

文章编号: 1000-7598 (2013) 01-0053-08

考虑桩基弱化的导管架平台横向振动特性试验研究

钟 超¹, 毛东风¹, 段梦兰¹, 李志刚², 袁志林¹, 王建国¹

(1. 中国石油大学(北京)海洋油气研究中心, 北京 102249; 2. 中国海洋石油工程公司, 天津 300452)

摘 要: 导管架平台桩身循环往复运动将使桩周土体超孔隙水压增加、横向土抗力降低, 从而导致桩基弱化。泥面以下 6 倍桩径处嵌固桩身的等效桩简化理论没有考虑桩基弱化对平台基础自然频率的影响, 计算结果与实测值有一定差距。为研究桩基弱化对平台结构横向振动特性的影响, 进行了比例尺为 1:10 的导管架平台模型试验, 测量不同循环荷载作用之后导管架平台模型水平方向的振动特性。由试验结果可知, 桩基横向土抗力在不同循环荷载作用过程中出现不同程度的衰减, 桩基土抗力的衰减与桩身往复运动的幅值和次数有关。考虑桩-土相互作用时导管架平台模型两个水平方向的基础自然频率(基频)比等效桩理论计算值分别低 15.5%和 6.0%。桩基弱化后, 实测值与计算值的差距增大到 22.0%和 13.4%。假设导管架-桩-土系统阻尼为比例阻尼, 通过试验结果发现, 桩基弱化对系统阻尼影响较小。

关 键 词: 桩基弱化; 循环荷载; 横向土抗力; 基础自然频率

中图分类号: TU 473

文献标识码: A

Experiment study of horizontal vibration characteristics of fixed jacket platform considering degradation of pile foundation

ZHONG Chao¹, MAO Dong-feng¹, DUAN Meng-lan¹, LI Zhi-gang², YUAN Zhi-lin¹, WANG Jian-guo¹

(1. Offshore Oil & Gas Research Center, China University of Petroleum, Beijing 102249, China;

2. China Offshore Oil Engineering Co., Ltd., Tianjin 300452, China)

Abstract: The piles of jacket platform move in cycles, so as to increase excess pore pressure of soil, decrease the lateral soil resistance and weaken pile foundation. The basic natural frequency that based on equivalent simplified pile theory not considering the degradation of pile foundation which fixing the pile at 6 pile diameters below mudline still has some difference with the test result. In a simulation experiments, cyclic environmental loading impose in jacket platform, a 1:10 scale model, and measure the vibration characteristics in x and y directions of jacket platform model after different cyclic loadings. The experiments aim to study the relation between pile foundation weakening and platform horizontal vibration characteristics. According to experiment results, lateral soil resistance show different degrees of decay in different cycle loadings; and the degradation of pile foundation is related to the amplitude and frequency of reciprocating motion of piles. Because of the effect of pile foundation weakening, the basic natural frequency of jacket platform decreases when lateral soil resistance decay. The test values of fundamental natural frequency are lower than the calculated values by 15.5% in x direction and 6% in y direction. And the differences increase to 22% and 13.14% after the degradation of pile foundation occurred. Assuming system damping is proportional damping, the degradation of pile foundation has a small impact on system damping.

Key words: degradation of pile foundation; cyclic loading; lateral soil resistance; fundamental natural frequency

1 引 言

海洋导管架平台不仅要承受自身重力等竖向荷

载作用, 还长期受到风、波浪、海流、海冰等横向循环荷载的作用^[1], 以桩基础为支撑的导管架平台对海洋环境载荷的动力响应与桩基的支撑作用有着

收稿日期: 2012-06-08

基金项目: 国家高技术研究发展(863)计划(No. 2008AA092701-3)。

第一作者简介: 钟超, 男, 1986 年生, 硕士研究生, 主要从事海洋立管、海洋平台结构方面的研究工作。E-mail: z_chao10@126.com

通讯作者: 段梦兰, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事海洋工程方面的研究工作。E-mail: mlduan@cup.edu.cn

重要的相关性。桩基横向土抗力的减弱会降低导管架平台的基础自然频率,加大平台结构在环境荷载作用下的响应幅值,降低导管架平台的安全性。国内外众多学者针对横向循环荷载作用下桩-土相互作用(PSI)的弱化进行了研究,Matlock^[2]和 Reese^[3]等学者研究了软黏土、硬黏土和砂土在循环荷载作用下的静土抗力衰减规律,他们所提出的静土抗力计算公式被美国石油协会(API)规范^[4]所采用。在静土抗力研究的基础上,Novak^[5]、Nogami^[6-7]和 Nagger^[8-9]等进行了黏土和砂土的动土抗力研究,并分析了桩在动载作用下的响应。目前针对桩基弱化对上部结构振动特性影响的研究较少,根据中国船级社《海上固定平台入级与建造规范》^[10]规定,桩基的处理采用泥面以下 6 倍桩径处桩身嵌固的等效桩理论计算方法,这一简化方法没有考虑桩-土相互作用以及桩基弱化对导管架基频的影响,使得计算出的导管架基础自然频率与实际值有一定差距^[11-13],所以研究桩基弱化对导管架平台横向振动特性的影响是十分必要的。

