

DOI: 10.11779/CJGE201612008

# 循环荷载作用下吸力锚基础变形的数值分析方法研究

李书兆<sup>1,2</sup>, 王建华<sup>3</sup>

(1. 中海油研究总院, 北京 100028; 2. 中国科学院力学研究所, 北京 100190; 3. 天津大学岩土工程研究所, 天津 300072)

**摘要:** 张紧式吸力锚是一种重要的深水海洋浮式平台锚固基础。静荷载与循环荷载共同作用下地基土体产生较大变形, 严重影响吸力锚基础的稳定性。介绍了一种能够描述饱和软黏土不排水循环应力应变响应的拟动力黏弹塑性本构模型。该模型将等效黏弹性理论和蠕变理论相结合, 利用等效黏弹性模型描述土单元循环应力应变关系中的非线性和滞回性, 依据蠕变关系描述土单元的循环累积性。基于拟动力黏弹塑性本构模型, 提出了一种分析静荷载与循环荷载共同作用下软土中张紧式吸力锚基础变形过程的拟动力黏弹塑性有限元方法。该方法并不详细追踪土单元的循环应力应变响应, 而是将循环次数视为时间, 通过等效黏弹性分析确定吸力锚基础的循环变形; 根据土单元静应力和循环累积应变势, 采用初应变法确定吸力锚基础的累积变形。结合循环变形和累积变形, 确定吸力锚基础变形随时间的变化关系, 即位移时程曲线。最后, 将有限元计算结果与1g条件下吸力锚模型试验结果进行比较, 结果显示两者基本一致。  
**关键词:** 拟动力本构模型; 吸力锚; 模型试验; 循环变形; 循环累积变形

中图分类号: TU411

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2016)12 - 2203 - 09

作者简介: 李书兆(1985 - ), 女, 博士, 主要从事土动力特性及海洋岩土工程等方面的研究。E-mail: lishzh25@126.com。

## Numerical method for the deformation of suction anchor under cyclic loading

LI Shu-zhao<sup>1,2</sup>, WANG Jian-hua<sup>3</sup>

(1. CNOOC Research Institute, Beijing 100028, China; 2. Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing, 100190 China;  
3. Geotechnical Engineering Institute of Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** The suction anchor with taut mooring system is an important floating platform foundation in deep water. Large deformation of soil occurs under the combination of static and cyclic loadings, which impacts the stability of the suction anchor foundation severely. A pseudo-dynamic visco-elastic plastic constitutive model which describes the undrained cyclic stress-strain response of saturated soft clay is introduced. The model combines the equivalent visco-elastic theory with the creep theory, describing the nonlinearity and hysteresis of the cyclic stress-strain relationship through the equivalent visco-elastic model and the cyclic accumulative characteristic through the creep theory. Based on the pseudo-dynamic visco-elastic plastic constitutive model, a pseudo-dynamic visco-elastic plastic finite element method is developed for the assessment of the deformation process of the suction anchor foundation subjected to the combination of the static and cyclic loadings. The method does not track the cyclic stress-strain response, but treats the number of cycles as the time. The cyclic deformation of anchor foundation is determined by the equivalent visco-elastic calculation. The accumulative deformation is determined using the initial strain method on the basis of the static stress and cyclic accumulative strain potential. The relationship between the deformation and the time of anchor foundation that is the displacement-time history curve can be obtained according to the cyclic and accumulative deformations. The comparison between the calculated results by the finite element method and the anchor model test results under 1g conditions shows that the both are basically in agreement.

**Key words:** pseudo-dynamic constitutive model; suction anchor; model test; cyclic deformation; accumulative deformation

## 0 引言

张紧式吸力锚是一种重要的深水海洋浮式平台锚固基础。实际海洋工程中, 吸力锚基础不但承受来自上部结构的工作荷载(静荷载)作用, 还会承受通过锚索传来的循环荷载作用, 例如波浪、风等低频循环荷载。静荷载与循环荷载共同作用下, 地基土体产生

较大的循环变形或循环累积变形, 从而导致吸力锚基础发生较大变形, 进而影响其稳定性, 致使基础上部结构无法正常使用<sup>[1-2]</sup>。

循环荷载作用下土体产生的变形包括循环变形

基金项目: 国家自然科学基金项目(51179120)

收稿日期: 2015 - 10 - 13

和循环累积变形。目前,主要采用等效黏弹性模型计算土体的循环变形<sup>[3]</sup>。但是,循环荷载作用下地基基础失稳大多是由于地基土体产生了较大的循环累积变形。已有一些工作致力于研究土体循环累积变形的计算方法。Kuwanno等<sup>[4-5]</sup>对地震作用下坝体中不同部位单元的动力反应规律进行分析,改进了静、动力室内土性试验结果的模拟方法,根据软化模量法计算了土体的永久变形。许多学者认为地震引起的永久变形等于某种等价结点力作用下所产生的附加变形,故按照等价结点力法,评价了地震作用下坝体的永久变形<sup>[6-9]</sup>。Bouckovalas<sup>[10-11]</sup>、贺林林等<sup>[12]</sup>将饱和软土的循环累积变形等效为静力蠕变过程,把循环次数视作时间,预测了土单元的循环累积应变。胡存等<sup>[13-14]</sup>、李涛<sup>[15]</sup>采用可以描述循环荷载作用下土单元真实应力应变关系曲线的弹塑性本构模型,基于有效应力理论,建立了增量弹塑性有限元方法,对基础地基土体的变形进行了研究。

然而,采用软化模量法计算土体的循环累积变形时并不能直接考虑循环荷载的作用,采用等效结点力法确定土体的循环累积变形时可以考虑循环荷载的作用,但是无论是软化模量法、等效结点力法,还是将循环累积变形视作蠕变的求解方法,仅可以得到土体的循环累积变形,均不能确定循环荷载作用下土体产生的循环变形。增量弹塑性有限元方法可以确定循环荷载作用下土体的循环变形和累积变形,并在理论上比较严密,但是计算过程复杂,耗时较长,且受应力路径影响较大,本构模型参数选取的合理性直接影响计算结果的精度,因此很难将这种方法应用于解决边值问题。

