循环荷载下吸力锚基础周围孔压响应特性数值研究。

沈侃敏,国 振,王立忠

(浙江大学建筑工程学院 滨海和城市岩土工程研究中心,浙江 杭州 310058)

Numerical Analysis of Pore Pressure Response around a Suction Anchor under Cyclic Loading

SHEN Kan-min, GUO Zhen, WANG Li-zhong

(Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310027, China)

Abstract: Suction anchors are widely used in deep sea oil and gas engineering as a foundation for spars and TLPs because of their considerable uplift capacity and convenient installation. The suction anchor mainly sustains dynamic loads transmitted from the mooring line except for steady loads. The dynamic loads can be divided into two, wave-frequency loads with smaller amplitude and shorter period, and the second-order slow drift loads with larger amplitude and longer period. When the suction anchor is subjected to dynamic uplift loads with different frequencies and amplitudes, pore pressures increase in the soil around the anchor. In this study, to investigate the development of oscillatory pore-pressure and the accumulation mechanism of residual pore pressure in the seabed soil, a finite element model of a suction anchor embedded in a porous seabed subjected to dynamic uplift forces is constructed. On the basis of a steady uplift load, the pressure distribution and development under dynamic loads with different amplitudes and periods are contrasted. The results indicate that oscillatory pore-pressures mainly appear at the lower part of the anchor. Residual pore-pressure builds-up in the shallow soil, reducing the soil effective stress and the friction

① 收稿日期:2014-08-20

基金项目:国家杰出青年科学基金(51325901);国家自然科学基金青年科学基金(51209183) 作者简介:沈侃敏(1990-),男,浙江杭州人,博士研究生,主要从事岩土工程与海洋基础方面的研究. 通讯作者:国 振(1982-),男,山东淄博人,讲师,主要从事海洋岩土工程方面的研究.E-mail:nehzoug@163.com between the anchor and soil. Consequently, the failure mechanism may change and the uplift capacity is reduced.

Key words: suction anchor; cyclic loading; porous seabed; oscillatory pore-pressure; residual pore-pressure; uplift capacity

0 引言

张力腿平台(TLP)在深水油气资源开采过程中 应用广泛。其平台的主体为浮式结构,水线面小,波 浪运动幅度小,具有良好的经济性和稳定性。张力 腿平台通过系泊缆和张力束将上部主体结构与埋置 于海床的基础相连接,并由导缆器和起链机将锚链 预张紧,以平衡上部结构受到的浮力。平台主要运 动形式包括波浪频率的垂荡,二阶波浪力的差频分 量引起的慢漂,以及和频分量引起的垂荡共振,与之 相对应频率、幅值的荷载通过预张紧的锚链传递至 平台基础。

吸力锚基础^[1] 是一种大型圆柱薄壁钢制结构, 其底端敞开,上端封闭并设有抽水口,具有定位精 确、费用经济、方便施工、可重复利用等优点,并能承 受较大的竖向拉拔荷载。因此在深水张力腿平台的 系泊定位中应用广泛。其长度大多为 5~30 m,长 径比在 3~6 之间,在砂型土、黏土或分层土海床中 都具有良好的适用性。

已有研究表明^[2],吸力锚基础在承受拉拔荷载 作用时,其破坏模式主要有三种:

(1) 锚筒内没有被动负压或被动吸力很小,吸力锚内外壁与土体摩擦力不足以承担上拔荷载作用,沿筒壁内外侧与土体均发生局部剪切破坏,此时吸力锚被单独拔出海床而失效;

(2)若吸力锚内部被动负压、内侧壁摩擦力足以保证内部土塞与吸力锚协同运动,但外壁摩擦力较小且存在排水路径,上拔荷载主要由吸力锚底端 土体承担,此时易发生底部土体张拉破坏,吸力锚连同内部土塞被一起拉离海床而失效;

(3)若吸力锚基础与周围土体连接紧密,内外 壁均不存在明显排水路径,此时内部被动负压和摩 擦力保证土塞与锚筒协同运动,外侧壁摩擦力和吸 力锚底部的反向承载作用来承担上拔荷载的作用, 最终的失效模式表现为反向承载力破坏。