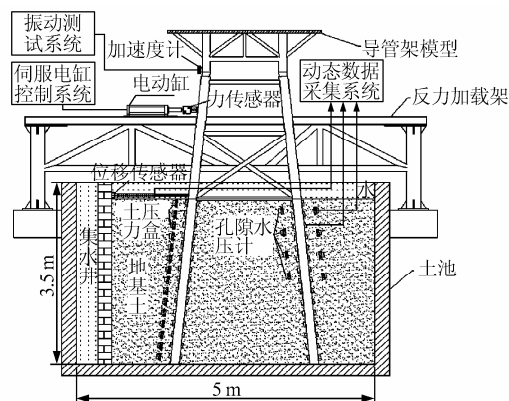
本文设计一套导管架-桩-土模型试验系统,进行桩基弱化对导管架平台横向振动影响试验研究。分析得到了在循环荷载作用后导管架桩基横向土抗力的衰减规律及导管架上部结构的横向振动特性和桩基横向土抗力的关系,为国家高技术发展研究项目“基于振动检测的现役海洋平台结构安全评估技术研究”提供理论与技术支持。

2 模型试验方案

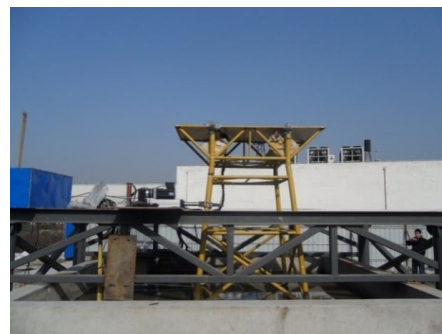
以国内某导管架-桩-土模型试验系统^[15-16]为基础。该系统由三部分组成:导管架-桩-土模型系统、电动伺服加载系统、传感器和数据采集系统。模型试验系统如图 1 所示。

2.1 导管架-桩-土系统

导管架-桩-土系统由导管架模型、桩、分层土层和钢筋混凝土土池组成。导管架和桩均采用 Q235 钢管制成,弹性模量为 200 GPa,泊松比为 0.3。导管架平台总高为 6 m,桩总长 $l=3$ m,外径 $D=90$ mm,壁厚 $h=3$ mm,导管架和桩之间刚性连接,整个导管架-桩模型重量为 511 kg。土池长、宽、高分别为 5.0、5.0、3.5 m,其中的分层土层从上至下依次为:黏土(1 m)、砂土(1 m)、黏土(1 m),试验土层自然固结 4 个月。具体土参数由土工试验获得,见表 1、2。



(a) 试验系统示意图



(b) 试验系统实物图

图 1 模型试验系统

Fig.1 Model experiment system

表 1 砂土参数

Table 1 Parameters of sand

土样	含水率 $w/\%$	相对密度 $D_r/\%$	有效重度 $\gamma/(kN/m^3)$	液限 $w_L/\%$	塑限 $w_P/\%$	凝聚力 c/kPa	摩擦角 $\varphi/(^\circ)$
砂土	21.1	45	19.6	33	21	0.1	20

表 2 黏土参数

Table 2 Parameters of clay

土样	含水率 $w/\%$	有效重度 $\gamma/(kN/m^3)$	液限 $w_L/\%$	塑限 $w_P/\%$	黏聚力 c/kPa	摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	ε_{50}
黏土	27.9	18.0	51	27	11.6	17.3	0.021 7

注: ε_{50} 为原状土不排水试验在 1/2 最大应力时出现的应变。

2.2 电动加载系统

选用高精度电动伺服电动缸作为加载系统来模拟平台所受的海洋环境,该系统主要由伺服电动缸、驱动控制器、控制软件组成。加载电动缸最大速度为 0.2 m/s,能够实现 0~5 Hz 的循环加载。控制系统选用 Parker 驱动控制器(型号为 C3S300V4F12I11T40M00),配以位移和力传感器能够实现力和位移的控制,可按照所编加载程序实现循环加载、脉冲加载等加载^[15]。