由上可知,有限元数值计算方法是分析静荷载与循环荷载共同作用下张紧式吸力锚变形的一个可行途径。基于此,本文依据拟动力黏弹塑性本构模型,提出了一种分析静荷载与循环荷载共同作用下吸力锚基础变形的拟动力弹塑性有限元法,并通过与1g条件下模型试验结果的比较校验有限元计算结果。

## 1 模型试验简介

吸力锚模型试验均在模型试验箱内完成,试验箱长和高均为1.2 m,宽1 m。模型试验用土取自天津塘沽滩海地区的淤泥质软黏土,通过真空预压法制备试验软黏土层。试验土层制备完成后,平均含水率为42%,沿深度的不排水剪切强度为6~8 kPa。不锈钢模型锚表面较光滑,锚壁厚度为0.002 m。为进行外壁与土层间具有不同摩擦系数的吸力锚模型试验,采用在锚外壁附加一层钢丝网的方法,增加锚外壁的粗

糙度,提高其与土体之间的摩擦系数。试验测定外壁无钢丝网和外壁附加一层钢丝网的锚摩擦系数分别为0.055和0.26。试验所用模型锚的基本参数见表1。

表1 模型锚的基本参数

编号	直径/m	长径比 $L/D$	摩擦系数
#1	0.076	6	0.055
#2	0.076	6	0.260
#3	0.114	4	0.055
#4	0.114	4	0.260

利用#1与#3锚进行竖向破坏模式的试验。#2和#4锚顶施加重力 $W$ ,使锚的竖向极限抗力大于水平极限抗力,锚的破坏模式为水平破坏,模型试验方案见表2。表2中 $F_a/F_f$ 为静荷载比,其中 $F_a$ 是循环荷载作用前锚承受的静荷载, $F_f$ 是锚的静极限承载力。吸力锚模型试验加载装置、具体试验步骤见参考文献[16],试验结果见第4节。

表2 模型试验方案

模型锚	施加重力 $W/kN$	加载方向/ $(^\circ)$	$F_a/F_f$
#1	0	30	0.5
#2	0.44	35	0.5
#3	0	30	0.5
#4	0.31	35	0.5

## 2 拟动力黏弹塑性本构模型

拟动力黏弹塑性本构模型不详细追踪每一次循环荷载作用过程中土单元的应力应变响应,而是将荷载循环作用次数作为时间衡量单位,依据等效黏弹性关系描述土单元的循环应力应变响应,依据蠕变关系描述循环荷载作用一定次数后土单元产生的累积应变响应。

等效黏弹性本构模型的应力应变关系表达式为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{ij} &= K\varepsilon_v + 2G\varepsilon_{ij} + \eta_K \dot{\varepsilon}_v + 2\eta_G \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (i=j=1,2,3) \\ \sigma_{ij} &= 2G\varepsilon_{ij} + 2\eta_G \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (i,j=1,2,3;i \neq j) \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

式中  $K$  为拉密常数,且  $K = \frac{E\mu}{(1+\mu)(1-2\mu)}$ ,  $G$  为剪切模量,且  $G = \frac{E}{2(1+\mu)}$ , 可得  $K = \frac{2\mu G}{1-2\mu}$ ;  $\eta_K$  为体积黏滞系数,且  $\eta_K = 2K\lambda/\omega$ ;  $\eta_G$  为剪切黏滞系数,  $\eta_G = 2G\lambda/\omega$ ;  $\varepsilon_v$  为体积应变,  $\varepsilon_v = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z$ 。

等效黏弹性应力应变关系中的剪切模量  $G$  为循环剪切模量  $G_{cy}$ , 它和黏滞系数是循环应变幅与循环应变历史的函数,可通过不固结不排水循环三轴试验确定。

如前所述, 拟动力黏弹塑性本构模型将应力循环次数视为时间衡量单位, 依据蠕变关系描述循环荷载作用一定次数后土单元产生的累积应变响应。因此, 材料的蠕变视作循环累积变形, 且在偏应力空间中存在累积变形势函数 (蠕变势面), 用 Mises 函数表示。在一定偏应力作用下, 累积变形增量由普朗特-路斯正交流动法则确定, 即累积变形增量的方向为累积变形势面的外法线方向, 其大小取决于比例因子  $\lambda$ 。不排水条件下, 体积应变增量为零, 有<sup>[17-18]</sup>

$$\lambda = d\bar{\epsilon}_p, \quad (2)$$

式中,  $d\bar{\epsilon}_p$  为循环荷载作用下土单元产生的等效塑性应变,  $d\bar{\epsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[ (d\epsilon_{ij}^{p*})^T (d\epsilon_{ij}^{p*}) \right]^{1/2} = \frac{\sqrt{2}}{2} d\gamma_{8,p}$ , 其中

$$d\epsilon_{ij}^{p*} = [d\epsilon_x^p \quad d\epsilon_y^p \quad d\epsilon_z^p \quad \frac{d\gamma_{xy}^p}{\sqrt{2}} \quad \frac{d\gamma_{yz}^p}{\sqrt{2}} \quad \frac{d\gamma_{zx}^p}{\sqrt{2}}]; d\gamma_{8,p}$$
 为循环累积八面体剪应变增量。

进而依据弹塑性力学理论<sup>[18]</sup>, 得循环累积应变增量与偏应力之间的关系:

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

式中  $d\epsilon_{ij}^p$  为应力循环  $\Delta N$  次后循环累积应变增量;  $d\gamma_{8,p}$  为八面体循环累积剪应变增量;  $S_{ij}$  为偏应力张量  $S_{ij} = [\sigma'_x \quad \sigma'_y \quad \sigma'_z \quad \tau_{xy} \quad \tau_{yz} \quad \tau_{zx}]$ ,  $\bar{\sigma}$  为等效应力,  $\bar{\sigma} = \left[ \frac{3}{2} (\sigma'_{ij})^T (\sigma'_{ij}) \right]^{1/2}$ ,  $\sigma'_{ij} = [\sigma'_x \quad \sigma'_y \quad \sigma'_z \quad \sqrt{2}\tau_{xy} \quad \sqrt{2}\tau_{yz} \quad \sqrt{2}\tau_{zx}]$ 。

