DOI:10.16198/j.cnki.1009-640X.2016.03.011

冯婷婷, 王建华. 循环荷载作用下软土中吸力锚变形过程拟动力算法[J]. 水利水运工程学报, 2016(3): 82-89. (FENG Tingting, WANG Jian-hua. A pseudo-dynamic method for deformation process of suction anchors in soft clays under cyclic loads[J]. Hydro-Science and Engineering, 2016(3): 82-89.)

循环荷载作用下软土中吸力锚 变形过程拟动力算法

冯婷婷^{1,2},王建华^{1,2}

(1. 天津大学 水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072; 2. 天津大学 岩土工程研究所, 天津 300072)

摘要:针对静荷载与循环荷载共同作用下软土中张紧式吸力锚的变形失稳过程进行了研究,通过拟动力有限 元法模拟了静荷载和循环荷载共同作用下模型锚变形过程,验证了拟动力算法的可行性。分析过程中采用考 虑循环荷载作用历史的等效线性黏弹性计算模型描述饱和软黏土不排水循环动力响应,依据蠕变理论描述土 单元的循环累积应变响应。基于 ABAQUS 有限元软件,借助拟动力黏弹塑性模型提出了一种既能描述土体循 环动力响应又能获得土体变形循环累积过程的拟动力算法。通过编制脚本程序 PYTHON,将计算土体循环动 力响应的过程与分析土体变形累积的过程连接起来,使计算机自动完成整个拟动力有限元算法的分析过程,最 终实现了不通过详细跟踪循环荷载作用历史即可获得软土中吸力锚在循环荷载作用下变形逐渐循环累积至失 稳过程的拟动力算法。

锚固在深海地基上的基础不仅承受工作荷载,而且经常受风、浪、流等引起的循环荷载作用,基础往往因 变形过大而失稳破坏。在深海环境中的浅层地基多为饱和软黏土,为此研究静荷载和循环荷载共同作用下 饱和软黏土中吸力锚基础的变形失稳过程是重要研究课题。在以往土体变形分析中,大部分研究仅考虑土 体在循环荷载作用完成后最终的累积变形,忽略了土体在震动过程中的动力响应^[13],不能真实反映土体在 静荷载和循环荷载共同作用下变形逐渐循环累积的过程。王元占等^[4-5]采用 Hardin 双曲线模型结合计算土 体残余应变经验式,通过追踪每次循环荷载作用产生的土单元动应力计算土体的残余应变,进而获得循环荷 载每作用 1 次的残余变形,计算量大,在结果分析中可以看出,该计算方法难以用于循环荷载作用次数较多 的变形分析中,并且没有体现出土体在受循环荷载作用时产生的变形逐渐循环累积的过程。刁志明等^[6-7] 采用等效线性化算法,结合土石料动力残余应变计算式,计算土单元的动力响应和残余应变势,进而得到地 震作用下坝体最大横截面的永久变形等值线图,但无法获得整个三维坝体在循环荷载作用下变形逐渐循环 累积的发展过程,并且在分析各循环荷载作用时段产生的动力响应分析中,没有考虑循环荷载作用历史对其 动力响应分析的影响,显然与实际情况有一定差异;G. Bouckovalas 等^[8]在等效线性计算模型中引入刚度弱 化程度系数,认为由于土体在循环荷载作用下发生弱化而产生累积变形,只能获得循环荷载作用结束后产生 的累积变形,无法获得循环荷载作用时段土单元累积应变视为上时段应变的指数函数,但计算模型中由土单元应力

收稿日期: 2015-07-08

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51179120);教育部博士点基金资助项目(20130032110045)

作者简介:冯婷婷(1990—),女,河北衡水人,硕士研究生,主要从事土动力学研究。E-mail: ttfdyx@ sina.com 通信作者:王建华(E-mail: tdwjh@ eyou.com)

