

循环荷载作用下软土中吸力锚承载力拟静力有限元分析

王建华^{1, 2}, 李书兆^{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: 建议了一种利用软土不排水循环强度, 评价静荷载与循环荷载共同作用下软土中吸力锚承载力的拟静力弹塑性有限元方法。该方法首先依据软土的不排水静强度, 通过弹塑性有限元计算, 确定平均系泊荷载作用下土体单元的八面体平均剪应力, 再据此确定与一定循环破坏次数对应的土单元循环强度; 然后, 按土单元循环强度再次通过弹塑性有限元计算, 确定锚系泊点沿系泊方向的荷载位移曲线; 最终由荷载位移曲线、按位移破坏标准确定锚的循环承载力。这一方法的特点是考虑了平均系泊荷载对软土循环强度、进而对静荷载与循环荷载共同作用下锚承载力的影响。为说明这一方法的可行性, 进行了不同锚径、不同长径比、不同平均荷载、不同摩擦系数、不同加载方向、不同破坏模式条件下的软土中吸力锚循环承载力模型试验。利用拟静力有限元方法对模型试验结果进行了预测, 预测结果比试验结果偏小, 平均偏小不超过 10%。模型试验结果还表明, 软土中锚的归一化循环承载力随循环破坏次数的变化只取决于归一化平均荷载, 可以忽略加载方向、锚的直径、锚外壁摩擦系数对归一化循环承载力变化关系的影响。若归一化平均荷载为 0.5, 当循环破坏次数为 1000 时, 对于竖向破坏的锚, 循环承载力大约为静承载力的 75%; 对于水平破坏的锚, 循环承载力大约为静承载力的 80%, 这与已有的离心模型试验结果基本一致。

关键词: 吸力锚; 承载力; 拟静力有限元法; 模型试验; 循环承载力

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2013)08-1403-10

作者简介: 王建华(1955-), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土地震工程与海洋岩土工程研究。E-mail: tdwjh@eyou.com。

Pseudo static finite element analysis of bearing capacity of suction anchor subjected to cyclic loads in soft clay

WANG Jian-hua^{1, 2}, LI Shu-zhao^{1, 2}

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

Engineering Institute of Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: A pseudo-static elasto-plastic finite element method is proposed to evaluate the bearing capacity of suction anchors subjected to a combination of average and cyclic loads in soft clay using the undrained cyclic strength. The octahedral shear stress of soil elements associated with the average mooring load is first determined by elasto-plastic finite element calculations using the undrained static strength of soft clay for the method. The undrained cyclic strength of soil elements associated with the specified number of cycles to failure is further determined based on the octahedral shear stress. The load-displacement curve at the mooring point along the loading direction is then determined by the elasto-plastic finite element calculations using the undrained cyclic strength. The cyclic bearing capacity of anchors is finally determined based on the curve and the displacement criterion to failure. The effects of the average mooring load on the undrained cyclic strength and the bearing capacity of suction anchors subjected to a combination of average and cyclic loads are considered. In order to show the validity of the method, model tests on cyclic bearing capacity of suction anchors with different diameters, aspect ratios, average loads, frictional factors, loading directions and failure modes are conducted. The test results are predicted using the pseudo-static elasto-plastic finite element method. The predicted results are less than the test ones. The average difference is not over 10%. Variations of the normalized cyclic bearing capacity with the number of cycles to failure only depend on the normalized average loads. The effects of load directions, anchor diameters and frictional factors of outer wall on the normalized cyclic bearing capacity can be neglected. If the normalized average load is 0.5 and the number of cycles to failure is 1000, the cyclic bearing capacities are about 75% and 80% of the static bearing capacity respectively

for the vertical failure and the lateral failure, which are in agreement with the existing centrifugal model test results.

基金项目: 国家自然科学基金项目(51179120)

收稿日期: 2012-09-04

Key words: suction anchor; bearing capacity; pseudo-static element method; model tests; cyclic bearing capacity

0 引言

张紧式吸力锚是深水浮式平台一种重要的系泊基础，深水环境中，海底浅层沉积物大多为高含水率的软土，评价静荷载与循环荷载共同作用下软土中吸力锚的承载力（以下简称吸力锚的循环承载力）是深水系泊基础设计的一项重要内容^[1-2]。

目前，关于软土中吸力锚循环承载力分析方法的报道并不多见。就目前的研究现状，可以通过以下途径建立分析软土中吸力锚循环承载力的方法。

通过增量弹塑性有限元数值分析，建立评价软土中吸力锚循环承载力的方法。从原理上讲，这是一种严格的分析方法。利用这一方法的关键在于选取能够客观描述循环荷载作用下软土应力应变响应的循环弹塑性本构关系^[3-4]。然而，目前这方面的研究还存在问题，很难满足有限元计算分析的需要。而且跟踪循环荷载路径的增量弹塑性有限元计算量巨大，这也是导致此方面研究进展缓慢的一个主要原因。

通过土动力试验建立锚破坏时周围土体潜在破坏面上循环强度变化关系，再依据极限平衡分析原理建立评价吸力锚承载力的方法^[1-2]。Andersen 等曾依据极限平衡原理，建立了分析静荷载与循环荷载共同作用下重力式海洋平台基础承载力的二维极限平衡分析方法，并通过 1g 条件下的模型试验对这一方法的可行性进行了验证^[5-8]。相关文献也建议依据极限平衡分析原理分析静荷载与循环荷载作用下吸力锚的承载力^[1, 6, 9]，但是并没有给出具体的分析方法。

依据平均应力（即静应力）与循环应力共同作用下软土的不固结不排水强度（以下简称软土的不排水循环强度），通过拟静力弹塑性有限元计算建立评价吸力锚循环承载力的方法^[10]。这是一种拟静力方法，特点在于所需的分析参数容易确定，分析过程简单，能在破坏意义等效前提下对承载力做出较客观的估计。笔者曾利用这一方法，分析了静荷载与循环荷载共同作用下软土中桶形基础的承载力，与 1g 条件下的模型试验结果进行对比发现，预测结果小于模型试验结果^[11-13]。笔者也曾利用这一方法对 1g 条件、外径为 0.076 m 的吸力锚在循环荷载作用下竖向破坏时的模型试验结果进行预测^[10]，结果表明预测的承载力比较接近模型试验的承载力。目前，拟静力弹塑性有限元方法已被多人用于循环荷载作用下海洋结构物基础承载力的分析中^[14-16]。

本文将在已有研究基础上，通过改变模型试验锚的几何尺寸与锚外壁与土层之间的摩擦系数，选择不

同加载方向，针对不同破坏模式，进行软土中张紧式吸力锚在平均荷载（静荷载）与循环荷载共同作用下的承载力模型试验，然后利用拟静力弹塑性有限元方法预测每一次模型试验结果，目的是阐明拟静力弹塑性有限元方法评价软土中吸力锚循环承载力的可行性。

