

DOI: 10.11779/CJGE201410009

# 海上四桩导管架基础水平受荷离心模型试验

朱斌<sup>1,2</sup>, 李涛<sup>1,2</sup>, 毕明君<sup>3</sup>

(1. 软弱土与环境土工教育部重点实验室(浙江大学), 浙江 杭州 310058; 2. 浙江大学岩土工程研究所, 浙江 杭州 310058;

3. 中国能源建设集团广东省电力设计研究院, 广东 广州 510663)

**摘要:** 导管架基础广泛应用于海上风力发电和油气开发, 水平向风、浪、流、地震等作用使导管架基础发生失效破坏的主要原因。通过离心模型试验针对饱和砂土地基中四桩导管架基础, 研究其在沿边长方向和沿对角线方向水平静力作用下各基桩的内力分配、桩周土反力差异和变形特性。导管架基础沿对角线加载时基桩最易被拔出, 其下压基桩的桩顶剪力、桩顶负弯矩和桩身最大正弯矩均较上拔基桩大, 但二者的桩身水平位移相差不大。对于本文桩间距为 5.8 倍桩径的导管架基础, 由于群桩效应及桩身上拔力降低了桩周土有效应力, 沿边长加载时上拔桩在泥面下 2.5 倍桩径深度范围内的桩周土反力约为下压桩的 60%, 而沿对角线加载时上拔桩在该深度范围内的桩周土反力仅为下压桩的 40%。沿对角线加载时下压桩与上拔桩在桩顶剪力、桩顶最大负弯矩、桩顶轴力及桩身最大正弯矩等参数之间的差别也明显大于沿边长加载情况。与单桩水平加载离心模型试验结果对比发现, 同一深度处单桩的桩周土反力介于导管架基础上拔桩与下压桩的桩周土反力之间。

**关键词:** 离心模型试验; 导管架基础; 水平承载特性; 桩周土反力

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2014)10-1822-09

**作者简介:** 朱斌(1977-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事海洋岩土工程等方面的教学和科研。E-mail: binzhu@zju.edu.cn。

## Centrifuge modelling on tetrapod jacket foundation subjected to lateral loads

ZHU Bin<sup>1,2</sup>, LI Tao<sup>1,2</sup>, BI Ming-jun<sup>3</sup>

(1. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 2. Institute of

Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 3. Guangdong Electric Power Design Institute, China Energy

Engineering Group Co., Ltd., Guangzhou 510663, China)

**Abstract:** Jacket foundation is widely applied in development of offshore wind power, oil and gas. The failure of a jacket foundation is mainly caused by the lateral loads of wind, wave, current, earthquake, etc. Two groups of centrifugal model tests on a jacket foundation loaded along the border and the diagonal respectively are carried out in saturated sand to investigate the distribution of internal forces, difference of soil resistance and deformation characteristics for piles. The test results show that the piles of a jacket foundation will be pulled out more easily under diagonal loading. Moreover, compared with the up-lifted pile, the downward-pushed pile bears larger shear force and the maximum negative bending moment at the top, and larger maximum positive bending moment of the pile shaft, and shows basically the same lateral deflection. As for a 5.8-diameter spaced jacket foundation, because of the pile group effect and the up-lifting force which reduces the effective stress in soil around the pile, the resistance of shallow layer soils around the up-lifted pile is 60% of that around the downward-pushed pile within the depth of 2.5-diameter below mudline under diagonal loading, which is only 40% of that under diagonal loading. These differences of shear force, the maximum negative bending moment, axial force at the top and the maximum positive bending moment of the pile shaft between the downward-pushed pile and the up-lifted pile under diagonal loading are also more obvious than those under diagonal loading. In comparison with these results of centrifugal model tests on a large-diameter single pile under lateral loads, it is found that the soil resistance for a single pile is between that for the up-lifted pile and the downward-pushed pile of a jacket foundation at the same depth.

**Key words:** centrifuge modelling; jacket foundation; lateral bearing behavior; soil resistance

## 0 引言

导管架平台是由钢管桩通过导管架固定于海底的

基金项目: 国家自然科学基金项目(51179169, 51127005); 广东省电力设计研究院科技项目(2011-CGSQ-264)

收稿日期: 2013-12-27

结构物, 由上部结构、基础结构 (导管架和桩) 两个部分组成, 导管架本身具有足够的刚性, 以保证平台结构的整体性, 从而提高了平台抵抗自然荷载的能力。由于其结构简单、功能多、安全可靠、造价低, 已广泛应用于海上风力发电和油气开发。

近海导管架基础所处环境恶劣, 在风、波浪、海流、地震等复杂的环境荷载下, 应能满足承载力和变形的要求。考虑到现场试验的难度与费用, 国内外学者采用数值模拟和少量常重力模型试验手段研究了水平荷载下导管架基础的受荷特性。Mirza 等<sup>[1]</sup>运用 SEADYN 计算机程序对北海导管架基础进行计算, 桩土相互作用模型采用 API 规范中  $t-z$  曲线、 $Q-z$  曲线和  $p-y$  曲线, 计算发现各基桩顶部的轴力与弯矩存在差异, 并且明显受轴向和横向地基反力模量的影响。Mostafa 等<sup>[2]</sup>运用有限元软件 ASAS 建立导管架基础动力分析模型, 研究了群桩效应、动力土抗力等对导管架基础动力特性的影响。李光奎等<sup>[3]</sup>运用 ABAQUS 有限元软件分析了水平荷载下现役导管架平台桩基的承载特性。袁志林等<sup>[4]</sup>采用非线性有限元分析方法研究了水平荷载下导管架平台桩-土之间的相互作用, 分析了模型桩的刚度、直径、土质参数中水平土压力系数、剪胀角对桩基承载特性的影响。闫晋辉<sup>[5]</sup>利用有限元软件 ABAQUS 模拟三维非线性桩土相互作用以研究倾斜载荷作用下导管架平台的桩基承载力, 研究发现竖向荷载在一定程度上提高了桩基水平承载力, 随着竖向荷载的增加对减小桩顶侧移的有利作用越明显, 这一结论也被物理模型试验所证实<sup>[6]</sup>。李志刚等<sup>[7]</sup>以 1:10 的 JZ20-2MUQ 导管架平台为试验模型研制了导管架平台桩-土相互作用试验系统, 初步试验研究表明导管架平台模型受到水平荷载时, 浅层的土体首先达到塑性破坏, 进而桩身挠曲不断向深处发展, 使深处土体逐渐发挥出水平抗力。钟超等<sup>[8]</sup>利用上述导管架平台桩-土相互作用系统研究了桩基弱化对平台结构横向振动特性的影响, 导管架平台模型两个水平方向的基础自然频率实测值都低于等效桩理论计算值, 桩基弱化后自然频率实测值与计算值的差值更大。

