

# 砂土中宽浅式复合筒型基础刚度退化试验研究

丁红岩<sup>1,2</sup>, 王旭月<sup>2</sup>, 张浦阳<sup>1,2</sup>, 乐丛欢<sup>1,2</sup>

(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. 天津大学建筑工程学院, 天津 300072)

**摘 要:** 针对有分舱宽浅式复合筒型基础和无分舱宽浅式复合筒型基础, 对2种不同结构形式的基础首先在干砂和饱和砂中进行单向水平加载试验, 然后对其进行双向循环加载试验, 研究2种不同结构形式的基础的动态承载能力和刚度退化现象。结果表明, 分舱板的作用增强了宽浅式复合筒型基础的动态承载能力, 提高了复合筒型基础的耗能能力, 可延缓筒型基础的刚度退化。

**关键词:** 复合筒型基础; 干砂; 饱和砂; 动态承载能力; 刚度退化; 分舱板

**中图分类号:** TU441

**文献标志码:** A

## 0 引 言

中国风能资源丰富, 具有良好的开发前景, 发展潜力巨大。随着海上风电技术的发展成熟, 经济上可行, 必然会成为重要的可持续能源。结合中国近海风能资源丰富及所面临的问题, 研发一种便于海上快速施工建造、抗倾覆能力强、适用于不良地基土质的新型海上风电的基础结构, 是十分必要的。宽浅式复合筒型基础作为一种新型海上风力发电基础应运而生<sup>[1]</sup>, 这种基础拥有新的分舱形式, 不同于以往高度大于宽度的筒形基础。世界上首次可以实现陆上建造、海上浮运、吸力下沉的一步式安装海上风力机样机工程实例于2017年在江苏三峡响水海上风电场施工完成<sup>[2-3]</sup>, 工程实例模型如图1所示。

海上风力机结构要承受来自风、浪、流荷载产生的横向荷载和弯矩。对于风力机基础的设计, 最大的挑战就是要能承受较大的重复性的横向荷载和倾覆弯矩, 尤其是弯矩。研究者们对于基础的循环特性主要考虑2个方面: 1) 在结构的整个使用寿命中结构转角的累积; 2) 动力学运算中要求的基础刚度的变化<sup>[4-5]</sup>。风力机结构转角的累积可能由在循环荷载下土体的不可逆的应变积累而成。因此, 海上风力机结构挪威的设计规范 DNV-OS-J101<sup>[6]</sup>在第10节“FOUNDATION DESIGN” A 400 和 A 500 中描述了循环荷载的影响和土-结构相互作用。研究循环荷载作用下基础刚度及转

角的累积是非常有必要的。

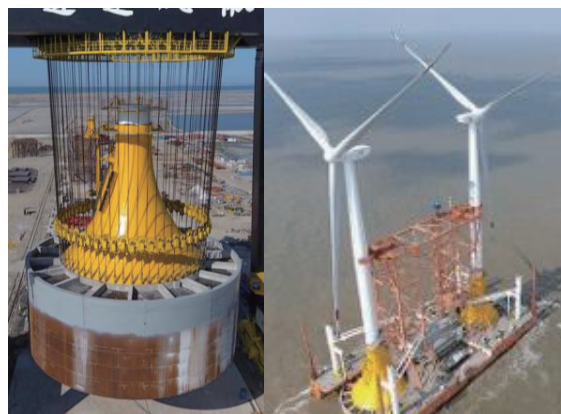


图1 宽浅式筒型基础结构型式  
Fig. 1 Structural style of wide-shallow composite bucket foundation

学者们对海上风力机单桩基础的循环特性研究最多。Duan等<sup>[7]</sup>提出一种离散元方法研究海上风力机一种刚性单桩基础在水平循环荷载下的动态性能。Lopez-Querol等<sup>[8]</sup>运用有限元和离散元对比分析了单桩基础与土之间的相互作用, 并对数值模型进行改进。Corciulo等<sup>[9]</sup>通过 OpenSees 模拟平台建模和 GID 软件合作模拟了单桩基础在风和波浪环境荷载作用下的动态响应。Carswell等<sup>[10]</sup>通过弹簧单元考虑单桩基础与土之间的相互作用, 模拟单桩基础在短期循环荷载下的动态性能。Anastasopoulos等<sup>[11]</sup>对单桩基础型式进行

收稿日期: 2017-09-06

基金项目: 国家自然科学基金(51779171); 创新方法工作专项(2016IM030100); 天津市自然科学基金(17JCYBJC22000)

通信作者: 张浦阳(1978—), 男, 博士、副教授, 主要从事海上风电新型结构方面的研究。zpy\_td@163.com

改进,提出一种新型组合结构,这种组合结构在循环荷载作用下刚度退化和累积变形较小。Depina 等<sup>[12]</sup>通过耦合一个带有刚度退化材料模型的桩-土的三维有限元模型成功地模拟单桩基础的动力特性。Lombardi 等<sup>[13]</sup>对在高岭土中承受水平荷载的单桩支撑的海上风力机缩尺模型进行一系列试验,监测了模型的自振频率和阻尼变化。关于海上风力机其他基础型式的研究较少,尤其对复合筒型基础研究鲜有研究。

本文重点对于砂和饱和砂土中有分舱板和无分舱板的筒型基础模型进行缩尺试验,研究循环荷载下 2 种类型的基础型式的转角的累积现象和刚度退化现象,对比研究分舱板的作用。

## 1 试验设计

海上风力机在海上完成安装后,将长期处于复杂的海洋环境中。风力机顶部要受到来自工作状态下车轮、叶片产生的循环风荷载,塔筒要承受来自海风的长期循环荷载,风力机基础在海面处要受到波浪和海流荷载作用。整个海上风力机结构受力复杂多样,但这些荷载都是循环荷载,为了研究方便,将这些复杂的动力荷载进行简化计算。整个海上风力机受力和计算荷载  $P$  和高度  $y$  的方法,如图 2 所示。