1 软土的不排水循环强度与拟静力有限元分析法

分析静荷载与循环荷载共同作用下软土中基础承载力的拟静力有限元法是把循环荷载对土体的作用等效为土体静强度的改变，按循环荷载作用前土单元的初始应力状态确定平均应力与循环应力共同作用下土单元的强度，即土的循环强度，进而按土单元的循环强度通过静力弹塑性有限元计算确定静荷载与循环荷载共同作用下土体的极限抗力。这一方法的特点是考虑了循环荷载作用前土体受到的静荷载对土单元循环强度、进而对土体极限抗力的影响。尽管这种方法不通过跟踪循环荷载路径评价软土的破坏，但是在破坏意义前提下，对循环荷载作用下软土的极限抗力做出适当的估计。使用这一方法的前提是确定软土不排水循环强度变化关系。

1.1 软土不排水循环强度的变化关系

通常利用 0.1 Hz 低频循环荷载模拟波浪荷载。一般将低频循环荷载作用下土的强度称为土的循环强度，它是指对一定的循环破坏次数，土单元达到破坏标准时所需的平均应力与循环应力之和^[5, 17]。下式给出了通过循环三轴试验确定土循环强度的定义：

$$\sigma_{f,cy} = (\sigma_a + \sigma_{cy})_f \quad (1)$$

式中 $\sigma_{f,cy}$ 为循环压缩（拉伸）强度； σ_{cy} 为轴向循环应力； σ_a 为轴向静偏应力，相对于 σ_{cy} 而言，它也是平均应力，故以下称其为平均应力。

海洋工程中，出于安全考虑，通常依据软土不排水强度确定软土中基础安装后的承载力^[18]。由于锚安装后很快投入使用，为此这里也按软土的不排水循环强度分析吸力锚的承载力。已有研究结果表明，可以利用 Mises 强度准则描述软土的不固结不排水静强度与循环强度，且循环强度可以表示为循环应力作用前土单元的八面体平均剪应力以及应力循环破坏次数的变化关系^[19-20]。通过循环三轴试验可以建立一般应力状态土单元的循环强度随八面体平均剪应力与应力循环破坏次数的变化关系，分析如下：

用八面体剪应力表示的 Mises 强度准则：

$$\tau_{f,8} = \sqrt{\frac{2}{3}} k_M , \quad (2)$$

式中, $\tau_{f,8}$ 为土单元破坏时的八面体剪应力, k_M 为 Mises 强度参数。

三轴试验土样八面体剪应力与轴向偏应力之间的关系:

$$\tau_8 = \frac{\sqrt{2}}{3} (\sigma_1 - \sigma_3) , \quad (3)$$

式中, $(\sigma_1 - \sigma_3)$ 为三轴试验土样的轴向偏应力, 静三轴试验中, 它是土样破坏时的静强度, 循环三轴试验中, 循环应力作用前, 它代表土样受到的轴向平均应力 σ_a , 土样破坏时, 它就是循环强度。

据此可以得到 Mises 强度参数 k_M 与循环三轴试验土单元循环强度 $\sigma_{f,cy}$ 之间的关系:

$$k_M = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_{f,cy} . \quad (4)$$

用循环强度 $\sigma_{f,cy}$ 与静强度 σ_f 之比表示归一化循环强度, 用平均应力 σ_a 与静强度之比表示归一化平均应力, 通过循环三轴试验就可以确定归一化循环强度随归一化平均应力的变化关系。于是, 一旦确定了土的静强度, 就可以依据归一化循环强度变化关系确定相应的循环强度。由于三轴试样的平均应力 σ_a 也是三轴试验土样八面体上的平均剪应力, 见式(3)。于是, 通过循环三轴试验就能够建立一般应力状态土单元 Mises 循环强度参数 k_M 随八面体平均剪应力与循环破坏次数的变化关系。

为了利用拟静力有限元法预测模型试验结果, 对模型试验软土进行了不固结不排水循环三轴压缩试验与循环三轴拉伸试验, 确定了土层不排水归一化循环强度随归一化平均应力的变化关系。进行两种不同应力状态循环三轴试验的目的也是为进一步阐明可以利用 Mises 强度准则描述软土的不排水循环强度。

循环三轴试验土样的物性指标: 塑性指数 17.88, 天然重度 17.9 kN/m³, 平均含水率 41%。试验时给土样施加的围压为 30 kPa, 用 σ_a 表示施加循环应力前, 土样受到的轴向平均应力, 用 σ_f^c , σ_f^e 分别表示静三轴压缩、拉伸试验确定的不排水强度。

进行循环三轴压缩试验时, 取 $\sigma_a / \sigma_f^c = 0, 0.3, 0.5, 0.7$; 进行循环三轴拉伸试验时, 取 $\sigma_a / \sigma_f^e = 0.3, 0.5, 0.7$ 。对每一个归一化平均应力, 又取不同的归一化循环应力进行试验。

循环三轴试验土样直径 3.91 cm, 高 8.0 cm。试验仪器为 HX-100 电气伺服控制静动三轴仪。按以下步骤进行循环三轴试验并确定归一化循环强度变化关系:

(1) 将试验土样安置在三轴压力室内, 给土样施加围压并测量试验土样的孔隙水压力系数 B 。试验结果显示所有试验土样的 $B > 0.95$ 。

(2) 给土样施加轴向平均应力 σ_a 。

(3) 当试样在 σ_a 作用下的轴向应变稳定后, 沿土样轴向施加 0.1 Hz 的正弦循环应力 σ_{cy} 。

(4) 对于 $\sigma_a > 0$ 的试验, 当土样轴向平均应变与循环累积应变之和大于 10% 时停止试验。对于 $\sigma_a = 0$ 的试验, 当土样轴向循环应变大于 10% 时停止试验。

(5) 按 10% 的轴向应变破坏标准确定应力循环破坏次数 N_f (即试验土样达到破坏标准时的应力循环次数), 并做出归一化循环强度随应力循环破坏次数变化关系曲线, 见图 1, 2。

依据图 1 与图 2, 做出同一循环破坏次数 N_f 对应的归一化循环强度随归一化平均应力的变化关系, 见图 3。图 3 中结果表明, 循环三轴压缩试验与循环三轴拉伸试验得出的同一循环破坏次数下归一化循环强度随归一化平均应力的变化关系是一致的, 这进一步说明利用 Mises 破坏准则描述软土不排水循环强度的变化是可行的。

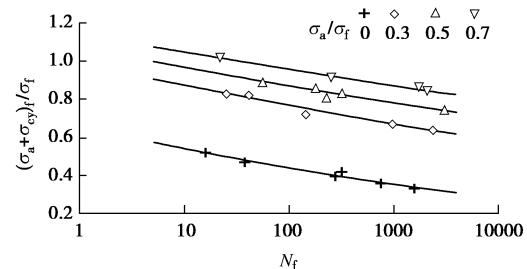


图 1 循环三轴压缩试验得到的循环强度曲线

Fig. 1 Cyclic strength curves from cyclic triaxial compression tests

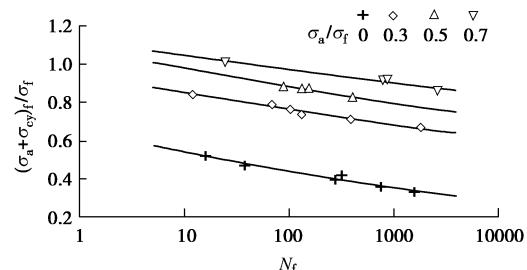


图 2 循环三轴拉伸试验得到的循环强度曲线

Fig. 2 Cyclic strength curves from cyclic triaxial extension tests

1.2 拟静力有限元分析法

如前所述, 拟静力弹塑性有限元法首先按土单元的初始应力状态确定相应的循环强度, 进而通过静力弹塑性有限元计算确定循环荷载作用下软土的不排水极限抗力。在拟静力增量弹塑性有限元计算中, 采用理想弹塑性模型描述软土的不排水应力应变关系。