式 (1)、(3) 为拟动力黏弹塑性本构模型的基本关系表达式, 需确定循环剪切模型、阻尼比随循环应变的变化关系和八面体循环累积剪应变增量随循环荷载作用次数之间的关系。用于深水中的张紧式吸力锚基础现场安装时间短, 一般安装后很快投入使用。考虑到深水海床土层一般为饱和软土, 按描述不固结不排水条件下软土的应力应变关系分析吸力锚的变形失稳过程, 将会得到偏于安全的结果。故, 通过不固结不排水循环三轴试验确定循环剪切模型、阻尼比随循环应变的变化关系和八面体循环累积剪应变增量随循环荷载作用次数之间的关系。

土性试验用土与模型试验相同, 采用真空预压法制备而成, 基本物性指标为: 含水率在 39%~43% 之间, 天然重度  $\gamma$  为 17.88 kN/m<sup>3</sup>, 液限  $w_L$  为 44.44%, 塑限  $w_p$  为 27.01%, 塑性指数  $I_p$  为 17.43。采用旋转切削法制备三轴试样, 试样初始直径为 3.91 cm, 高 8.0 cm。试验过程和试验结果见文献[19]。

利用式 (4) 对八面体循环累积剪应变进行拟合, 八面体循环累积剪应变增量按式 (5) 确定。与某一八

面体循环累积剪应变所对应的循环次数按式 (6) 确定。

$$\gamma_{8,p} = AN^B, \quad (4)$$

$$d\gamma_{8,p} = ABN^{B-1}, \quad (5)$$

$$N = \left( \frac{\gamma_{8,p}}{A} \right)^{1/B}. \quad (6)$$

式中,  $A, B$  为待定系数, 与初始八面体剪应力比和八面体循环剪应力比有关,  $\gamma_{8,p}$  为土单元八面体循环累积剪应变,  $d\gamma_{8,p}$  为八面体循环累积剪应变增量。

利用式 (7) 对同一初始八面体剪应力比, 不同八面体循环剪应力比所对应的系数  $A$  和  $B$  的值进行拟合:

$$\begin{cases} A = C(\tau_{8,cy} / \tau_{8,f}), \\ B = D(\tau_{8,cy} / \tau_{8,f}). \end{cases} \quad (7)$$

根据文献[19]中的试验结果可以按下述步骤确定任意应力条件下的八面体循环累积剪应变和八面体循环累积剪应变增量:

(1) 根据土单元初始八面体剪应力比  $\tau_{8,a} / \tau_{8,f}$ , 采用线性插值方法确定系数  $C$  和  $D$ 。当  $\tau_{8,a} / \tau_{8,f} > 0.7$  时, 按照初始八面体剪应力比为 0.5 和 0.7 对应的  $C$  和  $D$  值, 通过线性外推确定此时初始八面体剪应力比所对应的  $C$  和  $D$  值。

(2) 根据土单元八面体循环剪应力比  $\tau_{8,cy} / \tau_{8,f}$  和第(1)步骤确定的  $C, D$  值, 确定系数  $A$  和  $B$ 。

(3) 为考虑循环应力历史对当前循环应变的影响, 根据当前循环应力作用之前土单元的八面体循环累积剪应变  $\gamma_{8,p}$ , 确定相对于当前循环应力的初始循环次数  $N_0$ 。

(4) 将初始循环次数  $N_0$  加上当前应力循环次数  $\Delta N$ , 确定当前循环次数对应的八面体循环累积剪应变与相应的增量。

关于黏弹塑性本构模型的详细描述可见参考文献 [19]。

### 3 拟动力黏弹塑性有限元方法

依据拟动力黏弹塑性本构模型, 建立了一种分析静荷载与循环荷载共同作用下软土中张紧式吸力锚变形失稳过程的方法, 即拟动力黏弹塑性有限元方法。该方法包括两个分析步: ①计算循环荷载作用下土体循环变形与土单元循环应力的等效黏弹性分析步; ②计算循环荷载作用后土体累积变形的分析步。

#### 3.1 等效黏弹性分析步

将循环荷载时程分为若干个计算时段, 每个计算时段至少包含一次循环荷载时程。对于第  $i$  个计算时段, 计算循环荷载作用下吸力锚循环变形和土单元循

环应力的等效黏弹性分析步的求解步骤如下:

(1) 对每个土单元, 假设剪切模量与阻尼比。

(2) 计算有限元模型的基频。

(3) 为了考虑静荷载以及循环累积变形对第  $i$  个计算时段循环变形计算的影响, 在计算循环变形之前, 施加静荷载及第  $i-1$  时段动力计算结束后土单元的等效结点荷载。

(4) 将第  $i$  个时段的循环荷载时程分成若干时间积分步, 用时域内的 Newmark- $\beta$  逐步积分法。

(5) 依据动力计算结果, 确定每个土单元的八面体循环剪应变。对于竖向破坏的吸力锚, 按剪切模量、阻尼比随八面体循环剪应变的变化关系确定与循环剪应变对应的剪切模量与阻尼比; 对于水平破坏的吸力锚, 将剪切模量降低 30%、阻尼比不变确定与土单元循环剪应变协调的剪切模量与阻尼比。

(6) 将第 (5) 步确定土单元剪切模量、阻尼比与第 (2) ~ (4) 步计算时使用的剪切模量、阻尼比进行比较, 若相对误差不满足允许误差, 按土单元新的剪切模量与阻尼比, 重新进行第 (2) ~ (4) 步的计算。反复迭代, 直到第 (5) 步确定出的土单元剪切模量、阻尼比相对误差满足允许误差为止。待迭代满足收敛标准后, 确定吸力锚在第  $i$  时段循环荷载作用下土单元的八面体循环剪应力。此时计算出的循环变形就是第  $i$  时段循环荷载作用下的循环变形。