对试验中采用的砂土进行,筛析试验、直接剪切试验、击实试验等一系列物理参数测量试验。砂土颗粒级配曲线如图 3 所示,其他土壤参数如表 1 所示。

表 1 土壤参数  
Table 1 Soil parameters

土壤	土体深度/m	含水率 $w/\%$	孔隙比 $e$	容重 $\gamma/\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$	内摩擦角 $\varphi/(\circ)$	粘聚力 $c/\text{kPa}$	相对密度 $D_r$
中砂	1.5	0.26	0.61	20.5	33.3	1.1	0.68

模型试验设计了 2 个试验模型:有分舱的基础模型和无分舱的基础模型,模型尺寸和三维视图如图 4 和图 5 所示。全钢制作的筒型基础的外径  $D$  为 200 mm,筒壁高  $L$  为 100 mm,筒壁厚为 2 mm。一个钢管焊接在筒顶盖上,并用 6 块肋板加固,钢管作为海上风力机结构的一部分塔筒。钢管的外直径为 30 mm,高度为 350 mm,厚度为 2 mm。筒顶盖、筒壁、分舱板、钢管和加固肋板的厚度均相同。宽浅式筒型基础模型净重约为 3.0 kg。模型试验的无量纲相似关系如表 2 所示。在顶盖上预留 10 mm 的孔洞,孔洞上安装控制阀,用于连接真空系统。

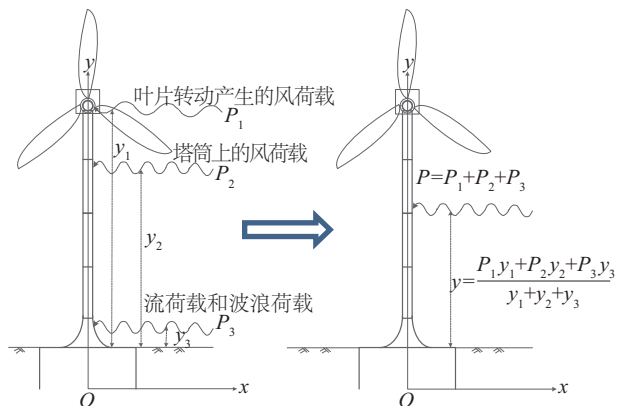


图 2 计算荷载  $P$  和高度  $y$  的方法

Fig. 2 Method to compute load  $P$  and height  $y$

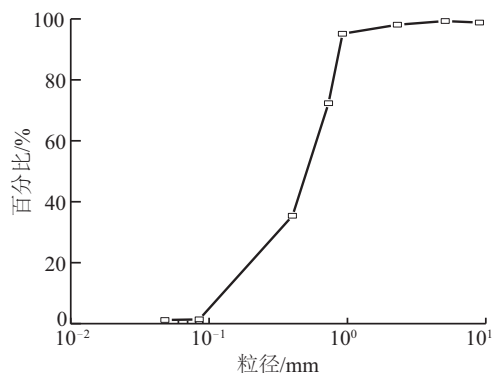


图 3 砂土颗粒级配曲线

Fig. 3 Particle size distribution of sand

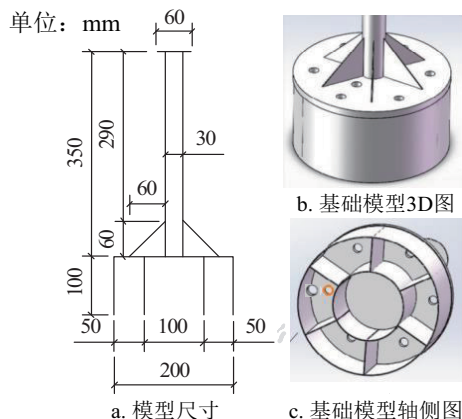


图 4 有分舱模型

Fig. 4 Foundation model with bulkheads

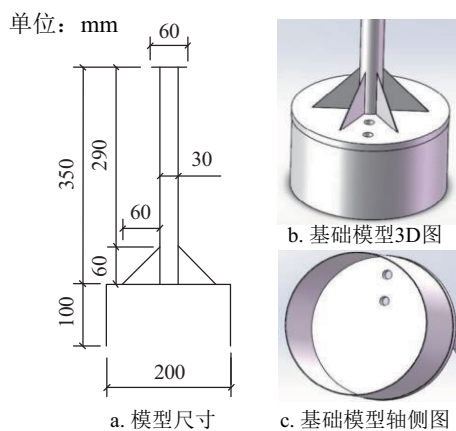


图5 无分舱模型(mm)

Fig. 5 Foundation model without bulkheads(mm)

表2 无量纲关系

Table 2 Non-dimensional relationships

物理意义	无量纲关系	模型	原型
几何关系	$h/D$	0.5	0.25
	$L/D$	1.75	1.93
质量关系	$M_1:M_2:M_3$	1:1:4.79	1:1:5.56

注: $h$ —基础的高度; $D$ —基础的直径; $L$ —基础的塔筒高度; $M_1$ —风力机顶部的集中质量; $M_2$ —塔筒的质量; $M_3$ —基础的质量。

试验装置布置图如图6所示。试验中在基础试验模型顶部水平向左右两侧各布置1个拉压力传感器,通过施加螺栓和砝码等重物来提供拉力;在水平向一侧布置1个高精度激光位移传感器来测量其水平位移;在模型顶部竖向布置2个线性可变差动变压器(LVDT)来测量其竖向位移的变化。试验在1个2 m×2 m的试验土池中进行,试验现场如图7所示。

