为，动剪切模量随初始剪应力增大而减小，阻尼比则随之增大；无初始剪应力时，随振次增加，模量衰减而阻尼比升高；存在初始剪应力时，动剪切模量随振次回升，而阻尼比降低。文献[75-76]研究了重塑饱和黏土在静偏应力与循环偏应力共同作用下的动剪模量和阻尼比变化，给出了不固结不排水条件下，不同静偏应力、不同循环应力作用下重塑饱和黏土的动剪切模量、阻尼比与循环剪应变的变化关系，并很好地预测了循环拉伸试验动模量和阻尼比结果。Løvholt 等[77]研究发现，初始静应力和循环剪应力共同作用使饱和黏土阻尼比增大，且振次对阻尼比的影响因初始偏应力存在而强化。因此，笔者认为，实际海洋土体（通常承受静荷载与循环荷载的叠加作用）的阻尼比可能高于现有试验预测值，但此结论仅适用于大应变条件（$\gamma_{cy}>0.001$），在小应变范围内二者的耦合效应尚需进一步研究。

2.2.5 循环应力历史

在研究地震荷载作用下饱和黏土动模量和阻尼比特性时，需特别关注波浪等长期循环荷载产生的应力历史效应。Teachavorasinskun 等[63]研究发现，小振幅循环应力历史对归一化动剪切模量和阻尼比的影响可忽略不计。尚守平等[78]认为，小幅值循环荷载产生的累积应变，对后续大幅值荷载下测得的黏土动剪切模量和阻尼比影响很小，但该项研究仅给出了相对小累积应变对动力参数的影响。齐剑峰等[79]基于不固结不排水试验发现，分级加载历史对饱和黏土大应变（$\gamma>10^{-4}$）动剪切模量与阻尼比无显著影响，单试样分级加载与多试样单级加载所得初始骨干曲线、动剪切模量及阻尼比高度一致，证实了分级加载法可行性。谷川等[30]、Gu 等[80]发现，循环应力/应变历史会显著降低饱和黏土小应变动模量，其衰减程度偏离 Hardin 公式预测结果。Subramaniam 等[81]提出考虑循环应力历史黏性土剪切模量退化的经验模型，模型由塑性指数、振次、循环剪应变、超固结比和加载频率五个参数组成，同时给出了这些参数的适用范围。综上，当前考虑循环应力历史对饱和黏土动模量和阻尼比的影响更多处于定性阶段，把循环应力历史作为参数来定量刻画其影响的研究甚少，因此，有必要开展这方面的深入研究。

需特别指出，前述针对静-动加载条件及物性参数对黏土动剪模量和阻尼比影响的研究均基于等压固结条件。然而，实际土层、工程场地及土工构筑物中，等压固结状态基本不存在[82]。因此，揭示非等压固结状态（尤其 K_0 固结）下黏土动剪模量和阻尼比特性十分必要[8]。由此，已有部分学者针对非等压固结进行了一系列研究。

2.2.6 非等压固结

Pennington 等[18]、Rampello 等[83]及 Lings 等[84]使用弯曲元装置研究了各向异性应力状态对重塑和原状小应变刚度的影响，发现沿某一特定应力路径固结比等压固结的重塑黏土表现出更大的小应变模量，且这种差异随应力比的增大而增大。究其原因为各向异性固结下的黏土孔隙比较等压固结下更小，且原状黏土本身已具有高度的各向异性。Santagata 等[85]针对地质年龄介于 12 000～14 000 的波士顿海相沉积黏土，研究了地质年代对其初始刚度的影响。其研究表明，天然黏土的初始刚度比重塑黏土高 50%。Chamorro-Zurita[86]通过大型弯曲元装置研究了原状湖相沉积黏土的各向异性。研究指出，初始各向异性程度与超固结比呈负相关，而与液性指数呈正相关。Choo 等[87]利用双向弯曲元装置，探讨了各向同性固结、K_0 固结以及复合应力历史对黏土水平和竖直方向初始模量的影响。结果表明，竖向初始模量不受应力历史的影响，可表示为竖向有效应力和水平向有效应力之比的唯一幂函数关系，而水平向初始模量则同时取决于水平向应力比和先期应力历史。综上，上述研究均重点关注非等压固结条件下黏土的小应变模量特性，一致认为非等压固结是导致土层产生各向异性的重要因素。

孙静等[82]指出，固结比（K_c）显著影响黏性土的

最大动剪切模量（G_{max}），以及动剪切模量比（G/G_{max}）与剪应变（γ）之间的非线性关系。当 $K_c>1.0$ 时，其 G_{max} 值相对于 $K_c=1.0$ 工况的增长程度明显大于基于 Hardin 公式的预测值；随着 K_c 增大，同一剪应变下动模量比提高；相较于砂性土，固结比对黏性土 G_{max} 的影响更为显著。郭婷婷等[66]同样指出固结比对动模量的影响较大，当固结比从 1 增大至 2 时，动模量增大约 30%。Aghaei Araei 等[56]研究发现，各向异性固结比各向同性固结的土体动模量及归一化动模量更大，且当 K_c 从 1.05 增大到 3.00时，阻尼比略有减小。Bayat 等[88]指出前人研究鲜少关注各向异性固结（特别是拉伸状态）对土体动力参数的影响。为此，他们利用共振柱、动三轴和波速测量装置，系统研究了平均有效应力、固结应力比及砂砾含量在不同固结条件（拉伸、各向同性、压缩）下对颗粒土最大动剪切模 G_{max}、G/G_{max}-γ 曲线和 D-γ 曲线的影响；基于试验结果，给出了一个修正的颗粒土动模量和阻尼比的预测模型，该模型的参数与固结比 K_c、有效固结压力及级配特征相关。