2.3 传感器布置

沿桩身均布 15 组应变半桥测量电路和 15 个土

压力盒, 间隔为 20 cm。桩周土体内放置孔隙水压计监测孔压变化。导管架上部主要管节点两个水平方向分别安装加速度传感器, 见图 1(a)。加速度传感器线性响应阶段为 1~30 Hz。泥面处布置位移传感器测量泥面处桩身的位移。

2.4 试验步骤

在泥面以上 1.8 m 处的桩腿上(冰载作用区域)施加正弦循环荷载, 荷载幅值 A 由 50~200 mm 逐渐增大, 增幅为 50 mm; 循环荷载的周期 T 取 10.0、5.0、2.0、1.0、0.5 s; 循环次数 N 为 200 次^[2]。在循环荷载作用前后分别测量导管架平台模型的脉冲响应曲线。表 3 给出了一个工况的试验步骤。

表 3 试验步骤
Table 3 Experiment steps

序号	步骤
1	力锤脉冲激励
2	正弦循环加载, 幅值曲线的幅值为 A , 周期为 T , 循环次数 N
3	力锤脉冲激励

注: 以上加载均采用位移控制方式。

3 等效桩理论的有限元模型

多自由度系统的振动方程为

$$[M]\{\ddot{x}\} + [c]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = f(t) \quad (1)$$

式中: $[M]$ 为质量矩阵; $[c]$ 为阻尼矩阵; $[K]$ 为刚度矩阵; $\{\ddot{x}\}$ 、 $\{\dot{x}\}$ 、 $\{x\}$ 分别为加速度向量、速度向量和位移向量; $f(t)$ 为系统所受到的激振力。当 $f(t) = 0$ 时振动方程变为自由振动方程。

实际的导管架-桩-土系统中, 土体刚度具有高度非线性, 土体的阻尼包括黏性阻尼和辐射阻尼。

《海上固定平台入级与建造规范》^[10]规定, 将泥面以下 6 倍桩径处的桩身固支, 并假设阻尼矩阵 $[c]$ 为比例阻尼、刚度矩阵 $[K]$ 为线性, 这样可以大大简化导管架平台振动的理论计算, 但同时也降低了计算结果的精度。

将导管架模型进行离散化处理, 边界条件设定为: 泥面以下 6 倍桩径处嵌固桩身。利用有限元软件 ABAQUS 进行模态分析得到模型前 3 阶模态的频率(基频)和振型, 如图 2 所示。

4 模型试验结果分析

试验测得不同加载工况下的物理量变化, 对试验数据进行了系统的分析, 得到一下分析结果。

4.1 循环加载后桩基横向土抗力衰减规律

通过孔隙水压计的记录可知, 随着循环次数的

增加, 桩周土体的超孔隙水压上升, 特别是在加载频率较快时孔压上升速度明显增加, 如图 3 所示。土体的超孔隙水压力的发展是影响土体土抗力的重要因素, 累积孔压增加将降低土体的抗剪强度和土体的承载力^[14]。

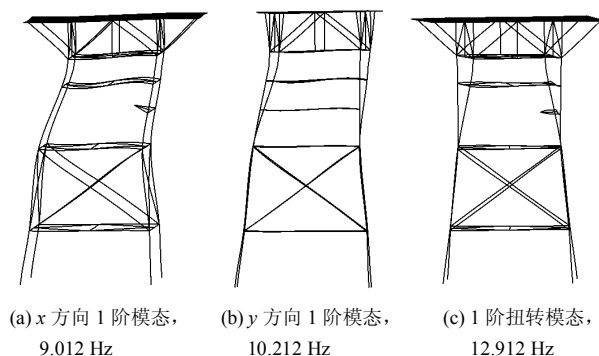


图 2 模型前三阶模态
Fig.2 The first three orders of model

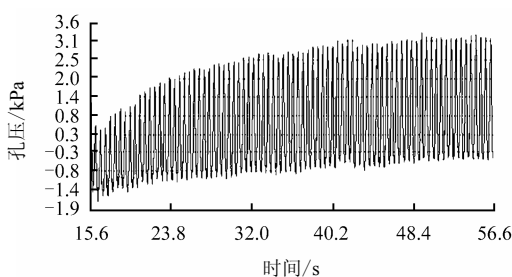
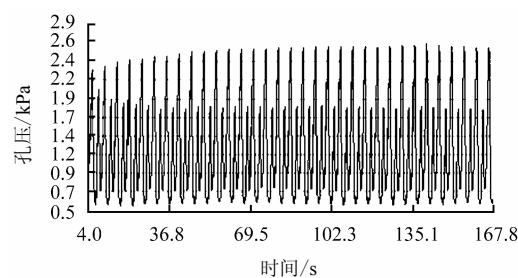