以上三种失效模式中,第三种反向承载力破坏 模式最为理想,也是 DNV/API 规范中普遍采用的 吸力锚承载力计算模式。目前国内外已有许多学者 针对吸力锚的短期静极限承载力特性进行了数值和 试验研究^[3-5]。然而,在吸力锚服役期间,除了锚泊 线的预张力和风、浪、流等环境荷载的定常力部分 外,还包括了波频循环荷载和不规则波浪力中的二 阶低频慢漂力。通过连接锚泊线作用在吸力锚上的 力是随时间变化的单向循环拉拔荷载,其作用时间 可能持续数小时、几天甚至几周。在持续张拉和循 环荷载共同作用下,一方面持续扰动弱化了外壁与 周围土体的摩擦力,另一方面由于扰动产生了沿筒 壁外侧排水路径,使得锚筒底部的被动吸力逐渐消 散^[6],吸力锚更易于发生底部拉拔或局部剪切破坏。 因此吸力锚的失效模式与其周围土体的应力状态和 孔隙水压力变化密切相关。

基于以上考虑,本文拟建立吸力锚基础在多孔 介质海床中受到循环动力荷载的数值计算模型(图 1),计算分析海床内锚体周围的孔隙水压力变化,并 比较不同幅值和周期的循环荷载的影响。



Fig.1 Sketch of anchor-seabed model

1 计算控制方程

本文模拟了埋置在海床内的吸力锚受到周期性 循环上拔荷载下其周围海床的孔压动力响应。在数 值计算过程中将锚体循环受拉过程中海床内部产生 的超孔压分为瞬时振荡孔压和残余累积孔压两部分: 利用基于弹性 Hoke 本构的 Biot-Darcy 方程来描述海 床内部振荡孔压响应;采用 Seed 残余孔压源项的轴 对称格式来描述残余孔压的累积增长趋势。

1.1 振荡孔压响应

假定海床土体为均匀、各向同性的多孔弹性介质,其轴对称坐标下的控制方程^[7]为:

$$G_{s} \nabla^{2} \tilde{u}_{s} + \frac{G_{s}}{1 - 2\mu_{s}} \frac{\partial \varepsilon_{V}}{\partial r} - G_{s} \frac{u_{s}}{r^{2}} = \frac{\alpha p_{osc}}{\partial r} \quad (1)$$

$$G_{s} \nabla^{2} \widetilde{w}_{s} + \frac{G_{s}}{1 - 2\mu_{s}} \frac{\partial \varepsilon_{V}}{\partial z} = \frac{\alpha p_{osc}}{\partial z}$$
 (2)

$$\nabla^{2} \tilde{p}_{\rm osc} - \frac{\gamma_{\rm w} n_{\rm s} \beta_{\rm s}}{k} \frac{\partial \tilde{p}_{\rm osc}}{\partial t} = \frac{\gamma_{\rm w}}{k} \frac{\partial \tilde{\epsilon}_{\rm V}}{\partial t} \qquad (3)$$

式中,拉普拉斯算子 $\nabla^2 = \left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}\right); \tilde{u}_s$ 和 \tilde{w}_s 为在水平 r 和竖直 z 轴方向的土体位移; \tilde{p}_{osc} 为

结构振动引起的振荡孔压; G_s 是土体剪切模量; μ_s 是 泊松比;k是渗透系数; n_s 是孔隙比; γ_w 是孔隙水体 单位重度; ϵ_v 为土骨架的弹性体变,其轴对称形式 为:

$$\tilde{\varepsilon}_{\rm V} = \frac{\partial \tilde{u}_{\rm s}}{\partial r} + \frac{\tilde{u}_{\rm s}}{r} + \frac{\partial \tilde{w}_{\rm s}}{\partial z} \tag{4}$$

 β_s 是孔隙水的压缩系数:

$$\beta_{\rm s} = \frac{1}{K_{\rm w}} + \frac{1 - S_{\rm r}}{P_{\rm w0}} \tag{5}$$

式中, $K_w = 2 \times 10^9 \text{ N/m}^2$,为纯水的体积模量; P_w ,为计算点静水压力与大气压力之和; S_r 为土体饱和度。

1.2 残余孔压计算

Seed 等^[8]首先提出了残余孔压累积计算的一 维模式, Jeng 等^[9]基于此发展了残余孔压累积增长 的二维平面应变模型。本文进一步推导获得了轴对 称条件下的残余孔压控制方程:

$$c_{v}\nabla^{2}\bar{p}_{\rm res} = \frac{\partial p_{\rm res}}{\partial t} + f(r,z) \tag{6}$$