物理模型试验是研究导管架基础承载特性的最直接手段, 也是验证数值分析的有效途径。离心模型试验与常重力模型试验相比, 模型相似性更好, 是唯一能在模型尺度上再现原型土工结构受力和变形的有效手段。本文通过开展导管架基础水平静力加载离心模型试验, 研究导管架基础在不同方向水平荷载作用下的内力分配与变形特性, 为海上风机的导管架基础设计提供理论指导和依据。

1 试验方案

1.1 试验设备

本文试验利用浙江大学 ZJU-400 土工离心机完成。离心机有效旋转半径为 4.5 m, 吊篮有效容积为 1.5 m×1.2 m×1.5 m。离心机容量为 400 g·t, 最大离心加速度为 150g。

1.2 地基土的制备和物理力学特性

试验砂土选用福建标准砂, 平均粒径  $d_{50}$  为 0.00017 m, 土粒比重为 2.633, 最大孔隙比为 0.952, 最小孔隙比为 0.607, 试验中地基厚度为 0.6 m。桩基直径  $D$  为 0.0259 m,  $D/d_{50}>40$ , 故不需考虑砂土粒径效应<sup>[9]</sup>。先通过人工落雨法制备干砂地基, 选取 0.56 m 落距最终得到的干砂地基相对密实度为 60%。地基土参数见表 1。然后采用真空法对干砂地基进行饱和, 饱和流体选用无气水以加快地基渗流, 使基础在水平慢速加载过程中地基土处于排水状态。

表 1 模型试验福建标准砂基本参数

Table 1 Parameters of Fujian sand in tests					
残余内摩 擦角/(°)	黏聚力 /kPa	相对密 实度	天然孔 隙比	干密度 /(g·cm <sup>-3</sup> )	饱和密度 /(g·cm <sup>-3</sup> )
35	0	60%	0.745	1.509	1.936

1.3 导管架基础模型

导管架基础原型为珠江口某 3 MW 海上风机基础, 本次离心机试验导管架模型和模型桩均采用铝合金 6061 实心管加工而成, 极限抗拉强度为 124 MPa, 受拉屈服强度 55.2 MPa, 延伸率 25.0%, 弹性系数 68.9 GPa, 泊松比 0.330, 疲劳强度 62.1 MPa。导管架与桩采用自制的接头连接, 铝管模型桩桩端用圆锥形铝块封闭。由于导管架基础失效破坏主要表现为基桩被拔出, 因此本文通过导管架基础原型钢管与模型铝管的抗拉刚度比例  $n^2:1$  来确定模型铝管尺寸, 本文模型试验离心加速度  $n=100g$ , 模型铝管参数见表 2 和表 3, 导管架基础见图 1。

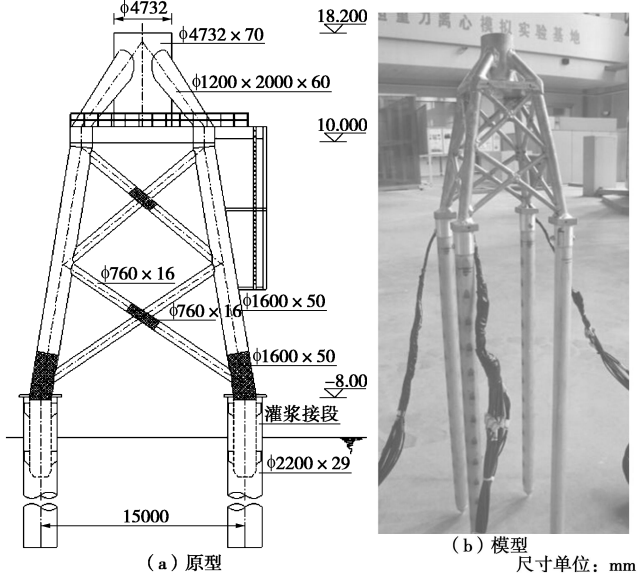


图 1 导管架基础示意图

Fig. 1 Schematic of jacket foundation

表 2 模型桩参数

Table 2 Parameters of model piles				
桩径	壁厚	埋深	抗弯刚度	抗拉刚度
/mm	/mm	/mm	/(N·m <sup>2</sup> )	/MN
22	1	550	251.14	4.55

表 3 导管架桁架模型参数

Table 3 Parameters of model jacket trusses		
外径×壁厚	抗拉刚度	数量×长度
/(mm×mm)	/MN	/(根×mm)
8×0.5	0.81	8×136; 8×160
16×1.5	4.71	4×173
12×20×2	6.06	4×90
48×2.5	24.6	1×70

在两根基桩桩身贴应变片,其中一根桩贴 14 对轴力应变片和 14 对弯矩应变片,轴力应变片与弯矩应变片贴在同一截面不同位置处;另外一根桩贴 14 对弯矩应变片。桩身应变片间隔均为 40 mm,最低处应变片距桩端 30 mm;应变片以全桥方式布置,设置弯矩、轴力两种桥路。应变片导线通过桩身打的小孔从桩身内部引向桩顶。应变片底层用 CC-33A 的应变片粘合剂,应变片外层采用环氧树脂保护。4 根基桩表面的环氧树脂均从桩顶涂抹到距桩端 10 mm 处,厚度为 1.95 mm,从而原型桩直径为 2.59 m,表面涂环氧树脂的模型桩抗弯刚度和抗拉刚度经标定后分别为 286.51 N·m<sup>2</sup> 和 5.11 MN。模型桩身应变片布置如图 2。