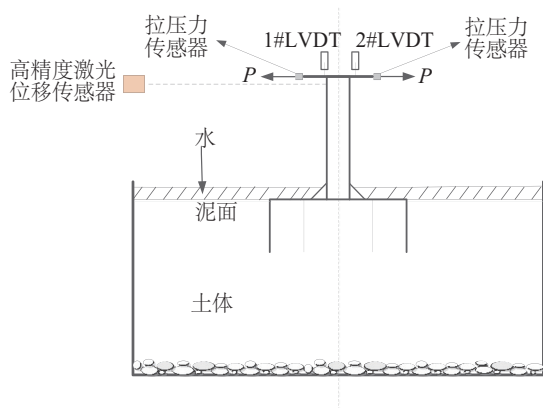


图6 试验装置布置图

Fig. 6 Layout of test equipment



a. 干砂实验现场



b. 饱和砂试验现场

图7 试验现场

Fig. 7 Test site

试验开始时,首先将筒型基础模型压入砂土中,使得筒顶面与砂土表面齐平。然后进行单向加载试验。单向加载试验即在1个方向连续对筒型基础模型进行加载,得到动态承载能力曲线,进而得到筒型基础模型的水平动力极限荷载。然后根据水平动力极限荷载来确定双向动力加载的每一级荷载幅值,再进行双向动力加载,双向动力加载过程采用荷载控制方法。加载机制如图8所示,其中, $P_m$ 为水平动力极限荷载(N); $u$ 表示时间(s)。动力加载的试验过程及步骤如下:

1)先在筒型基础的单向逐级施加荷载,得到筒型基础模型的水平动态承载能力曲线。

2)取各自水平动力极限荷载的10%、30%、50%、70%、90%作为循环加载每一级加载时的最大荷载幅值进行加载,每级双向加载过程各循环2次,直至筒型基础结构破坏停止试验。

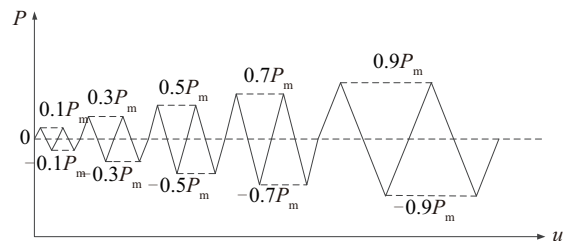


图8 加载机制

Fig. 8 Loading mechanism

3) 试验破坏标准为筒型基础模型的位移持续增长并达到筒型基础直径  $D$  的 5% 以上, 此时停止试验。

## 2 试验结果与分析

### 2.1 动态承载能力对比结果

本试验首先对基础模型进行单向动态加载, 先找到基础模型的动态承载能力曲线, 根据基础模型的动态承载能力, 再确定下一步双向循环加载的加载幅值。试验单向加载一直到荷载不增长时而位移却增长很大为止, 此时试验终止, 并将此时的荷载值作为基础模型的动态承载能力。单向动态加载和双向循环加载的动态加载速率为  $10 \text{ N}/100 \text{ s}$ 。在土动力学中, 基础的动态承载力计算公式为:

$$Q_s = qN_{qs} + cN_{cs} + 0.5\gamma BN_{\gamma s} \quad (1)$$

式中,  $q$  —— 表面压力,  $\text{kPa}/\text{m}^2$ ;  $N_{qs}$ 、 $N_{cs}$ 、 $N_{\gamma s}$  —— 承载力系数, 由土体的内摩擦角决定;  $c$  —— 土体的粘聚力,  $\text{kPa}$ ;  $\gamma$  —— 土体的重度,  $\text{kN}/\text{m}^3$ ;  $B$  —— 基础的宽度,  $\text{m}$ 。

如表 3 和图 9 所示, 有分舱筒型基础模型与无分舱筒型基础模型在干砂中的动态承载能力曲线相比, 有分舱筒型基础模型在达到拐点之前的曲线斜率明显大于无分舱筒型基础模型, 且有分舱筒型基础模型的动态承载能力比无分舱筒型基础模型的要小, 这都说明在水平单向动力荷载作用下, 在干砂中有分舱筒型基础模型比无分舱筒型基础模型更易失稳, 有分舱筒型基础模型的动态承载能力低于无分舱筒型基础模型。与有无分舱筒型基础模型在饱和砂中的动态承载能力曲线相比, 在饱和砂中, 基础模型在达到动态承载能力极限时对应的位移大于其在干砂中的位移, 即在饱和砂中有水的情况下基础-土组成的联合承载模式经历的弹性阶段较长, 更稳定更不易达到塑性破坏阶段。而对比饱和砂中有无分舱筒型基础模型的动态承载能力曲线得知, 有分舱筒型基础模型在有水的情况下(饱和砂中)的动态承载能力大于无分舱筒型基础模型的动态承载能力。这说明在水平单向动力荷载作用下, 在饱和砂中有分舱筒型

表 3 筒型基础模型的动态承载能力汇总表

Table 3 Dynamic bearing capacity summary

模型	土体类型	动态承载能力/N	对应的位移/mm
无分舱模型	干砂	65	10.25
	饱和砂	33	25.54
有分舱模型	干砂	48	20.12
	饱和砂	41	22.51

基础模型比无分舱筒型基础模型更稳定。究其原因, 在饱和砂中的“水膜”<sup>[14]</sup>的存在更有利于有分舱板筒型基础的承载。分舱板的存在增强了宽浅式复合筒型基础的动态承载能力。

