

桩-筏-土体系的地震软化行为及 ABAQUS 模拟研究

马亢^{1,2}, 许强²

(1. 厦门大学 建筑与土木工程学院, 福建 厦门 361005; 2. 成都理工大学 地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室, 四川 成都 610059)

摘要: 通过开展离心机动力试验, 充分揭示在地震荷载的持续作用下, 土体将发生一定程度的软化, 表现为周期的持续增大; 然而基础(筏板)周期和桩身弯矩包络图几乎不发生改变, 说明整个桩-筏结构在地震作用下的行为不会类似于土体发生软化(恶化的现象), 而是能持续保持稳定, 其动力行为主要取决于自身特性如桩身刚度和上部结构传递给筏板的荷载水平(惯性)等, 同时土体的动力软化效应对桩-筏结构的影响很小。为了验证试验结果的正确性和合理性, 采用 ABAQUS 6.9 程序对试验结果进行计算分析, 土体模型包括软件内嵌的 Hypoelastic 非线性模型和所开发的考虑动力降强效应的 HyperMas 用户子程序模型(UMAT)。计算结果符合试验实测结果, 尤其能准确地捕捉桩身最大弯矩值和周期等重要的工程设计参数。且有侧重于基础单元的地震响应分析, 非降强模型和降强模型的计算差异很小, 再次说明土体软化对既有桩-筏结构影响很小, 但采用非降强模型计算更为快捷、高效。

关键词: 基础工程; 地震; 桩筏基础; 软黏土; 相互作用; 土体软化; 共振周期; 弯矩

中图分类号: TU 47

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2012)增1-3254-10

STUDY OF SEISMIC SOFTENING BEHAVIOR AND ABAQUS SIMULATION OF PILE-RAFT-CLAY SYSTEM

MA Kang^{1,2}, XU Qiang²

(1. School of Architecture and Civil Engineering, Xiamen University, Xiamen, Fujian 361005, China; 2. State Key Laboratory of Geohazard Prevention and Geoenvironment Protection, Chengdu University of Technology, Chengdu, Sichuan 610059, China)

Abstract: By conducting dynamic centrifuge tests on the pile-raft-clay system, that soil softening will be taken place in both near field and far field clay in a great degree is investigated, which are manifested as an increase in the resonance periods of clay layers with the level of shaking and successive earthquakes, while this is not the case for the pile-raft foundation since resonance periods of raft and bending moment envelopes of the pile are hardly affected by earthquake loadings. Furthermore, pile-raft dynamic behavior is hardly affected by the stiffness degradation of surrounding clay and could keep stable in successive earthquakes process. Then centrifuge tests are back-analyzed by using ABAQUS 6.9. The results show that, which are conducted using Hypoelastic model embedded in ABAQUS and a developed constitutive relationship, gave reasonably good agreement with the experimental observations. The ability of the numerical model to reasonably replicate the centrifuge tests suggested that ABAQUS simulation can be a powerful method to analyze the dynamic behavior of pile-raft-clay system under different conditions which can not be considered in the centrifuge experiments. Moreover, in ABAQUS analysis, the soil model with or without considering degradation can give almost similar results, but calculation using Hypoelastic soil model showed timesaving and speedy advantages.

Key words: foundation pit; earthquake; pile-raft foundation; soft clay; interaction; soft softening; resonance period; bending moment

收稿日期: 2011-04-27; **修回日期:** 2011-06-09

基金项目: 中国博士后科学基金(2012M510137); 成都理工大学地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室开放基金项目(SKLG2012K014)

作者简介: 马亢(1981-), 男, 2010年于四川大学岩土工程专业获博士学位, 现任讲师, 主要从事岩土离心机试验、岩石力学及隧道工程方面的教学与研究。E-mail: makangscu@163.com

1 引言

桩筏基础具有整体性好、竖向承载力高、基础沉降小、调节不均匀沉降能力强、较之桩箱基础具有更加开阔的内部空间等优点,同时可以承受风荷载或地震作用引起的巨大的水平力,抗倾覆能力强,广泛应用于高层高重建筑、城市高架桥、越江跨海大桥、港口码头、海上采油平台与堤防工程,以克服工程中由于深软地基带来的结构稳定性问题。在真实地震作用下,桩-筏-土体系的动力相互作用机制是一个极其复杂的研究课题:(1)必须分别研究桩筏基础和土体各自的动力特性;(2)必须把两者相结合,研究它们之间的相互作用规律。该课题不仅涉及土体和桩-筏结构的线性与非线性行为以及它们各自的阻尼特性,同时还涉及激励地震波的频谱特性以及上部结构传递给基础的荷载水平(惯性)等因素。一般来说,对于模拟地震动荷载的应变(或应力)控制的室内土样动三轴和共振柱试验,大量试验成果表明土样将会发生动力软化,并且与应变水平,动载频率及作用周次等因素密切相关,研究结论也较为成熟,学术界的认识也比较统一。然而在具有任意频谱特性的真实地震的持续作用下,与实验室土样性状迥异的自然土体的软化行为有何差异,研究成果尚十分有限;同时,对于自然固结土体中的既有桩(筏)基础单元,土体的软化对其有何影响,基础单元是否也类似于土体会随地震持续作用而不断软化或行为恶化进一步危及上部结构的安全稳定性,这是一个非常值得讨论的问题,目前这方面的研究成果还十分少见。J. Stewart^[1]曾通过现场调研美国加州震后的 58 处建筑的破坏情况发现,桩(筏)-土间的动力相互作用效应将致使桩-筏基础的阻尼增大和放大效应减弱,以致采用桩基础的结构很少发生类似于未采用桩基础型式而造成的结构严重破坏现象,但始终未开展专门针对性研究。目前,在建筑物的抗震设计中,大多采用不考虑桩-土-结构相互作用的分离设计方法。这种把(桩)基础与上部结构分割开来,各自独立设计的方法,由于未考虑相互作用引起的地震作用效应的减弱(如土体和基础单元的动力软化效应,将吸收和消耗部分地震能量),可能会使设计过于保守以致工程造价昂贵且浪费严重。如我国的《建筑抗震设计规范》(GB50011—2010)、《水工建筑物抗震设计规范》(DL5073—2000)、《水运工程

抗震设计规范》(TJT225—98)、《建筑桩基技术规范》(TGJ94—2008)以及国外的一些规范:Uniform Building Code (ICBO, 1997), Eurocode (EN1998—5), Indian Seismic code (IS1893—2002)等均没有考虑地震作用下各基础间(桩筏)的软化及相互作用效应。