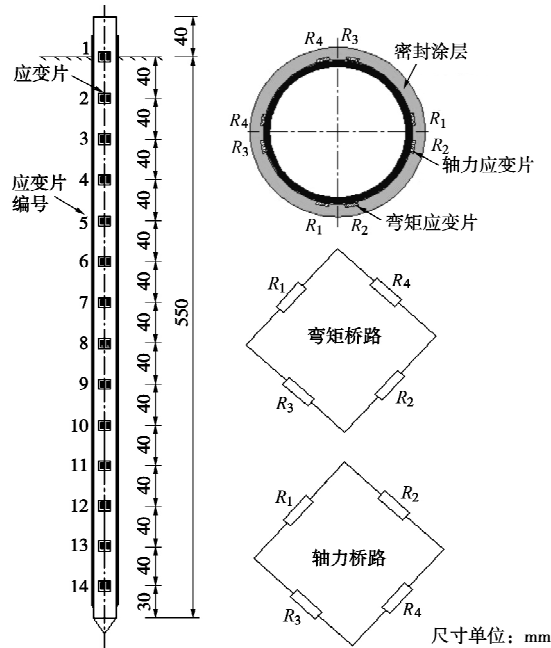


图 2 模型桩身应变片布置示意图

Fig. 2 Instrumented model pile

1.4 压桩方法

虽然在 *ng* 下压桩更符合现场实际情况<sup>[10]</sup>,然而由于本导管架模型基桩较长,在 *ng* 下压桩有较大的难

度,而且模型桩在 *ng* 下压桩过程中可能屈服。因此,本文压桩方法如下:在试验前,首先采用自行开发的自动压桩装置在 1*g* 条件下将导管架基础压入至指定标高以上 5 mm 处,电机驱动下压桩速率为 2 mm/s;然后在 100*g* 条件下采用液压油缸压桩至指定标高处。Rezende 等<sup>[11]</sup>发现离心机加速过程中,地基一定深度范围内砂土沉降大于桩体沉降,在桩周引起负摩擦力。离心机加速过程中桩身轴力如图 3 所示,随着离心机加速度增大,由于桩身负摩擦力的产生,桩身轴力逐渐增大;当离心机加速度稳定后,桩身轴力也趋于稳定。为了避免在 100*g* 条件下压桩使模型铝桩发生屈服,在液压油缸上安装轴力计和 LVDT,将最大下压力控制为 15 kN,下压位移控制在 5 mm 以内。基桩编号见图 5(b),压桩过程中 1 号桩的桩身轴力如图 4,随着下压力的增加,桩土之间的负摩擦力逐渐被克服进而转变为正摩擦力。

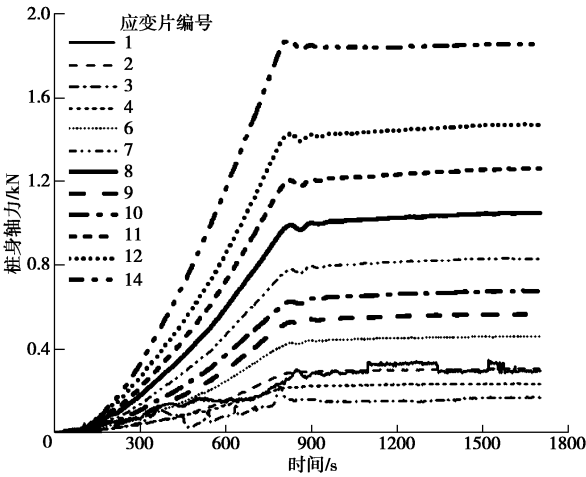


图 3 离心机加速过程中#1 桩的桩身轴力变化图

Fig. 3 Axial force for pile 1 during increasing in acceleration

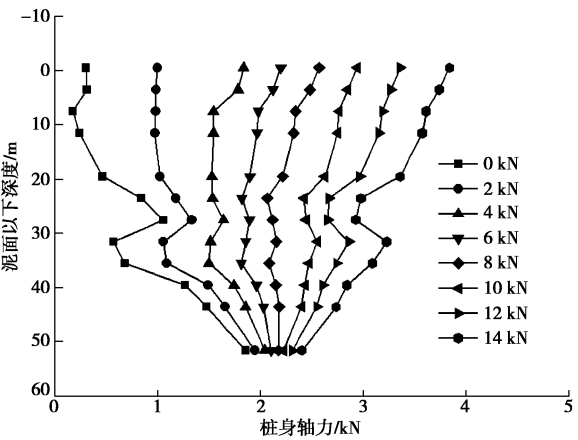


图 4 压桩过程中#1 桩的桩身轴力变化图

Fig. 4 Axial force for pile 1 during driving pile

1.5 试验布置与加载

(1) 模型箱布置

模型箱尺寸为 0.85 m (长) × 0.7 m (宽) × 0.75 m (高), 模型试验布置如图 5。模型试验的边界效应主要来自模型箱边壁对模型的约束作用。当模型中结构物与侧壁相对较近时, 模型箱的约束会明显影响到模型桩的性状<sup>[12]</sup>。本试验模型桩与箱壁最小距离大于 7D (D 为桩径), 可忽略边界效应。

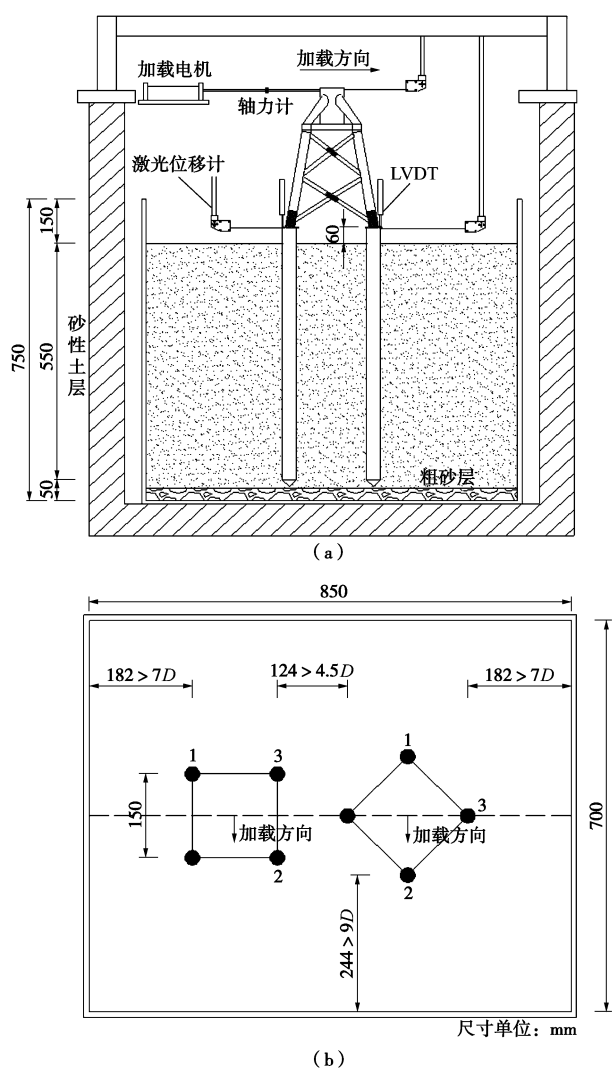


图 5 试验布置示意图

Fig. 5 Test arrangement

(2) 试验加载布置

试验加载布置见图 6, 在加载点处布置一道激光位移计, 在导管架底座处即 1-3 号桩顶部各布置一道水平向激光位移计、竖向 LVDT, 以量测导管架顶部水平位移和各基桩的水平 and 竖向位移。水平加载电机与加载头之间通过连接轴力计测量水平荷载, 水平静力加载速率为 0.1 mm/min, 卸载速率为 0.17 mm/min。