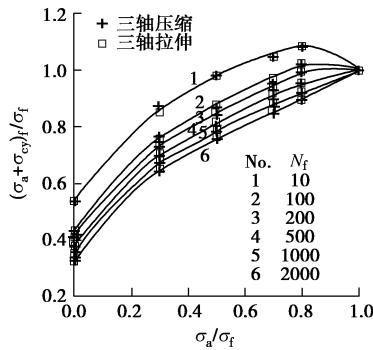


图 3 归一化循环强度随归一化平均应力的变化

Fig. 3 Variation of normalized cyclic strength with normalized average stress

计算循环荷载作用下软土的不排水承载力时, 按 Mises 强度准则确定土的屈服, 由循环三轴试验得到的循环强度变化关系确定 Mises 强度参数。考虑软土的不排水特性, 计算泊松比取 0.49。为了客观确定土层的弹性模量, 通过对静承载力模型试验结果的反演确定模型试验土层的弹性模量^[21]。结果表明, 对于竖向破坏模式, 将土的弹性模量取 150 倍的不排水剪切强度; 对于水平破坏模式, 将土的弹性模量取为 75 倍的不排水剪切强度。为了模拟锚与周围土层的相互作用, 在锚外壁与土接触的地方设置摩擦接触单元。由于模型试验结果显示无论是竖向破坏还是水平破坏, 锚内的土塞始终与锚的内壁紧密接触, 因此在锚内壁与土塞之间设置了绑定接触条件。通过计算分析发现^[21], 对于竖向破坏的锚, 锚外壁与土层之间的切向摩擦参数取为极限摩擦剪应力的模式是恰当的, 此时极限摩擦剪应力就等于锚外壁摩擦系数与土的不排水剪切强度的乘积; 对于水平破坏模式, 锚外壁与土层之间的切向摩擦按库仑摩擦关系取值是恰当的。

利用拟静力有限元方法计算软土中吸力锚在静荷载与循环荷载共同作用下承载力的步骤如下:

(1) 建立有限元计算模型。按上述分析设置锚外壁与土层之间的接触摩擦参数。

(2) 依据循环荷载时程, 确定荷载循环作用次数。然后依据循环三轴试验建立的归一化循环强度随归一化平均应力变化关系(见图 3), 确定与该荷载循环作用次数对应的归一化循环强度随归一化平均应力变化关系。

(3) 通过弹塑性有限元计算, 确定循环荷载作用前锚周围土体单元的平均八面体剪应力。对于循环荷载作用方向与静荷载作用方向相同的张紧式吸力锚, 锚周围土体单元八面体平均剪应力就是静荷载作用下土单元的八面体剪应力。因此, 依据土的不排水静强度, 通过弹塑性有限元计算, 确定静荷载作用下锚周围土单元的八面体剪应力。

(4) 按下式计算与每个土单元八面体平均剪应力

对应的循环三轴试验平均应力 σ_a 与相应的归一化平均应力:

$$\sigma_a = \frac{3}{\sqrt{2}} \tau_8 \quad . \quad (5)$$

(5) 按归一化平均应力, 由步骤(2)中确定的归一化循环强度变化关系, 计算每个土单元的不排水循环强度。

(6) 将每个土单元的强度替换为循环强度, 再次通过弹塑性有限元分析, 计算静荷载与循环荷载共同作用下吸力锚系泊点沿系泊方向的荷载位移曲线。

(7) 按位移破坏标准, 由系泊方向的荷载位移曲线确定相应的承载力, 此承载力就是用拟静力有限元方法确定的与某一荷载循环次数对应的软土中吸力锚的不排水循环承载力。

2 模型试验

为说明拟静力有限元分析方法评价软土中张紧式吸力锚不排水循环承载力的可行性, 进行 1g 条件下的模型试验。

2.1 试验装置

模型试验在一个试验箱内进行, 试验土层取自天津渤海湾滩海地区的淤泥质软土, 其物性参数与前述循环三轴试验土样的物性参数相同。采用底部真空预压方法制备试验土层。模型试验箱尺寸为长×宽×高=1 m×1 m×1.2 m, 见图 4。



图 4 模型试验箱

Fig. 4 Model test tank

制备试验土层时, 箱内底部安放排水管道, 再铺设 0.2 m 的碎石排水层, 碎石层上覆盖用于排水的土工布, 再将 60%~70% 含水率的泥浆倒入试验箱内, 最后将泥浆密封。预压过程中用调节阀将真空压力控制在 50 kPa 以内, 以便制备低剪切强度的软土层。预压后的土层厚 0.9 m, 平均含水率 43%, 天然重度 17.88 kN/m³。在不同位置用手动十字板测试土层的剪切强度, 结果表明土层的不排水剪切强度沿深度分布较均匀, 变化范围大约在 6~9 kPa 之间。

利用改进后的加载导向装置进行吸力锚承载力模型试验, 见图 5。与原导向装置相比^[22], 改进后的导向板不再插入土层, 避免了由于导向板插入土层而

引起的土层扰动对试验结果的影响。该装置仍利用导向板上的滑轮 1, 把系泊点倾斜的加载方向变为竖直方向, 再通过安装在加载框架上的滑轮 2, 把缆与加载装置连接。通过调节滑轮 1 在导向板上的竖向位置, 实现加载方向的改变。

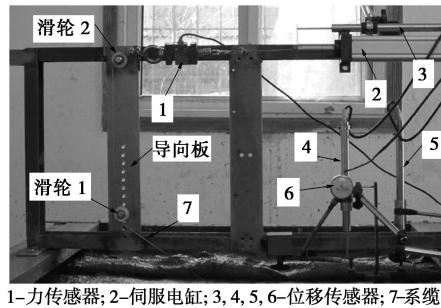


图 5 加载导向装置与测量传感器

Fig. 5 Loading-oriented apparatus and measuring transducers

模型试验加载装置为自行设计开发的电动伺服控制多功能加载装置, 它由伺服电缸与伺服控制器组成, 可以在力控制下施加单调荷载和循环荷载, 也可以在位移控制下施加单调荷载^[22]。