### 3.2 累积变形分析步

按初应变算法, 计算循环荷载作用后土体的累积变形。这种算法把循环荷载作用后土单元产生的累积应变视为土单元的初应变, 进而按静荷载作用下的应力应变关系计算由于累积应变所引起的附加结点荷载, 即等效结点荷载, 再通过求解总体平衡方程, 求得与这一组等效结点荷载对应的累积变形。

对于有限元计算模型中的某一土单元, 若循环应力作用前的累积应变为  $\varepsilon_{ij}^p$  ( $\{\varepsilon\}_p$ ), 循环应力作用  $\Delta N$  次后土单元累积应变增量为  $d\varepsilon_{ij}^p$  ( $d\{\varepsilon\}_p$ ), 总应变量为  $\varepsilon_{ij}$  ( $\{\varepsilon\}$ ), 有

$$\{\sigma\} = [D] \left( \{\varepsilon\} - \{\varepsilon\}_p - d\{\varepsilon\}_p \right), \quad (8)$$

式中,  $[D]$  为静荷载作用下应力应变关系中的弹性矩阵,  $\{\sigma\}$  为静荷载作用下, 按弹性矩阵  $[D]$  计算所得的土单元应力。

将式 (8) 代入有限元平衡方程式 (9) 中得

$$\int_V [B]^T \{\sigma\} dV = \{R\}, \quad (9)$$

$$\int_V [B]^T [D] \left( \{\varepsilon\} - \{\varepsilon\}_p - d\{\varepsilon\}_p \right) dV = \{R\}, \quad (10)$$

由式 (10) 得

$$\int_V [B]^T [D] \{\varepsilon\} dV = \{R\} + \{R'\} + \Delta\{R\}, \quad (11)$$

式中,  $\{R'\}$  为与循环累积应变相对应的结点荷载,  $\{R'\} = \int_V [B]^T [D] \{\varepsilon\}_p dV$ ,  $\Delta\{R\}$  为与循环累积应变增量相对应的等效结点荷载,  $\Delta\{R\} = \int_V [B]^T [D] d\{\varepsilon\}_p dV$ 。

将式 (3) 代入  $\Delta\{R\}$  表达式中, 得

$$\begin{cases} \Delta\{R\} = \int_V [B]^T [D] d\gamma_{s,p} \frac{3S_{ij}}{2\sqrt{2}\bar{\sigma}} dV & (i, j=1,2,3, i=j) \\ \Delta\{R\} = \int_V [B]^T [D] d\gamma_{s,p} \frac{3S_{ij}}{\sqrt{2}\bar{\sigma}} dV & (i, j=1,2,3, i \neq j) \end{cases}, \quad (12)$$

式中,  $\Delta\{R\}$  为等效结点荷载, 代表有限元分析中的初应变效应, 用于计算每个土单元循环累积应变势在有限元模型中的协调变形。

综上所述, 循环累积变形分析步的求解步骤如下:

(1) 根据静荷载作用下土单元中心点处的八面体静剪应力比和第  $i$  个计算时段循环荷载作用下等效黏弹性计算得到的八面体循环剪应力比, 确定循环荷载作用后每个土单元的循环累积剪应变势增量。

(2) 采用初应变法, 按步骤 (1) 确定的第  $i$  个计算时段循环荷载作用后每个土单元循环累积应变势增量, 计算等效结点荷载。

(3) 根据第  $i-1$  时段循环荷载作用后土单元的等效结点荷载和第  $i$  时段循环荷载作用后与循环累积剪应变势增量相对应的等效结点荷载, 计算静荷载与等效结点荷载共同作用下吸力锚的变形, 该变形减去静荷载产生的变形就是循环荷载作用后吸力锚产生的累积变形。

### 3.3 拟动力有限元分析

拟动力黏弹塑性有限元分析方法计算静荷载与循环荷载共同作用下张紧式吸力锚的变形的步骤如下:

(1) 采用满足 Mises 屈服准则的理想弹塑性模型描述不固结不排水条件下土体的应力应变关系, 计算静荷载作用下各个土单元的初始应力, 确定循环荷载作用前土单元的初始应力状态, 即土单元初始八面体剪应力比。

(2) 将整个循环荷载作用时程分成若干个计算时段, 每个计算时段至少包含一次循环荷载时程。

(3) 进行第  $i$  个时段循环荷载作用下的等效黏弹性分析步计算。

(4) 进行第  $i$  个时段循环荷载作用后的累积变形分析步计算。

(5) 对下一个时段, 重复第 (2) ~ (4) 步的分析, 直到循环荷载作用结束为止。

由于循环变形与累积变形是在两个分析步中分别计算得到的。因此, 对于第  $i$  个循环荷载作用时段, 按

$$D = D_T + \frac{D_{N+n_i} - D_N}{T n_i} t + D_N \quad (13)$$

确定吸力锚系泊点沿系泊方向的位移时程曲线。式 (13) 中  $D_T$  为第  $i$  个计算时段吸力锚的循环变形;  $D_{N+n_i}$  为第  $i$  个计算时段循环荷载作用后吸力锚产生的循环累积变形,  $D_N$  为第  $i-1$  个计算时段吸力锚的循环累积变形,  $n_i$  为第  $i$  个计算时段循环荷载作用次数;  $T$  为循环荷载作用周期,  $t$  为第  $i$  个循环荷载作用时段中的任意时刻。

## 4 模型试验结果与预测结果比较分析

### 4.1 有限元模型与计算参数

由于模型试验箱宽 1 m, 并且模型试验在试验箱不同位置完成, 为简化计算, 建立轴对称八节点三维实体有限元计算模型, 见图 1。有限元模型沿水平方向取 8 倍锚径, 即 0.9 m, 锚底以下沿竖直方向取 3 倍锚径, 即 0.8 m。