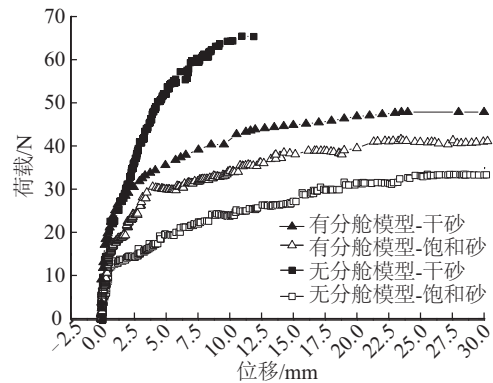
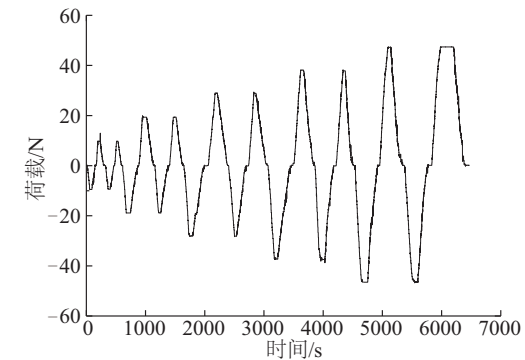


图 9 砂土中复合筒型基础动态承载能力曲线

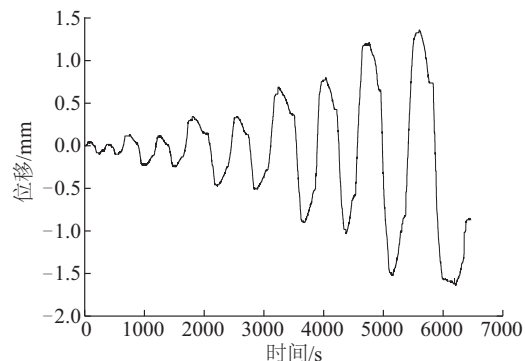
Fig. 9 Dynamic bearing capacity curves

### 2.2 荷载和位移曲线

循环加载试验得到的位移曲线和荷载曲线如图 10~图 13 所示。



a. 荷载曲线

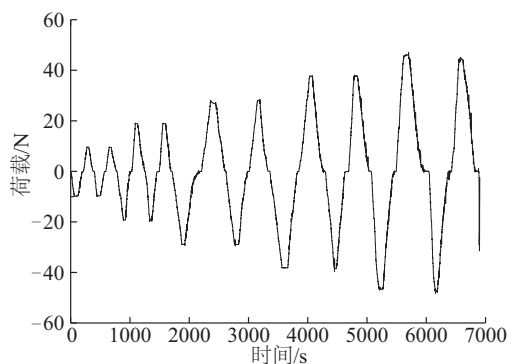


b. 位移曲线

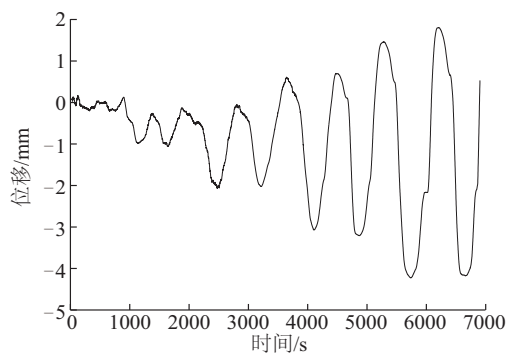
图 10 无分舱基础模型在干砂中的荷载和位移变化曲线

Fig. 10 Load and displacement curves for model without bulkheads in dry sand





a. 荷载曲线



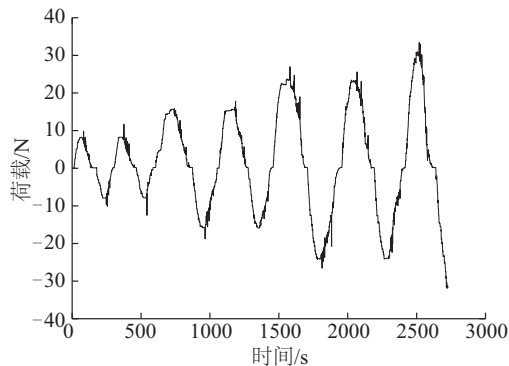
b. 位移曲线

图 11 有分舱基础模型在干砂中的荷载和位移变化曲线

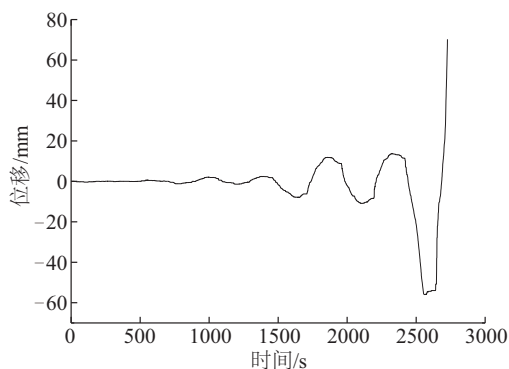
Fig. 11 Load and displacement curves for model with bulkheads in dry sand

由图 10 可知,无分舱模型在干砂中的位移在 $-1.5\text{ mm}$ ~ $1.5\text{ mm}$  之间变化。由图 11a 可知,有分舱模型在干砂中的循环荷载与无分舱筒型基础模型的循环荷载相同。由图 11b 所示的位移曲线可知,在第 3 次循环加载时位移变化范围较大,这有可能是此时筒型基础模型略微倾斜导致的,由于倾斜的位移只有  $0.01\text{ mm}$ ,对试验结果影响较小,可忽略其影响。