试验测量传感器的布置见图 5。图中的力传感器 1 用于测量锚的系泊荷载, 位移传感器 3 用于测量锚系泊点沿加载方向的位移, 位移传感器 4 与 5 用于测量锚的竖向位移并确定锚在竖直平面内的转角, 位移传感器 6 用于测量锚中心轴线上的水平位移。系缆是 1.5 mm 直径的钢丝绳。

模型锚材料为不锈钢。利用 3 种不同外径与高径比的模型锚进行试验, 试验参数见表 1, 为了研究锚外壁与模型试验土层之间摩擦系数的变化对破坏模式与承载力的影响, 在 #2、#4 与 #5 试验锚的外壁裹附了一层钢丝网, 见图 6。通过实测锚外壁与土层之间摩擦系数, 结果表明: 对于外壁无钢丝网的模型锚, 摩擦系数为 0.06, 对于外壁有钢丝网的模型锚, 摩擦系数为 0.26。

表 1 不同特征参数的模型锚

Table 1 Model anchors with different characteristic parameters

锚编号	直径 / m	高径比	外壁摩擦系数
1	0.076	6	0.06
2	0.076	6	0.26
3	0.114	4	0.06
4	0.114	4	0.26
5	0.152	3	0.26

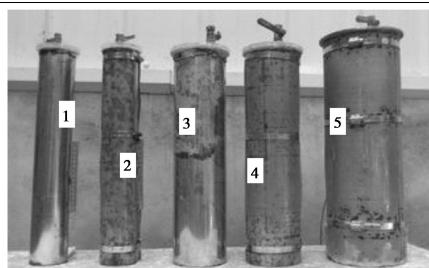


图 6 模型锚

Fig. 6 Model anchors

2.2 模型试验

承载力试验包括静荷载作用下的模型试验与静荷载与循环荷载共同作用下的模型试验。

静承载力模型试验过程: ①利用十字板试验测量试验位置处土层的剪切强度; ②将锚沉入预定位置土层中, 参考已有研究^[23], 沉锚后静置 3 d 再进行模型试验, 以减少沉锚引起的土层扰动对试验结果的影响; ③在位移控制下给锚施加单调荷载, 记录系泊点的荷载随系泊方向位移的变化。对于竖向拔出土层的破坏模式, 当系泊方向位移大于 0.6 倍锚径时, 停止试验; 对于水平挤压土层破坏模式, 当系泊方向位移大于 0.3 倍锚径时停止试验。通过多次试验发现, 当位移控制下的加载速率小于 7.2 mm/h 时, 荷载位移曲线与加载速率的改变基本无关。因此, 试验选择的加载速率为 7.2 mm/h。定义静荷载与静承载力之比为归一化静荷载。依据试验结果做出系泊点沿系泊方向的归一化静荷载位移曲线, 见图 7 与图 8。进行静荷载与循环荷载共同作用下吸力锚模型试验时, 依据这些结果给锚施加静荷载与循环荷载, 并估算相应的静承载力。

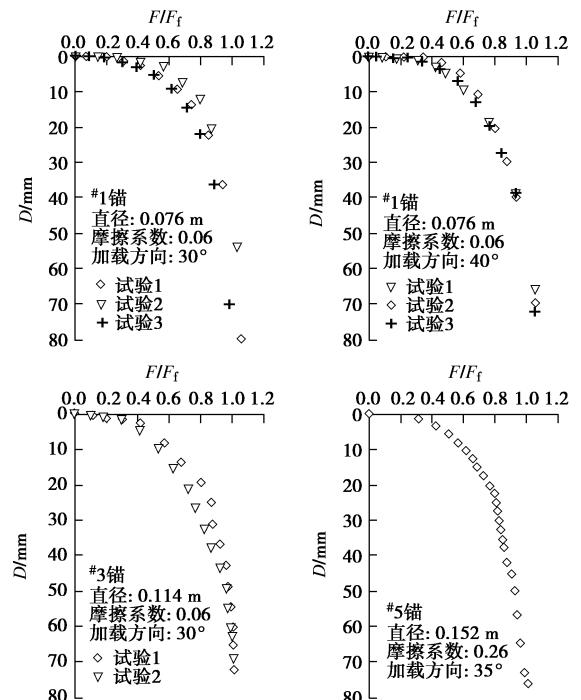


图 7 竖向破坏时系泊方向归一化荷载位移关系

Fig. 7 Normalized load-displacement curves for vertical failure

静荷载与循环荷载共同作用下的模型试验过程为: ①测定试验土层的强度并沉锚。②给锚施加静荷载 F_a 。参考静承载力模型试验得到的归一化荷载位移曲线(见图 7 与图 8), 当施加的荷载达到预定的归一化荷载对应的位移时, 停止加载, 按实际施加的静荷载与归一化荷载确定与此次模型试验对应的静承载力 $F_f = (F_a)_{\text{实际}} / (F_a / F_f)$ 。③在力控制模式下, 参考 F_f , 给锚

施加 0.1 Hz 的正弦循环荷载。对于竖向破坏的锚，当系泊点沿系泊方向的静位移与循环累积位移超过 0.6 倍锚径时停止试验；对于水平破坏的锚，当系泊点沿系泊方向的平均位移与循环累积位移超过 0.3 倍锚径时停止试验，按位移破坏标准确定相应的荷载循环破坏次数。试验最大荷载循环次数不超过 3000。

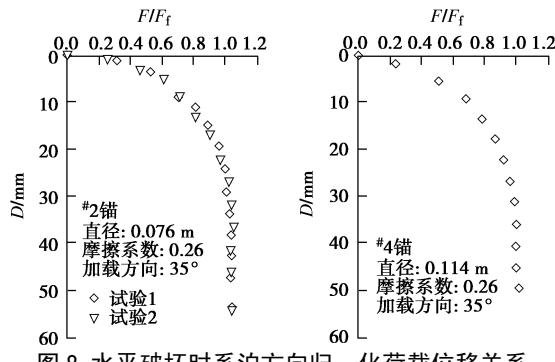


图 8 水平破坏时系泊方向归一化荷载位移关系

Fig. 8 Normalized load-displacement curves for lateral failure

研究表明，最佳系泊点受荷的张紧式吸力锚有两种典型的破坏模式：竖向拔出土层破坏模式与水平挤压土层破坏模式^[24]，影响吸力锚循环承载力的因素包括循环荷载作用前锚受到的静荷载 F_a 、系泊方向、桩的几何参数等。因此，对每一种破坏模式，安排不同 F_a 、不同系泊方向、不同循环荷载 F_{cy} 以及不同几何参数模型锚的试验。由于模型锚几何尺寸较小，在进行水平破坏模式的循环承载力模型试验时，在锚顶施加一竖向荷载 W 。表 2 与表 3 分别给出了竖向与水平破坏模式对应的模型试验安排。

表 2 竖向破坏的模型试验

Table 2 Test details for vertical failure mode

锚号	直径/m	高径比	加载方向	F_a/F_f
1	0.076	6	30	0.5
1	0.076	6	30	0.7
1	0.076	6	40	0.5
1	0.076	6	40	0.7
3	0.114	4	30	0.5
5	0.152	3	35	0.5