有限元网格划分时综合考虑模拟的准确性和计算速度, 锚周围和锚底以下的土体受力相对比较大, 采用细密的网格; 远离锚的土体受力相对较小, 采用较稀疏的网格。在对称边界和竖直边界施加水平约束条件, 在水平边界施加竖向约束条件。计算中, 将锚设为刚体。

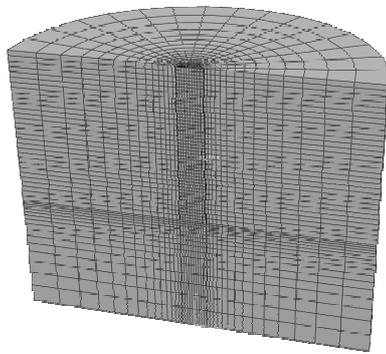


图 1 有限元模型

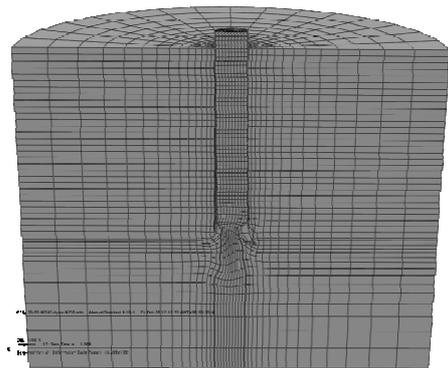
Fig. 1 Finite element model

有限元数值模拟时将锚内土塞和锚内壁之间设为不可分离的接触条件。锚外壁与周围土体, 锚土相互作用的被动区设置切向可以滑动, 法向不可分离的接触条件, 锚土相互作用的主动区, 设置切向可以滑动, 法向可以分离的接触条件。按文献[14]的建议, 在进行竖向破坏模式吸力锚有限元计算时, 按临界剪应力设置切向摩擦接触条件, 且临界剪应力取为  $\alpha S_u$  ( $\alpha$  是锚土之间的摩擦系数,  $S_u$  为土体的不排水剪切强度)。对于水平破坏模式的模型试验进行有限元计算模拟时, 按照库仑摩擦设置摩擦接触参数。

分析静荷载作用下吸力锚基础的变形时, 采用理想弹塑性本构模型描述土体的应力应变关系, 土体的屈服满足 Mises 强度准则。对预测竖向破坏模式的吸力锚, 土的弹性模量  $E$  取 150 倍土的不排水剪切强度, 泊松比  $\mu$  取 0.49; 对预测水平破坏模式的吸力锚, 土的弹性模量  $E$  取 75 倍土的不排水剪切强度, 泊松比  $\mu$  取 0.49。进行循环荷载作用下等效黏弹性迭代计算时, 对竖向破坏的吸力锚, 按前面确定的剪切模量、阻尼比随八面体剪应变变化关系确定剪切模量与阻尼比; 对水平破坏的吸力锚, 将剪切模量衰减 30%、阻尼比不变确定土单元的剪切模量与阻尼比。在水平破坏吸力锚计算中, 剪切模量的降低可能是土体水平刚度小于竖向刚度的缘故。

### 4.2 竖向破坏锚

图 2 给出了拟动力有限元计算和模型试验得到的竖向破坏模式#1 锚试验结果图的比较。从图中可以看出: 计算得到的锚竖向循环累积变形远远大于水平向变形, 故锚由于竖向变形过大而破坏, 与模型试验得到的结果一致。



(a) 有限元计算结果



(b) 模型试验结果

图 2 #1 锚计算与模型试验得到的变形图比较

Fig. 2 Comparisons between calculated deformations and model test results for anchor No. 1

图 3, 4 分别为竖向破坏模式#1 锚、#3 锚有限元

计算得到的吸力锚系泊点沿系泊方向的位移时程曲线与模型试验结果比较,结果显示,计算结果变化趋势与模型试验结果基本一致。

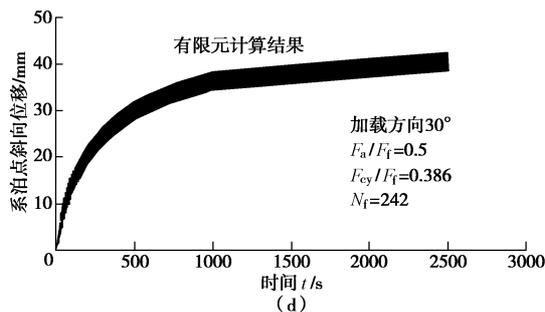
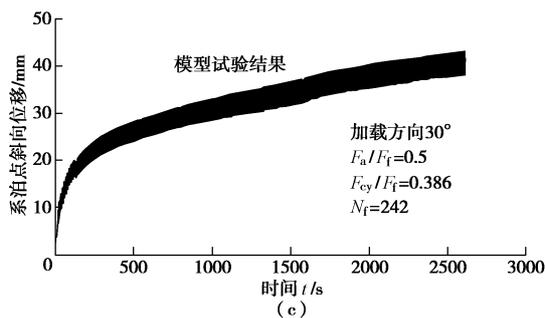
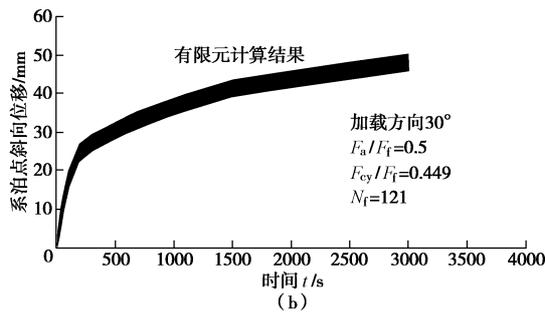
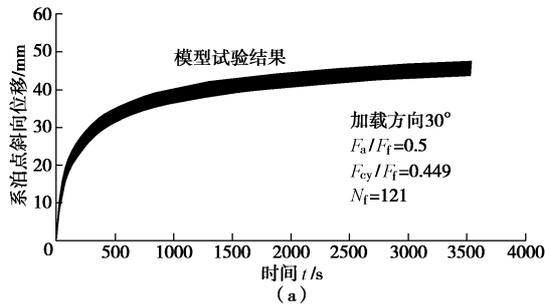