1.6 试验安排

本文模型试验针对饱和砂土地基开展了两组不同加载方向的试验, 即沿边长加载, 加载高度为 31.5 m; 沿对角线加载, 加载高度为 30.7 m。



图 6 水平加载示意图

Fig. 6 Schematic of lateral loading

2 试验结果

2.1 荷载 - 位移曲线

本文试验结果均针对原型给出。分别沿两个加载方向加载得到的导管架顶部荷载位移曲线如图 7 所示, 荷载 - 位移曲线逐渐趋于平缓, 未出现明显的拐点或转折点, 表现为加工硬化型, 工程中导管架基础破坏形式表现为变形过大。

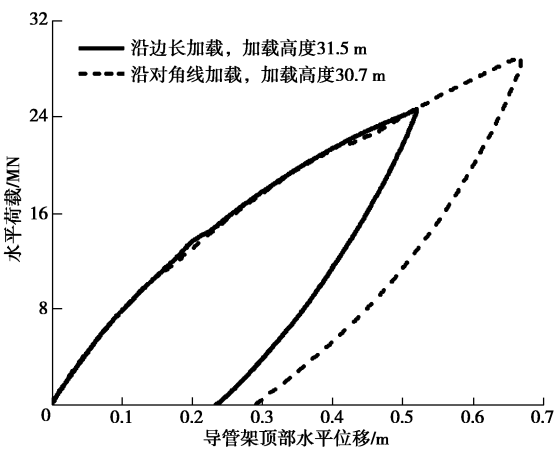


图 7 导管架基础荷载 - 位移曲线

Fig. 7 Load-displacement curves for jacket foundation

图 8 为导管架基础在水平荷载作用下各个基桩顶部的水平位移变化曲线, 可以看到在相同的水平荷载作用下, 各基桩顶部发生的水平位移基本相等。此外, 各基桩顶部发生的位移明显小于导管架顶部, 说明导管架本身发生了一定角度的倾斜。图 9 为加载过程中各基桩的竖向位移变化曲线。1 号桩竖向位移为正, 为上拔桩; 2 号桩竖向位移为负, 则为下压桩。随着水平荷载的增大, 1 号桩逐渐被拔出, 且竖向位移的增幅也逐渐增大。在相同的水平荷载下, 相比于沿边长加载, 沿对角线加载时上拔桩产生更大的竖向位移,

在工程设计时值得关注。

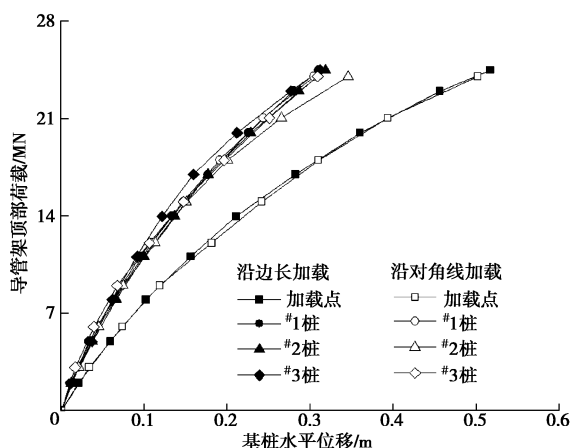


图 8 基桩和加载点的荷载 - 水平位移曲线

Fig. 8 Load-lateral displacement curves for piles and loading position

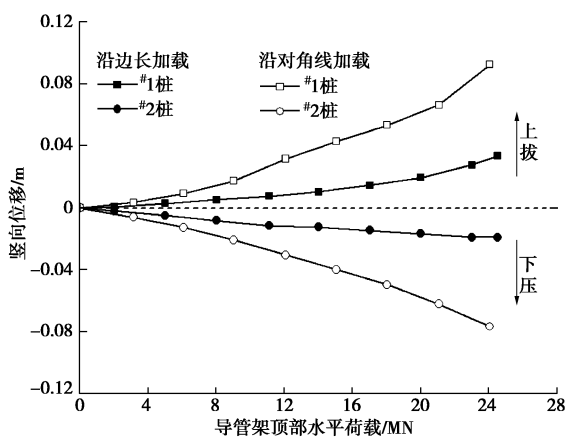


图 9 基桩荷载 - 竖向位移曲线

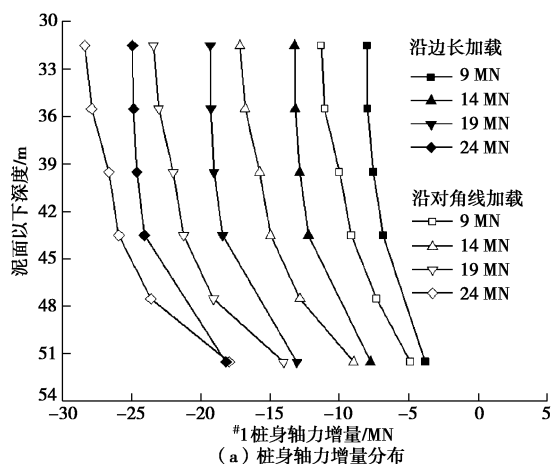
Fig. 9 Load-vertical displacement curves for piles