表 3 水平破坏的模型试验

Table 3 Test details for lateral failure mode

锚号	直径/m	高径比	加载方向	F_a/F_f	W/kN
2	0.076	6	35	0.5	0.44
4	0.114	4	35	0.5	0.31

3 模型试验结果与预测结果分析比较

3.1 模型试验结果分析

竖向破坏的模型试验结果表明，锚在最佳系泊点受倾斜方向静荷载与循环荷载共同作用时，锚内的土塞始终与锚紧密接触，锚在竖向平面内的转动很小，破坏时是以平动的方式被拔出土层。这些特征与静荷载作用下锚的运动破坏特征基本一致^[21-22, 25]。锚的系

泊点沿系泊方向的位移有 3 种变化趋势：①第 1 种是随荷载循环次数增加锚的循环累积位移逐渐增加，锚最终被竖向拔出土层，见图 9；②第 2 种是随荷载循环次数增加，锚的循环累积位移变化趋于稳定，此时锚处于一种循环稳定状态，且不会被拔出土层；③第 3 种是随荷载循环次数增加，尽管已经产生过量的循环累积竖向位移并达到位移破坏标准，但是锚的循环累积位移变化逐渐趋于平缓，此时锚也不会随循环荷载作用次数增加而被最终拔出土层。无论哪一种位移变化，循环位移随荷载循环次数的变化很小，循环累积位移是导致锚破坏的主要原因。总之，如果静荷载作用下锚的破坏是被竖向拔出土层，那么循环荷载作用下，锚的破坏仍然是竖向拔出土层的模式。

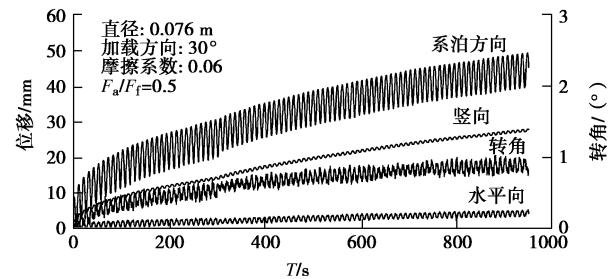


图 9 竖向破坏时的位移时程

Fig. 9 Time histories of displacement for vertical failure

锚水平破坏时的模型试验结果表明，在静荷载与循环荷载共同作用下，系泊点沿系泊方向的位移有 2 种变化趋势：①第 1 种是随荷载循环次数增加锚的循环累积位移逐渐增加，锚会产生过量的系泊方向位移，见图 10；②第 2 种是随荷载循环次数增加，系泊方向循环累积位移的变化趋于稳定。无论是那种情况，锚的水平位移始终大于竖向位移，循环位移的变化很小，锚破坏时，被动侧土体受到明显挤压而显著隆起，主动侧土体与锚之间开裂。见图 11。

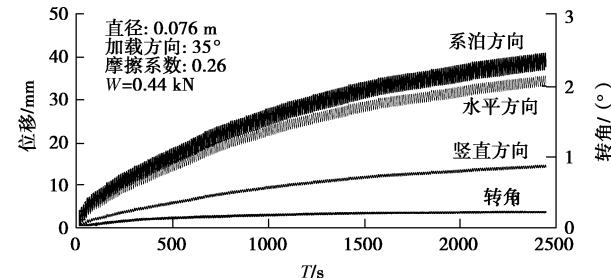


图 10 水平破坏时的位移时程

Fig. 10 Time histories of displacement for lateral failure

图 12 给出了由水平破坏静承载力模型试验与循环承载力模型试验得到的锚在竖直平面内的运动方向随系泊方向位移变化的典型关系。这些结果表明，如果静荷载作用下锚的破坏为水平挤压土层的模式，则静荷载与循环荷载共同作用下，锚在竖直平面内的运

动向竖直方向变化。循环荷载越大, 运动方向变化越显著。这说明, 循环荷载导致的锚竖向抗力的弱化大于水平抗力的弱化, 且当循环荷载作用下弱化后的锚竖向极限抗力小于弱化后的锚水平极限抗力时, 锚的破坏就会变为竖直拔出土层的模式^[24]。因此, 若静荷载作用下锚的破坏为水平挤压土层的模式, 则循环荷载的作用不仅改变锚的承载力, 也可能改变锚的破坏模式。试验结果还显示, 在锚的运动过程中, 锚内的土塞也始终与锚壁紧密接触。

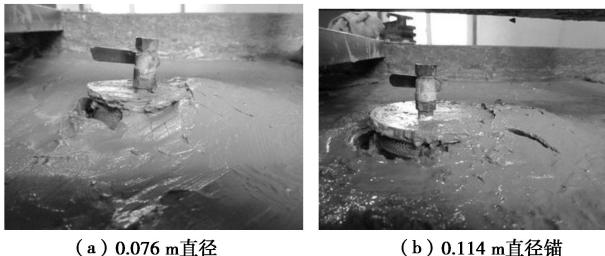


图 11 锚的水平破坏

Fig. 11 Lateral failure diameters

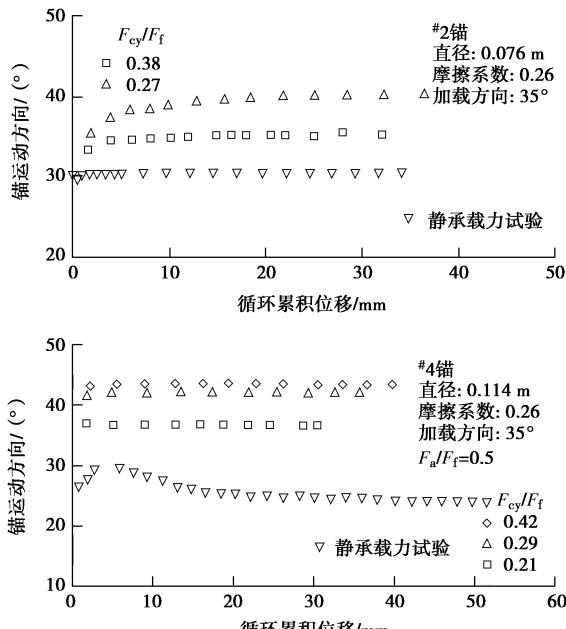


图 12 锚运动方向随循环累积位移的变化

Fig. 12 Variation of moving direction of anchors with cyclic accumulative displacement

3.2 循环承载力试验结果与预测结果比较分析

已有的模型试验结果表明, 对于竖向破坏的锚, 静极限承载力对应的系泊点沿系泊方向的位移大约为 0.6 倍的锚径^[22]; 对于水平破坏的锚, 静极限承载力对应的系泊点沿系泊方向位移大约为 0.3 倍锚径^[21], 这与 DNV 给出的破坏标准一致^[9]。因此, 对于静荷载与循环荷载共同作用下锚竖向破坏的模型试验, 按系泊点沿系泊方向位移达到 0.6 倍锚径确定荷载循环破坏次数(N_1)_f; 对于锚水平破坏的模型试验, 按系泊点沿系泊方向位移达到 0.3 倍锚径确定荷载循环破坏次