Banerjee 等[69]通过等幅动三轴试验，研究了各向异性固结对海洋软土归一化动剪切模量和阻尼比的影响，通过给定 1.00、0.67、0.55 三种不同固结应力比（K_c）来表征固结各向异性，其中，$K_c=0.55$ 为海洋黏土的 K_0 值。研究发现，最大动模量 G_{max} 随 K_c 增大而增大，阻尼比随 K_c 增大而减小，并提出因为各向异性固结产生的预剪切效应，在 $K_c=0.55$ 和 0.67 时，动模量的退化程度要大于各向同性固结的动模量，且随等幅循环荷载阵次的增加，G/G_{max}-γ 曲线左移，而 D-γ 曲线则向右移。然而，该项研究仅给出了循环剪应变 $10^{-3}\sim10^{-2}$ 范围内归一化动模量和阻尼比的变化规律。杨腾等[89]、王建华等[6]研究了初始有效平均应力、初始剪应力及振动历史对 K_0 固结饱和黏土动剪切模量和阻尼比的影响。研究发现，可以将循环累积应力作为描述循环应力历史影响的参数；在不同的循环累积应变水平下，其归一化动模量与循环剪应变关系是唯一的，初始有效平均应力、初始剪应力及振动历史对阻尼比几乎无影响；阻尼比与循环剪应变之间存在唯一的关系曲线；据此提出了一种确定 K_0 固结饱和黏土的动剪切模量与阻尼比的新方法。

实际上，海洋黏土在漫长的地质年代中处于 K_0 固结状态，采用等压固结或偏压固结的试验方法难以真实反映海底土层的初始应力状态[89]。因此，深入研究 K_0 固结状态下上述因素对饱和黏土动力参数的影响及程度显得尤为必要。然而，遗憾的是，目前针对此问题的系统研究仍然十分匮乏。

2.2.7　新方法与技术

人工神经网络（Artificial Neural Networks，ANN）是一种模仿生物神经网络结构和功能的计算模型。它由大量相互连接的处理单元（也称为神经元）构成，能够处理复杂的信息并进行学习。ANN 具备强大的非线性拟合、逼近和预测能力，其核心思想是通过模拟人脑中神经元之间的连接和信号传递方式，来实现信息的处理和学习。每个神经元接收来自其他神经元的输入信号，通过激活函数进行处理，然后产生输出信号，并传递给其他神经元。神经元之间的连接强度（也称为权重）在学习过程中不断调整，以优化网络性能。人工神经网络具有许多优点，如自学习能力、并行处理能力、容错性和鲁棒性等。它可以通过训练来自动调整权重，从而实现对输入数据的分类、回归、预测等任务。此外，人工神经网络由大量神经元组成，因而具有较强的容错性与鲁棒性，即使部分神经元损坏或失效，整个网络仍能正常工作。近年来，许多学者更是将其成功应用于饱和黏土动剪切模量和阻尼比的研究之中。

Jafarian[90]基于前人的试验研究结果，建立了考虑有效固结压力、剪应变和塑性指数的径向基函数（Radial Basis Function，RBF）神经网络模型，用于预测黏性土的归一化动剪切模量 G/G_{max}。试验结果表明，该模型的预测结果好于已有模型，且显著减小了试验工作量。Javdanian 等[91]采用人工神经网络和自适应模糊神经推理系统，基于一个包含黏土共振柱、循环扭剪和循环三轴试验的数据库，建立了考虑剪应变幅值、塑性指数和有效围压的黏土阻尼比预测模型。该模型对所有土单元试验和离心机试验结果均表现出良好的一致性，且发现前馈反向传播算法的性能优于模糊神经推理算法和径向基函数算法，同时比室内试验具有更少的工作量。Ng 等[92]认为，现场测试和室内试验将花费大量人力、物力和财力，且在城市及海洋环境中取样难度高，有必要为工程师提供一种相对简单、经济、可靠的循环剪切模量估算方法。通过贝叶斯模型类选择法，筛选出天然含水率和液限为影响 G/G_{max} 的关键参数，并据此建立以二者为输入的预测模型。通过对比研究，其预测结果优于 Vardanega、Vucetic 和 Okur 模型。Akeju 等[93]认为现存 G/G_{max} 模型种类繁杂且

普适性不足，使得工程师们在选择合适的模型方面存在困难。他们采用贝叶斯方法给出该方法的六个步骤，确定模型参数的最优值，选择最合适的模型构建土的归一化模量退化曲线，通过与共振柱试验数据比较，验证了该方法的合理性。由此可见，将神经网络模型应用于饱和黏土动剪切模量和阻尼比的研究是切实可行的，模型的输出结果较为稳定且准确。

梁珂等[94]基于相关函数理论，提出一种用于计算动三轴试验中动模量和阻尼比的新型相关函数法。通过试验数据分析，发现该方法对不同土具有普适性。研究指出，当 $\varepsilon_d<10^{-4}$ 时，该方法计算动模量及阻尼比的精度优于传统滞回圈法；当 $\varepsilon_d>10^{-3}$ 时，因滞回圈不对称导致传统方法失效时，而该方法可提供更合理的阻尼比计算结果。但文中未明确给出 $\varepsilon_d<10^{-3}$ 条件下的计算结果，故该方法的适用性仍需更全面的数据支撑。

上述方法的基础均是根据前人研究数据建立起来的数据库，本质离不开数据的最优拟合。

Villacreses 等[95]提出采用动态剪切流变仪研究黏土动模量的新方法，可在无侧限条件下获得应变在 $6\times10^{-6}\sim1\times10^{-3}$ 范围内的动剪切模量数据。经空心圆柱试样和实心圆柱试样对比验证，该方法对两种形状试验均适用；通过控制黏土饱和度，研究了基质吸力对动模量的影响，证实其适用于非饱和黏土动力特性研究；在小应变条件下，试验结果与共振柱试验结果相差仅 7.3%。综上，动态剪切流变仪法为黏土动力特性研究提供了可靠且高效的技术路径。

3 动剪切模量和阻尼比的预测模型

表 2 列举了在 Hardin 等[37]之后建立的 21 种饱和黏土动剪切模量和阻尼比预测模型。饱和黏土的最大动剪模量预测模型可以表示为以平均有效固结应力、孔隙比、超固结比和塑性指数为参数的函数，相应的函数形式及系数由试验确定，且预测模型的适用性和合理性已得到检验。除此之外，个别学者针对具体加载条件对模型进行了修正。例如，王军等[25]

表 2 饱和黏土动剪切模量和阻尼比预测模型

Table 2 Prediction models for dynamic shear modulus and damping ratio of saturated clay