## 2.2 基桩内力

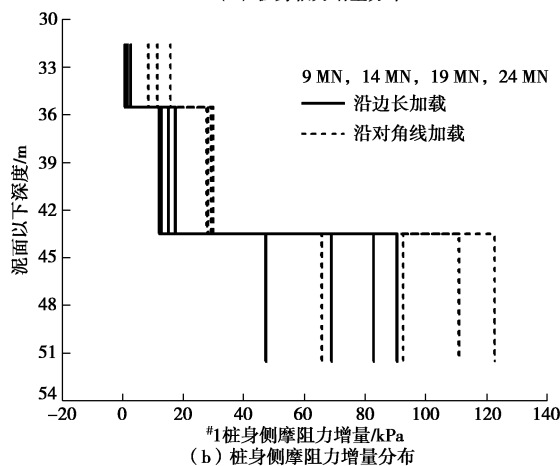
### (1) 桩身轴力

离心机加速过程中基桩产生负摩擦力, 压桩加载时可以消除桩身负摩擦力, 但压桩卸载后由于桩身变形恢复, 将重新产生一定的负摩擦力。负摩擦力的产生使桩身上部分(泥面以下 30 m 深度内)与土之间的摩擦力基本上达到极限值, 因此, 在水平加载过程中, 桩身上部分的侧摩阻力增量几乎为 0, 故取 30 m 深度以下的数据分析。与加载前相比, 加载过程中上拔桩轴力与侧摩阻力的增量分布分别如图 10(a)、(b) 所示。

在相同的水平荷载下, 沿对角线加载时 1 号桩的桩身轴力大于沿边长加载情况。由图 10(b) 可以看出, 随着水平荷载逐渐增大, 桩身侧摩阻力逐渐增大, 同一深度处沿对角线加载时桩身侧摩阻力发挥程度更大, 也即更易达到极限侧摩阻力, 这也进一步说明沿对角线加载时上拔桩更易被拔出。



(a) 桩身轴力增量分布



(b) 桩身侧摩阻力增量分布

图 10 #1 桩身轴力及侧摩阻力增量分布图

Fig. 10 Increment of axial force and shaft friction for pile 1

### (2) 桩身弯矩

桩身弯矩是工程设计中的重要参数, 通过 #1、#2 桩身表面的 14 对应变片测得桩身弯矩如图 11 所示。可以看出, 随着荷载的增加, 桩身最大弯矩逐渐增大, 最大弯矩点也沿桩身略向下迁移; 下压桩的桩身最大弯矩值大于上拔桩, 沿对角线加载时更为明显。下压桩与上拔桩之间的桩身弯矩差异主要由 3 方面因素导致: ①桩顶的弯矩与剪力差异(下文进一步分析); ②桩-土-桩之间的相互作用, 即群桩效应; ③桩身上拔或下压轴力改变桩周土有效应力, 进而对桩周土水平抗力造成影响。

杨克己等<sup>[13]</sup>总结了国内外水平作用力下群桩性状的研究, 指出群桩中桩距小于  $8D$  时应考虑群桩效应, 我国《港口工程桩基规范》<sup>[14]</sup>和 API 规范<sup>[15]</sup>也建议群桩中桩的中心距小于  $8D$  时应考虑群桩效应。本离心模型试验中桩的中心距为  $5.8D < 8D$ , 需考虑群桩效应。上拔桩的桩身上拔力降低了桩周土有效应力, 会减小桩周土水平抗力, 从而使得其桩身最大弯矩值增大。对于沿对角线加载的情况, 上拔桩在泥面附近的桩身弯矩较下压桩大, 桩身最大弯矩却明显小于下压桩, 说明沿对角线加载时桩身上拔轴力对桩周土水平抗力的影响比沿边长加载时更大。

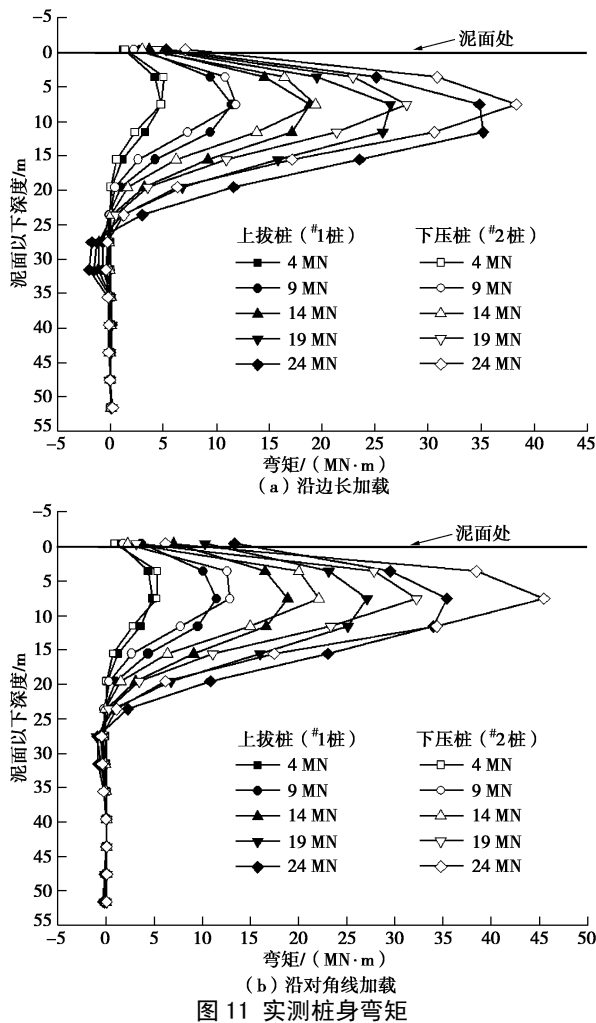


Fig. 11 Bending moment of piles

### 2.3 桩身变形和静力 $p-y$ 曲线

目前,  $p-y$  曲线法被认为桩基水平非线性变形的最有效分析方法, 并在工程界广泛应用。由桩身水平位移 ( $y$ )、轴力 ( $N$ ) 与桩周土反力 ( $p$ ) 三者之间存在的关系:

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + N \frac{d^2 y}{dx^2} = p(y) \quad (1)$$

由桩身水平位移 ( $y$ ) 和桩身弯矩 ( $M$ ) 之间的关系

$$EI \frac{d^2 y}{dx^2} = M \quad \text{可以得到}$$

$$\frac{d^2 M}{dx^2} + \frac{NM}{EI} = p(y) \quad (2)$$

本文模型试验中  $\frac{NM}{EI}$  相对于  $\frac{d^2 M}{dx^2}$  很小, 可以忽略不计。根据泥面处土反力为零和桩端位移为零的边界条件, 能从实测桩身弯矩推导出桩身变形 (如图 12) 和桩周土反力<sup>[16]</sup>, 本文由此得到了导管架基础基桩的水平  $p-y$  曲线 (如图 13), 并与 API 规范  $p-y$  曲线和饱和砂土地基中桩径为 2.5 m 的单桩  $p-y$  曲线<sup>[16]</sup>进行了对比 (如图 14)。