由图 12 和图 13 可知,有分舱筒型基础模型和无分舱筒型基础模型在饱和砂中的循环加载次数为 7 次,而有分舱和无分舱筒型基础模型在干砂中的循环加载次



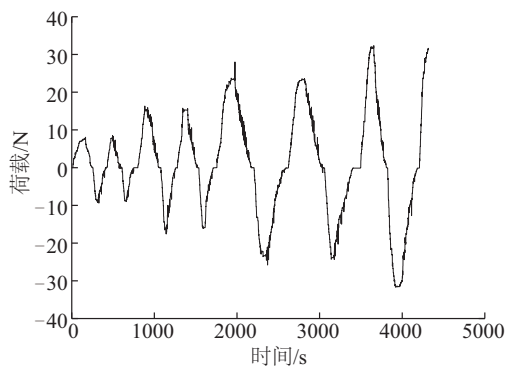
a. 荷载曲线



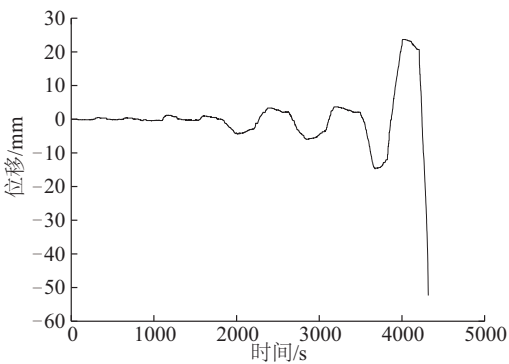
b. 位移曲线

图 12 无分舱基础模型在饱和砂中的荷载和位移变化曲线

Fig. 12 Load and displacement curves for model without bulkheads in saturated sand



a. 荷载曲线



b. 位移曲线

图 13 有分舱基础模型在饱和砂中的荷载和位移变化曲线

Fig. 13 Load and displacement curves for model with bulkheads in saturated sand

数为 10 次。而且,有分舱和无分舱筒型基础模型在饱和砂中破坏时的位移变化范围比对应的干砂中的位移变化范围要大。由此可知,无分舱筒型基础模型在干砂中的动态承载能力大于在饱和砂中的动态承载能力,有分舱筒型基础模型在干砂中的动态承载能力也大于在饱和砂中的动态承载能力。

### 2.3 滞回曲线

将荷载曲线与位移曲线处理得到荷载-位移的滞回曲线,利用弯矩公式(2)计算模型所承受的弯矩,再根据公式(3)计算模型的转角。然后绘制弯矩与转角的关系曲线即弯矩-转角滞回曲线,如图 14~图 17 所示。

$$M = Py \quad (2)$$

$$\theta = \arcsin(u/h) \quad (3)$$

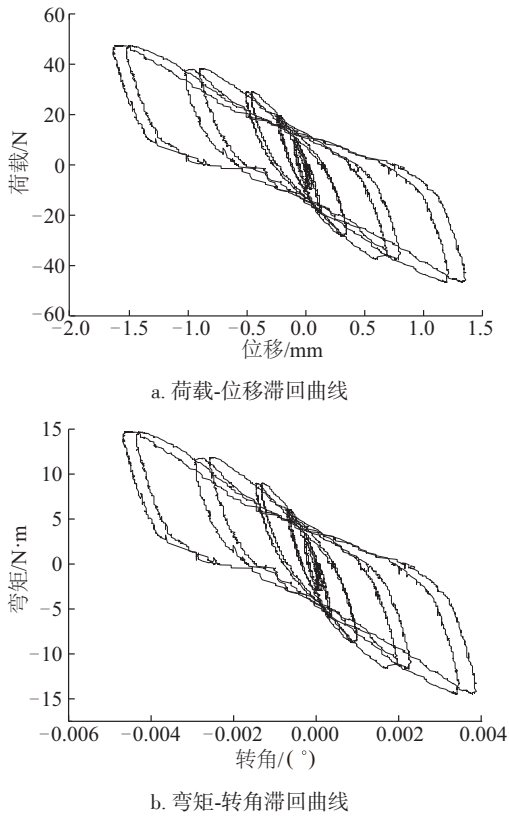


图 14 无分舱基础模型干砂中的荷载-位移和弯矩-转角滞回曲线

Fig. 14 Hysteretic curves for model without bulkheads in dry sand

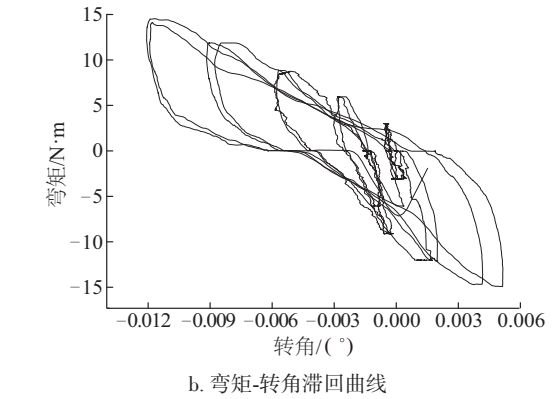
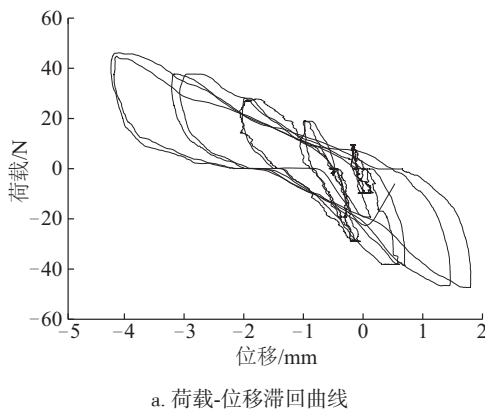


图 15 有分舱基础模型干砂中的荷载-位移滞回曲线

Fig. 15 Hysteretic curves for model with bulkheads in dry sand

常见的滞回环有“梭形”、“弓形”、“反 S 形”、“Z 形”这几种典型的滞回环形状。由图 14、图 15 可知,有分舱筒型基础模型的滞回曲线变化规律与无分舱筒型基础模型的变化规律相同,初始加载阶段荷载小,滞回环面积小,滞回环形状呈“梭形”;随着加载荷载的增大,滞回环面积越来越大,变得越来越饱满,但形状呈“弓形”,滞回环的中部有明显“捏缩”效应出现。