图 3 超孔隙水压变化
Fig.3 Changes of excess pore pressure

根据梁的弯曲变形理论和应力分析, 通过测得的桩身应变可以求得桩身位移和横向土抗力^[2]。图 4 为循环过程中桩身的位移分布, 反弯点随着桩头位移幅值的加大而下移, 并且桩身出现变形的区域往更深层土体移动。从循环加载前后的土抗力沿桩身分布情况(见图 5)能够看出, 最大土抗力出现在泥面下 0.2 m 处, 桩基土抗力的衰减主要发生在泥面下 1 m 以内的黏土层。图 6 为泥面下 0.2 m 处桩基的 p - y 曲线(p 为横向土抗力、 y 为桩身位移)在循环过程中的变化。由图可以看出, 循环荷载幅

值越大, 桩基横向土抗力的衰减程度越大。在前 10 个循环周期内, 桩基土抗力的衰减程度最大, 土抗力在 100 个周期内达到稳定, 这与 Matlock^[2]在 Sabine 和 Lake Austin 现场试验结果相吻合。在桩身位移达到 0.02 m (0.2D) 时, 桩基土抗力并没有出现 Matlock 所说的持续衰减, 而在循环 25 个周期以后时达到了稳定。

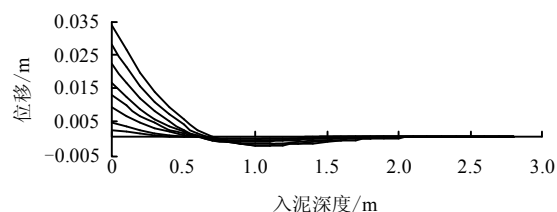


图 4 桩身位移分布

Fig.4 Distribution of displacement of pile shaft

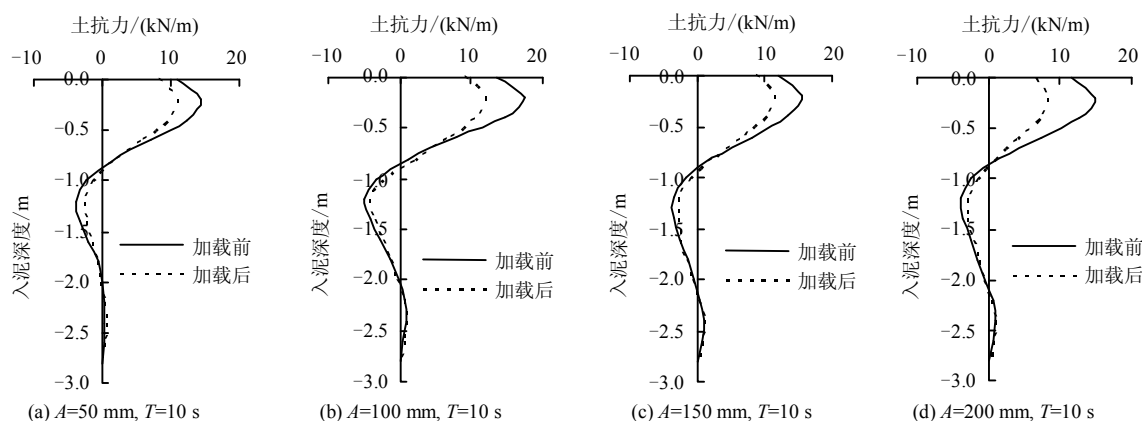
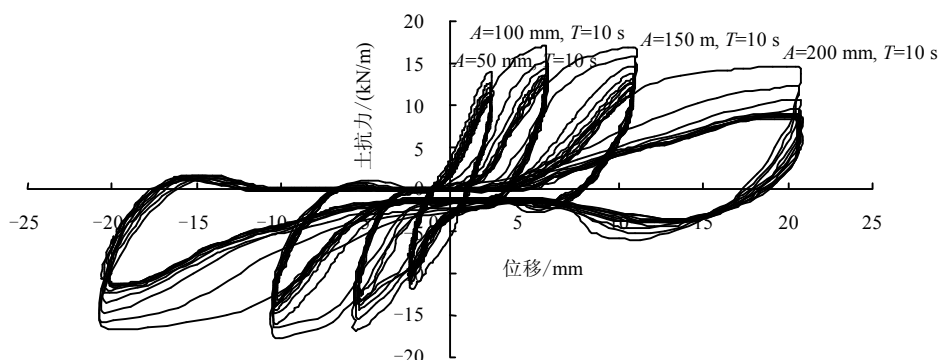