因此,为了揭示桩-筏-土体系的地震软化(恶化)行为,以更好地为桩(筏)基础单元的抗震设计服务,马 亢等^[2-3]基于开展离心机动力试验已对桩筏基础-土动力相互作用的发生机制和作用机制作了系统全面地阐述和解释,并深入讨论了 2 组刚度差异显著的桩基础型式(即柔性桩和刚性桩)在加速度反应谱和桩身弯矩特征这 2 个重要动力特性方面的响应差异。本文将在前述研究的基础之上,继续对地震作用下桩-筏-土体系中各单元的软化机制进行深入系统地探讨,并且结合数值模拟软件(ABAQUS)对动力相互作用问题进行计算分析,验证试验成果的合理性,为对该课题研究除复杂昂贵的离心机动力试验之外提供另一种基于计算手段的研究方法。

2 单一软土层的软化

首先在无桩(筏)条件下研究单一软土层(体)的地震反应,这将对后续有桩(筏)存在时的桩-筏-土体系动力相互作用研究有着重要的参考价值。试验是在新加坡国立大学(NUS)岩土离心机-振动台系统上完成的,本文的试验方法、传感器布置情况见马 亢和裴建良^[2]的研究,土样制备和固结、荷载工况(即不同筏板质量)、桩筏模型及输入地震波方式均在马 亢等^[2-3]的研究中已作详细介绍,在此不再赘述。

图 1 为单一土层的离心机地震动力试验装置:土体加速度传感器 A1 位于土体底部用于测量底部加速度时程(输入地震动),传感器 A3 位于土表用于测量土表的地震反应(另有传感器 A2 用于备份),土体原型厚度为 12.50 m。图 2 为单一软土层某次试验实测的加速度时程曲线和反应谱。

从图 2(a)和(b)可以看出,地震波从土体底部向土表传播时,总体上而言,土表的振动要大于土底输入的振动,证明土层对输入的地震波有一定程度的放大效应,笔者通过开展不同土层厚度的土体试验表明,土层越厚土表的放大效应越显著;同时土体对地震波具有一定的过滤作用,底部地震波传到

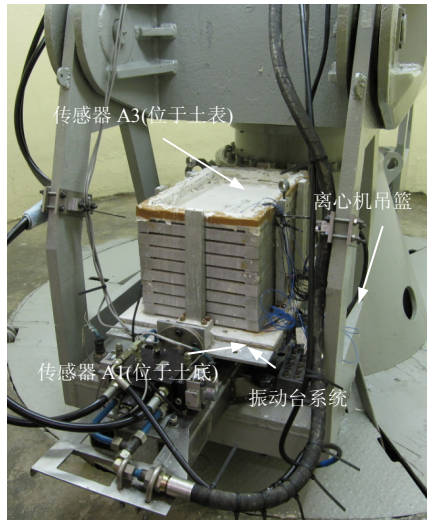
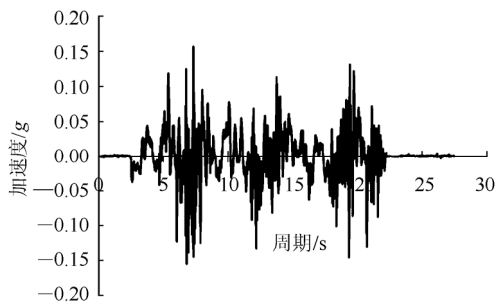


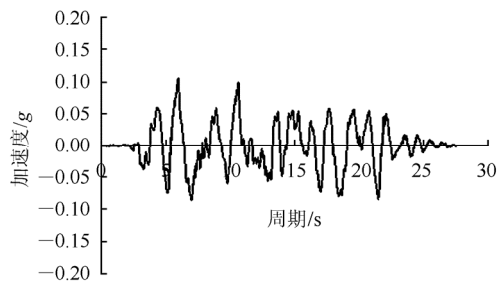
图1 单一土层的离心机地震动力试验装置
Fig.1 Layout of centrifuge shaking table test for pure clay layer

土表时，高频成分基本被滤除。

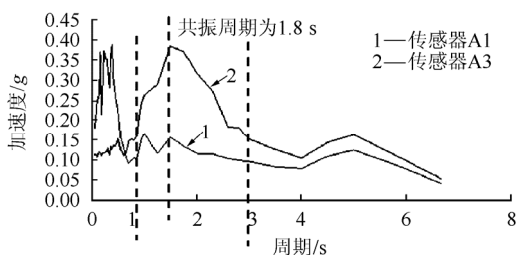
从图 2(c)可明显看出：与土体底部相比，土表的加速度反应谱在周期 1~3 范围内得到了非常显著的放大；将每一周期下的土表与土底反应谱幅值



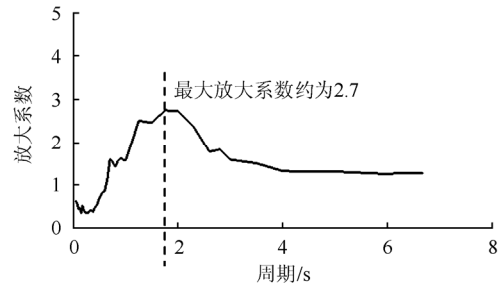
(a) 传感器 A1(土体底部)的加速度时程曲线



(b) 传感器 A3(土体表面)的加速度时程曲线



(c) 传感器 A1 和 A3 的加速度反应谱



(d) 土表的放大反应系数

图2 单一软土层的试验实测加速度时程曲线和反应谱
Fig.2 Measured acceleration time-history curves and response spectra of pure clay layer

的比值即放大系数绘于图 2(d)中，可见，土表的最大放大系数约为 2.7，对应于周期 1.8 s，与前述讨论一致，将最大放大系数对应的周期定义为土体或基础的共振周期(若单指土体，也为卓越周期)。

图 3 为土体表面在 2 个地震系列共 6 次连续地震事件的共振周期汇总(每次试验模型将被连续 6 次不同强度的地震事件所激励，包括 2 组相同的地震系列(即地震系列 1 和 2，记为 Cycle1 和 Cycle2)，每组地震系列又依次包括小震($PGA = 0.022 g$)，中震($PGA = 0.052 g$)，大震($PGA = 0.13 g$)3 次地震事件，它们的频谱特性均相同，只是峰值强度按比例缩放，每次地震事件持续时间同为 25 s)。可见，对于某一地震事件(小震、中震或大震)，系列 2 的周期值明显高于系列 1，这说明土体从地震系列 1 到系列 2 的持续作用过程中，土体发生了软化以致强度(刚度)降低；同时，在每个地震系列中，土体的周期随着地震强度(PGA)增大而增大，这是因为大的地震将使土体内产生大的应变，由土动力学理论可知，大的应变导致更低的土体强度，因此周期变长。