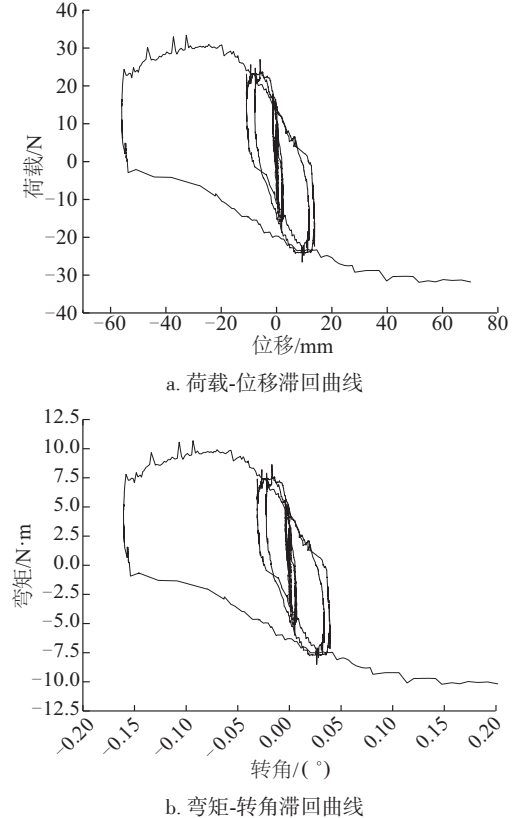


图 16 无分舱基础模型饱和砂中的荷载-位移滞回曲线

Fig. 16 Hysteretic curves for model without bulkheads in saturated sand

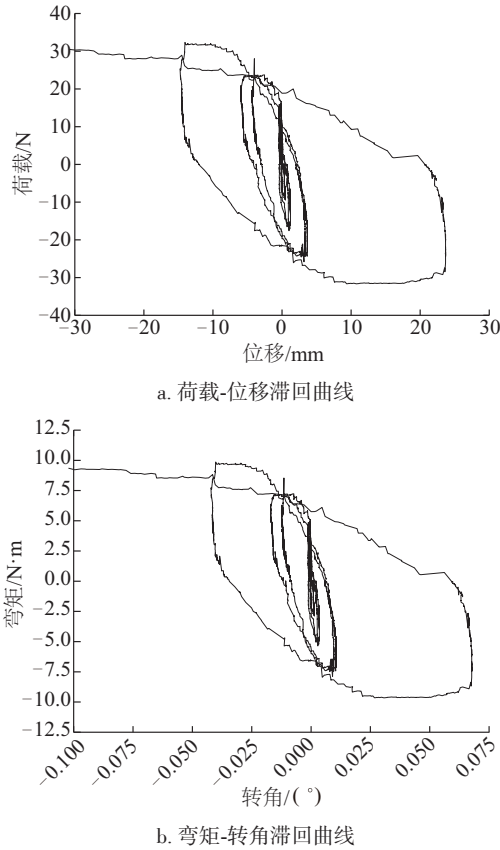


图 17 有分舱基础模型饱和砂中的荷载-位移滞回曲线

Fig. 17 Hysteretic curves for model with bulkheads in saturated sand

由图 16 和图 17 可知,无分舱和有分舱筒型基础模型在饱和砂中的滞回曲线变化形态与无分舱和有分舱筒型基础模型在干砂中的变化形态不同,初始加载阶段荷载小,滞回环面积小,滞回环形状呈“梭形”;随着加载荷载的增大,滞回环面积越来越大,变得越来越饱满,但是形状仍然呈“梭形”,而不像筒型基础模型在干砂中的滞回环变为“弓形”。有分舱筒型基础模型在饱和砂中的滞回环面积大于无分舱筒型基础模型在饱和砂中的滞回环面积,这说明有分舱筒型基础模型在饱和砂中的耗能能力大于无分舱筒型基础模型。分舱板的作用之一是提高复合筒型基础的耗能能力。

### 3 刚度退化分析

海上风力发电基础结构存在 4 个方向的刚度。在 DNV 的海上风力发电结构设计规范中,给出 4 个方向上的计算基础刚度的公式,这 4 个刚度分别是竖向刚度(vertical stiffness)、水平刚度(horizontal stiffness)、摇摆刚度(rocking stiffness)和扭转刚度(torsion stiffness)。当  $D/R < 2$  和  $D/H < 1/2$  时,在 DNV 规范

(DNV-OS-J101)<sup>[6]</sup>的 Table G2 中给出了嵌在基岩上的圆形基础的水平刚度和摇摆刚度计算公式,如式(4)。

$$K_H = \frac{8GR}{2-\nu} \left(1 + \frac{R}{2H}\right) \quad (4)$$

$$K_R = \frac{8GR^3}{3(1-\nu)} \left(1 + \frac{R}{6H}\right) \left(1 + 2\frac{D}{R}\right) \left(1 + 0.7\frac{D}{H}\right) \quad (5)$$

式中, $G$ ——上体剪切模量,Pa; $R$ ——基础的直径,m; $\nu$ ——土体的泊松比; $H$ ——嵌入基岩的高度,m; $D$ ——基础的深度,m。

而本文考虑的刚度与 Bhattacharya 和 Adhikari<sup>[13]</sup>考虑的基础刚度相同,提出的数学分析模型如图 18 所示。本文假定基础的竖向刚度不变,不考虑竖向刚度,只考虑转动刚度和侧向刚度。