图 5 循环加载前后土抗力分布

Fig.5 Comparison of soil resistance before and after cyclic loading

图 6 泥面下 0.2 m 处桩基 p - y 曲线Fig.6 p - y curves of soil strata with the depth of 0.2 m below mudline

在小幅值循环荷载作用下, 不同的加载频率引起土抗力的变化较小, 而在较大幅值循环加载时, 频率的增加会引起土抗力增大。在大幅值高频率 (2 Hz) 加载时, 虽然超孔隙水压增加明显, 土体抗剪强度降低, 但由于桩身运动速度增加而使桩受到的阻尼力加大, 综合土体抗剪强度和阻尼力的变化, 桩基的横向土抗力相比于低频率加载时是增大

的。Reese^[3]和 Naggar^[4]等对阻尼引起土抗力变化进行了详细的研究。表 4 给出了各个循环工况下泥面以下 0.2 m 处的最大桩基横向土抗力达到稳定时的值。从试验结果可以看出, 在循环荷载作用下桩基的横向土抗力 p 发生衰减, 衰减程度主要受桩身往复运动的幅值 y 控制, 循环幅值越大, 土抗力衰减越明显。

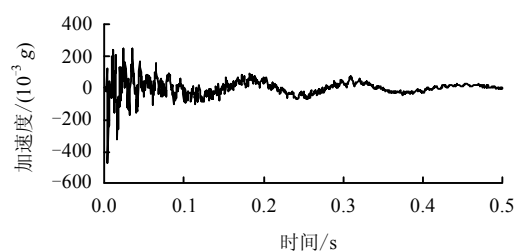
表 4 各循环工况后泥面下 0.2 m 处土抗力的稳定值

Table 4 Stable values of soil resistances with the depth of 0.2 m below mudline

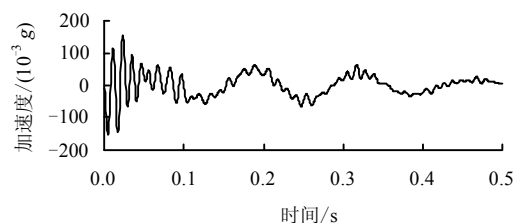
T/s	$A=50\text{ mm}$		$A=100\text{ mm}$		$A=150\text{ mm}$		$A=200\text{ mm}$	
	$p/(kN/m)$	y/mm	$p/(kN/m)$	y/mm	$p/(kN/m)$	y/mm	$p/(kN/m)$	y/mm
10.0	10.95	2.34	11.94	5.45	11.40	10.86	8.36	20.48
5.0	10.88	2.31	11.88	5.52	11.41	10.86	8.30	20.42
2.0	11.05	2.35	11.82	5.56	11.38	10.83	8.52	20.43
1.0	11.20	2.31	11.78	5.46	11.56	10.84	9.80	19.16
0.5	11.56	2.30	11.90	5.53	11.86	10.72		

4.2 脉冲激励响应分析

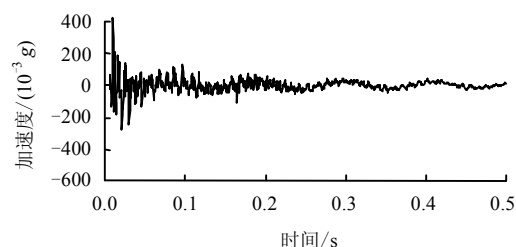
通过在 x 、 y 两个方向上进行力锤脉冲激励 (x 方向为导管架模型上部长边所在方向, y 方向为短边所在方向) 可得到导管架上部主要管节点的自由衰减振动曲线。用力锤敲击导管架时, 使力脉冲信号的幅值和频谱尽量相同。图 7 给出了导管架上部管节点 x 、 y 方向的部分自由衰减振动曲线。



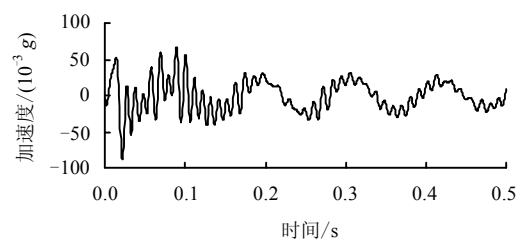
(a) x 方向自由衰减振动曲线



(b) x 方向低通滤波后的衰减振动曲线



(c) y 方向自由衰减振动曲线



(d) y 低通滤波后的衰减振动曲线

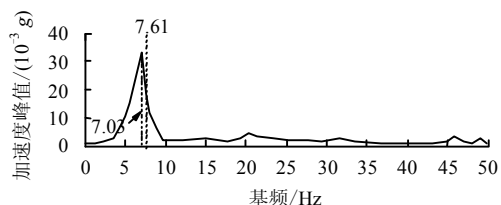
图 7 自由衰减曲线
Fig.7 Free decay curves

采用式 (2) 进行频响函数估计:

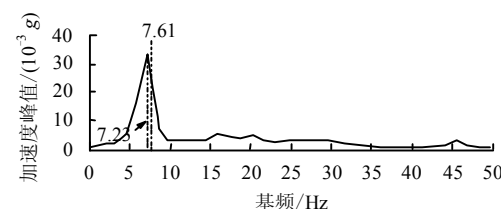
$$H_v = \sqrt{G(Y, Y) / G(X, X)} \quad (2)$$

式中: $G(Y, Y)$ 为输出信号自谱; $G(X, X)$ 为输入信号自谱。

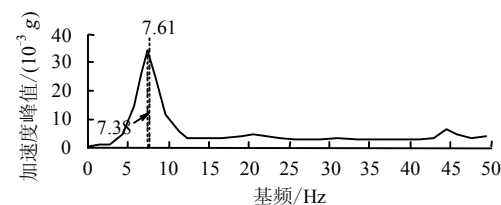
对比在不同循环幅值加载之后所获得的脉冲频响函数可以看出 (图 8、9), 当循环荷载的幅值从 50 mm 依次增加到 200 mm, x 方向的基础自然频率 ω (基频) 从 7.61 Hz 下降到 7.03 Hz, y 方向的基频 ω 从 9.61 Hz 下降到 8.87 Hz。随着循环加载幅值的加大, 导管架模型 x 、 y 方向的基频 ω 逐渐减小。



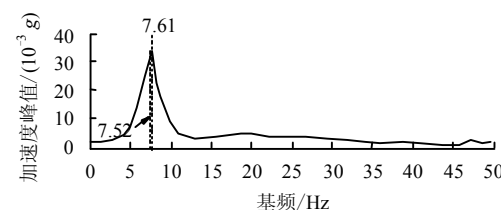
(a) $A=200$ mm, $T=0.5$ s



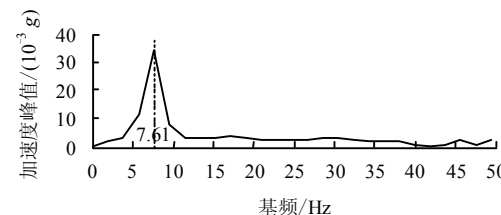
(b) $A=150$ mm, $T=0.5$ s



(c) $A=100$ mm, $T=0.5$ s



(d) $A=50$ mm, $T=0.5$ s



(e) 初始状态

图 8 循环荷载幅值对导管架平台基频的影响(x 方向)
Fig.8 Impact of cyclic load amplitude on fundamental nature frequency of jacket model (x direction)