图 3 #1 锚计算与模型试验结果比较

Fig. 3 Comparison between calculated and model test results for anchor No. 1

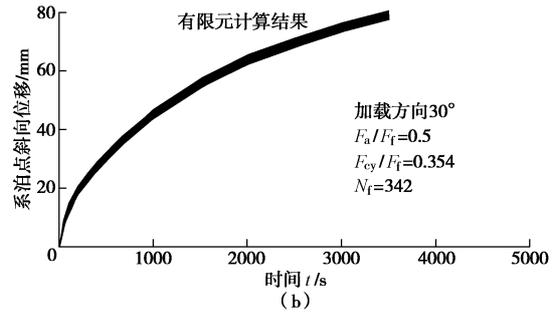
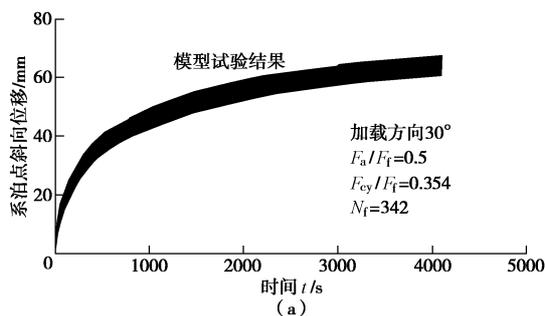


图 4 #3 锚计算与模型试验结果比较

Fig. 4 Comparison between calculated and model test results for anchor No. 3

为更加清楚地比较,将计算出的锚系泊点沿系泊方向的循环累积变形随循环荷载作用次数之间的变化关系与模型试验结果相比较,见图 5, 6。图中实线为模型试验结果,虚线为有限元计算结果。比较结果表明,循环荷载作用次数较小时,模型试验结果与有限元计算结果基本一致,随循环荷载作用次数增加,计算结果比模型试验结果大,但是两者的变化趋势基本一致。

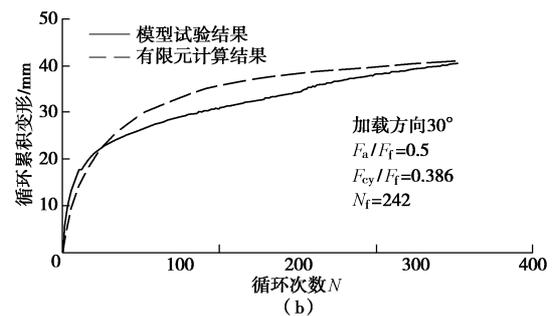
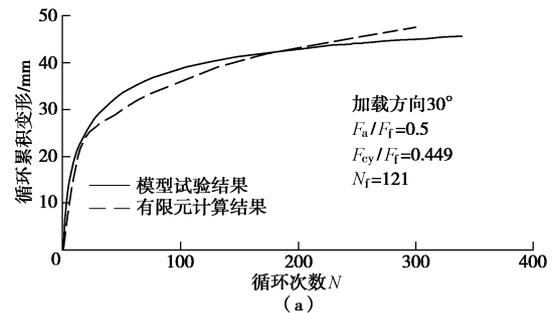


图 5 #1 锚累积变形随循环次数的变化关系

Fig. 5 Variation of cyclic accumulative deformations with number of cycles for anchor No. 1

### 4.3 水平破坏锚

图 7 给出了拟动力有限元计算和模型试验得到的水平破坏模式#2 锚试验结果图的比较。可以看出:计算得到的锚水平向循环累积变形远远大于竖向变形,故锚由于水平向变形过大而破坏,与模型试验得到的结果一致。

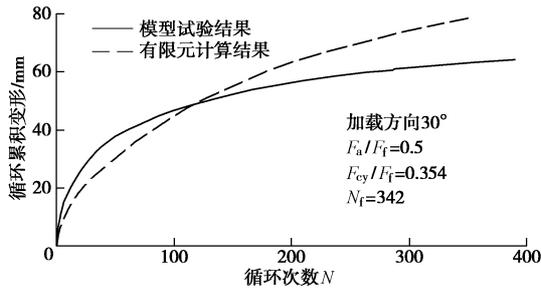
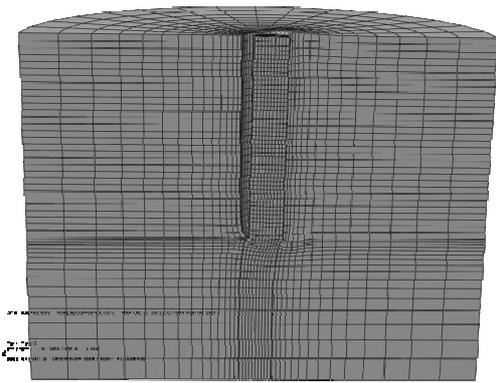


图 6 #3 锚累积变形随循环次数的变化关系

Fig. 6 Variation of cyclic accumulative deformations with number of cycles for anchor No. 3



(a) 有限元计算结果



(b) 模型试验结果

图 7 #2 锚计算与模型试验得到的变形图比较

Fig. 7 Comparison between calculated deformations and model test results for anchor No. 2

图 8, 9 给出了#2 锚和#4 锚模型试验结果和有限元预测结果的比较。图 10, 11 为#2 锚和#4 锚有限元计算与模型试验得到的吸力锚循环累积变形随循环荷载作用次数变化关系的比较, 图中实线为模型试验结果, 虚线为有限元预测结果。图中显示: 循环荷载作用初期, 有限元计算得到的吸力锚位移大于模型试验结果, 随着循环荷载的作用时间逐渐增加, 有限元计算结果逐渐接近或低于模型试验结果; 计算得到的吸