状态及试验确定的系数较多,增加了计算模型的复杂性。潘家军等^[10]基于 ABAQUS 软件,将每个单元视为 不同的材料,解决了 ABAQUS 中同类材料的单元无法设置不同阻尼参数的问题,但动力迭代过程中各单元 材料的设置和更新增加了计算工作的复杂性,并且该方法只能获得坝体在循环荷载作用结束后的变形图。 费康等^[11]基于 UMAT 子程序开发了黏弹性模型,依据动三轴试验计算各单元残余累积应变,结合单元刚度 获得单元的初始应力,进而计算得到循环荷载作用结束后的土体变形,在动力计算中时刻比较各积分步的单 元剪应变,增加了程序的运行时间,并且在线性迭代过程中均采用手动方式进行文件的修改和程序调用,不 仅浪费时间,而且容易出现差错。

目前研究土体在循环荷载作用下的动力响应和变形过程主要通过详细追踪土单元的循环应力时程,采 用增量弹塑性模型研究土体的变形发展过程^[12-14],但该方法计算量大,需要计算土体在每次循环荷载作用 时产生的响应,进而导致误差累积较大,运行时间过长,难以分析循环荷载作用次数较多的实际工程。

通过以上分析可知,研究一种不受循环荷载作用次数限制,在较短时间内,既能分析得到静荷载和循环 荷载共同作用下土体的动力响应,又能获得土体详细的变形循环累积过程的分析方法是重要的研究课题。 本文采用李书兆等建立的拟动力黏弹塑性本构模型^[15],通过编制的脚本程序 PYTHON,将描述土单元动力 响应的等效线性计算过程与描述土单元循环应变累积响应的计算过程连接起来,整个拟动力有限元计算过 程在 ABAQUS,PYTHON 和 MATLAB 之间自动切换,完全实现了循环荷载作用下土体的动力响应和变形逐 渐循环累积的分析过程,减少了分析过程中人工的反复操作和出错概率,提高了工作效率。

1 拟动力黏弹塑性本构模型简介

拟动力黏弹塑性本构模型由等效线性黏弹性模型和循环累积应变计算模型两部分组成。采用黏弹性模型描述土体动力响应,将循环荷载作用次数视为时间衡量单位,依据蠕变理论的循环累积应变计算模型描述 土单元在静偏应力与循环偏应力共同作用下偏应变的累积性,将等效线性黏弹性模型和循环累积应变计算 模型相结合,建立了不追踪土单元循环应力时程的拟动力黏弹塑性本构模型^[15]。

1.1 等效线性黏弹性模型

等效线性黏弹性模型将饱和软黏土视为黏弹性体,将模量和阻尼比表示为动应变幅的函数,以反映土体的非线性和应变滞后性。采用由线弹性弹簧和黏壶并联的 Kelvin 黏弹性模型,结合广义胡克定律,将一维条件下的动应力应变关系推广至一般应力状态下理想黏弹性应力应变关系,见式(1)。

$$\begin{cases} \sigma_{ij} = K\varepsilon_V + 2G\varepsilon_{ij} + \eta_K \dot{\varepsilon}_V + 2\eta_G \dot{\varepsilon}_{ij} & i = 1, 2, 3; \ j = 1, 2, 3; \ i = j \\ \sigma_{ij} = 2G\varepsilon_{ij} + 2\eta_G \dot{\varepsilon}_{ij} & i = 1, 2, 3; \ j = 1, 2, 3; \ i \neq j \end{cases}$$
(1)

式中:拉密常数 $K = E\mu/((1 + \mu)(1 - 2\mu))$; E 为弹性模量; G 为剪切模量;体积黏滞系数 $\eta_{K} = 2K\lambda/\omega$,其 中 λ 为阻尼比, ω 为圆频率; η_{c} 为剪切黏滞系数,且 $\eta_{c} = 2G\lambda/\omega$; ε_{V} 为体积应变,且 $\varepsilon_{V} = \varepsilon_{x} + \varepsilon_{y} + \varepsilon_{z}$ 。