由图 12 可知, 激光位移计实测桩身水平位移值基

本上在由桩身弯矩推导出的桩顶水平位移曲线的延长线上, 说明了桩身水平位移推导过程的准确性。随着荷载的增大, 桩身水平位移逐渐增加, 发生水平变形的部位主要在泥面以下  $7.5D$  深度内。

由图 13 可知, 根据实测桩身弯矩推算的桩周土反力接近双曲线形式。2.5D 深度以内, 上拔桩的桩周土反力均小于下压桩, 沿边长加载时上拔桩的桩周土反力约为下压桩的 60%, 沿对角线加载时上拔桩的桩周土反力约为下压桩的 40%。其主要原因是群桩效应和桩身轴力对桩周土有效应力的影响。

由图 14 可知, 与 API 规范  $p-y$  曲线法计算结果和 2.5 m 直径单桩水平加载试验结果比较发现, API 规范  $p-y$  曲线法的初始刚度过大; 而单桩  $p-y$  曲线位于上拔桩与下压桩  $p-y$  曲线之间, 也间接说明桩身上拔力减小了桩周土水平抗力, 而桩身下压力增大了桩周土水平抗力。

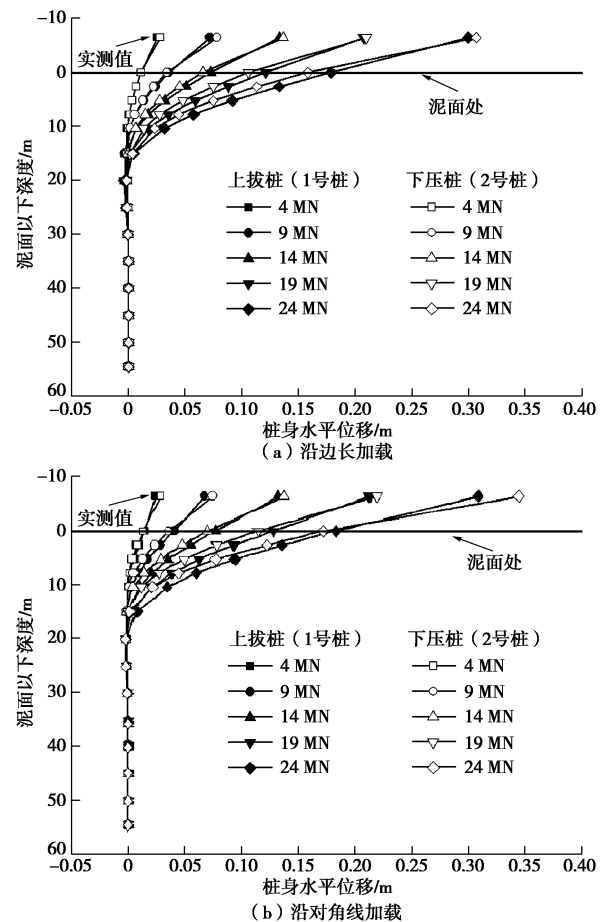


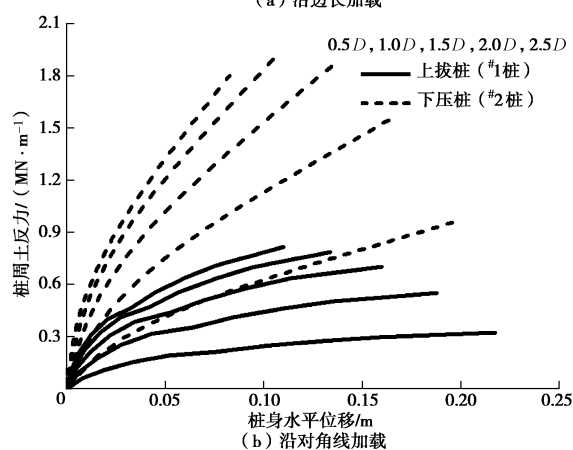
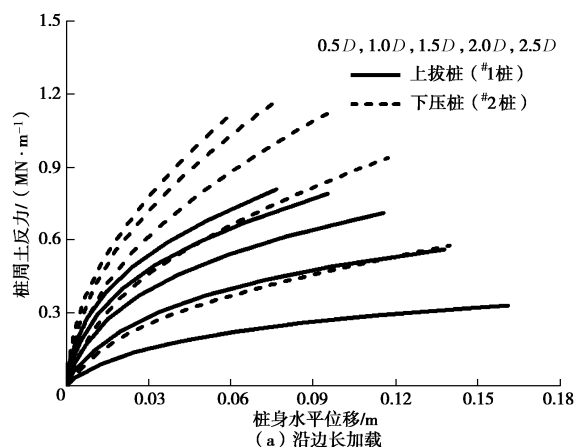
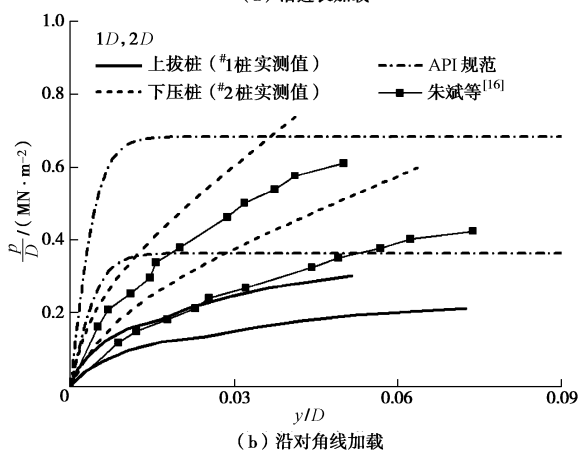
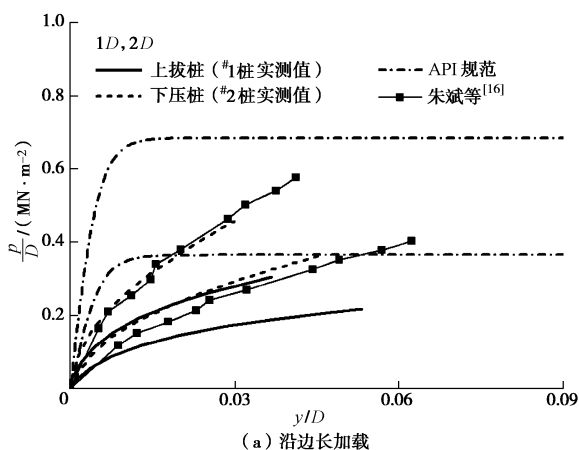
图 12 由实测弯矩推导的桩身水平位移