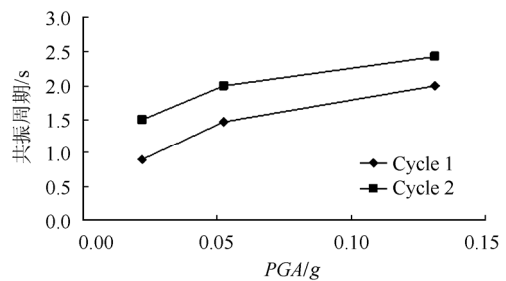


图3 土体周期汇总

Fig.3 Summary of resonance periods of clay

3 桩 - 筏 - 土体系的软化

3.1 土体单元和筏板的软化

在马 亢和裴建良^[2]的研究中已详细地讨论了

桩 - 筏 - 土体系动力相互过程中土体单元(包括近场和远场土体)和基础(筏板)单元的加速度反应谱周期变化规律(试验装置见图 4)，即：在地震作用下，由于单元间的动力相互作用致使(桩筏)基础附近的土体发生显著的重塑软化，加之节 2 讨论的土体自身的应变软化和强度降低机制共同导致共振周期明显增大，且有基础附近的土体(近场)软化程度明显高于远场土体(自由场土体)，然而基础(筏板)的周期随地震持续时间和强度(PGA)基本上不发生变化，表明基础(筏板)软化程度很小，在一定程度上反映出整个桩 - 筏结构几乎没有软化行为。

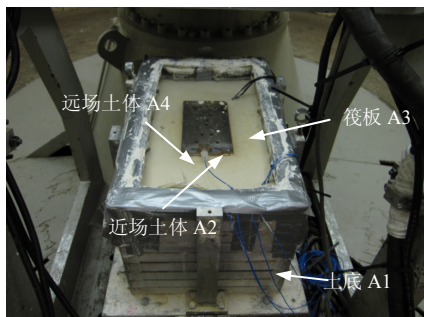


图 4 桩 - 筏 - 土模型离心机试验
Fig.4 Pile-raft-soil model centrifuge test

3.2 桩的软化

以上从周期规律揭示了基础(筏板)和土体单元的软化规律，对于桩 - 筏 - 土体系的动力软化，桩体本身的软化也是一个非常重要的方面。图 5 为离心机动力试验实测的 2 个地震系列作用下的桩身弯矩包络图(沿桩长最大弯矩)。和节 3.1 讨论的基础(筏板)的共振周期相似，桩身弯矩在 2 个地震系列条件下也基本保持不变。这再次说明了桩周土体的动力软化效应对桩基础的影响很小，桩体在地震作

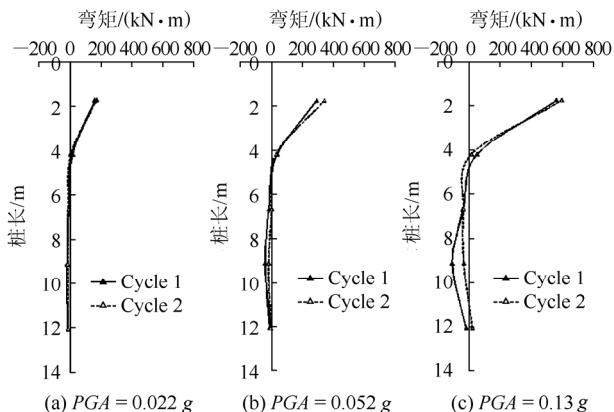


图 5 两个地震系列下的桩身弯矩包络图
Fig.5 Envelope diagrams of pile bending moment during 2 earthquake series

用下的反应行为很大程度上取决于自身的特性如刚度和桩头所受荷载(筏板质量/惯性)等，结合上述周期的结论可以说明：整个基础单元(桩 - 筏结构)在地震作用下的软化程度很小，这与土体有着本质的不同。

4 计算分析

为了验证试验结果的正确性和合理性，采用 ABAQUS 6.9 对所有试验结果进行计算分析。ABAQUS 软件是目前工程领域中最优秀的计算程序之一，以其卓越的非线性和计算稳定性闻名于世，并提供了许多接口，可供用户按需要作二次开发。ABAQUS 采用 Newmark 时间步长的积分算法分析动力问题。

4.1 计算模型

4.1.1 模型网格

考虑到桩 - 筏 - 土体系研究对象的对称性，采用半模型作计算分析。根据试验真实情况和原型尺寸，计算模型被离散为 7 742 个 20 节点的实体单元(C3D20)和 64 个 3 节点梁单元(B32)，模型网格如图 6 所示。为了降低地震波传递造成单元的扭转效应，单元的最小尺寸应小于地震剪切波波长的 1/10~1/8^[4]。

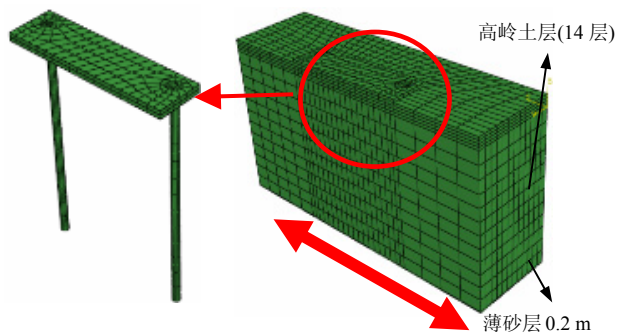


图 6 ABAQUS 三维模型网格
Fig.6 ABAQUS 3D model meshes

4.1.2 桩身弯矩的提取

模型中沿桩的中心轴创建了 64 个梁单元(每根桩 32 个)，如图 7 所示，其目的仅为获取桩身弯矩，因为实体单元不能输出弯矩。在模型中，梁的几何参数与原型桩一致，只是将其刚度(弹性模量)降至原型桩的 10⁻⁶(密度也可以弱化 10⁻⁶ 倍，最大限度地降低梁的惯性)，这样梁的存在将不影响桩的运动，并且与桩的运动与变形始终严格保持一致，因此计