数(N_1)_f。与(N_1)_f对应的锚在静荷载与循环荷载共同作用下的承载力 $F_{f,cy}$ (即锚的循环承载力) 定义为

$$F_{f,cy} = (F_a + F_{cy})_f \quad , \quad (6)$$

式中, F_a 为循环荷载作用前锚受到的平均系泊荷载, F_{cy} 为循环荷载。

依据模型试验得到的系泊点沿系泊方向循环累积位移随荷载循环次数 N_1 的变化关系 (见图 13), 按以下步骤确定锚的循环承载力:

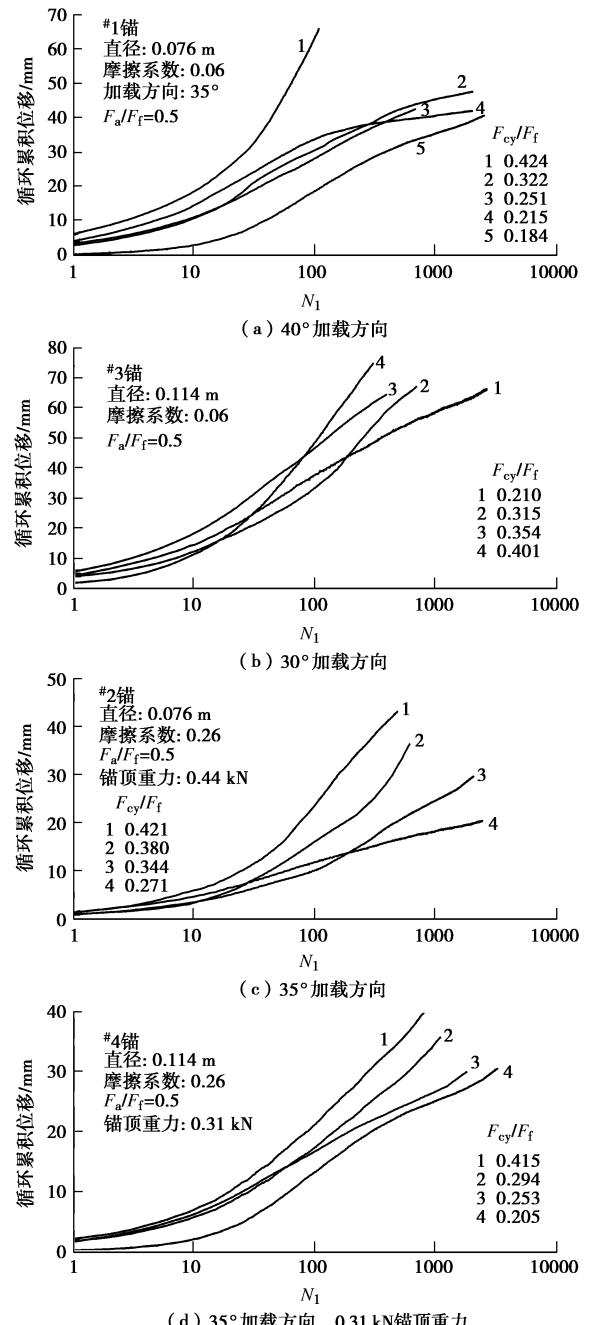


图 13 循环累积位移随循环次数的变化

Fig. 13 Variation of cyclic accumulative displacements with the number of cycles

(1)按图 7 与图 8 中的规一化荷载位移曲线确定静荷载 F_a 作用下的位移。

(2) 依据确定循环承载力的标准, 计算达到破坏标准时的循环累积位移。

(3) 由循环累积位移随循环次数的变化关系确定与步骤(2)中循环累积位移对应的荷载循环破坏次数(N_1)_f。

再由式(6)确定与该荷载循环破坏次数对应的循环承载力。结果见表4~9中的 $F_{f,cy}^1$ 。进一步确定归一化循环承载力, 见表4~9中的 $F_{f,cy}^1/F_f$ 。表中的 S_u 是每次试验前通过十字板试验实测的土层剪切强度。

表4 #1 锚、30° 加载方向的循环承载力

Table 4 Cyclic bearing capacity for anchor 1 and loading direction of 30 degrees

F_a/F_f	S_u/kPa	F_f/kN	$(N_1)_f$	$F_{f,cy}^1/kN$	$F_{f,cy}^1/F_f$	$F_{f,cy}^2/kN$	相对偏差/%
0.5	8.2	0.682	121	0.647	0.95	0.554	14.4
0.5	6.6	0.542	242	0.480	0.89	0.448	6.71
0.5	6.5	0.537	268	0.448	0.84	0.410	8.56
0.5	6.6	0.548	832	0.420	0.77	0.400	4.71
0.5	6.8	0.566	2408	0.413	0.73	0.400	3.06
0.7	7.8	0.647	27	0.624	0.97	0.575	7.90
0.7	7.8	0.647	280	0.591	0.91	0.551	6.72
0.7	8.5	0.713	796	0.616	0.86	0.589	4.39
0.7	7.9	0.653	1857	0.533	0.82	0.541	-1.53

表5 #1 锚、40° 加载方向的循环承载力

Table 5 Cyclic bearing capacity for anchor 1 and loading direction of 40 degrees

F_a/F_f	S_u/kPa	F_f/kN	$(N_1)_f$	$F_{f,cy}^1/kN$	$F_{f,cy}^1/F_f$	$F_{f,cy}^2/kN$	相对偏差/%
0.5	7.7	0.531	44	0.491	0.92	0.425	13.38
0.5	8.3	0.567	352	0.466	0.82	0.423	9.24
0.5	7.9	0.555	456	0.417	0.75	0.391	6.19
0.5	8.8	0.644	750	0.460	0.72	0.433	5.96
0.5	8.3	0.568	2280	0.389	0.68	0.389	-0.13
0.7	7.4	0.512	73	0.497	0.97	0.441	11.29
0.7	6.4	0.451	829	0.414	0.92	0.373	9.91
0.7	6.5	0.477	1310	0.407	0.85	0.367	9.91
0.7	6.7	0.478	2242	0.385	0.81	0.370	3.84

表6 #3 锚、30° 加载方向的循环承载力

Table 6 Cyclic bearing capacity for anchor 3 and loading direction of 30 degrees

F_a/F_f	S_u/kPa	F_f/kN	$(N_1)_f$	$F_{f,cy}^1/kN$	$F_{f,cy}^1/F_f$	$F_{f,cy}^2/kN$	相对偏差/%
0.5	7.1	1.336	185	1.204	0.90	1.044	13.27
0.5	6.9	1.294	342	1.105	0.85	0.983	11.05
0.5	7.1	1.336	513	1.089	0.82	0.972	10.73
0.5	7.2	1.367	1939	0.971	0.71	0.955	1.65

表7 #5 锚、35度加载方向的循环承载力

Table 7 Cyclic bearing capacity for anchor 5 and loading direction of 35 degrees

F_a/F_f	S_u/kPa	F_f/kN	$(N_1)_f$	$F_{f,cy}^1/kN$	$F_{f,cy}^1/F_f$	$F_{f,cy}^2/kN$	相对偏差/%
0.5	7.0	2.378	885	1.851	0.78	1.634	11.72
0.5	7.1	2.433	2290	1.688	0.69	1.572	6.87