力锚循环变形小于模型试验结果。

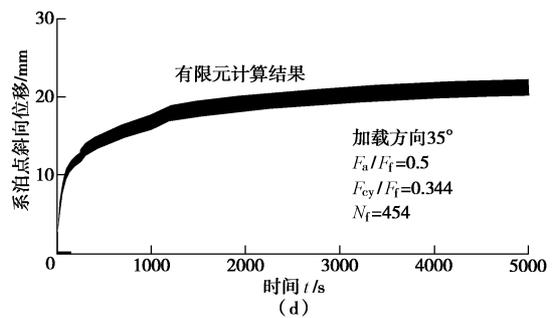
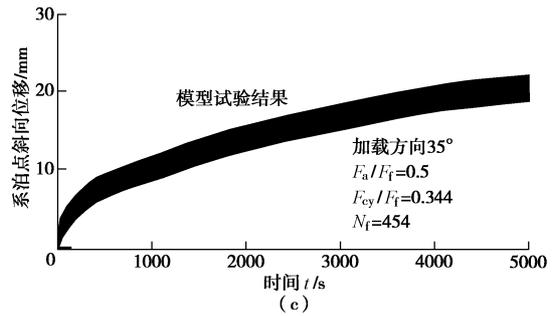
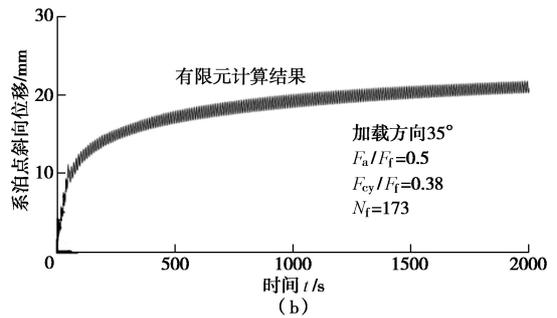
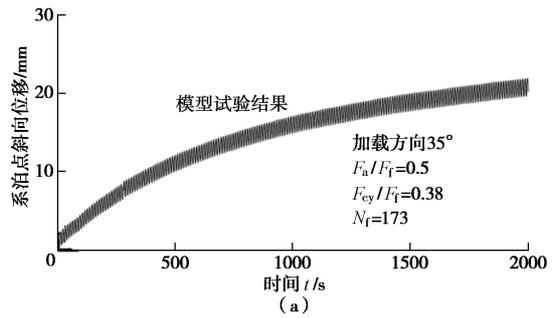
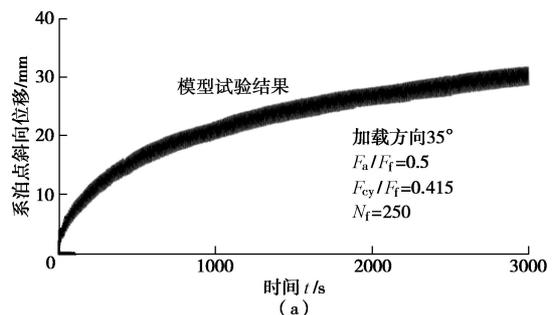


图 8 #2 锚计算与模型试验结果比较, W=0.44 kN

Fig. 8 Comparisons between calculated and model test results for anchor No. 2, W=0.44 kN



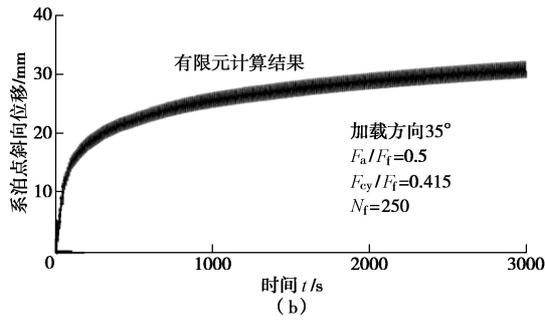


图9 #4锚计算与模型试验结果比较,  $W=0.31$  kN

Fig. 9 Comparison between calculated and model test results for anchor No. 4,  $W=0.31$  kN

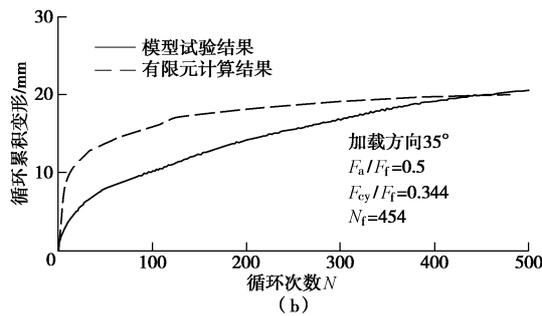
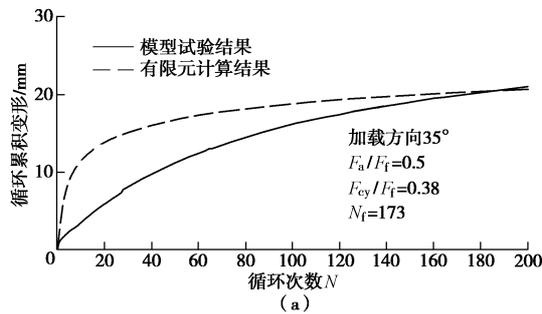


图10 #2锚累积变形随循环次数的变化关系,  $W=0.44$  kN

Fig. 10 Variation of cyclic accumulative deformation with number of cycles for anchor No. 2,  $W=0.44$  kN

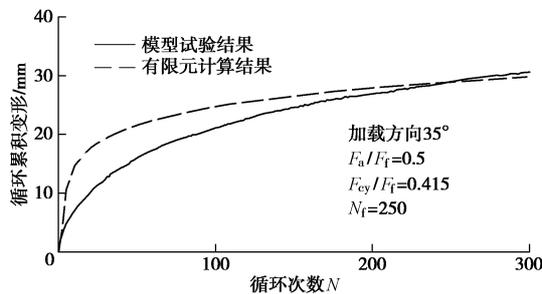


图11 #4锚累积变形随循环次数的变化关系,  $W=0.31$  kN

Fig. 11 Variation of cyclic accumulative deformation with number of cycles for anchor No. 4,  $W=0.31$  kN