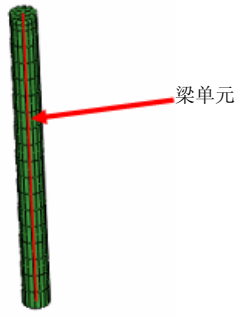


图 7 桩中梁单元
Fig.7 Beam element in pile

算得到的梁弯矩放大 10^6 倍后即为桩的弯矩。

4.1.3 模型边界条件

为了模拟地震过程中层状剪切模型箱的运动，即反映土体的剪切变形，在 ABAQUS 中采用多点约束命令用于模拟同高程的、与地震振动方向相垂直的、模型两端面内平行节点(振动方向)的运动一致性，如图 8 所示。

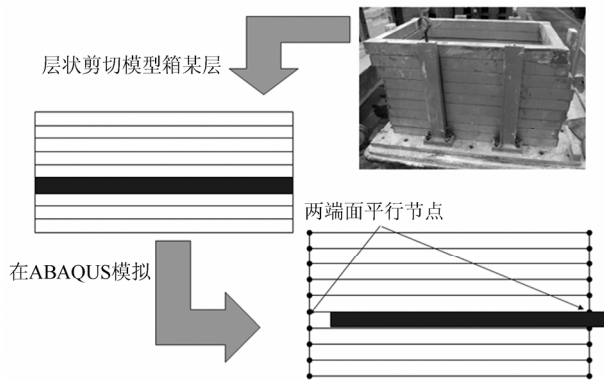


图 8 多点约束模拟层状模型箱的运动
Fig.8 Multi-point constraints to simulate the movement of laminar box

此外，在模型的 4 个垂直端面和底面内的各节点上施加垂直位移约束(重力方向)用于限制模型只能沿着地震振动方向运动，另外，模型对称面将额外施加一对称位移约束(法向)。

4.1.4 输入地震加速度

对于每次 ABAQUS 计算分析，采用相应试验中所实测的土底(加速度传感器 A1)加速度时程，施加于模型底面内的所有节点作为输入地震动，然后将与试验模型中所埋传感器(土表加速度和桩身应变片)相对应位置的节点结果提出，以与试验结果作对比分析。

4.1.5 土体模型

(1) Hypoelastic 模型

Hypoelastic 模型假设材料的弹性模量 E 和泊松

比 ν 是应变不变量(I_1)的函数，其本构方程如下：

$$d\sigma_{ij} = \frac{E}{1+\nu} (d\varepsilon_{ij} + \frac{\nu}{1-2\nu} d\varepsilon_{kk} \delta_{ij}) \quad (1)$$

式中： σ_{ij} ， ε_{ij} 分别为应力和应变张量，当 $i=j$ 时， $\delta_{ij} = 1$ ；当 $i \neq j$ 时， $\delta_{ij} = 0$ 。

式(1)对土体十分适合，因为土的强度与之有十分紧密的关系。尽管该模型未考虑土体动力滞后和降强效应，但它反映了土体的非线性行为。从试验成果来看，土体的软化降强效应对基础单元的影响并不显著，因此该模型对侧重于基础结构反应的分析十分有效和快捷。本文采用 M. Vucetic^[5]提供的类似于本文高岭土(塑性指数 $P_I = 30 \sim 40$)剪切模量与剪应变之间的关系曲线(见图 9)。

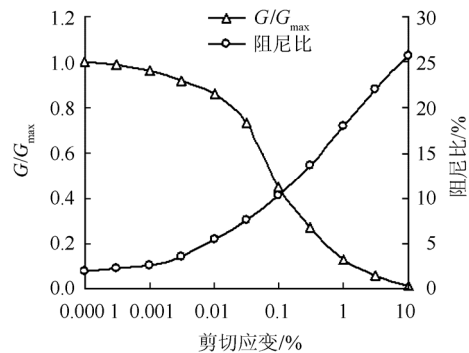


图 9 剪切模量比、阻尼比与剪切应变的关系曲线
Fig.9 Relationship curves between shear modulus ratio, damping ratio and shear strain

按 G. Viggiani 和 J. H. Atkinson^[6]提出的高岭土最大剪模量的估算公式：

$$G_{max} = 1964(p')^{0.653} \quad (2)$$

其中，

$$\left. \begin{aligned} p' &= \frac{1+2K_0}{3} \sigma'_v \\ \sigma'_v &= \gamma' H \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中： γ' 为高岭土的有效容重(取 6 kN/m^3)， K_0 为初始固结系数， H 为土体深度， p' 为主应力平均值。高岭土的内摩擦角 $\varphi = 25^\circ$ ，则

$$K_0 = 1 - \sin \varphi \approx 0.58 \quad (4)$$

模型包括 14 层土，每层土的最大剪切模量 G_{max} 可由式(2)~(4)确定(见表 1)。

(2) HyperMas 模型

由笔者开发的 HyperMas 模型考虑了土体在地震作用下强度持续降低的特性，可参见马 亢等^[7-9]的研究。此模型为始终在屈服面以下的弹性总应力

表 1 各土层的最大剪切模量 G_{max}
Table 1 Maximum shear modulus G_{max} of each soil layer

土层编号	层厚/m	G_{max} /kPa	各土层中点埋深/m
1	0.5	2 081	0.25
2	0.5	4 265	0.75
3	1.0	6 839	1.50
4	1.0	9 707	2.50
5	1.0	12 168	3.50
6	1.0	14 406	4.50
7	1.0	16 453	5.50
8	1.0	18 382	6.50
9	1.0	20 209	7.50
10	1.0	21 952	8.50
11	1.0	23 625	9.50
12	1.0	25 237	10.50
13	1.0	26 786	11.50
14	1.0	28 298	12.50

本构模型，它主要包括以下特点：

① 动应力 - 应变骨干曲线

动应力 - 应变骨干曲线为

$$q = q_f - \frac{1}{\frac{3G_{max}}{q_f} \left(1 + \frac{3G_{max}}{q_f} |\varepsilon_s| \right)} = q_f - \frac{1}{3R} \left(\frac{3G_{max}}{1 + 3R\varepsilon_s} \right) \quad (5a)$$

其中，

$$R = \frac{G_{max}}{q_f} \quad (5b)$$

式中： q 为偏(剪)应力， ε_s 为剪应变， G 为剪切模量， G_{max} 为最大剪切模量(小应变)， q_f 为极限偏应力(破坏)。

由式(5a)进一步可得剪切模量与剪应变的关系为

$$G = \frac{q}{3\varepsilon_s} = \frac{G_{max}}{1 + 3R\varepsilon_s} \quad (6a)$$