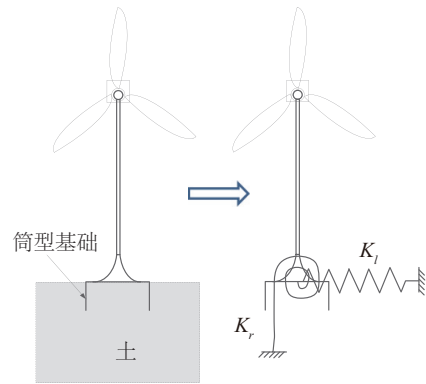


图 18 本文提出的数学分析模型

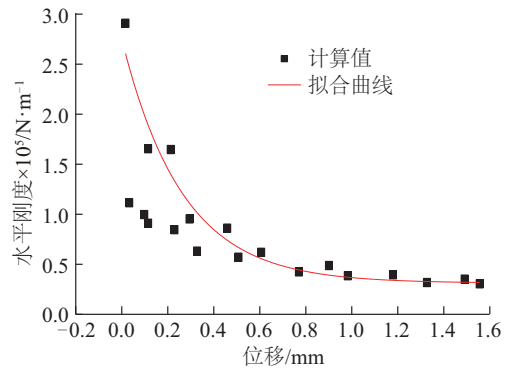
Fig. 18 Proposed model for analysis

取每个滞回环的极值并计算得到相应的刚度值,并将水平侧向刚度退化曲线和转动刚度退化曲线如图 19~图 22。刚度的计算公式如式(6)。

$$K_i = \frac{P_i}{y_i} \quad (6)$$

式中, $P_i$ ——第  $i$  次循环滞回环的峰值点的荷载值,N; $y_i$ ——第  $i$  次循环滞回环的峰值点对应的位移值,m。

如图 19 所示,水平侧向刚度和转动刚度均呈指数衰减速率降低。水平侧向刚度和转动刚度在初始



a. 水平刚度退化曲线

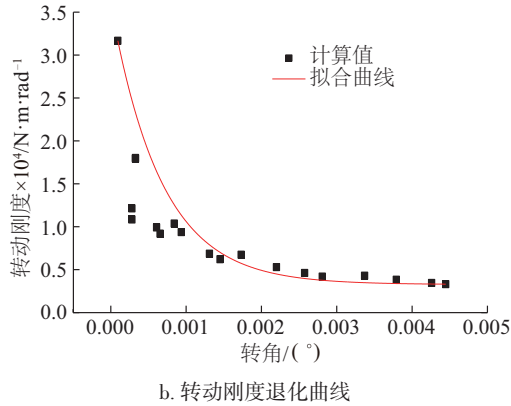


图19 无分舱模型在干砂中的水平刚度和转动刚度退化曲线

Fig. 19 Stiffness degradation curves for the model without bulkheads in dry sand

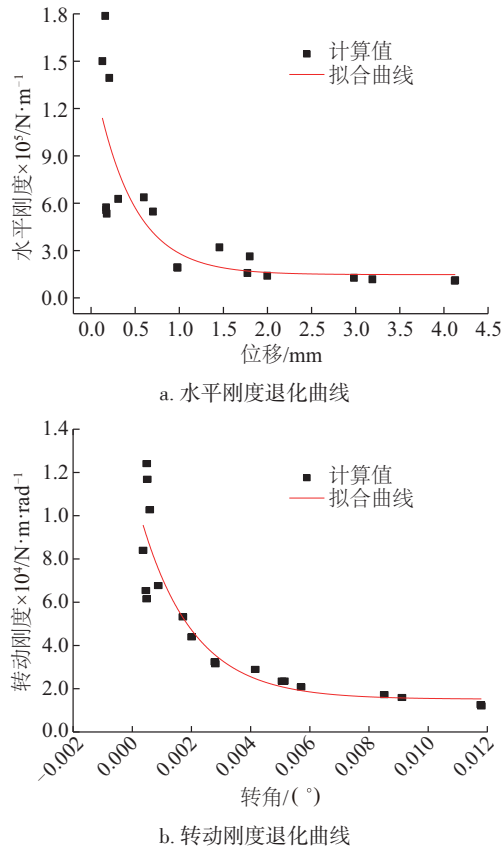


图20 有分舱模型干砂中的水平刚度和转动刚度退化曲线

Fig. 20 Stiffness degradation curves for model without bulkheads in dry sand

加载阶段均较大,随着加载幅值的增大,刚度逐渐减小,以指数衰减速度降低,呈现刚度退化现象。当结构位移和转角增大到一定程度时,结构的水平侧向刚度和转动刚度几乎保持不变。究其原因,结构刚度的退化与结构阻尼的存在有关。结构刚度退化意味着整个

系统的能量在变化,主要原因是阻尼的存在,筒型基础和土组成的动态响应系统的能量变化与结构阻尼有关。图14~图17中的滞回环也由于阻尼的存在而折回,有3个可能的原因:粘滞材料阻尼;土体的能量塑性消散;辐射阻尼<sup>[15]</sup>。

由图19~图22对比可知,有分舱筒型基础模型的刚度退化曲线与无分舱筒型基础模型的刚度退化曲线变化趋势相同。水平侧向刚度和转动刚度均呈指数衰减速率降低。当结构位移和转角增大到一定程度时,结构的水平侧向刚度和转动刚度几乎保持不变。不论有分舱筒型基础模型还是无分舱筒型基础模型,在饱和砂中的刚度退化速率明显大于其在干砂中的降低速率。饱和砂土中水的存在加速了筒型基础的刚度退化。

将不同类型的筒型基础模型在不同土体中的刚度退化指标汇总于表4。由表4可知,不论有分舱筒型基础模型还是无分舱筒型基础模型,在干砂中的初始水平侧向刚度和初始转动刚度均大于在饱和砂中的刚度。但是,从刚度退化阶段末的位移和转角对比可知,有分舱筒型基础模型的刚度退化过程要长于无分舱筒型基础模型,而且饱和砂中的过程比干砂中的过程更长,即