## 5 结 语

本文依据拟动力黏弹塑性本构模型,建立了分析静荷载与循环荷载共同作用下软土中吸力锚基础变形

过程的拟动力黏弹塑性有限元方法。该方法把循环荷载时程分为若干计算时段,每个时段至少包含一次循环荷载时程,计算时并不详细跟踪循环荷载作用过程中土单元的应力应变响应,而是通过等效黏弹性计算确定软黏土的循环变形,采用初应变法确定循环荷载作用下软黏土的循环累积变形,从而得到吸力锚基础的位移时程。

为说明拟动力黏弹塑性有限元分析方法的可行性,利用该方法对静荷载与循环荷载共同作用下的吸力锚模型试验进行了模拟及分析,结果表明:按最大剪应力设置锚外壁与土层之间的接触条件,计算得到的竖向破坏模式吸力锚循环变形与循环累积变形的变化趋势以及锚的破坏模式与模型试验结果基本一致;按库伦摩擦关系设置锚外壁与土层之间的接触条件,且将黏弹性剪切模量降低30%,计算得到的水平破坏模式吸力锚循环变形与循环累积变形的变化趋势以及锚的破坏模式与模型试验结果基本一致。

## 参考文献:

- [1] AUDIBERT J M E, CLUKEY E C, HUANG J. Suction caisson installation at Horn Mountain: A case history[C]// Proceedings of the 13th International Offshore and Polar Engineering Conference. Honolulu, 2003.
- [2] EL-SHERBINY R M. Performance of suction caisson anchors in normally consolidated clay[D]. Austin: University of Texas at Austin, 2005.
- [3] 谢定义. 土动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2011. (XIE Ding-yi. Soil dynamics[M]. Beijing: Higher Education Press, 2011. (in Chinese))
- [4] KUWANO J, ISHIHARA K. Analysis of permanent deformation of earth dams due to earthquakes[J]. Soils and Foundations, 1988, 28(1): 44 - 55.
- [5] KUWANO J, ISHIHARA K, HAYA H. Analysis on permanent deformation of embankments caused by earthquakes[J]. Soils and Foundations, 1991, 31(3): 97 - 110.
- [6] 刘汉龙, 陆兆溱. 土石坝地震永久变形分析[J]. 河海大学学报, 1996, 24(1): 91 - 96. (LIU Han-long, LU Zhao-zhen. Earthquake-induced permanent deformation of earth-rock dams[J]. Journal of Hohai University, 1996, 24(1): 91 - 96. (in Chinese))
- [7] SERFF N, SEED H B, MAKDISI F I. Earthquake induced deformations of earth dams[R]. Berkeley: Earthquake Engineering Research Center, University of California, 1976.
- [8] 张克旭, 李明宰. 地震引起的土坝永久变形的分析[C]// 建筑物及地震抗震学术讨论会. 北京, 1986: 392 - 401.

- (ZHANG Ke-xu, LI Ming-zai. Analysis of permanent deformation of dam induced earthquake[C]// Architecture and Aseismic Symposium. Beijing, 1986: 392 - 401. (in Chinese))
- [9] TANIGUCHI F, WHITMAN R V, MARR W A. Prediction of earthquake induced deformation of earth dams[J]. Soils and Foundations, 1983, **23**(4): 126 - 132.
- [10] BOUCKOVALAS G, WHITMAN R V, MARR W A. Permanent displacement of sand with cyclic loading[J]. ASCE, Journal of Geotechnical Engineering, 1984, **110**(11): 1606 - 1623.
- [11] BOUCKOVALAS G, MARR W A, CHRISTIAN J T. Analyzing permanent drift due to cyclic loads[J]. ASCE, Journal of Geotechnical Engineering, 1986, **112**(6): 579 - 593.
- [12] 贺林林, 王元战. 饱和软黏土循环累积变形简化计算方法研究[J]. 水利学报, 2015, **46**(1): 183 - 187. (HE Lin-lin, WANG Yuan-zhan. Research on simplified calculation method of cyclic cumulative deformation of saturated soft clay[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2015, **46**(1): 183 - 187. (in Chinese))
- [13] 胡 存, 刘海笑. 考虑循环荷载下饱和黏土软化的损伤界面模型研究[J]. 岩土力学, 2012, **33**(2): 460 - 466. (HU Cun, LIU Hai-xiao. Damage-dependent bounding surface model for cyclic degradation of saturated clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, **33**(2): 460 - 466. (in Chinese))
- [14] 胡 存. 适用于饱和黏土循环动力分析的边界面塑性模型及应用[D]. 天津: 天津大学, 2012. (HU Cun. Anisotropic bounding-surface plasticity model for cyclic behaviors of saturated clay and its application[D]. Tianjin: Tianjin University, 2012. (in Chinese))
- [15] 李 涛. 循环荷载作用下饱和黏性土的弹塑性双面模型[J]. 土木工程学报, 2006, **39**(1): 92 - 97. (LI Tao. Elasto-plastic two surface model for clays under undrained cyclic loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2006, **39**(1): 92 - 97. (in Chinese))
- [16] 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, 2011. (LIU Jing-lei. Study on bearing capacity of suction anchors with taut mooring systems in soft clay under cyclic loading[D]. Tianjin: Tianjin University, 2011. (in Chinese))
- [17] 穆霞英. 蠕变力学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1990. (MU Xia-ying. Creep mechanics[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 1990. (in Chinese))
- [18] 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, 1983. (XIE Yi-quan, HE Fu-bao. Finite element method in elastic and plastic mechanics[M]. Beijing: Mechnice Industry Press, 1983. (in Chinese))
- [19] 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 Jian-hua, LI Shu-zhao. 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. (in Chinese))