式中, \bar{p}_{res} 为结构振动引起的残余孔压增长; ρ_w 为海水的密度; c_v 为轴对称条件下的固结系数,

$$c_{v} = \frac{2(+\mu_{s})kG}{3(1-2\mu_{s})\gamma_{w}}$$
(7)

f(*r*,*z*)为轴对称坐标下残余孔压累积源项^[9],表述为:

$$f(\mathbf{r},\mathbf{z}) = \frac{\partial \overline{p}_{\text{res}}}{\partial t} = \frac{\sigma_0'}{T_s} \left[\frac{|\tilde{\tau}(\mathbf{r},\mathbf{z})|}{\alpha_r \sigma_0'} \right]^{1/\beta_r} \quad (8)$$

式中, $\tau(x,z)$ 为计算点处的剪应力幅值,可由振荡孔 压计算中获得; T_s 为该点处循环荷载作用周期; α_r 和 β_r 为经验参数^[9]: σ_0 为土体的有效正应力平均值。

在计算剪应力幅值 τ 的过程中,吸力锚与海床 接触界面局部容易出现应力集中,产生过大的剪应 力幅值。而考虑到海床土体的抗剪强度满足摩尔-库伦准则,对超过抗剪强度的位置进行修正:

$$\begin{cases} \tau' = \tau, \tau < \tau_f \\ \tau' = \tau_f, \tau \ge \tau_f \end{cases}$$
(9)

2 数值计算模型

2.1 计算模型及边界设定

本文采用轴对称模型模拟吸力锚的服役工况, 以吸力锚的中心轴为对称轴,三维及极坐标下的计 算模型如图 2 所示。计算域的对称轴为 AD,吸力 锚以薄壁板的形式模拟,在轴对称模型中包括孔盖 AE 与筒壁 EF,ABCD 域内的海床作为多孔介质 模拟。筒壁 AE 和 EF 处,土体变形与筒壁的位移 连续。

计算域的边界条件设为:

边界 BE:海床表面,为自由边界,孔隙水压力 $\tilde{p}_{osc}=0, \bar{p}_{res}=0;$

边界 BC:模型侧边界,为自由滑动边界,且满 足不透水条件,即 $\partial \tilde{p}_{osc}/\partial r = \partial \bar{p}_{res}/\partial r = 0, \tilde{u}_s = 0;$

边界 *CD*:模型底边界,设为固定且不透水,即 $\partial \tilde{p}_{\text{nsr}}/\partial x = \partial \tilde{p}_{\text{rsr}}/\partial \chi = 0, \tilde{u}_s = \tilde{w}_s = 0;$

边界AD:轴对称边界。

筒壁 AE、EF: 位移在边界上连续,且不透水, $\tilde{u}_{s} = \tilde{u}_{A}, \tilde{w}_{s} = \tilde{w}_{A}, \partial \tilde{p}_{osc}/\partial r = \partial \tilde{p}_{res}/\partial r = 0.$







2.2 计算过程

按照真实的吸力锚服役情况,计算过程分为三 个步骤:

(1)初始应力场的建立,即在未安装吸力锚情况下计算域内的土体在自重作用下的固结。

(2)预张力的施加,此时激活锚体,建立锚体与 海床的界面接触。接触界面本构采用库伦摩擦模型,摩擦力由筒壁表面的法向应力与界面摩擦角确 定,然后在锚上施加自重以及上拔的预张力。在吸 力锚预张计算时不考虑海床中孔压变化。

(3)单向上拔循环荷载的作用,在锚体上施加
一个周期和幅值固定的简单循环上拔荷载,基于
(1)、(2)计算得到的应力场,并计算吸力锚基础周围
土体内的孔隙水压力变化。

2.3 计算参数设定

吸力锚模型依据印度洋 Laminaria 号所使用的 吸力锚的几何尺寸,模型锚直径 D=5 m,长度 L=12 m,筒壁厚 $t_s=0.1$ m,自重 G=50 t。海床基底 参数依照南海常见的砂性土进行取值,其基本参数 见表 1。

表 1 海床土参数

Table 1 Soil parameters of the seabed

重度	弹性模	泊松比	内摩擦	渗透系数	孔隙	饱和
/(N・m ⁻³)) 量/Pa		角/(°)	/(m・s ⁻¹)	率	度
2×10^{4}	1.33×10^{7}	0.33	30	1×10^{-6}	0.3	0.985

在吸力锚服役期间,除了锚泊线的预张力和风、 浪、流等环境荷载的定常力部分外,还包括波频循环 荷载和不规则波浪力中的二阶低频慢漂力,如表 2 所示:

表 2 锚体荷载组成

Fable 2 Componen	ts of	loads	on	suction	anchor
------------------	-------	-------	----	---------	--------

序号	荷载	荷载幅 值/N	与锚体自重 比值/%	周期/s
1	定常力	$3.0 imes 10^{5}$	60	-
2	波浪频率荷载	$1.0 imes 10^{5}$	20	20
3	波浪频率荷载	$2.0 imes 10^{5}$	40	20
4	低频荷载	2.0×10^5	40	60

3 计算结果与分析

本文中的算例分别采用了三种荷载组合形式作 为算例,分析不同频率和幅值荷载的影响:Case 1 (定常力1+波频荷载2);Case 2(定常力1+波频 荷载3);Case 3(定常力1+低频荷载4)。其荷载 曲线形式见图3。总的计算时程为自荷载施加开始 2000 s,在两种不同的荷载组合作用下振荡孔压与 残余孔压的发展呈现出不同的规律。

3.1 波频荷载组合(Case 1)

工况 Case1 相应的循环荷载作用下,计算吸力 锚周围土体当中的振荡孔压响应和残余孔压累积。

图 4 为一个典型周期内相隔 $T_s/4$ 的四个时刻 的锚周围土体振荡孔压分布图。结果表明振荡孔压 的发展趋势与施加上拔荷载的发展趋势吻合。在上 拔荷载最大的 t_3 时刻,锚体底部产生的负孔隙水压 幅值及分布范围最大,最大值约为 2 kPa;而在上拔 荷载最小的 t_1 时刻,锚体底部的负孔压最小;由 t_2 与 t_4 时刻的振荡孔压分布可以看出,负孔隙水压主 要分布在锚内底部土体,而在锚外侧的孔压分布不 明显。

由于吸力锚受上拔荷载时,锚内土塞在顶盖底



rig.s Time instory curves of load in 5 cases

部的黏结力和内壁摩擦力的作用下跟随锚体一起运动,因此产生的负孔隙水压力主要分布在吸力锚筒内底部土体。在一个周期内,锚体周围土体中产生的负孔压远小于该处的平均有效应力,不足以使土体发生液化。

图 5 为在自施加循环荷载 2 000 s 的时程内,海 床土体当中的残余孔压累积。在作用循环荷载 120 s,即 6 个循环以后,在锚体外壁的浅层土体内 出现了残余孔压累积。随着循环次数的继续增加, 在 360 s 的时刻浅层土的残余孔压有小幅度地增 长,累积的范围也增加。达到 960 s 以后,残余孔压 的累积范围和峰值没有明显的变化。计算结果显示 残余孔压的累积主要出现在浅层土体,而在锚筒下



图 4 振荡孔压发展(Case 1)







图 6 为自荷载施加起 2 000 s 的时刻, 沿吸力锚 壁 $EF(\mathbb{B} 2)$ 内外两侧的孔隙水压力与平均有效应 力的比值 $\eta = \overline{p}_{res}/\sigma_0$ 的分布情况。可以看到沿锚体 内壁积累的残余孔压很小, 对土体几乎没有造成影 响。当残余孔压累积达到稳定时, 沿锚体外壁表层 土体内残余孔压可以达到 0.7 σ_0 , 而残余孔压的影响 深度约为 0.2L。由此可见, 沿着筒壁分布的残余孔 压显著降低了土体骨架的有效应力水平。



Fig.6 Development of residual pore-pressure ratio inside and outside the wall of anchor tube (Case 1)

3.2 波频荷载组合(Case 2)

工況 Case 2 中的循环荷载幅值为 Case 1 中的 两倍,作用周期相同。在循环荷载作用下,锚体周围 振荡孔压见图 7,残余孔压的累积见图 8。图 9 为荷 载作用 2 000 s 的时程内锚外壁残余孔压比值的分 布情况。





在相同的荷载频率下,Case 2 当中幅值更大的 上拔荷载,引起的振荡孔压幅值更大,而分布区域和 范围类似。同样在相同的作用时长情况下,Case 2 当 中残余孔压的累积值也比 Case 1 的更大,而分布区域 更大一些,也集中在锚筒壁外侧的浅层土体。