其中，

$$\left. \begin{aligned} q_f &= Mp' \\ M &= \frac{6 \sin \varphi}{3 - \sin \varphi} \end{aligned} \right\} \quad (6b)$$

式中： $M \approx 0.9$ (本文高岭土)。

② 加载和卸载曲线的判断与实现

基于式(5a)的骨干曲线，由 G. Masing^[10]的研究可确定土体在每个应力循环中的加载和卸载分支曲线，如图 10 所示。应力路径的方向可由一个反向角 θ 来判断：当 $\theta > 90^\circ$ ，应力路径反向，由卸载转为加载(或由加载转为卸载)。G. R. Dasari^[11]基于空间矢量的几何关系提出了 θ 的计算方法，见下式：

$$\theta = \arccos \frac{\bar{X} \cdot \bar{Y}}{\sqrt{\bar{X} \cdot \bar{X}} \sqrt{\bar{Y} \cdot \bar{Y}}} \quad (7)$$

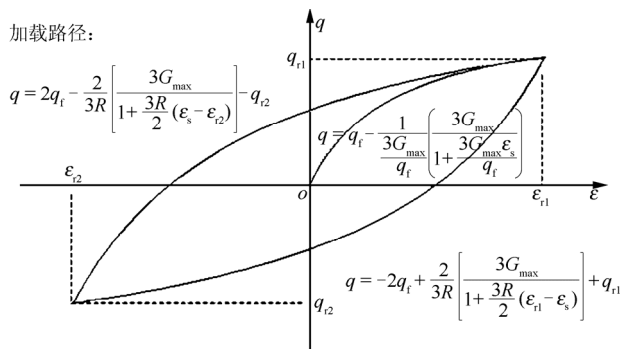


图 10 加载和卸载分支^[10]

Fig.10 Loading and unloading branch^[10]

式中： \bar{X} 为从 $(i-1)$ 步到 $(i-2)$ 时间步的应变增量矢量， \bar{Y} 为从 i 步到 $(i-1)$ 时间步的应变增量矢量。

③ 强度降低的实现

由不同应变的动三轴试验，可确定土体的衰减指数 δ 为

$$\delta = \frac{G_{sN}}{G_{s1}} = \frac{\tau_{cN}}{\tau_{c1}} \quad (8)$$

式中： G_{sN} ， G_{s1} 分别为动三轴试验中第 N 和第 1 周的剪切模量； τ_{cN} ， τ_{c1} 分别为动三轴试验中第 N 和第 1 周的剪应力。

根据 I. M. Idriss 等^[12]的理论，对于瞬时作用荷载或地震荷载，可定义：

$$\delta_n = \delta_m (1 + |m - n| \delta_m^{1/t})^{-t} \quad (9)$$

其中，

$$t = - \frac{\lg \delta}{\lg N} \quad (10)$$

式中： m ， n 均为地震作用周次； t 为损伤指数。

t 依赖于应变水平，I. M. Idriss 等^[12]提出了一个损伤指数 t 与应变幅值 ε 之间的关系式，本文在此基础上^[6-7]，并结合大应变动三轴和小应变共振柱试验成果，采用以下公式进行计算：

$$t = 0.053 \lg \varepsilon + 0.1285 \quad (11)$$

由于桩 - 筏 - 土体系在地震作用下的反应行为十分复杂，严格地说，不仅涉及到结构 - 土体间的动力相互作用问题，而且涉及到土 - 水的流固耦合问题，以及导致的土体的应变软化和重塑软化问题。本文的出发点主要是研究两者的动力相互作用规律，即桩筏基础在地震过程中土体对基础的作用规律，从而造成的基础动力行为对工程的意义；考虑到本文采用的是渗透系数较低的高岭土(渗透系数约为 2×10^{-8} m/s)，而且地震时间相对较短(约

25 s), 以及地震最大峰值强度仅为 0.13 g, 因此孔隙水压力消散程度很小, 土体的屈服现象很难发生, 总体上仍为弹性性状, 流固耦合效应不显著, 因此, 采用的总应力本构模型 HyperMas 是有一定可行性和适用性的。

4.1.6 桩体和土体的界面接触问题

对于桩 - 土动力相互作用问题的有限元分析, 以往大多是基于简谐激励或是拟静力学条件下的桩体反应分析。直到 2000 年以后, 才开始有真正基于真实地震作用下的有限元分析(如 Y. Huang 等^[13]的研究成果)。土体的非线性、滞后性及与应变水平密切相关的动力特性被公认为是最重要, 也是有限元数值分析中最难真实体现的因素。基于这些考虑的可靠且稳定的计算程序还非常缺乏, 表达土体在地震过程中的强度持续降低特性的程序还非常不成熟、不稳定, 且参数多及取值困难, 对应于有限元计算所开展的试验综合成果更是寥寥无几。

本文对桩土界面采用界面接触单元来模拟, 或为了缩短计算时间和提高计算稳定性, 不采用接触单元直接通过提取桩土界面的节点应力状态和时程变化趋势定性判断(节点应力为拉且较大时, 将导致界面张开), 两种结果基本吻合, 差异较小, 但由于模拟真实地震问题的复杂性和高耗时性, 考虑接触条件工况的计算求解收敛性和稳定性较差。

4.2 计算结果与试验对比

(1) 最大剪应变与变形

图 11 为 ABAQUS 计算得到的某次地震事件各剖面剪应变和最大变形曲线。该工况为模型在小震 ($PGA=0.022\text{ g}$)、筏板质量(即上部结构作用于基础

的荷载) $load1=3680\text{ kN}$ 时的计算结果, 土体模型采用 Hypoelastic, 4 个剖面位置可参见马 亢和裴建良^[2]中的图 4, 即分别标记为剖面 1, 2, 3 和 4, 其中, 剖面 1 和 3 是土体剖面, 且靠近桩筏基础, 代表近场土体剖面, 此部分土体将不可避免地既有桩筏基础发生显著的相互作用, 剖面 1 比剖面 3 相对来说距离桩筏基础较远; 剖面 2 为桩基础剖面, 用于研究桩的动力反应; 剖面 4 代表远场土体剖面, 此部分土体受桩筏影响很小, 几乎可以忽略, 用于研究远场土体的地震反应。