预测模型	公式编号	适用土质	模型参数	参考文献
$G_{max}=Af(e)(\sigma_0')^nOCR^k$ $G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)]$ $D=D_{max}(1-G/G_{max})$	(1) (2) (3)	黏土	$A=1\ 230, n=0.5, k=f(PI)$ $f(e)=(2.973-e)^2/(1+e)$	Hardin 等[37]
$G_{max}=A(P')^nOCR^m$	(4)	细粒土	$P'=(1+2K_0)\sigma_v'/3$	Viggiani 等[96]
$G/G_{max}=1/(1+b_g\gamma)$ $D=a_h\gamma/(1+b_h\gamma)$	(5) (6)	砂土	b_g 为拟合系数	Wang 等[39]
$G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)^a]$ $D_{Adjusted}=b\times(G/G_{max})^{0.1}\times D_{masing}+D_{min}$	(7) (8)	黏土	$\gamma_r=(\varphi_1+\varphi_2\times PI\times OCR^{\varphi3})\times\sigma_0'^{\varphi4}$ $a=\varphi_5$ $D_{min}=(\varphi_6+\varphi_7\times PI\times OCR^{\varphi8})\times\sigma_0'^{\varphi9}\times[1+\varphi_{10}\times\ln(frq)]$ $b=\varphi_{11}+\varphi_{12}\times\ln(N)$	Darendeli 等[13]
$G_{max}=Af(e)(\sigma_0')^n$ $G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)]$	(9) (10)	黏土	$A=3\ 270, n=0.5$ $f(e)=(2.72-e)^2/(1+e)$ $\gamma_r=0.012$	Teachavorasinskun 等[63]
$G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)^a]$ $D=D_{min}+10.6\,(G/G_{max})^2-31.6(G/G_{max})+21$	(11) (12)	细粒土	$a=\varphi_1PI+\varphi_2, \gamma_r=\gamma_{r1}(\sigma_0')^k$, $k=\varphi_3e^{\varphi4PI}$ $\gamma_{r1}=\varphi_5PI+\varphi_6, D_{min}=0.008PI+0.82$	Zhang 等[14]
$G/G_{max}=1/[1+0.74(\gamma/\gamma_r)]$ $D=40e^{-3.8(G/G_{max})^{1.6}}$	(13) (14)	砂土		Aggour 等[60]
$G_{max}=Af(e)(\sigma_0')^n$ $G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)]$ $D=-18.114(G/G_{max})+20.033$	(15) (16) (17)	细粒土	$A=466, n=0.66$, $f(e)=(3.4-e)^2/(1+e)$ $\gamma_r=1/21(1-e^{-106PI^{-1.585}})$	Okur 等[97]
$G_{max}=\frac{1}{2}(\varphi_1+\varphi_2\sigma_s)\varepsilon_d^{(\varphi3+\varphi4\sigma_s)}$ $G/G_{max}=\frac{(\varphi_1+\varphi_2\sigma_s)}{(\varphi_5+\varphi_6\sigma_s)}\varepsilon_d^{[\varphi3-\varphi7+(\varphi4-\varphi8)\sigma_s]}$ $D=[\alpha_1+\alpha_2(\sigma_s/P_0)^{2.6}](G/G_{max})^{\alpha3+\alpha4(\sigma_s/P_0)^{0.7}}$	(18) (19) (20)	黏土	$\varphi_1=17.683, \varphi_2=0.280\ 52, \varphi_3=-0.405\ 4$, $\varphi_4=0.007\ 76, \varphi_5=5.940\ 12, \varphi_6=0.264\ 51$, $\varphi_7=-0.746\ 03, \varphi_8=0.005\ 66, \alpha_1=4.072\ 97$, $\alpha_2=15.636\ 92, \alpha_3=-0.432\ 79$, $\varphi_4=-0.567\ 77, P_0=100$ kPa	蔡袁强等[70]

续表 2

预测模型	公式编号	适用土质	模型参数	参考文献
$G_{max}=f(e)(\sigma_0')^{0.5}(5\ 660-80PI)$	(21)	黏土	$f(e)=e^{-0.63}$，$a=0.994\ 2$，$b=-2.159\ 9$，$c=10.039\ 5$，$d=-16.864$，$e=0.062\ 9$，$f=-0.013\ 68$，$g=-0.029$，$h=5.945\ 4$	Kallioglou 等[98]
$G/G_{max}=a+b\left[0.5+\arctan\left(\frac{PI-c}{\pi}\right)\right]+e\left[0.5+\arctan\left(\frac{\gamma-f}{g}\right)\right]+h\left[0.5+\arctan\left(\frac{PI-c}{\pi}\right)\right]\cdot\left[0.5+\arctan\left(\frac{\gamma-f}{g}\right)\right]$	(22)			
$D=D_{min}+0.074\ 1-8.392\ 9\ln(G/G_{max})$	(23)			
$G/G_{max,field}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)^a]$	(24)	粉土	$a=0.79$，$\gamma_r=0.04$	Kurtulus 等[99]
$G_{max}=f(e)\sigma_0'(2.444-0.755r_R)$	(25)	黏土	$f(e)=0.3+7e^2$ $r_R=\sigma_{dh}/(2c_u)$	王军等[25]
$G/G_{max}=1/[1+(\gamma/0.341)^{0.862}]$	(26)			
$D/D_{max}=1-1/[1+(\gamma/0.089)^{1.056}]$	(27)			
$G_{max}=630/(1+1.2RA^{0.5})(\sigma_0')^{0.5}(1/e)^{1.3}$	(28)	黏土、粉土	$RA=PI/LL$	Hardin 等[45]
$G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)^a]$	(29)	黏土、淤泥质土	$a=0.74$ $\gamma_r=1.25w_L/1\ 000$ 或 $\gamma_r=1.25w_P/1\ 000$	Vardanega[15]
$G/G_{max}=1/\{1+[A\ (\sigma_0')^nOCR^m/q_f]\gamma_r\}$	(30)	黏土	$A=5\ 246e^{-0.041PI}$ $n=0.125\ 9\ln(PI)+0.374\ 6$ $m=0.001\ 9PI+0.178\ 8$ $q_f=\frac{\left(\frac{4.884-1.404\lg PI}{2.186-0.234\lg PI}\right)\sigma_0'}{2^{[(0.023\ 864+0.003\ 66PI)/(0.02+0.004\ 5PI)]}}$	Subramaniam 等[81]
$G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)^a]$	(31)	黏土	$a=1.03$ $\gamma_r=2.72w^{-1.9}w_L^{2.82}$	Ng 等[92]
$G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)^a]$	(32)	黏土	$a=0.775PI^{0.040}$ $\gamma_r=\frac{1}{21[1-e(-70PI^{-1.585})]}K_c^n$	Banerjee 等[69]
$D=\varphi_1+(10.5e^{\varphi_2\lg\gamma})/\lg(\gamma+\varphi_3)$	(33)	黏土	$\varphi_1=-5\times10^{-5}PI^2+0.018\ 6PI-0.425\ 7$ $\varphi_2=6\times10^{-5}PI^2-0.004\ 3PI+1.000\ 3$ $\varphi_3=0.001PI^2-0.000\ 5PI+1.709\ 3$	Amir-Faryar 等[48]
$G/G_{max}=y_0+\frac{0.91}{1+\exp\frac{Ly+1.445}{0.45}}$	(34)	黏土	$y_0=[1-\varphi_1R_u^{\varphi_2}]^{\varphi_3}$，$Ly=\lg(\gamma)$ $F_{bb}=G_{max}\left(y_0+\frac{0.91}{1+\exp\frac{Ly+1.445}{0.45}}\right)\gamma$	Chehat 等[100]
$D_{\gamma=\gamma_a}=\frac{2}{\pi}\left[\frac{2\int_0^{\gamma_a}F_{bb}(\gamma)\mathrm{d}\gamma}{F_{bb}(\gamma_a)\gamma_a}-1\right]$	(35)			
$G_{max}=A(\sigma_0')^m/(0.3+0.7e^2)$	(36)	细粒土	$A=589.31$，$m=0.489$，$a=0.92$	Dammala 等[101]
$G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)^a]$	(37)		$\gamma_r=\gamma_{r-100}(\sigma_0')^{0.42}$	