1.2 循环累积应变计算模型

将循环荷载作用下土体变形循环累积的发展过程等效为静力作用下的蠕变过程,把土单元应变循环累 积增量等效为蠕变增量。假设材料在偏应力空间中存在一蠕变势面,发生的蠕变为偏应变,蠕变增量的方向 为蠕变势面的外法线方向,大小取决于比例因子^[16-17],结合应变分量增量与八面体累积剪应变增量之间的 关系,可得土单元八面体循环累积剪应变增量 dy₈,表示的循环累积应变增量 de^e;;的表达式,见式(2)。

$$d\varepsilon_{ij}^{p} = \begin{cases} d\gamma_{8,p} 3S_{ij} / (\sqrt{8}\bar{\sigma}) & i = 1, 2, 3; \ j = 1, 2, 3; \ i = j \\ d\gamma_{8,p} 3S_{ij} / (\sqrt{2}\bar{\sigma}) & i = 1, 2, 3; \ j = 1, 2, 3; \ i \neq j \end{cases}$$
(2)

式中: S_{ij} 为偏应力张量, $S_{ij} = [\sigma'_x \sigma'_y \sigma'_z \tau_{xy} \tau_{yz} \tau_{zx}]$; $\bar{\sigma}$ 为等效应力,并且 $\bar{\sigma} = (1.5 (\sigma'_{ij})^{\mathsf{T}} (\sigma'_{ij}))^{1/2}$, $\sigma'_{ij} = [\sigma'_x \sigma'_y \sigma'_z \sqrt{2} \tau_{xy} \sqrt{2} \tau_{xy} \sqrt{2} \tau_{zx}]_{\circ}$

由式(3)计算与循环累积应变增量对应的等效结点荷载增量。

$$\Delta \boldsymbol{R} = \int_{U} \boldsymbol{B}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{D} \mathrm{d} \boldsymbol{\varepsilon}_{p} \mathrm{d} \boldsymbol{V}$$
(3)

将式(2)代人ΔR表达式中,得到等效结点荷载增量与土单元循环累积应变增量的关系式,见式(4):

$$\Delta\{R\} = \begin{cases} \int_{V} \boldsymbol{B}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{D} \mathrm{d} \boldsymbol{\gamma}_{8,p} \frac{3S_{ij}}{2\sqrt{2}\bar{\sigma}} \mathrm{d} V & i = 1, 2, 3; \ j = 1, 2, 3; \ i = j \\ \int_{V} \boldsymbol{B}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{D} \mathrm{d} \boldsymbol{\gamma}_{8,p} \frac{3S_{ij}}{\sqrt{2}\bar{\sigma}} \mathrm{d} V & i = 1, 2, 3; \ j = 1, 2, 3; \ i \neq j \end{cases}$$
(4)

2 拟动力有限元计算方法基于 ABAQUS 软件的实现

采用拟动力有限元计算方法分析张紧式吸力锚在静荷载和循环荷载共同作用下的变形失稳过程,首先 根据土体不排水剪切强度确定静荷载作用下土体的材料参数^[9],并基于 ABAQUS 软件采用理想弹塑性本构 模型进行张紧式吸力锚在静荷载作用下的响应分析。

首先将分析土体的变形循环累积过程分为若干个计算分析时段,依据拟动力黏弹塑性本构模型,利用 ABAQUS 有限元软件提供的材料本构关系 UMAT 接口,编制 ABAQUS 子程序将黏弹性模型嵌入计算主程序 中,结合等效线性算法进行土体在循环荷载作用下的动力响应分析,以描述土单元在循环荷载作用下的非线 性和应变滞后性。根据当前循环荷载作用下土单元的八面体静剪应力和八面体循环应力,通过编制的 MATLAB 程序计算土单元的累积应变势增量,依据蠕变理论转化为结点上的等效结点力增量,再将等效结 点力增量作用到分析变形累积的有限元模型上,通过各时段动力响应的逐渐累积获得土体的变形循环累积 过程。在拟动力有限元分析过程中,通过编制脚本程序 PYTHON 将动力响应分析和土体变形分析的过程连 接起来,实现计算机多次跨平台操作,自动完成整个分析吸力锚在静荷载和循环荷载共同作用下变形循环累 积过程的拟动力有限元计算。