从图 11(a)可见, 土体各剖面的最大剪应变均发生于土体浅部的桩筏基础附近, 然后随土体深度增大而递减。远场土体(剖面 4)产生的最大剪应变比相应的近场土体(剖面 1, 3)小, 尤其在浅层土体更为明显。这与试验结果一致, 即在地震过程中, 基础周围的土体应变水平较高, 以致软化程度要大于相应的远场土体, 从而周期更长, 与试验结果一致。

对于图 11(b), 可见无论是土体还是桩体, 最大的变形均发生在表部(土表或桩头), 这是合理的, 因为在地震条件下, 往往在这些部位放大效应最为明显, 运动也最强烈, 符合实际情况。

(2) 加速度时程和反应谱

图 12 为采用 ABAQUS 计算得到的某次典型地震事件结果(主要包括近场土表 A2、筏板 A3), 并结合相应试验结果作对比分析。可见, 尽管存在差异, 但计算结果总体上能充分地反映试验实测的加速度时程和反应谱特征, 确定的共振周期也与试验值吻合。计算分别采用了 Hypoelastic 和 HyperMas (Umat)两种土体模型, 尽管对土体的降强行为考虑不同, 两者均能较准确地捕捉土体和基础(筏板)的周期值, 差异较小。

图 13 为 ABAQUS 计算的筏板周期与试验结果对比, 可见, 数值模拟的结果与试验预测的数值和趋势基本一致。另有, 对于土体的周期, 两者结果也基本吻合, 限于本文篇幅, 不再赘述。

(3) 桩身弯矩

图 14 为 2 种土体模型下, ABAQUS 计算得到的 3 种不同上部结构荷载水平下(即上部结构施加到基础的等效筏板质量分别为 3 680, 6 050 和 8 630 kN)的桩身弯矩包络图。可见, 2 种模型条件下的计算结果十分相近, 并符合试验结果。这充分说明, 土体的地震软化效应对桩的地震反应行为影响不显著, 考虑和不考虑土体软化效应的本构模型

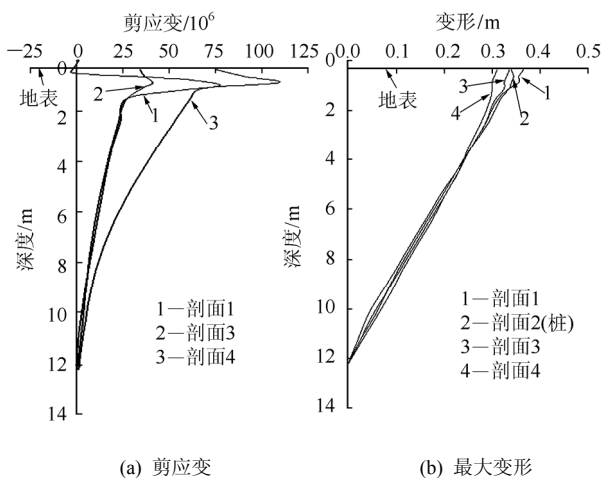
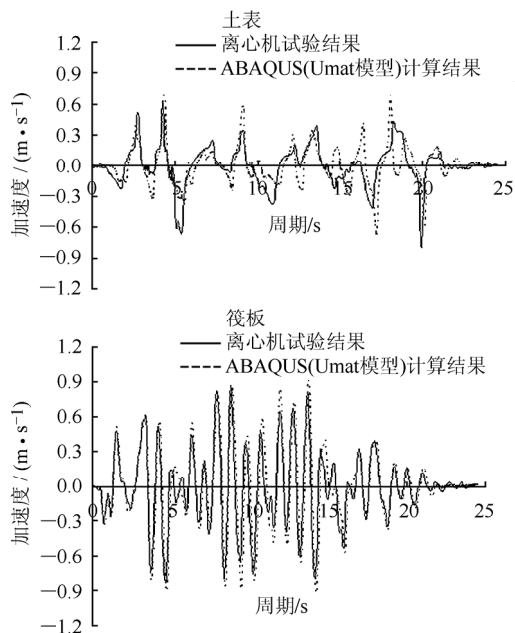
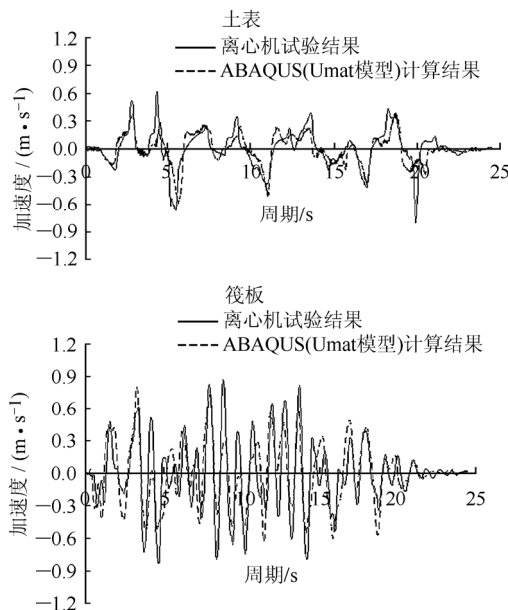


图 11 各剖面的剪应变和变形曲线

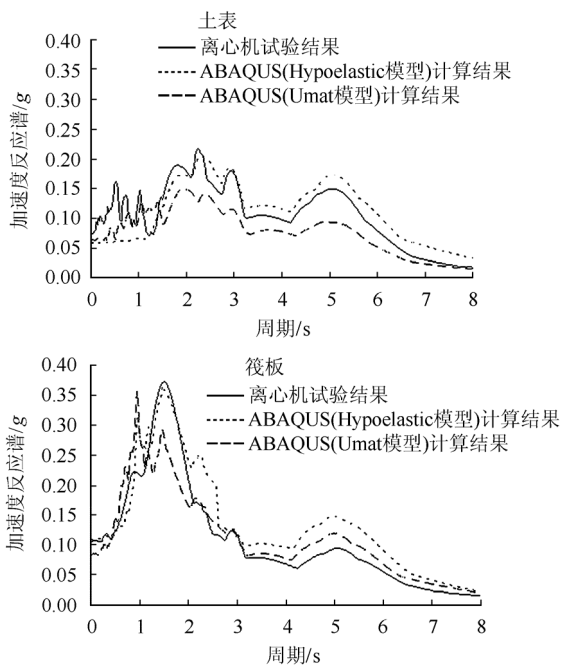
Fig. 11 Shear strain and deformation curves of each sections