表8 #2 锚、35° 加载方向的循环承载力

Table 8 Cyclic bearing capacity for anchor 2 and loading direction of 35 degrees

F_a/F_f	S_u/kPa	F_f/kN	$(N_1)_f$	$F_{f,cy}^1/kN$	$F_{f,cy}^1/F_f$	$F_{f,cy}^2/kN$	相对偏差/%
0.5	6.6	1.493	74	1.375	0.92	1.148	16.51
0.5	6.7	1.500	173	1.320	0.88	1.094	17.12
0.5	6.8	1.513	454	1.277	0.84	1.077	15.66
0.5	6.8	1.536	2126	1.184	0.77	1.010	14.70
0.7	6.5	1.518	69	1.471	0.97	1.305	11.28
0.7	6.7	1.529	239	1.405	0.92	1.261	10.25
0.7	6.7	1.521	827	1.311	0.86	1.230	6.18
0.7	6.9	1.545	2332	1.239	0.80	1.230	0.73

表9 #4 锚、35° 加载方向的循环承载力

Table 9 Cyclic bearing capacity for anchor 4 and loading direction of 35 degrees

F_a/F_f	S_u/kPa	F_f/kN	$(N_1)_f$	$F_{f,cy}^1/kN$	$F_{f,cy}^1/F_f$	$F_{f,cy}^2/kN$	相对偏差/%
0.5	6.3	1.855	250	1.697	0.92	1.462	13.86
0.5	6.5	1.935	531	1.536	0.79	1.381	10.11
0.5	6.5	1.938	1575	1.459	0.75	1.324	9.27
0.5	6.4	1.911	2613	1.347	0.71	1.274	5.44

依据表4~9中的试验结果, 再做出相同归一化静荷载对应的归一化循环承载力随荷载循环破坏次数(N_1)_f的变化曲线, 见图14与图15。图中结果表明, 对于给定的归一化静荷载, 可以忽略加载方向、锚的几何尺寸、锚外壁的摩擦系数对归一化循环承载力随荷载循环破坏次数变化关系的影响, 归一化循环承载力曲线只取决于归一化静荷载。当归一化静荷载为0.5时, 若循环破坏次数为1000, 锚竖向破坏时的循环承载力较静承载力降低约25%; 锚水平破坏时的循环承载力较静承载力降低约20%。这与已有的离心模型试验结果基本一致^[26]。

按拟静力有限元法的分析步骤, 针对表4~9中的试验条件预测模型试验结果。由于锚受力与锚结构具有对称性, 取一半建立有限元计算模型。计算模型径向方向尺寸取12倍锚径, 锚底以下取4倍锚径。图16是有限元计算模型与单元划分。预测时, 针对每次模型试验对应的循环破坏次数, 由图3确定相应的归一化循环强度变化关系。预测结果见表4~9中的 $F_{f,cy}^2$ 。

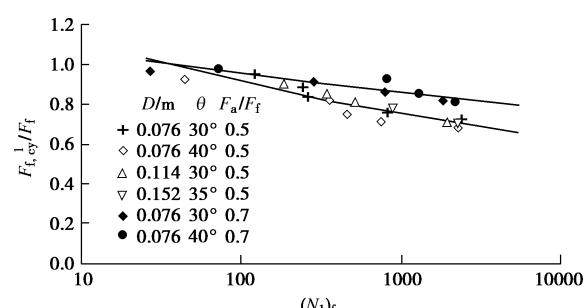


图14 坚向破坏时 $F_{f,cy}^1/F_f$ 随 $(N_1)_f$ 的变化

Fig. 14 Variation of $F_{f,cy}^1/F_f$ with $(N_1)_f$ for vertical failure mode

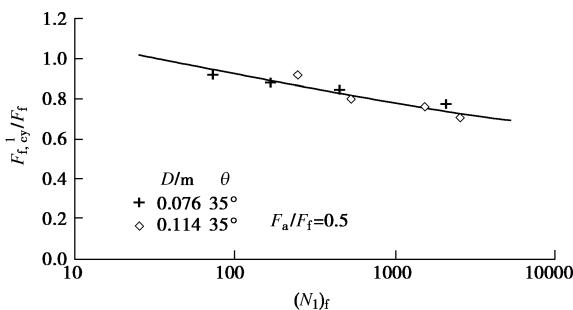
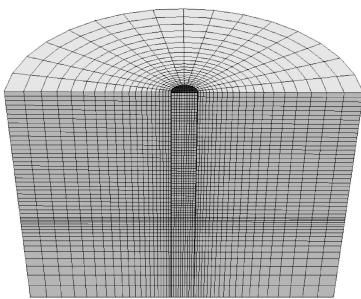
图 15 水平破坏时 $F_f,ey^{-1}/F_f$ 随 $(N_l)_f$ 的变化Fig. 15 Variation of $F_f,ey^{-1}/F_f$ with $(N_l)_f$ for lateral failure mode

图 16 有限元计算模型

Fig. 16 Finite element model

以模型试验结果为参考, 预测结果与试验结果之间的相对偏差见表 4~9 中的相对偏差。这些结果表明, 拟静力有限元方法的预测结果比模型试验结果偏小, 平均偏小范围不超过 10%。因此, 依据软土的不固结不排水循环强度变化关系, 利用拟静力有限元分析方法评价软土中吸力锚的不排水循环承载力是可行的, 且得到的结果偏于安全。

4 结语

本文建议了利用软土不排水循环强度, 通过拟静力弹塑性有限元分析, 评价软土中吸力锚在最佳系泊点受同一倾斜方向静荷载与循环荷载共同作用时承载力的方法。这一方法首先依据软土的不排水静强度, 通过弹塑性有限元计算确定静荷载作用下土单元的八面体平均剪应力, 再据此由土动力试验得到的循环强度变化关系、确定与一定循环破坏次数对应的土单元不排水循环强度, 然后按土单元的循环强度、再次通过弹塑性有限元分析, 计算锚的系泊点沿系泊方向的荷载位移曲线, 并据此按位移破坏标准确定锚的循环承载力。这一方法的特点是考虑了静系泊荷载对软土循环强度、进而对吸力锚循环承载力的影响。

为了说明用拟静力弹塑性有限元方法分析静荷载与循环荷载共同作用下吸力锚承载力的可行性, 进行了不同试验条件下软土中吸力锚在静荷载与循环荷载共同作用下的承载力模型试验。按照每次模型试验实测的土层静强度, 结合循环三轴试验确定的土层归一

化循环强度随归一化平均应力的变化关系, 利用拟静力弹塑性有限元方法, 预测了每次模型试验的循环承载力。与模型试验结果对比表明, 预测值一般小于试验值, 平均偏小范围在 10% 以内。因此, 利用本文建议的方法评价软土中吸力锚的不排水循环承载力是偏于安全的。由于本文模型试验是在 1g 条件下进行的, 且试验模型尺寸较小。对于如何通过软土中原型尺寸吸力锚循环承载力试验, 验证本文建议的方法有待进一步研究。