2.1 动力响应分析

针对张紧式吸力锚在第 N 个循环荷载作用时段过程中的动力响应分析,本文考虑循环荷载作用历史对 土体动力响应分析的影响,采用等效线性化算法将非线性问题转化为线性问题。到目前为止,在采用考虑循 环荷载作用历史影响的等效线性化算法中,有影响参数较多,难以确定的问题。

本文考虑循环荷载作用历史对动力响应的影响,将循环荷载作用第 N 时段的动力有限元分析设置为两 步:一是计算前 N-1 循环荷载作用时段土体变形的分析步,即在保证前 N-1 个时段土单元累积应变势不变 的前提下,依据第 N 个分析时段的动力材料参数,结合式(4)计算土单元各结点等效结点力,作用到动力分 析有限元模型的相应节点上,用于分析前 N-1 分析时段土体产生的变形;二是在土体已有变形基础上再施 加第 N 时段的循环荷载,计算第 N 时段的动力响应。动力分析步分成若干时间积分步,由有限元主程序计 算得到各单元的质量矩阵和刚度矩阵,按 Relay 阻尼的计算方法确定单元的阻尼矩阵,结合 Newmark-β 隐 式积分法进行土体动力响应的计算。由于本文中土单元各时刻的循环八面体剪应变是动力计算结束后在 PYTHON 程序中进行计算和比较的,避免了土单元循环八面体剪应变的计算公式和比较程序在 UMAT 子程 序中被多次调用,充分提高了程序的运行效率。

在等效线性动力响应分析中,将第 N 次循环荷载作用时土单元最大循环八面体剪应变与作用前土单元 循环八面体剪应变的绝对差值作为循环八面体剪应变幅 γ_{ey},结合室内试验给出的土单元剪切模量和阻尼 比与循环八面体剪应变幅的关系曲线,确定此次动力迭代得到的剪切模量和阻尼比。并通过等效线性化算 法完成该时段的动力迭代,直至相邻两次计算的剪切模量差值达到允许的误差范围,则该循环荷载作用时段 的动力响应计算结束。

2.2 土体变形循环累积过程的计算

首先基于 ABAQUS 软件采用理想弹塑性模型描述土体在静荷载作用下的响应,用于考虑土体在工作荷

载作用时的响应对循环荷载作用下土体的变形累积过程的影响。静荷载作用分析中土单元的弹性模量由不 排水剪切强度确定,泊松比 μ 取0.49^[18],屈服强度按Mises准则计算,进而通过静力分析获得土单元的八面 体静剪应力比 $\tau_{8,a}/\tau_{8,f}$ 。在第N个动力分析时段结束后,根据土单元形心点处八面体静剪应力比和八面体 循环剪应力比,由式(5)确定第N-1时段八面体累积剪应变势在第N时段应力状态下的等效振次 N° ,再由 式(6)确定第N时段总的等效振次,并根据式(7)确定第N时段八面体累积应变势 $\gamma_{8,p}^{N}$,进而获得土单元 在该时段循环荷载作用下的循环累积应变势增量 $\Delta\gamma_{8,p}$ 。但土单元的永久应变没有考虑周围土单元的约束 作用,不能满足单元间的变形相容条件,不是土单元的实际应变,故将其视为土单元的初应变。由式(4)按 静荷载作用下的应力应变关系结合该时段累积应变增量计算土单元各节点的等效结点力增量,并反作用到 第N-1时段动力计算结束有限元模型的相应节点上,通过求解总体静力平衡方程式(8),求得第N时段与 该等效节点力增量对应的累积变形增量,并将变形逐渐累积的过程与各循环荷载作用时段的循环变形相结 合,逐步累积获得土体在静荷载和循环荷载作用下的变形循环累积过程,进而得到吸力锚的变形失稳过程。