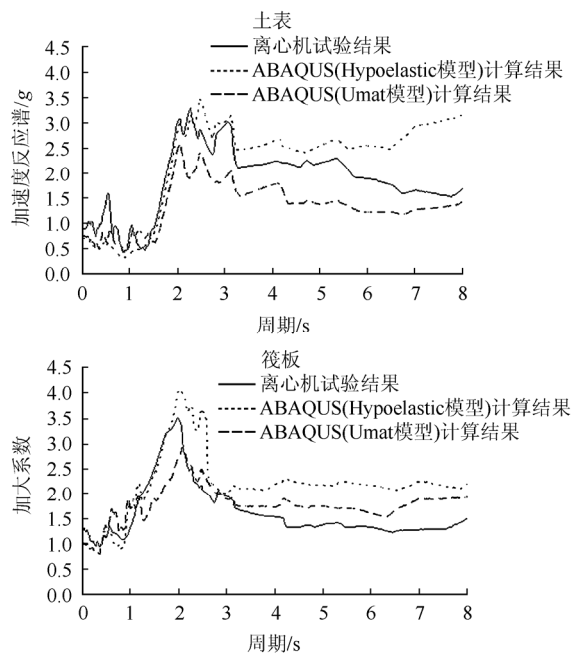
(a) 加速度时程对比(土表和筏板), 土采用 Hypoelastic 模型



(b) 加速度时程对比(土表和筏板), 土采用 HyperMas (Umat)模型



(c) 反应谱对比



(d) 放大系数对比

图 12 ABAQUS 计算结果与试验结果对比

Fig.12 Comparison of ABAQUS results and centrifuge tests

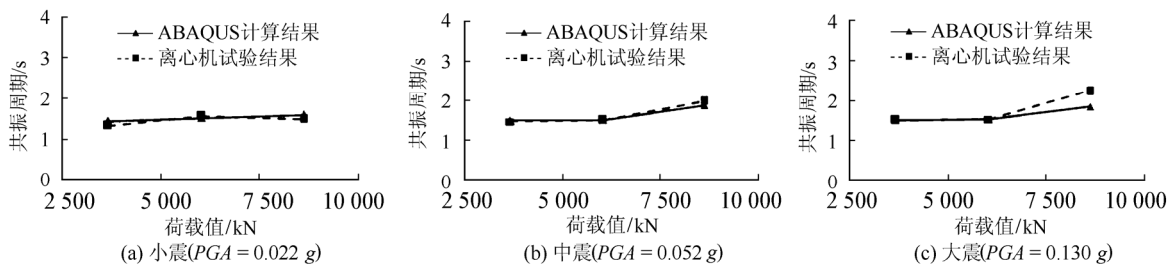


图 13 ABAQUS 计算的筏板周期与试验结果对比

Fig.13 Comparison of raft periods between ABAQUS results and centrifuge tests

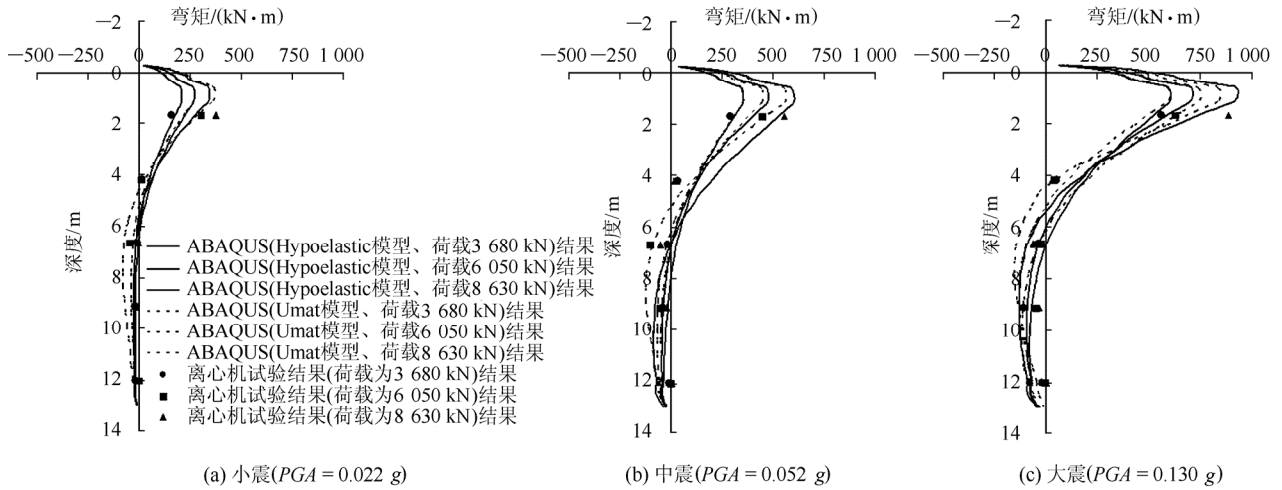


图 14 ABAQUS 计算的弯矩包络图与试验结果对比

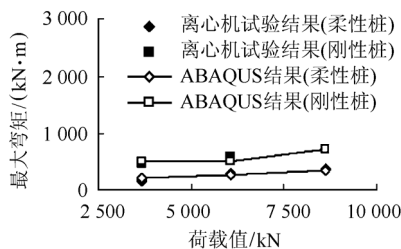
Fig.14 Comparison of envelopes of pile bending moment between ABAQUS results and centrifuge tests

对桩身弯矩的影响不明显，这与试验预期十分吻合。

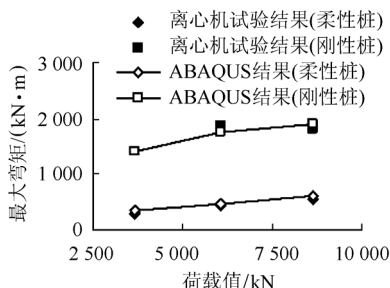
值得说明的是，2 种土体模型下的 ABAQUS 计算速度是有较大差异的。ABAQUS 对于用户子程序 Umat 的每次调用过程中(每个增量步)，形成总刚度矩阵并进行本构方程计算往往耗时较大，在相同条件下，几乎是内嵌模型(Hypoelstic)的 2 倍。因此，对于侧重于(基础)结构的地震反应分析，本文建议采用 Hypoelastic 更为高效、快捷。

正如试验所确定的桩身弯矩特征，计算结果也能充分准确地捕捉到试验中实测的 2 种刚度差异显著桩基础(柔性桩和刚性桩)的最大弯矩值，这也是工程中最为关切的因素之一，如图 15 所示。

(4) ABAQUS 计算结论



(a) 小震(PGA = 0.022 g)