注：表中 e 为孔隙比；σ_0' 为平均有效固结应力；σ_s 为初始偏应力；ε_d 为动应变；P_0 为围压；OCR 为超固结比；G 为剪切模量；G_{max} 为小应变剪切模量；D 为阻尼比；D_{max} 为最大阻尼比；γ 为剪切应变；γ_r 为参考剪切应变；取 $G/G_{max}=0.5$ 时对应的 γ 值；PI 为塑性指数；LL 为液限指数；ω_L 液限；ω_P 为塑限；frq 为振动频率；N 为循环次数；r_R 为径向循环应力比；K_c 为应力比；R_u 为压力比；K_0 为静止土压力系数；C_u 为静三轴条件下土体不排水强度

基于双向加载条件建立了考虑径向循环应力的最大动模量预测模型。

关于归一化动模量的预测模型，研究看似种类繁多，但本质上仍然是 $G/G_{max}=1/[1+(\gamma/\gamma_r)^a]$ 的双曲线模型，区别在于参数 γ_r 和 a。γ_r 为参考剪应变，取 $G/G_{max}=0.5$ 时对应的 γ 值，确定方法如表 2 所列，可根据具体试验条件及土体物性参数分别给出。在 Darendeli[12] 的研究之前，a 的值通常取为 1；后续研究发现 a 的值并非唯一，其范围为 0.7～1.1。为了使预测模型与试验数据更吻合，部分研究者进一步给出了 $a=0.775PI^{0.040}$ 的函数形式。

对比表 1 中阻尼比的预测模型可知，现有模型不仅数量较少，其形式也缺乏一致性。这主要源于黏土的阻尼比随剪应变变化的规律比动模量的变化更为复杂。多数研究将阻尼比表示为归一化动模量的函数，即 $D=f(G/G_{max})$。其中，Amir-faryar

等[48]建立了一个三参数阻尼比预测模型，即 $D=\varphi_1+(10.5e^{\varphi_2\lg\gamma})/\lg(\gamma+\varphi_3)$，这三参数均为黏土塑性指数的函数。该模型形式简洁，且与试验结果吻合较好。

4 结论与展望

本文通过系统性文献分析，总结了近 40 年来国内外在饱和黏土动剪切模量和阻尼比研究领域的最新重要进展。相关研究涉及饱和黏土动模量和阻尼比的室内测试方法，揭示了动模量和阻尼比的影响因素与规律性，并给出了相关预测模型。众多研究成果真实地展现了饱和黏土动剪切模量和阻尼比研究的发展历程，揭示了这一相关问题的复杂性及部分结果的不统一性，亦为今后研究指明了方向。

(1) 开展循环拉伸应力状态下饱和黏土的动力参数特性研究。现有饱和黏土的动三轴测试几乎均基于循环压缩试验。然而，早有研究提出海洋重力式基础在循环荷载作用下，其潜在破坏面上存在三轴拉伸应力状态[102]。针对该问题，此前多数研究仅考虑拉伸应力状态下饱和黏土的动强度特征，少有学者研究三轴拉伸状态下饱和黏土的动剪切模量和阻尼比，这一点在前文中亦有所体现。既有研究成果还远不能确保用等效黏弹性模型来描述海洋基础动应力-应变关系的有效性和合理性。因此，有必要研究循环拉伸应力状态下饱和黏土的动力参数变化特征及其与现有研究结果的联系和差异性。

(2) 需在 K_0 固结状态下研究前文涉及的各因素对饱和黏土动力参数的影响及其规律性。当前对饱和黏土动剪切模量和阻尼比的研究多在等压或偏压固结条件下开展，特别是考虑初始剪应力和循环应力历史对 K_0 固结饱和黏土动剪切模量和阻尼比的影响少有涉及。已有研究表明，K_0 固结状态下饱和黏土的动剪切模量特征与等压固结有显著差异，且海洋黏土实际固结状态为 K_0 固结，因此，K_0 固结状态下饱和黏土的动剪切模量和阻尼比变化规律有待进一步研究。

(3) 循环应力路径对饱和黏土动剪切模量和阻尼比影响的研究有待开展。在累积应变作为描述循环应力历史影响的参数时，应考虑达到同一累积应变而循环应力路径不同是否对动剪切模量和阻尼比产生影响，而这一问题的关键在于循环应力历史的影响是否取决于循环应力路径影响的叠加，但相关研究尚未开展；此外，目前考虑应力路径均基于静荷载。因此，有必要对此问题开展深入研究。

(4) 基于神经网络技术研究饱和黏土阻尼比预测模型的统一表达。如前所述，饱和黏土阻尼比的预测模型对海洋基础动力稳定性评价至关重要，相较于动剪切模量，当前阻尼比的预测模型存在模型一致性不足、模型数量较少等问题。目前，神经网络技术更多应用到动剪切模量模型的研究中，而鲜有针对阻尼比模型的研究。运用基于贝叶斯原理的神经网络技术对现有研究成果进行分析，可有效识别影响阻尼比的关键参数，并建立以这些参数为基础的预测模型。该方法具有良好可行性，同时为后续阻尼比模型研究提供了新的思路。

致谢：感谢中国建筑科学研究院地基基础研究所研究员秋仁东先生在本文研究过程中提出的极具价值的意见。

参考文献(References)

[1] 王华玉.中国近海海洋地震活动时空分布特征及构造环境分析[D].南京：南京大学，2014.
WANG Huayu. Spatial-temporal distribution characteristics and tectonic environment analysis of marine seismic activity in China offshore[D]. Nanjing: Nanjing University, 2014.