$$N^e = \left(\gamma_{8,p}/A\right)^{1/B} \tag{5}$$

$$N = N^e + \Delta N \tag{6}$$

$$\gamma_{8,p}^{N} = AN^{B} \tag{7}$$

式中:A,B为与八面体静剪应力比和八面体循环剪应力比有关的系数,可由室内试验得到土单元在不同静应力比和循环应力比条件下,八面体循环累积剪应变随循环应力作用次数的变化关系进行线性插值外推求。

$$\int_{V} \boldsymbol{B}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{D} \boldsymbol{\varepsilon} \mathrm{d} \boldsymbol{V} = \boldsymbol{R} + \boldsymbol{R}' + \Delta \boldsymbol{R}$$
(8)

式中:D为在静荷载作用下土单元的弹性矩阵;各单元总应变量为 ϵ ;D'为与该时段循环荷载作用前的累积 应变 ϵ_a 相对应的结点荷载; $d\epsilon_a$ 为该时段循环荷载作用 ΔN 次后土单元的累积应变增量。

3 吸力锚循环变形失稳过程分析

为验证该拟动力分析方法用于模拟土体在循环荷载作用下变形逐渐循环累积过程的可行性,本节利用 该方法,针对文献[18]中模型吸力锚在静荷载与循环荷载共同作用下的竖向破坏模式和水平破坏模式的模 型试验进行模拟。模型试验均在 1g 条件下进行,分别对不同直径 D、循环荷载加载角度 a、静荷载比 F_a/F_f 及循环荷载比 F_{ey}/F_f的模型锚进行研究。在对水平破坏模式的模型试验中,在模型锚两侧施加重 W 的重 块,以实现模型锚在静荷载和循环荷载共同作用下最终以水平位移大于竖向位移而失稳破坏的破坏模式。 模型试验条件见表 1。

Tab. 1 Conditions for model tests						
破坏模式	模型锚直径 D/m	锚长 H/m	上覆重量 W/kN	加载角度 a/(°)	静荷载比 F_a/F_f	循环荷载比 $F_{\rm ey}/F_{\rm f}$
竖向	0.076	0.456	—	30	0.5	0. 384
	0.076	0.456	—	30	0. 7	0. 164
水平	0.076	0.456	0.44	35	0.5	0. 421
	0. 114	0.456	0.32	35	0.5	0. 415

表1 模型试验条件

对两种破坏模式的模型试验在不同加载方向、不同静应力比和循环应力比条件下的结果进行模拟。吸力锚有限元分析模型采用表1中的模型试验条件数据,加荷位置在距离锚顶2/3倍锚长的系泊点处,与模型试验一致,以考察张紧式吸力锚在静荷载和循环荷载共同作用下的变形循环累积变化规律。为充分验证拟动力算法的可靠性,在有限元分析过程中均取文献[18]建议的参数。因模型的几何条件和荷载条件关于z轴对称,故沿z轴方向截取一半有限元模型。将吸力锚视为刚体,图1为有限元模型的网格划分图。通过模型试验结果和有限元计算结果可知,吸力锚模型左右两侧土体变形范围较小,离锚稍远的土体几乎无变形,

为尽量简化有限元模型及降低边界条件对计算结果的影响,竖向破坏模式和水平破坏模式的吸力锚模型周围土体的计算范围沿水平方向分别取 12 倍和 8 倍锚径;吸力 锚模型底部变形范围较大,锚模型底部土体的计算范围 沿竖直方向分别取 4.5 倍和 3 倍锚径,与模型试验中锚模 型底部土体尺寸相同。

结合模型试验的实际边界情况,有限元计算模型在 对称边界和竖直边界施加水平约束,在水平边界施加竖 向约束,以模拟土体与边界单元之间的约束作用。为合 理模拟土体与吸力锚之间的接触作用,根据模型试验中