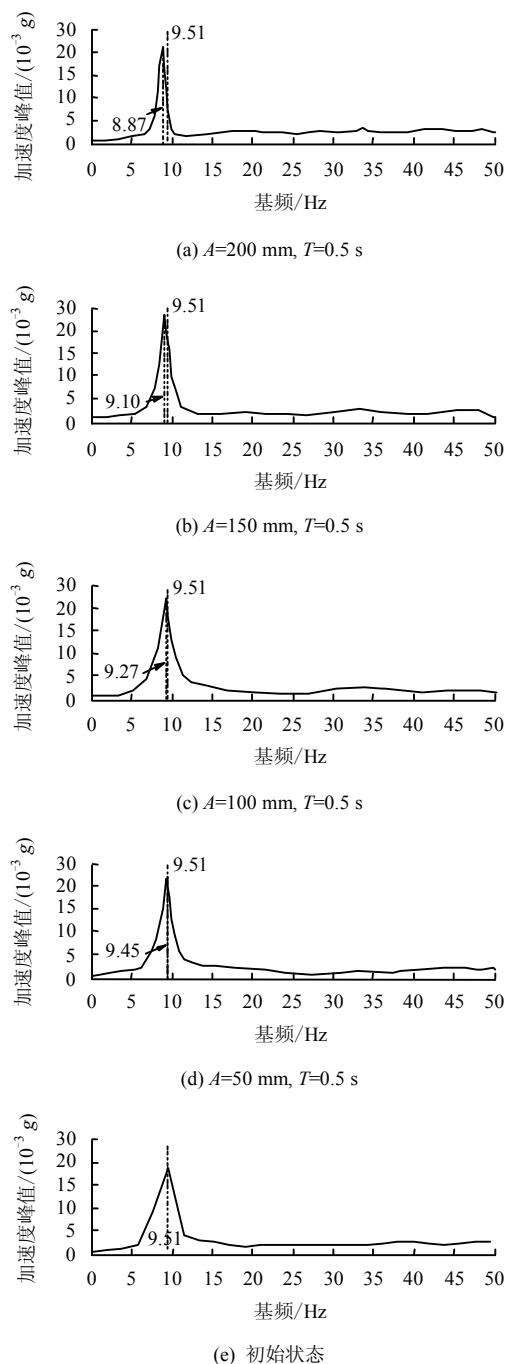


图9 循环荷载幅值对导管架平台基频的影响(y方向)
Fig.9 Impact of cyclic load amplitude on fundamental nature frequency of jacket model (y direction)

图10 是各个循环加载工况之后所测得的 x 、 y 方向的基频。相同幅值、不同频率的循环加载工况前、后, x 、 y 方向基频的变化幅度最大为 1.3%和 1.9%, 而相同频率、不同幅值的循环加载工况前、后, x 、 y 方向基频最少降低了 2.3%和 3.2%。可以看出, 循环荷载的幅值对基频的影响比循环荷载频率的影响大。

初始状态测得的 x 、 y 方向基频分别比等效桩理论有限元模型计算值低 15.5%和 6.0%, 在最后一个

循环工况 ($A=200$ mm、 $T=0.5$ s、 $N=200$) 作用之后, x 、 y 方向的基频的测试结果比初始状态测试值时分别降低了 7.6%和 7.7%, 比等效桩理论计算值低了 22.0%和 13.14%。

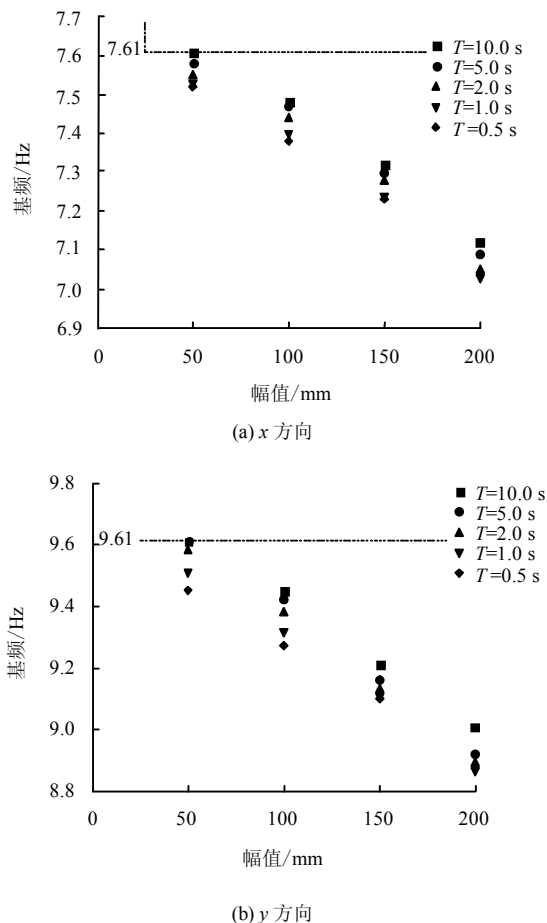


图10 各工况下基频变化
Fig.10 Changes of foundational nature frequency after cyclic loading

4.3 自由衰减振动的阻尼比

自由衰减振动曲线不同循环的峰值 A_f 和基频 ω 满足线性阻尼衰减公式 (3) [13], 阻尼比 ξ 可利用式 (4) 对试验数据拟合得到, 试验数据拟合曲线如图 11 所示。

$$y = A_0 e^{-\xi \omega t} \left[\cos(\omega \sqrt{1 - \xi^2}) t + \frac{\xi}{\sqrt{1 - \xi^2}} \sin(\omega \sqrt{1 - \xi^2}) t \right] \quad (3)$$