Fig. 12 Deduced lateral deflection of pile shaft

### 2.4 导管架-基桩内力传递

#### (1) 桩顶剪力与弯矩

根据第 1 对弯矩应变片和第 2 对弯矩应变片测得的桩身弯矩以及第 1, 2 对应变片之间的土反力可以推算桩顶剪力 (如图 15, 16) 及桩顶弯矩 (使桩沿加载方向弯曲的弯矩为正) (如图 17)。

图 13 由实测弯矩推导的  $p-y$  曲线Fig. 13 Deduced  $p-y$  curves of pile shaft图 14 静力  $p-y$  曲线对比Fig. 14 Static  $p-y$  curves contrast

由图 15~17 可知,随着导管架顶部水平荷载的增加,各基桩顶部的剪力和弯矩基本上呈线性增长;水平荷载并不是均匀地分配给各个基桩,下压桩分配到的弯矩与剪力明显大于上拔桩。沿边长加载时,下压桩顶部剪力与上拔桩顶部剪力的比值约为 1.2,而沿对角线加载时则该比值增大至 2。不论何种加载工况,各基桩顶部所受弯矩均为负值。沿对角线加载时下压桩与上拔桩顶部负弯矩的差值明显大于沿边长加载,这说明沿对角线加载时导管架基础的內力分配更不均匀。

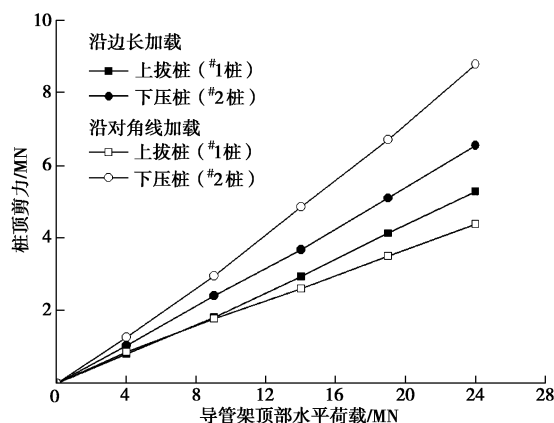


图 15 基桩顶部剪力

Fig. 15 Shear force at top of piles

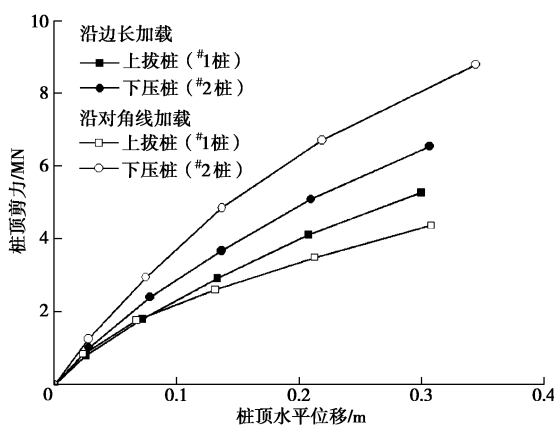


图 16 基桩顶部剪力-水平位移图

Fig. 16 Shear force-lateral displacement curves at top of piles

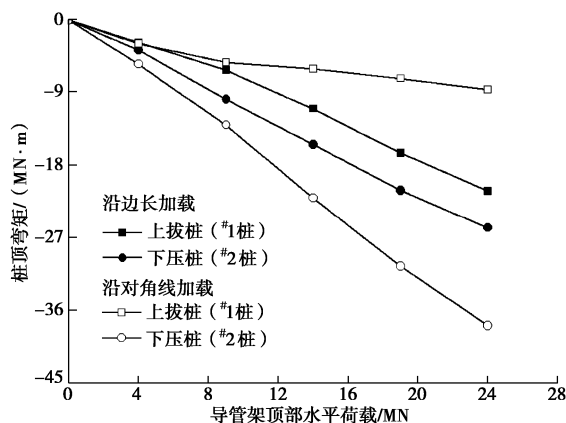


图 17 基桩顶部弯矩

Fig. 17 Bending moment at top of piles

## (2) 桩顶轴力

根据静力平衡和对称性求出各个基桩顶部轴力增量(压力为正)(如图 18)。随着导管架顶部水平荷载的增加,基桩顶部的轴力呈线性增加;沿对角线加载时下压桩分配到的轴力的绝对值要大于上拔桩,这与中间桩的轴力分配有关。基桩顶部轴力绝对值增量-竖向位移绝对值曲线如图 19 所示,1 号桩受上拔力,竖向位移随上拔力的增大而增加,最终 1 号桩将发生较大的竖向位移而被拔出土体。沿对角线加载时导管架基础在相同的水平荷载作用下上拔桩更容易被拔出。

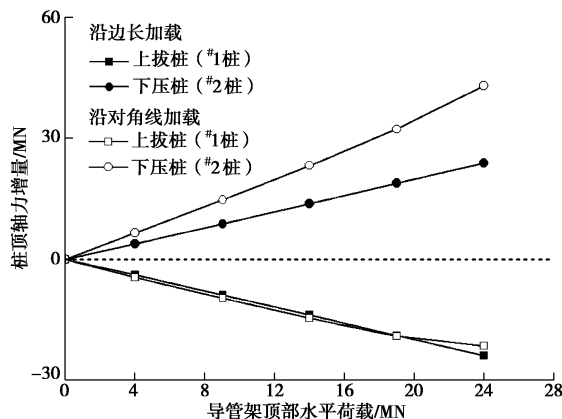


图 18 基桩顶部轴力增量

Fig. 18 Increment of axial force at top of piles

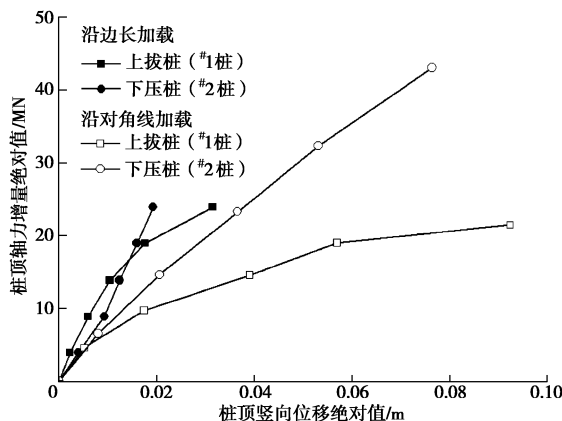


图 19 基桩顶部轴力绝对值增量-竖向位移绝对值曲线

Fig. 19 Curves of increment of axial force-vertical displacement at top of piles

## 3 结 论

本文通过开展离心模型试验研究了饱和砂土地基中基桩中心距为 5.8 倍桩径的四桩导管架基础在水平静力作用下的内力分配与变形特性,考虑不同加载方向的影响。结论如下:

(1) 在相同的水平荷载作用下,相比于沿边长加载情况,沿对角线加载时导管架基础的上拔桩承受更大的上拔力,并发生较大的竖向位移,更易在导管架

水平受荷过程中被拔出。

(2) 导管架基础基桩受力和变形规律为:下压桩和上拔桩的桩身水平位移相差不大;下压桩桩顶剪力、桩顶负弯矩和桩身最大正弯矩均较上拔桩大,沿边长加载时下压桩桩顶剪力与上拔桩桩顶剪力的比值约为 1.2,沿对角线加载时该比值则约为 2。

(3) 群桩效应和桩身上拔轴力降低了桩周土有效应力使得上拔桩的桩周土反力(泥面以下 2.5D 深度内)明显小于下压桩,沿边长加载时上拔桩的桩周土反力约为下压桩的 60%,而沿对角线加载时则仅为 40%。

(4) 导管架基础沿对角线加载时下压桩与上拔桩的桩顶剪力、桩顶负弯矩、桩顶轴力及桩身最大正弯矩的差异也明显大于沿边长加载情况。

(5) 与 API 规范  $p-y$  曲线法和单桩水平加载离心模型试验结果对比发现,API 规范计算的桩周土反力表现出过大的初始刚度,同一深度处单桩的桩周土反力介于导管架基础上拔桩与下压桩的桩周土反力之间。

## 参考文献:

- [1] MIRZA U A, MACLAREN D J. Jacket performance due to foundation-degraded response[C]// Offshore Technology Conference, Houston, 1992: 311 - 322.
- [2] MOSTAFA Y E, EL NAGGAR M H. Response of fixed offshore platforms to wave and current loading including soil - structure interaction[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2004, 24(4): 357 - 368.
- [3] 李光奎, 李成军. 饱和粘土中导管架平台单桩水平承载力分析[J]. 石油机械, 2012, 40(10): 63 - 66. (LI Guang-luan, LI Cheng-jun. Analysis of the horizontal bearing capacity of the jacket platform single pile in saturated clay[J]. China Petroleum Machinery, 2012, 40(10): 63 - 66. (in Chinese))
- [4] 袁志林, 段梦兰, 陈祥余, 等. 水平荷载下导管架平台桩基础的非线性有限元分析[J]. 岩土力学, 2012, 33(8): 2551 - 2560. (YUAN Zhi-lin, DUAN Meng-lan, CHEN Xiang-yu, et al. Nonlinear finite element analysis of jacket platform pile foundations under lateral loads[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(8): 2551 - 2560. (in Chinese))
- [5] 闫晋辉. 倾斜载荷作用下导管架平台桩基承载力分析[D]. 上海: 上海交通大学, 2012. (YAN Jin-hui. The bearing capacity analysis of pile foundation of jacket platform under inclined load[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2012. (in Chinese))
- [6] 柴红涛. 组合荷载作用下桩基承载特性的离心模型试验研



- 究[D]. 武汉: 长江科学院, 2012. (CHAI Hong-tao. Centrifugal model test of pile resistance behaviors under combined loads[D]. Wuhan: Changjiang River Scientific Research Institute, 2012. (in Chinese))
- [7] 李志刚, 袁志林, 段梦兰, 等. 导管架平台桩-土相互作用试验系统研制及应用[J]. 岩土力学, 2012, **33**(12): 3833 - 3840. (LI Zhi-gang, YUAN Zhi-lin, DUAN Meng-lan, et al. Development of pile-soil interaction test system for jacket platform and its application[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, **33**(12): 3833 - 3840. (in Chinese))
- [8] 钟超, 毛东风, 段梦兰, 等. 考虑桩基弱化的导管架平台横向振动特性试验研究[J]. 岩土力学, 2013, **34**(1): 53 - 60. (ZHONG Chao, MAO Dong-feng, DUAN Meng-lan, et al. Experimental study of horizontal vibration characteristics of fixed jacket platform considering degradation of pile foundation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(1): 53 - 60. (in Chinese))
- [9] CRAIG W H. Simulation of foundations for offshore structures using centrifuge modelling[C]// Developments in Soil Mechanics and Foundation Engineering-Model Studies. London, 1983: 1 - 27.
- [10] MCVAY M, BLOOMQUIST D, VANDEDINDE D. Centrifuge modeling of laterally loaded pile groups in sands[J]. Geotechnical Testing Journal, 1994, **17**(2): 129 - 137.
- [11] REZENDE M E B, GARNIER J, RAULT G, et al. Effect of shaft friction developed by centrifuge acceleration on pile loading tests results[C]// International Conference on Centrifuge. Tokyo, 1998, **1**: 501 - 506.
- [12] 徐光明, 章卫民. 离心模型中的粒径效应和边界效应研究[J]. 岩土工程学报, 1996, **18**(3): 80 - 85. (XU Guang-ming, ZHANG Wei-min. A study of size effect and boundary effect in centrifugal tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **18**(3): 80 - 85. (in Chinese))
- [13] 杨克己, 李启新, 王福元. 水平力作用下群桩性状的研究[J]. 岩土工程学报, 1990, **12**(3): 42 - 52. (YANG Ke-ji, LI Qi-xin, WANG Fu-yuan. Study on behavior of pile groups under lateral load[J]. Chinese Journal of Geotechnical, 1990, **12**(3): 42 - 52. (in Chinese))
- [14] JTJ254—98 港口桩基工程[S]. 北京: 人民交通出版社, 1998. (JTJ254—98 Code for pile foundation in port engineering[S]. Beijing: China Communications Press, 1998. (in Chinese))
- [15] American Petroleum Institute. Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms[S]. API Recommended Practice 2A-WSD, 2000.
- [16] 朱斌, 熊根, 刘晋超, 等. 砂土中大直径单桩水平受荷离心模型试验[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1807 - 1815. (ZHU Bin, XIONG Gen, LIU Jin-chao, et al. Centrifuge modelling of a large-diameter single pile under lateral loads in sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1807 - 1815. (in Chinese))