[2] MARK R, MARK C, SUSAN G, et al. Challenges of offshore geotechnical engineering[C]//Proceedings of the 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Amsterdam: IOS Press, 2005.

[3] ANDERSEN KNUT H. Bearing capacity under cyclic loading-offshore, along the coast, and on land. The 21st Bjerrum Lecture presented in Oslo, 23 November 2007 [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2009, 46(5): 513-535.

[4] 陈国兴，谢君斐，张克绪.土的动模量和阻尼比的经验估计[J].地震工程与工程振动，1995，15(1)：73-84.
CHEN Guoxing, XIE Junfei, ZHANG Kexu. The empirical evaluation of soil moduli and damping ratio for dynamic analysis[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1995, 15(1): 73-84.

[5] 袁晓铭，孙锐，孙静，等.常规土类动剪切模量比和阻尼比试验研究[J].地震工程与工程振动，2000，20(4)：133-139.
YUAN Xiaoming, SUN Rui, SUN Jing, et al. Laboratory experimental study on dynamic shear modulus ratio and damping ratio of soils[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2000, 20(4): 133-139.

[6] 王建华，杨腾.K_0 固结饱和黏土的动剪模量与阻尼比[J].自然灾害学报，2018，27(6)：1-9.
WANG Jianhua, YANG Teng. Cyclic shear modulus and damping ratio of K_0 consolidated saturated clays[J]. Journal of Natural Disasters, 2018, 27(6): 1-9.

[7] 孙静，袁晓铭.土的动模量和阻尼比研究述评[J].世界地震工程，2003，19(1)：88-95.
SUN Jing, YUAN Xiaoming. A state-of-art of research on dy-

namic modulus and damping ratio of soils[J]. World Information on Earthquake Engineering, 2003, 19(1): 88-95.

[8] 贺为民，李德庆，杨杰，等. 土的动剪切模量、阻尼比和泊松比研究进展[J]. 地震工程学报，2016，38(2)：309-317.
HE Weimin, LI Deqing, YANG Jie, et al. Recent progress in research on dynamic shear modulus, damping ratio, and poisson ratio of soils[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2016, 38(2): 309-317.

[9] GUERREIRO P, KONTOE S, TABORDA D. Comparative study of stiffness reduction and damping curves[C]//Proceedings of the 15th World Conference on Earthquake Engineering. Lisboa, Portugal: Portuguese Society for Earthquake Engineering, 2012: 2-11.

[10] KISHIDA T. Comparison and correction of modulus reduction models for clays and silts[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2017, 143(4): 1-11.

[11] KISHIDA T. Seismic site effects for the Sacramento—San Joaquin Delta[D]. Berkeley: Universityof California, 2008.

[12] VUCETIC M, DOBRY R. Effect of soil plasticity on cyclic response[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1991, 117(1): 89-107.

[13] DARENDELI M B. Development of a new family of normalized modulus reduction[D]. Austin: the University of Texas at Austin, 2001.

[14] ZHANG J F, ANDRUS R D, JUANG C H. Normalized shear modulus and material damping ratio relationships[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2005, 131(4): 453-464.

[15] VARDANEGA P J, BOLTON M D. Stiffness of clays and silts: normalizing shear modulus and shear strain[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2013, 139(9): 1575-1589.

[16] JIA J. Soil dynamics and foundation modeling: offshore and earthquake engineering[M]. Cham: Springer, 2017.

[17] LI H, HE H, SENETAKIS K. Calibration exercise of a hardin-type resonant column[J]. Géotechnique, 2018, 68(2): 171-176.

[18] PENNINGTON D S, NASH D F T, LINGS M L. Anisotropy of G_0 shear stiffness in gault clay[J]. Géotechnique, 1997, 47(3): 391-398.

[19] KUMAR J, MADHUSUDHAN B N. Effect of relative density and confining pressure on poisson ratio from bender and extender elements tests[J]. Géotechnique, 2010, 60(7): 561-567.

[20] KNITTEL L, WICHTMANN T, NIEMUNIS A, et al. Pure elastic stiffness of sand represented by response envelopes derived from cyclic triaxial tests with local strain measurements[J]. Acta Geotechnica, 2020, 15(8): 2075-2088.

[21] DONG W Q, HU X Q, ZHANG Y, et al. Dynamic characteristics of marine soft clay under variable phase difference and initial static shear stress[J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2020, 38(7): 770-785.

[22] 聂勇，樊恒辉，王中妮，等. 循环剪切方向对饱和软黏土动静力特性的影响[J]. 岩石力学与工程学报，2015，34(5)：1039-1048.
NIE Yong, FAN Henghui, WANG Zhongni, et al. Influence of cyclic shear direction on static and dynamic characteristics of saturated soft clay[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(5): 1039-1048.

[23] 胡秀青，张艳，符洪涛，等. 水平双向荷载耦合对饱和软黏土动力特性的影响[J]. 岩土力学，2018，39(3)：839-847.
HU Xiuqing, ZHANG Yan, FU Hongtao, et al. Effect of horizontal bidirectional coupled loads on dynamic properties of saturated soft clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(3): 839-847.

[24] BOMMER J J, GEORGALLIDES G, TROMANS I J. Is there a near-field for small-to-moderate magnitude earthquakes?[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2001, 5(3): 395-423.

[25] 王军，蔡袁强，丁光亚，等. 双向激振下饱和软黏土动模量与阻尼变化规律试验研究[J]. 岩石力学与工程学报，2010，29(2)：423-432.
WANG Jun, CAI Yuanqiang, DING Guangya, et al. Experimental research on changing rules of dynamic modulus and damping ratio of saturated soft clay under bidirectional exciting cyclic loading[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(2): 423-432.