土体与吸力锚之间的相互作用过程,有限元计算模型在锚内壁和土体之间设为不可分离的接触条件,锚外壁 和土相互作用的被动区为切向可以滑动,法向不可分离的接触,主动区为切向可滑动,法向可分离的接触。 在进行吸力锚竖向破坏模式有限元分析时,依据临界剪应力设置切向摩擦接触条件,其值取为 αS_u^[18](α为 锚土之间摩擦系数,S_u为土体不排水剪切强度)。对于水平破坏模式的模型试验进行有限元计算模拟时,按 照库伦摩擦设置摩擦接触参数。

3.1 竖向破坏模式模型试验结果预测分析

图 2 为静荷载比 0.5、循环荷载比 0.449、加载方向 30°吸力锚在竖向破坏模式下的最终变形图。对比图 3 给出的模型试验变形图^[18],可以看出,吸力锚最终是以平动的形式被拔出土层,主动区土体几乎无变形,锚的竖向累积位移远大于水平位移,破坏模式为竖向破坏,这与模型试验的变形情况一致。但被动区土体变形的有限元模拟有一定差异:模型试验中被动区土体发生一定的隆起,有限元分析结果中被动区土体的隆起 变形并不明显。



图 2 竖向破坏模式下吸力锚循环累积变形 Fig. 2 Cyclic accumulative deformation of anchor under vertical failure mode



图 3 竖向破坏模式下吸力锚模型试验变形^[18] Fig. 3 Anchor deformation during model tests under vertical failure mode^[18]

图 4 为通过拟动力有限元方法分析得到的吸力锚系泊点处沿系泊方向的位移时程曲线与模型试验结果 对比图。由图 4 可见,模型锚在循环荷载作用过程中,锚系泊点的位移逐渐循环累积,随着循环次数的增加, 系泊方向位移累积速率逐渐减缓,循环变形逐渐增大,有限元计算结果的整体趋势与模型试验结果一致;但 有限元计算得到的累积变形时程曲线有较小的波动,原因是为提高计算效率和增强算法的适用性,在整个动 力分析过程中划分的间隔次数不均匀所致。由对比曲线可知,有限元计算的振动变形与模型试验结果较为 吻合,有限元计算得到的吸力锚循环变形累积的趋势和数值与模型试验结果较为接近。





3.2 水平破坏模式模型试验结果预测分析

采用拟动力弹塑性有限元分析方法,预测加载方向 35°、静荷载比 0.7、循环荷载比 0.415、上覆重量 0.44 kN 的吸力锚模型试验结果。图 5 为吸力锚在水平破坏模式下的最终变形,可以看出,吸力锚的水平位 移远大于竖向位移,并以平动的形式被拔出土层,通过图 5 与模型试验结果(图 6)的比较可以看出,拟动力 有限元分析土体的最终变形与模型试验的最终变形均因水平变形过大而破坏的情况一致。







图 6 水平破坏模式下吸力锚模型试验变形[18]

Fig. 6 Anchor deformation figure of model tests under horizontal failure mode $^{[\,18\,]}$

图 7 分别为上覆重量 W=0.32 和 0.44 kN 的锚模型试验结果和有限元预测结果对比。





由图 7 可见:循环荷载作用初期,有限元计算的位移累积速率相比模型试验结果要大,循环变形小于模型试验结果,随循环荷载作用次数的增加,位移累积速率和循环变形逐渐接近模型试验结果,最终有限元计算结果与模型试验结果一致。图 7(a)中拟动力有限元分析结果与模型试验结果的土体变形循环累积时程

曲线吻合程度没有图 7(b)好,原因在于文献[18]中的所有模型试验都在同一土池中进行,土池中土体经过 多次拔插模型锚的过程,土体扰动较大,即使模型试验前进行土体预压,也难以恢复土体原有的均匀状态。 由图 7(a)和图 7(b)对比可知,有限元分析结果与模型试验结果吻合程度差异不大,可以满足误差要求,并 且总体趋势与模型试验结果基本一致。