在图 9 当中,浅层土体中沿锚体外壁的残余孔

压比值可以达到 1,说明此时的残余孔压与平均有 效应力相等,土体达到液化的判定条件;同时残余孔 压的累积区域也超过了 0.2L,对土体有效应力水平 的降低程度和影响范围都比 Case 1 更大。同样的 在此幅值下,循环荷载也没有产生吸力锚内部的残 余孔压累积。

计算结果表明,上拔循环荷载的幅值对锚体周 围的振荡孔压和残余孔压的幅值和分布范围有一定 影响,但对土体有效应力水平的弱化仍集中在浅层 土。



3.3 低频荷载组合(Case 3)

Fig.8 Accumulation of residual pore-pressure in the seabed (Case 2)



图 9 沿锚筒内外壁残余孔压比值发展(Case 2)

Fig.9 Development of residual pore-pressure ratio inside and outside the wall of anchor tube (Case 2) 工況 Case 3 中的荷载幅值与 Case 2 相同,但荷载的周期更长。Case 3 荷载组合作用下,锚体周围振荡孔压与残余孔压的发展分别见图 10、图 11。图 12 为荷载作用 2 000 s 的时程内锚外壁残余孔压比值。



Fig.10 Typical oscillatory pore-pressure during load period (Case 3)





图 10 当中的振荡孔压的发展趋势与 Case 2 类 似,但产生的孔压大小比 Case 2 的更小,说明上拔 荷载产生的振荡孔压响应与加荷的速率有关,加荷 速率快的情况下振荡孔压更大,影响范围更广。





在周期更长的循环荷载下,图 11 当中的沿锚体 外壁的残余孔压累积幅值和范围要比 Case 2 的更 小。图 11(b)的荷载共作用了 360 s,即 6 个循环, 与图 8(a)的荷载作用次数相同,但累积的残余孔压 (1.8 kPa)比图 8(a)中的残余孔压(2.7 kPa)更小。 说明在相同的荷载作用次数情况下,由于经历的时 间更长,造成了累积的残余孔压出现了一定的消散。

图 12 显示的外壁残余孔压累积深度与 Case 2 当中的相同,说明残余孔压的影响范围主要由荷载 幅值决定。荷载循环周期的延长带来的影响可以分 为两个方面,一是减少了相同时间内荷载的循环次 数,二是引起了累积的残余孔压出现部分消散,从而 降低了吸力锚附近残余孔压,减小了土体有效应力 水平降低幅度。

图 13 所示为三种工况下,循环上拔荷载作用 2 000 s残余孔压比值沿锚筒外壁的分布。可以发 现,残余孔压幅值大小为 Case 2>Case 3>Case 1; Case 2 与 Case 3 的残余孔压影响范围类似,而 Case 1的影响范围更小。这表明残余孔压影响范围 随着荷载幅值增加而增加,而荷载周期的影响并不 明显。残余孔压幅值则与荷载的幅值和周期都有 关,荷载幅值越大,周期越短,则相应的残余孔压累 积幅值越大。

综上所述,在循环荷载的作用下,吸力锚筒内部 残余孔压的累积不明显,而筒壁外侧的浅层土则发 生了显著的孔压累积,这将大大弱化外部土体与吸 力锚筒壁之间的摩擦阻力,可能使得吸力锚失效模 式由第三类反向承载力破坏向第二类底部拉拔破坏 形式转变,从而降低了吸力锚的承载能力。





Fig.13 Distribution of residual pore pressure ratios inside and outside the wall of anchor tube in three cases

4 结语

本文采用有限元方法建立了多孔介质海床中吸 力锚受竖向循环荷载作用的模型,模拟了深海吸力 锚基础服役期在预张力基础上受波频和低频循环动 载的工况,主要结论如下:

(1)振荡孔压的变化趋势与施加的竖向循环荷载相一致,瞬时负孔压的最大值在锚体底部出现,并向锚内部土体扩散,锚筒壁外侧的孔压变化不明显。循环荷载幅值越大,瞬时负孔压越明显。

(2)吸力锚上的循环上拔荷载会引起锚筒外壁 浅层土体内明显的残余孔压累积,在一定循环次数 后趋于稳定。产生的残余孔压将显著降低土体的有 效应力,从而弱化锚-土界面摩擦力,可能改变吸力 锚失效模式,并降低其承载力。

(3)残余孔压累积深度受循环上拔荷载的幅值 影响,荷载幅值越大,残余孔压影响深度越大,其增 长幅度也越大。

(4) 若荷载幅值相同,短周期的波频荷载引起 的残余孔压比长周期的低频荷载发展更快,最终达 到的孔压峰值更大,这一方面是因为相同时间内长 周期荷载的循环次数更少,另一方面是因为长时间 作用下部分的残余孔压出现了消散。