[26] 李校兵，谷川，蔡袁强. 循环偏应力和循环围压耦合应力路径下饱和软黏土动模量衰减规律研究[J]. 岩土工程学报，2014，36(7)：1218-1226.
LI Xiaobing, GU Chuan, CAI Yuanqiang. Dynamic modulus degradation for soft saturated clay under coupling stress paths of cyclic deviatoric stress and cyclic confining pressure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(7): 1218-1226.

[27] HUANG J H, CHEN J, LU Y, et al. Deformation behaviors and dynamic backbone curve model of saturated soft clay under bidirectional cyclic loading[J]. International Journal of Geomechanics, 2020, 20(4): 1-12.

[28] ZHOU Y G, CHEN Y M, HAN K. Correlation of liquefaction resistance with shear wave velocity based on laboratory study using bender element[J]. Journal of Zhejiang University (Science A), 2005, 6(8): 805-812.

[29] ZHOU Y G, CHEN Y M. Influence of seismic cyclic loading history on small strain shear modulus of saturated sands[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2005, 25(5): 341-353.

[30] 谷川，蔡袁强，王军，等. 循环应力历史对饱和软黏土小应变剪切模量的影响[J]. 岩土工程学报，2012，34(9)：1654-1660.
GU Chuan, CAI Yuanqiang, WANG Jun, et al. Effects of loading history on small-strain shear modulus of saturated clays[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(9): 1654-1660.

[31] VARGAS R R, UEDA K, UEMURA K. Influence of the relative density and K_0 effects in the cyclic response of Ottawa F-65 sand-cyclic torsional hollow-cylinder shear tests for LEAP-ASIA-2019[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engi-

neering,2020,133:106111.

[32] ETEMESI D P, GALLI DÉPENDANCE, LE S, et al. Small and large strain dependence on cyclic behavior of silts and silt-clay mixtures[C]// Proceedings of the 7th International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering. Rome, Italy: CRC Press, 2019: 1-8.

[33] WIN T T, SATO T, KOHGO Y. Drained shear behavior of an unsaturated soil during cyclic triaxial loadings[J]. Japanese Geotechnical Society Special Publication, 2019, 7(2): 516-524.

[34] GUO L, CHEN J M, WANG J, et al. Influences of stress magnitude and loading frequency on cyclic behavior of K_0-consolidated marine clay involving principal stress rotation[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016, 84: 94-107.

[35] 周正龙,陈国兴,吴琪.四向振动空心圆柱扭剪仪模拟主应力轴旋转应力路径能力分析[J].岩土力学,2016,37(增刊 1):126-132.
ZHOU Zhenglong, CHEN Guoxing, WU Qi. Analysis on the ability of four-way vibration hollow cylinder torsional shear instrument to simulate the rotational stress path of principal stress axis[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(Suppl01): 126-132.

[36] 林楠,叶冠林,王建华.气动式四向控制空心圆柱扭剪仪的研制与应用[J].岩土工程学报,2018,40(9):1642-1651.
LIN Nan, YE Guanlin, WANG Jianhua. Development and application of pneumatic hollow cylinder apparatus with four-direction dynamic loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40(9): 1642-1651.

[37] HARDIN B O, DRNEVICH V P. Shear modulus and damping in soils: design equations and curves[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1972, 98(7): 667-692.

[38] KIM T C, NOVAK M. Dynamic properties of some cohesive soils of Ontario[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1981, 18(3): 371-389.

[39] WANG G X, KUWANO J. Modeling of strain dependency of shear modulus and damping of clayey sand[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 1999, 18(6): 463-471.

[40] LANZO G, VUCETIC M, DOROUDIAN M. Reduction of shear modulus at small strains in simple shear[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1997, 123(11): 1035-1042.

[41] KOKUSHO T, YOSHIDA Y, ESASHI Y. Dynamic properties of soft clay for wide strain range[J]. Soils and Foundations, 1982, 22(4): 1-18.

[42] VUCETIC M, DOBRY R. Degradation of marine clays under cyclic loading[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1988, 114(2): 133-149.

[43] VUCETIC M, LANZO G, DOROUDIAN M. Damping at small strains in cyclic simple shear test[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1998, 124(7): 585-594.

[44] FLORES-GUZMÁN M, OVANDO-SHELLEY E, VALLE-MOLINA C. Small-strain dynamic characterization of clayey soil from the Texcoco Lake, Mexico[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2014, 63: 1-7.

[45] HARDIN B O, DRNEVICH V P. Shear modulus and damping in soils: measurement and parameter effects (Terzaghi Leture)[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1972, 98(6): 603-624.

[46] PESTANA J M B C. Small strain shear modulus of high and low plasticity clays and silts[C]//Proceedings of the 15th World Conference on Earthquake Engineering. Lisboa, Portugal: Portuguese Society for Earthquake Engineering, 2012: 2426.

[47] KAGAWA T. Moduli and damping factors of soft marine clays[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1992, 118(9): 1360-1375.

[48] AMIR-FARYAR B, AGGOUR M S. General equation and simplified model to predict damping properties of clays using soil plasticity[J]. Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics V (Geotechnical Special Publication), 2018, 292: 193-199.

[49] TEACHAVORASINSKUN S, THONGCHIM P, LUKKUNAPRASIT P. Shear modulus and damping ratio of a clay during undrained cyclic loading[J]. Géotechnique, 2001, 51(5): 467-470.

[50] 蒋通,邢海灵.围压对土动剪模量和阻尼比影响的简化计算方法[J].岩石力学与工程学报,2007,26(7):1432-1437.
JIANG Tong, XING Hailing. A simple method considering effects of confining pressure on dynamic shear moduli and damping ratio[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(7): 1432-1437.

[51] 熊伟,尚守平,王海东,等.应变历史对黏土剪切模量和阻尼比的影响[J].土木建筑与环境,2011,33(1):71-76.
XIONG Wei, SHANG Shouping, WANG Haidong, et al. Effects of vibration history on modulus and damping of clay[J]. Journal of Civil Architectural & Environmental Engineering, 2011, 33(1): 71-76.