4 结 语

(1)将黏弹性模型嵌入 ABAQUS 软件中,结合等效线性算法对循环荷载作用下吸力锚的动力响应进行 计算分析,通过考虑循环荷载作用历史的影响,获得土单元在已有变形基础上各时段的应力和变形时程,为 模拟土体在循环荷载作用下变形循环累积过程奠定基础。

(2)通过拟动力黏弹塑性有限元分析方法计算得到的吸力锚系泊点处沿系泊方向的变形循环累积时程 图可直观地看到吸力锚的变形失稳过程,实现了在不追踪土单元详细应力时程前提下,即可获得土体在静荷 载和循环荷载共同作用下的变形逐渐循环累积过程。分析结果中的循环累积变形随荷载循环次数的变化过 程与模型试验相比有一定差别,但两者总体趋势一致,可见,采用拟动力黏弹塑性有限元方法能够评价静荷 载与循环荷载共同作用下吸力锚的变形失稳过程,同时验证了该算法中动力响应分析的可靠性。

(3) 通过 PYTHON 程序将整个变形分析过程连接起来,实现了在分析过程中无需手工操作,使计算机自动完成整个过程的计算,有效提高了计算效率。

参考文献:

- BOUCKOVALAS G, WHITMAN R V, MARR W A. Permanent displacement of sand with cyclic loading [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1984, 110(11): 1606-1623.
- [2] 刘振纹,秦崇仁,王建华,等. 循环荷载作用下软黏土地基的累积变形[J]. 中国港湾建设, 2004(6): 31-34. (LIU Zhenwen, QIN Chong-ren, WANG Jian-hua, et al. Accumulative deformation of soft clayey foundation under cyclic loads[J]. China Harbour Engineering, 2004(6): 31-34. (in Chinese))
- [3] 姚颖,张建海,何昌荣,等. 剑科心墙堆石坝三维地震反应分析[J]. 水力发电,2009,35(5):71-74.(YAO Ying, ZHANG Jian-hai, HE Chang-rong, et al. 3D-seismic response analysis of Jianke rockfill dam with core wall[J]. Journal of hydroelectric engineering, 2009, 35(5):71-74.(in Chinese))
- [4] WANG Yuan-zhan, ZHU Zhen-ying. Dynamic response analysis for embedded large-cylinder breakwaters under wave excitation
 [J]. China Ocean Engineering, 2004, 18(4): 585-594.
- [5] 姚文娟, 熊胜, 陈景林, 等. 沉入式大直径圆筒结构的动力塑性变位研究[J]. 水运工程, 2009(11): 11-17. (YAO Wenjuan, XIONG Sheng, CHEN Jing-lin, et al. Study on dynamic plastic displacement to large-diameter cylindrical structure[J]. Port & Waterway Engineering, 2009(11): 11-17. (in Chinese))
- [6] 刁志明,马伟,刘良军,等.金佛山混凝土面板堆石坝地震反应 3-D 分析[J].重庆交通大学学报(自然科学版), 2013, 32(2): 285-289. (DIAO Zhi-ming, MA Wei, LIU Liang-jun, et al. 3-D finite element analysis of seismic response of Jinfoshan mountain concrete faced rockfill dam[J]. Journal of Chongqing Jiaotong University(Natural Science), 2013, 32(2): 285-289. (in Chinese))
- [7] 张慧萍,马伟.金佛山沥青混凝土心墙堆石坝地震反应三维有限元分析[J].水电能源科学,2013,31(11):74-78.
 (ZHANG Hui-ping, MA Wei. 3D-seismic response finite element method analysis of Jinfoshan rockfill dam with asphalt concrete core wall[J]. Water Resources and Power, 2013, 31(11):74-78. (in Chinese))
- [8] BOUCKOVALAS G, WHITMAN R V, MARR W A. Permanent displacement of sand with cyclic loading [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1984, 110(11): 1606-1623.
- [9] FRANCOIS S, KARG C, HAEGEMAN W, et al. A numerical model for foundation settlements due to deformation accumulation in granular soils under repeated small amplitude dynamic loading[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2010, 34(3): 273-296.
- [10] 潘家军, 王观琪, 江陵, 等. 基于 ABAQUS 的高混凝土面板堆石坝地震反应三维非线性分析[J]. 水力发电学报, 2011,