文中的模型试验结果还表明, 对于给定的归一化静荷载, 加载方向、锚的几何尺寸、锚外壁摩擦系数对归一化循环承载力随荷载循环破坏次数的变化关系影响不大, 可以认为归一化循环承载力只取决于归一化静荷载。若归一化静荷载为 0.5, 当循环破坏次数为 1000 时, 对于竖向破坏的锚, 循环承载力大约为静承载力的 75%; 对于水平破坏的锚, 循环承载力大约为静承载力的 80%, 这与已有的一些离心模型试验结果基本一致。

参考文献:

- [1] ANDERSEN K H, MURFF J D, RANDOLPH M F, et al. Suction anchors for deepwater applications[C]// Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth, 2005: 3 - 30.
- [2] ANDERSEN K H. Bearing capacity under cyclic loading-offshore, along the coast, and on land[J]. Canada Geotechnical Journal, 2009, **46**(3): 513 - 535.
- [3] PREVOST J H. Offshore gravity structures: analysis[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1981, **107**(2): 143 - 165.
- [4] 周健. 饱和软黏土循环变形的弹塑性研究[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(4): 499 - 502. (ZHOU Jian. Elastoplastic study on cyclic strain of saturated soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, **22**(4): 499 - 502. (in Chinese)).
- [5] ANDERSEN K H, LAURITZSEN R. Bearing capacity for foundation with cyclic loads[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1988, **114**(5): 540 - 555.
- [6] ANDERSEN K H, JOSTAD H P. Foundation design of skirted foundations and anchors in clay[C]// Offshore Technology Conference. Houston, 1999: 10824.
- [7] ANDERSEN K H, DYVIK R, SCHRDER K, et al. Field tests of anchors in clay II: predictions and interpretation[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1993, **119**(10): 1532 - 1549.
- [8] ANDERSEN K H, DYVIK R, LAURITZSEN R, et al. Model tests of offshore platforms II interpretation[J]. Journal of

- Geotechnical Engineering, ASCE, 1989, **115**(11): 1550 - 1568.
- [9] DET NORSKE VERITAS. Geotechnical design and installation of suction anchors in clay[M]. Høvik: DNV Recommended Practice RP-E303, 2005.
- [10] WANG Jian-hua, YANG Yang, LIU Jing-lei. Model tests and analysis method on cyclic bearing capacity of suction caissons with the taut mooring system in soft clays[C]// 21st Int Offshore and Polar Engrg Conf. USA Maui, 2011: 478 - 484.
- [11] WANG Jian-hua, LI Chi, KATHRYN Moran. Cyclic undrained behavior of soft clays and cyclic bearing capacity of a single bucket foundation[C]// 15th Int Offshore and Polar Engrg Conf. Seoul, 2005: 392 - 399.
- [12] WANG Jian-hua, YANG Hai-ming. Model tests and numerical simulation on bearing capacity of bucket foundations in soft clay under vertical static and cyclic loads[C]// 17th Int Offshore and Polar Engrg Conf. Protuga, 2007: 1547 - 1552.
- [13] 王建华, 杨海明. 软土中桶形基础水平循环承载力模型试验[J]. 岩土力学, 2008, **29**(10): 2606 - 2612. (WANG Jian-hua, YANG Hai-ming. Model tests on horizontal cyclic bearing capacity of bucket foundations in soft clays[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, **29**(10): 2606 - 2612. (in Chinese))
- [14] 范庆来, 栾茂田, 杨 庆, 等. 考虑循环软化效应的软基上深埋大圆筒结构承载力分析[J]. 大连理工大学学报, 2006, **46**(5): 702 - 706. (FAN Qing-lai, LUAN Mao-tian, YANG Qing, et al. Analyses of bearing capacity for deeply-buried large-diameter cylindrical structures on soft clay considering cyclic-softening effect[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2006, **46**(5): 702 - 706. (in Chinese))
- [15] 栾茂田, 武 科, 范庆来, 等. 复合加载下桶形基础循环承载性能数值分析[J]. 海洋工程, 2007, **25**(3): 88 - 94. (LUAN Mao-tian, WU Ke, FAN Qing-lai, et al. Numerical analysis of cyclic bearing capacity of bucket foundation under combined loading mode[J]. The Ocean engineering, 2007, **25**(3): 88 - 94. (in Chinese))
- [16] ANDRESEN L, JOSTAD H P, ANDERSEN K H, et al. Finite element analyses in offshore foundation design[C]// The 12th International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics. Goa, 2008: 3247 - 3262.
- [17] ANDERSEN K H, KLEVEN A, HEIJEN D. Cyclic soil data for design of gravity structures[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1988, **114**(5): 517 - 539.
- [18] American Petroleum Institute. Geotechnical and foundation design considerations[S]. United States, 2011.
- [19] 李 驰, 王建华. 饱和软黏土动力特性循环扭剪实验研究 [J]. 岩土力学, 2008, **29**(2): 460 - 464. (LI Chi, WANG Jian-hua. Cyclic torsional shear experimental studies on dynamic characters for saturated soft clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2008, **29**(2): 460 - 464. (in Chinese)).
- [20] 王建华, 曲延大. 循环应力作用下饱和软黏土的不固结不排水强度与破坏准则[J]. 水利学报, 2011, **42**(6): 672 - 677. (WANG Jian-hua, QU Yan-da. Unconsolidated and undrained strength and failure criterion of the soft clay under cyclic stresses[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2011, **42**(6): 672 - 677. (in Chinese)).
- [21] 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))
- [22] 王建华, 刘晶磊, 周杨锐. 静荷载与循环荷载作用下张紧式吸力锚承载特性的模型试验[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(6): 997 - 1004. (WANG Jian-hua, LIU Jing-lei, ZHOU Yang-rui. Model tests on bearing capacities of suction anchors with taut mooring systems under combined static and cyclic loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(6): 997 - 1004. (in Chinese))
- [23] EI-SHERBINY R M. Performance of suction caisson anchors in normally consolidated clay[D]. Austin: The University of Texas at Austin, 2005.
- [24] WANG Jian-hua, LIU Jing-lei, YANG Yang. Model tests on failure modes and bearing capacities of suction anchors with taut mooring system[C]// 22th Int Offshore and Polar Engrg Conf. Rhodes, 2012(2): 1547 - 1552.
- [25] 王建华, 刘晶磊, 陈文强. 加载方向对张紧式吸力锚极限承载力的影响分析[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(3): 385 - 391. (WANG Jian-hua, LIU Jing-lei, CHEN Wen-qiang. Effects of loading direction on ultimate bearing capacity of suction anchors with taut mooring system[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(3): 385 - 391. (in Chinese))
- [26] CHEN W, RANDOLPH M F. Uplift capacity of suction caissons under sustained and cyclic loading in soft clay[J]. ASCE, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, **133**(11): 1352 - 1363.