(b) 中震(PGA = 0.052 g)

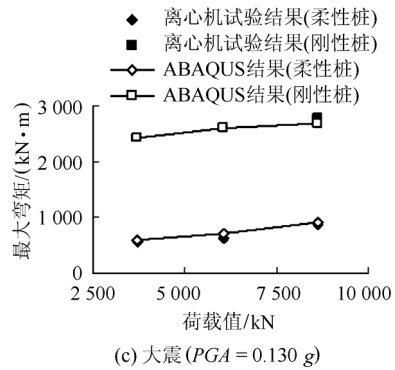


图 15 ABAQUS 计算的桩身最大弯矩值与试验结果对比
Fig.15 Comparison of maximum bending moment between ABAQUS results and centrifuge tests

以上内容基于 ABAQUS 的计算分析，分别从加速度、反应谱以及桩身弯矩等方面验证了试验结果的正确性和合理性，计算结果能有效地反映试验确定的共振周期、弯矩最大值等重要工程设计参数。

5 结 论

本文在前述系列研究的基础上，继续深入全面地探讨了桩筏基础 - 土体系在地震荷载作用下的动力软化规律，并尝试在昂贵复杂的离心机试验研究手段之外，采用 ABAQUS 程序对该课题开展研究，事实证明该计算手段可行、高效及经济且能满足实际工程的需要，本文综合采用离心机动力试验和 ABAQUS 计算研究方法，取得的主要成果如下：

(1) 在地震持续作用下，土体将发生一定程度的软化，表现为周期的持续增大；然而基础(筏板)

的周期和桩身弯矩包络图几乎不发生改变, 这说明整个基础单元在地震作用下基本上不发生软化, 其动力行为很大程度上取决于自身特性如桩体刚度和上部结构传递到基础的荷载水平(惯性)等, 同时也表明地震作用下土体软化对桩 - 筏结构的影响很小。考虑到软黏土的动力破坏机制和砂的液化机制有着显著差异, 通过本文的研究可知, 软黏土中的桩筏基础在相同地震系列的持续作用下, 其行为不会继续恶化, 即: 基础或其影响的上部结构在地震初期(或“主震余震型”地震的主震)能保持安全和稳定, 在地震后期(余震)中也可继续安全, 余震对其影响仅为主震事件的弱化复制效应(多周疲劳效应除外);

(2) 对于地震作用下桩筏基础 - 土动力相互作用课题的研究, 目前国内外普遍采用的研究手段都集中于物理模型试验上(如离心机 - 振动台动力试验), 这对实验室和测试系统的标准和技术要求非常严格, 试验运行费用也非常昂贵, 研究成果尚十分有限, 对机制的阐述几乎未有; 探索除试验之外的计算途径可以使得研究费用大大降低和效率大大改进, 同时可为工程抗震设计提供高效可靠的工程实用技术参数, 本文开展的 ABAQUS 计算分析能较好地吻合试验结果, 并能准确合理地提供工程设计参数, 是另一种快捷实用的研究途径, 可为后来研究者提供思路, 今后可通过不断改进(如巨型自由度模型地震问题的并行计算和高非线性计算稳定问题等)以更好地为实际工程服务。

因此, 笔者建议对于桩(筏)基础的抗震性研究, 除开展必要复杂模型试验之外, 采用数值方法更为经济、实用且可靠。

参考文献(References):

- [1] STEWART J. Analysis of soil-structure interaction effects on building response from earthquake strong motion recordings at 58 sites[R]. Berkeley: University of California, 1997.
- [2] 马 亢, 裴建良. 桩筏基础 - 土动力相互作用的离心机模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(7): 1 488 - 1 495.(MA Kang, PEI Jianliang. Study of dynamic interactions between pile-raft foundation and soft clay by centrifuge tests[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(7): 1 488 - 1 495.(in Chinese))
- [3] 马 亢, 裴建良. 桩 - 土动力相互作用问题中桩身刚度的影响效应研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(增 2): 3 626 - 3 632. (MA Kang, PEI Jianliang. Effect of pile stiffness on the pile-soil dynamic interaction problem[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(Supp.2): 3 626 - 3 632. (in Chinese)).
- [4] SNYDER J L. Full scale test lateral load tests of a 3×5 pile group in soft clays and silts[M. S. Thesis][D]. Brigham, USA: Brigham Young University, 2004.
- [5] VUCETIC M. Normalised behaviour of offshore clay under uniform cyclic loading[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1988, 25(1): 33 - 41.
- [6] VIGGIANI G, ATKINSON J H. Stiffness of fine-grained soils at very small strains[J]. Geotechnique, 1995, 45(2): 249 - 265.
- [7] 马 亢. 地震条件下桩筏基础与土的动力相互作用机制研究[博士学位论文][D]. 成都: 四川大学, 2010.(MA Kang. Dynamic pile-raft-soil interaction in soft clay condition during earthquakes[Ph. D. Thesis][D]. Chengdu: Sichuan University, 2010.
- [8] SUBHADEEP B. Centrifuge and numerical modeling of soft clay-pile-raft foundations to seismic shaking[Ph. D. Thesis][D]. Singapore: National University of Singapore, 2009.
- [9] SUBHADEEP B, LEE F H, MA K. Far-field seismic soil-pile-raft interaction in normally consolidated kaolin clay[C]// Proceedings of the 7th International Conference on Physical Modelling in Geotechnics. [S.l.]: [s.n.], 2010: 34 - 39.
- [10] MASING G. Eigenspannungen und verfestigung beim messung[C]// Proceedings of the 2nd International Congress of Applied Mechanics. [S.l.]: [s.n.], 1926: 332 - 335.
- [11] DASARI G R. Modeling of the variation of soil stiffness during sequential construction[Ph. D. Thesis][D]. United Kingdom: Cambridge University, 1996.
- [12] IDRIS I M, MORIWAKI Y, WRIGHT S G, et al. Behaviour of normally consolidated clay under simulated earthquake and ocean wave loading conditions[C]// Proceedings of International Symposium on Soils under Cyclic and Transient Loading. [S.l.]: [s.n.], 1980: 437 - 445.
- [13] HUANG Y, ZHANG F, YASHIMA A, et al. Three-dimensional numerical simulation of pile-soil seismic interaction in saturated deposits with liquefiable sand and soft clay[C]// Proceeding of Computational Mechanics WCCM VI in Conjunction with APCOM. Beijing: [s.n.], 2004: 5 - 10.