[52] SHANKAR KUMAR S, MURALI KRISHNA A, DEY A. Parameters influencing dynamic soil properties: a review treatise[J]. International Journal of Innovative Research in Science and Engineering, 2013, 3(4): 47-60.

[53] DUTTA T T, SARIDE S. Dynamic properties of compacted cohesive soil based on resonant column studies[C]//Proceedings of the International Conference on Geo-Engineering and Climate Change Technologies for Sustainable Environmental Management (GCCT-2015). Vijayawada, India: Indian Geotechnical Society, 2015: 7-12.

[54] LIKITLERSUANG S, TEACHAVORASINSKUN S, SURARAK C, et al. Small strain stiffness and stiffness degradation curve of Bangkok Clays[J]. Soils and Foundations, 2013, 53(4): 498-509.

[55] 谭慧明,付惠姣,梅涛涛,等.埋深对黏性土动剪切模量和阻尼比影响试验研究[J].地震工程与工程振动,2015,35(6):136-143.

TAN Huiming，FU Huijiao，MEI Taotao，et al. Experimental study on the influence of buried depth on dynamic shear modulus and damping ratio of cohesive soil[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics，2015，35(6)：136-143.

[56] AGHAEI ARAEI A，GHODRATI A. The effect of stress induced anisotropy on shear modulus and damping ratio of mixed sandy soils[J]. Indian Geotechnical Journal，2018，48(1)：153-175.

[57] SUBRAMANIAM P，BANERJEE S，KU T. Shear modulus and damping ratio model for cement treated clay[J]. International Journal of Geomechanics，2019，19(7)：1-6.

[58] HUANG X W，ZHOU A Z，WANG W，et al. Characterization of the dynamic properties of clay-gravel mixtures at low strain level[J]. Sustainability，2020，12(4)：1616.

[59] KUMAR S S，KRISHNA A M，DEY A. Dynamic properties and liquefaction behaviour of cohesive soil in northeast India under staged cyclic loading[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering，2018，10(5)：958-967.

[60] AGGOUR M S，ZHANG J X. Degradation of sands due to combined sinusoidal loading[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering，2006，132(12)：1628-1632.

[61] GU C，GU Z Q，CAI Y Q，et al. Dynamic modulus characteristics of saturated clays under variable confining pressure[J]. Canadian Geotechnical Journal，2017，54(5)：729-735.

[62] CAI Y Q，WU T Y，GUO L，et al. Stiffness degradation and plastic strain accumulation of clay under cyclic load with principal stress rotation and deviatoric stress variation[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering，2018，144(5)：1-11.

[63] TEACHAVORASINSKUN S，THONGCHIM P，LUKKUNAPRASIT P. Shear modulus and damping of soft Bangkok clays[J]. Canadian Geotechnical Journal，2002，39(5)：1201-1208.

[64] 张茹，涂扬举，费文平，等. 振动频率对饱和黏性土动力特性的影响[J]. 岩土力学，2006，27(5)：699-704.
ZHANG Ru，TU Yangju，FEI Wenping，et al. Effect of vibration frequency on dynamic properties of saturated cohesive soil[J]. Rock and Soil Mechanics，2006，27(5)：699-704.

[65] 郑刚，霍海峰，雷华阳，等. 振动频率对饱和黏土动力特性的影响[J]. 天津大学学报，2013，46(1)：38-43.
ZHENG Gang，HUO Haifeng，LEI Huayang，et al. Contrastive study on the dynamic characteristics of saturated clay in different vibration frequencies[J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology)，2013，46(1)：38-43.

[66] 郭婷婷，秦梅梅. 土动三轴试验参数选取的理论分析与计算[J]. 工程抗震与加固改造，2016，38(2)：144-149.
GUO Tingting，QIN Meimei. Theoretic analysis of parameters selection of dynamic triaxial tests[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting，2016，38(2)：144-149.

[67] 李瑞山，陈龙伟，袁晓铭，等. 荷载频率对动模量阻尼比影响的试验研究[J]. 岩土工程学报，2017，39(1)：71-80.
LI Ruishan，CHEN Longwei，YUAN Xiaoming，et al. Experimental study on influences of different loading frequencies on dynamic modulus and damping ratio[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering，2017，39(1)：71-80.

[68] MATEŠIĆ L，VUCETIC M. Strain-rate effect on soil secant shear modulus at small cyclic strains[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering，2003，129(6)：536-549.

[69] BANERJEE S，BALAJI P. Effect of anisotropy on cyclic properties of Chennai marine clay[J]. International Journal of Geosynthetics and Ground Engineering，2018，4(3)：27.

[70] 蔡袁强，王军，徐长节. 初始偏应力作用对萧山软黏土动弹模量与阻尼影响试验研究[J]. 岩土力学，2007，28(11)：2291-2296，2302.
CAI Yuanqiang，WANG Jun，XU Changjie. Experimental study on dynamic elastic modulus and damping ratio of Xiaoshan saturated soft clay considering initial deviator stress[J]. Rock and Soil Mechanics，2007，28(11)：2291-2296，2302.

[71] 王军，蔡袁强，徐长节. 循环荷载作用下软黏土刚度软化特征试验研究[J]. 岩土力学，2007，28(10)：2138-2144.
WANG Jun，CAI Yuanqiang，XU Changjie. Experimental study on degradation of stiffness of saturated soft clay under undrained cyclic loading[J]. Rock and Soil Mechanics，2007，28(10)：2138-2144.

[72] WANG J，CAI Y Q，YANG F. Effects of initial shear stress on cyclic behavior of saturated soft clay[J]. Marine Georesources & Geotechnology，2013，31(1)：86-106.

[73] WANG Z J，LUO Y S，GUO H，et al. Effects of initial deviatoric stress ratios on dynamic shear modulus and damping ratio of undisturbed loess in China[J]. Engineering Geology，2012，143：43-50.

[74] QI J F，YUAN Y，WANG Z. A study on the effect of initial shear stress on dynamic properties of saturated clay[J]. Advanced Materials Research，2013，671-674：171-174.

[75] WANG J H，LI S Z，FENG T T. A method analyzing deformation of anchor foundations in soft clay under static and cyclic loads[J]. Applied Ocean Research，2019，84：133-144.