(下转81页)

Test and Numerical Analysis of Seismic Responses of Dyke on Liquefiable Soils Foundation[J].Joural of Hydraulic Engineering,2008,39(12):1346-1352.(in Chinese)

- [6] 岑威钧,顾淦臣,隋世军.深厚黄土覆盖层上土石坝地震响应特 性分析[J].防灾减灾工程学报,2009,29(1):51-56. CEN Wei-jun, GU Gan-chen, SUI Shi-jun. Seismic Response Analysis of an Earth-rockfill Dam on Thick Loess Alluvial Deposit[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2009, 29(1): 51-56. (in Chinese)
- [7] 赵剑明,温彦锋,刘小生,等. 深厚覆盖层上高土石坝极限抗震能力分析[J].岩土力学,2010,31(增刊1):41-47.
 ZHAO Jian-ming, WEN Yan-feng, LIU Xiao-sheng, et al. Study of Maximum Aseismic Capability of High Earth-rock Dam on Deep Riverbed Alluviums[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(增刊1):41-47. (in Chinese)
- [8] 于玉贞,卞锋.高土石坝地震动力响应特征弹塑性有限元分析 [J].世界地震工程,2010,26(增刊1):341-345.

YU Yu-zhen, BIAN Feng. Elasto-plastic FEM Analysis of Dynamic Response of High Earth-rockfill Dams During Earthquake[J]. World Earthquake Engineering, 2010, 26(S1): 341-345.(in Chinese)

- [9] Elia G, Amorosi A, Chan AHC, et al. Fully Coupled Dynamic Analysis of an Earth Dam[J].Geotechnique, 2011, 61(7): 549-563.
- [10] Ming H Y, Li X S, Zheng T Y. Effects of Soil Density and Earthquake Intensity on Flow Deformation of the Upper San Fernando Dam[J].Geotechnique, 2011,61(12):1019-1034.
- [11] 陈育民,仉文岗,刘汉龙.堤防地震液化数值模拟及动力反应 分析[J].解放军理工大学学报:自然科学版,2011,12(3): 239-244.
 CHEN Yu-min, ZHANG Wen-gang, LIU Han-long. Seismic Liquefaction Numerical Simulation and Dynamic Response of Levee Embankment[J].Journal of PLA University of Science and Technology: Natural Science Edition, 2011, 12(3): 239-244. (in Chinese)
- [12] Iai S, Matunaga Y, Kameoka T. Strain Space Plasticity Model for Cyclic Mobility[J].Soils and Foundations, 1992, 32(2):1-15.

参考文献(References)

- [1] Senpere D, Auvergne G A. Suction Anchor Piles——A Proven Alternative to Driving or Drilling[C]// Proceedings of 14th Annual Offshore Technology Conference. Houston: Offshore Technology Conference, 1982.
- [2] Deng W, Carter J P. Vertical Pullout Behaviour of Suction Caissons[R].Centre for Geotechnical Research, The University of Sydney, 1999.
- [3] Randolph M F, House A R. Analysis of Suction Caisson Capacity in Clay[C]//Proceedings of the Offshore Technology Conference, Houston: Offshore Technology Conference, 2002.
- [4] Randolph M F.Cassidy M.Gourvenec S.Challenges of Offshore Geotechnical Engineering[C]// Proceedings of the International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Osaka: IOS Press, 2005.

- [5] Luke A M. Axial Capacity of Suction Caissons in Normally Consolidated Kaolin[D]. Houston: University of Texas at Austin, 2002
- [6] Huang J,Cao J C,Jeab M E, et al.Geotechnical Design of Suction Caissons in Clay[C]// Proceedings of 13th International Offshore and Polar Engineering Conference. Honolulu: International Society of Offshore and Polar Engineers, 2003.
- [7] Biot M A.Theory of Deformation of a Porous Viscoelastic Anisotropic Solid[J].Journal of Applied Physics, 1956, (27): 459-467.
- [8] Seed H B, Rahman M S. Wave-induced Pore Pressure in Relation to Ocean Floor Stability of Cohesionless Soils[J]. Marine Geotechnology, 1978, 3(2):123-150.
- [9] Jeng D S. Porous Models for Wave-seabed Interactions[M]. German:Springer, 2013.