30(6): 80-84. (PAN Jia-jun, WANG Guan-qi, JIANG Ling, et al. Three-dimensional nonlinear analysis of seismic responses of high CFRD based on ABAQUS[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2011, 30(6): 80-84. (in Chinese))

- [11] 费康, 刘汉龙. ABAQUS 的二次开发及在土石坝静、动力分析中的应用[J]. 岩土力学, 2010, 31(3): 881-890. (FEI Kang, LIU Han-long. Secondary development of ABAQUS and its application to static and dynamic analyses of earth-rockfill dam [J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(3): 881-890. (in Chinese))
- [12] MORZ Z, NORRIS V A, ZIENKIEWICZ O C. Application of an anisotropic hardening model in the analysis of elastoplastic deformation of soils[J]. Geotechnique, 1979, 29(1): 1-34.
- [13] 胡存, 刘海笑. 适用于饱和黏土循环动力分析的新型边界面塑性模型[J]. 水利学报, 2011, 42(10): 1192-1200. (HU Cun, LIU Hai-xiao. A new type of bounding surface plasticity model for cyclic behavior of saturated clay[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2011, 42(10): 1192-1200. (in Chinese))
- [14] WANG Gang, SITAR N. Static and dynamic axial response of drilled piers. II: numerical simulation [J]. Journal of geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 137(12): 1143-1153.
- [15] LI Shu-zhao, WANG Jian-hua. Constitutive model of saturated soft clay with cyclic loads under unconsolidated undrained condition[J]. Transactions of Tianjin University, 2013, 19(4): 260-266.
- [16] 穆霞英. 蠕变力学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1990. (MU Xia-ying. Creeping mechanics[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 1990. (in Chinese))
- [17] 谢贻权,何福保.弹性和塑性力学中的有限单元法[M].北京:机械工业出版社,1981.(XIE Yi-quan, HE Fu-bao. Finite element method in elasticity and plasticity[M]. Beijing: China Machine Press, 1981. (in Chinese))
- [18] 刘晶磊. 循环荷载作用下软黏土中张紧式吸力锚承载力研究[D]. 天津: 天津大学, 2012. (LIU Jing-lei. Study on bearing capacity of suction anchors with taut mooring systems in soft clay under cyclic loading[D]. Tianjin: Tianjin University, 2012. (in Chinese))

A pseudo-dynamic method for deformation process of suction anchors in soft clays under cyclic loads

FENG Ting-ting^{1, 2}, WANG Jian-hua^{1, 2}

 (1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: Studies of the deformation instability process of the suction anchors with taut mooring system under the coaction of the static and cyclic loads in soft clays have been made in the paper. The model test results for the suction anchors subjected to the static and cyclic loads are predicted by the pseudo-dynamic viscoelastic plastic finite element method, and the feasibility of this method is verified. Furthermore, the visco-elastic model represents cyclic deformation response and the creep model describes a cyclic accumulative strain response of soil elements in analysis of procedure which considers effects of the dynamic loads history. Based on ABAQUS finite element software, this paper presents the pseudo-dynamic visco-elastic plastic finite element method by use of the pseudo-dynamic viscoelastic plastic constitutive model, which can not only describe the cyclic dynamic response of clay, but also represent the cyclic accumulative process of deformation of the suction anchors. The procedure by which the dynamic iterative calculation is combined with the cyclic accumulative deformation calculation is compiled by the Python language, and finally the cyclic deformation and cyclic accumulative deformation are calculated without tracking the cyclic loads in the ABAQUS environment.

Key words: suction anchors; cyclic loads; pseudo-dynamic method; cyclic accumulative deformation; cyclic dynamic response; model test