[76] 王建华，李书兆. 描述软土不排水循环应力应变响应的拟动力关系[J]. 地震工程学报，2014，36(3)：421-428.
WANG Jianhua，LI Shuzhao. A pseudo-dynamic relationship for describing the cyclic stress-strain response of soft clays in undrained conditions[J]. China Earthquake Engineering Journal，2014，36(3)：421-428.

[77] LØVHOLT F，MADSHUS C，ANDERSEN K H. Intrinsic soil damping from cyclic laboratory tests with average strain development[J]. Geotechnical Testing Journal，2020，43(1)：194-210.

[78] 尚守平，刘方成，杜运兴，等. 应变累积对黏土动剪模量和阻尼比影响的试验研究[J]. 岩土力学，2006，27(5)：683-688.
SHANG Shouping，LIU Fangcheng，DU Yunxing，et al. Experimental study on effect of shear strain accumulation on dynamic shear modulus and damping ratio of clay soil[J]. Rock and Soil Mechanics，2006，27(5)：683-688.

[79] 齐剑峰,栾茂田,杨庆,等.饱和黏土动剪切模量与阻尼比的试验研究[J].岩土工程学报,2008,30(4):518-523.
QI Jianfeng, LUAN Maotian, YANG Qing, et al. Dynamic shear modulus and damping ratio of saturated clay[J].Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2008,30(4):518-523.

[80] GU C,WANG J,CAI Y Q,et al.Influence of cyclic loading history on small strain shear modulus of saturated clays[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering,2014,66:1-12.

[81] SUBRAMANIAM P,BANERJEE S.Shear modulus degradation model for cohesive soils[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering,2013,53:210-216.

[82] 孙静,袁晓铭.固结比对黏性土动剪切模量影响的研究[J].岩土力学,2010,31(5):1457-1462,1468.
SUN Jing, YUAN Xiaoming. Effect of consolidation ratio of cohesive soils on dynamic shear modulus[J]. Rock and Soil Mechanics,2010,31(5):1457-1462,1468.

[83] RAMPELLO S, VIGGIANI G M B, AMOROSI A. Small-strain stiffness of reconstituted clay compressed along constant triaxial effective stress ratio paths[J]. Géotechnique, 1997,47(3):475-489.

[84] LINGS M L,PENNINGTON D S,NASH D F T.Anisotropic stiffness parameters and their measurement in a stiff natural clay[J].Géotechnique,2000,50(2):109-125.

[85] SANTAGATA M,KANG Y I.Effects of geologic time on the initial stiffness of clays[J].Engineering Geology,2007,89(1-2):98-111.

[86] CHAMORRO-ZURITA C,OVANDO-SHELLEY E.Anisotropy of lacustrine soils in a large oedometer equipped with bender elements[J].Soils and Foundations,2020,60(2):372-383.

[87] CHOO J, JUNG Y H, CHUNG C K. Effect of directional stress history on anisotropy of initial stiffness of cohesive soils measured by bender element tests[J].Soils and Foundations,2011,51(4):737-747.

[88] BAYAT M, GHALANDARZADEH A. Modified models for predicting dynamic properties of granular soil under anisotropic consolidation[J]. International Journal of Geomechanics,2020,20(3):1-15.

[89] 杨腾,王建华,姚海慧.K_0 固结饱和黏土的动剪切模量与阻尼比试验研究[J].中国港湾建设,2018,38(1):39-43.
YANG Teng, WANG Jianhua, YAO Haihui. Experimental study on dynamic shear modulus and damping ratio of K_0 consolidated saturated clay[J]. China Harbour Engineering, 2018,38(1):39-43.

[90] JAFARIAN Y.Predictive model for normalized shear modulus of cohesive soils[J]. Acta Geodynamica et Geomaterialia, 2013,10(3):89-100.

[91] JAVDANIAN H, JAFARIAN Y, HADDAD A. Predicting damping ratio of fine-grained soils using soft computing methodology[J].Arabian Journal of Geosciences,2015,8(6): 3959-3969.

[92] NG I T,YUEN K V,LAO N K.Probabilistic characterization of cyclic shear modulus reduction for normally to moderately over-consolidated clays[J].Earthquake Engineering and Engineering Vibration,2016,15(3):495-508.

[93] AKEJU O V,SENETAKIS K,WANG Y.Bayesian parameter identification and model selection for normalized modulus reduction curves of soils[J].Journal of Earthquake Engineering, 2019,23(2):305-333.

[94] 梁珂,陈国兴,何杨,等.基于相关函数理论的动模量和阻尼比计算新方法[J].岩土力学,2019,40(4):1368-1376,1386.
LIANG Ke,CHEN Guoxing,HE Yang,et al.An new method for calculation of dynamic modulus and damping ratio based on theory of correlation function[J].Rock and Soil Mechanics,2019,40(4):1368-1376,1386.

[95] VILLACRESES J P, CAICEDO B, CARO S, et al. A novel procedure to determine shear dynamic modulus and damping ratio for partial saturated compacted fine-grained soils[J].Soil Dynamics and Earthquake Engineering,2020,131:106029.

[96] VIGGIANI G,ATKINSON J H.Stiffness of fine-grained soil at very small strains[J].Géotechnique,1995,45(2):249-265.

[97] OKUR D V, ANSAL A. Stiffness degradation of natural fine grained soils during cyclic loading[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering,2007,27(9):843-854.

[98] KALLIOGLOU P, TIKA T, PITILAKIS K. Shear modulus and damping ratio of cohesive soils[J].Journal of Earthquake Engineering,2008,12(6):879-913.

[99] KURTULUS A, STOKOE K H II. In situ measurement of nonlinear shear modulus of silty soil[J].Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering,2008,134(10):1531-1540.

[100] CHEHAT A,HUSSIEN M N,ABDELLAZIZ M,et al.Stiffness-and damping-strain curves of sensitive Champlain clays through experimental and analytical approaches[J].Canadian Geotechnical Journal,2019,56(3):364-377.

[101] DAMMALA P K,KUMAR S S,KRISHNA A M,et al.Dynamic soil properties and liquefaction potential of northeast Indian soil for non-linear effective stress analysis[J].Bulletin of Earthquake Engineering,2019,17(6):2899-2933.

[102] ANDERSEN K H.Cyclic soil parameters for offshore foundation design[C]//The 3rd ISSMGE McClelland Lecture. Frontiers in Offshore Geotechnics Ⅲ. London: CRC Press, 2015:5-82.

(本文编辑:张向红)