$$\ln A_f = \ln A_0 - \xi \omega t \quad (4)$$

式中: A_0 为初始幅值; ξ 为阻尼比; ω 为圆频率。

所有循环荷载工况作用后的 x 、 y 方向基频的阻尼比均在 4%~5%之间, 桩基弱化对桩基阻尼比的影响并不明显。

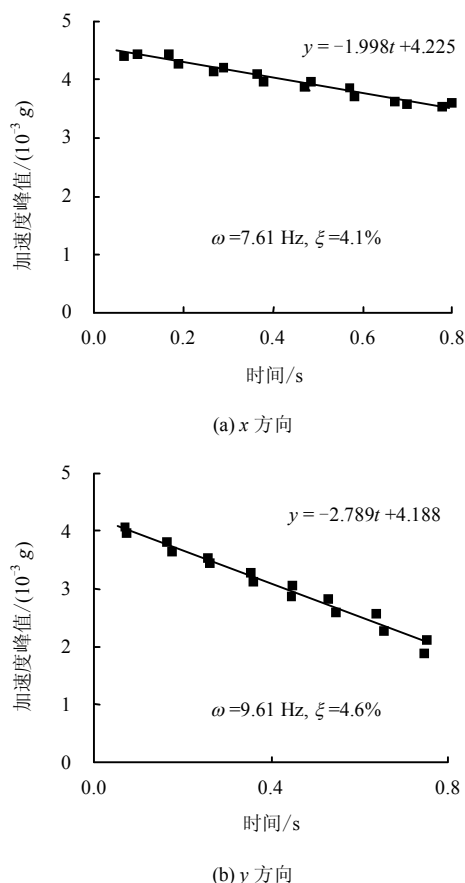


图 11 自由衰减曲线峰值点直线拟合
Fig.11 Linear fitting curves of amplitude of free decay curves

5 结 论

通过进行不同桩基弱化状态下导管架平台模型的横向振动特性测试试验,得到以下结论:

(1) 在饱和土层中,循环荷载作用引起桩的往复循环运动和起土体的超孔隙水压上升,造成桩基横向土抗力降低。桩基横向土抗力衰减使得土层对桩身的约束减弱,导管架基频降低,土抗力衰减的幅度越大,导管架基频降低越多,降低的程度主要受循环荷载的幅值影响,而受循环荷载的频率影响较小。桩基土抗力的衰减程度与导管架基频降低幅度之间的量化关系有待作进一步研究。

(2) 工程中运用的泥面下 6 倍桩径处嵌固桩身的等效桩理论计算方法得出的基础自然频率值比实测值高,而且当桩基发生弱化时二者的差距会增大,所以实际工程中运用等效桩理论研究导管架平台的动态特性将会产生较大误差。

(3) 在假设系统阻尼为比例阻尼的前提下分析自由衰减振动曲线的峰值变化发现,桩基扰动对桩基阻尼影响较小。

参 考 文 献

- [1] 姜萌. 近海工程结构物-导管架平台[M]. 大连: 大连理工大学出版社, 2009: 97—99.
- [2] MATLOCK H, Correlations for design of laterally loaded piles in soft clay[C]//Proceedings of 2nd Offshore Technology Conference. Houston: [s. n.], 1970.
- [3] REESE L C, COX W R, KOOP F D. Analysis of laterally loaded pile in sand[C]//Proceedings of 6th Offshore Technology Conference. Houston: [s. n.], 1974.
- [4] American Petroleum Institute. Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms RP2A-WSD[S]. Dallas: [s. n.], 2000.
- [5] NOVAK M, NOGAMI T, ABOUL-ELLA F. Dynamic soil reaction for plane strain case[J]. **Journal of Engineering Mechanics**, 1978, 104(4): 953—955.
- [6] NOGAMI T, NOVAK M. Coefficients of soil reaction to pile vibration[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1980, 106(5): 565—570.
- [7] NOGAMI T, KONAGAI K. Time-domain flexural response of dynamically loaded single piles[J]. **Journal of Engineering Mechanics**, 1988, 114(9): 1512—1525.
- [8] EL NAGGAR M H, NOVAK M. Nonlinear analysis for dynamic lateral pile response[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 1996, 15(4): 233—244.
- [9] EL NAGGAR M H, BENTLEY K J. Dynamic analysis for laterally loaded piles and dynamic p - y curves[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2000, 37(6): 1166—1173.
- [10] 中国船级社. 海上固定平台入级与建造规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 1992.
- [11] 尚守平, 贺志文, 王海东, 等. 上部结构与地基相对刚度比对土-结构体系基频影响试验研究[J]. **地震工程与工程振动**, 2008, (5): 94—101.
SHANG Shou-ping, HE Zhi-wen, WANG Hai-dong, et al. Experimental investigation on the effect of the relative stiffness ratio between superstructure and ground soil on the fundamental frequency of soil-structure system[J]. **Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration**, 2008, (5): 94—101.
- [12] 尚守平, 朱志辉, 吴方伯, 等. 土-箱基-框架结构动力相互作用大比例模型野外试验研究[J]. **工程力学**, 2006, (10): 118—124.
SHANG Shou-ping, ZHU Zhi-hui, WU Fang-bo, et al. Large-scale field model test on dynamic soil-box foundation-structure interaction[J]. **Engineering Mechanics**, 2006, (10): 118—124.