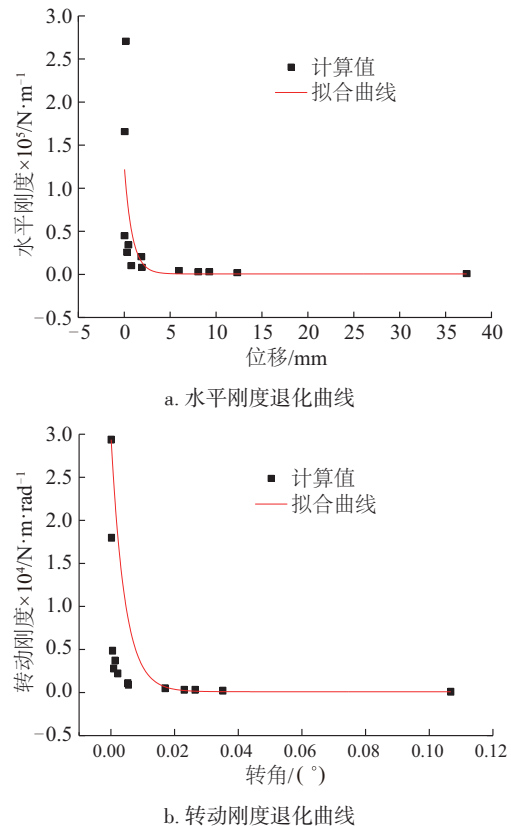


图21 无分舱模型饱和砂中的水平刚度和转动刚度退化曲线

Fig. 21 Stiffness degradation curves for the model without bulkheads in saturated sand



有分舱筒型基础相比无分舱筒型基础模型在饱和砂中刚度更不易退化。分舱板的作用之一是延缓了筒型基

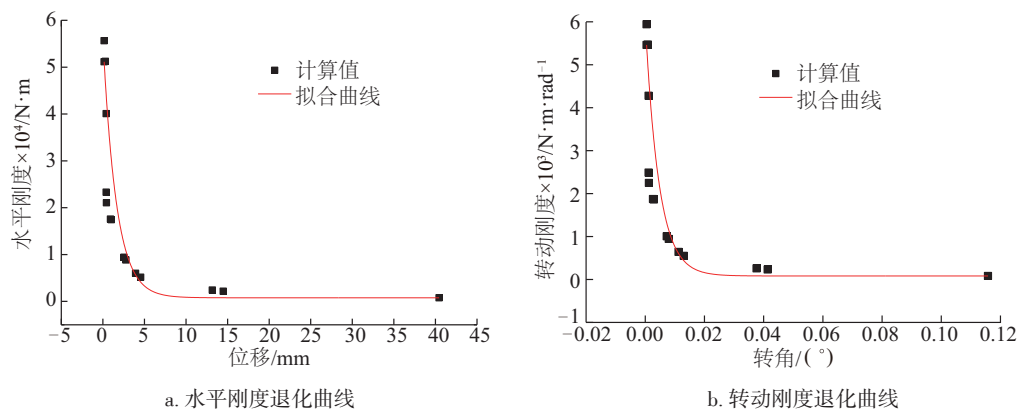


图 22 有分舱模型饱和砂中的水平刚度和转动刚度退化曲线  
Fig. 22 Stiffness degradation curves for model with bulkheads in saturated sand

表 4 筒型基础模型的刚度退化指标汇总表

Table 4 Stiffness degradation indexes summary

模型 型式	土体 类型	初始水平侧向刚度/ $\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$	刚度退化阶段末的 位移/mm	初始转动刚度/ $\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1}$	刚度退化阶段末的 转角/(°)
无分舱模型	干砂	290835	1.33	31556	0.0038
	饱和砂	270705	9.26	29371	0.0350
有分舱模型	干砂	178697	3.19	12405	0.0091
	饱和砂	55649	14.48	5941	0.0410

从循环荷载作用下基础周围的砂土运移规律来考虑,土颗粒随着循环荷载幅值的增大,将出现空间相对位置的调整和范围逐渐扩大的有序迁移。土颗粒还将会在基础与土接触界面摩擦力的作用下,有序迁移的范围变大,甚至出现物质流动现象,造成基础周围局部区域范围内的土颗粒损失,砂土相对密实度变小,使得支承基础的土体约束减小及基础周围土体有效应力的降低,最终导致基础刚度减小。

筒型基础在水平荷载作用下主要靠筒壁与土体接触面的摩擦力来抵抗倾覆弯矩,有分舱板的筒型基础相比较无分舱板的筒型基础与土体接触面积大,侧向摩擦阻力大,抵抗水平弯矩的荷载较大,所以有分舱板的筒型基础的动态承载能力较大,刚度降低缓慢。

## 4 结 论

通过有分舱和无分舱筒型基础模型在干砂和饱和砂中的试验结果对比,得到结论:

础的刚度退化。

1)在水平单向动力荷载作用下,在干砂中有分舱筒型基础模型比无分舱筒型基础模型更易失稳,有分舱筒型基础模型的动态承载能力低于无分舱筒型基础模型。在饱和砂中有分舱筒型基础模型比无分舱筒型基础模型更稳定。分舱板的作用之一是增强宽浅式复合筒型基础的动态承载能力。

2)有分舱筒型基础模型在饱和砂中的滞回环面积大于无分舱筒型基础模型在饱和砂中的滞回环面积,有分舱筒型基础模型在饱和砂中的耗能能力大于无分舱筒型基础模型。分舱板的作用之一是提高复合筒型基础的耗能能力。

3)不论有分舱筒型基础模型还是无分舱筒型基础模型,在饱和砂中的刚度退化速率明显大于其在干砂中的降低速率。饱和砂土中水的存在加速了筒型基础的刚度退化。有分舱筒型基础相比无分舱筒型基础模型在饱和砂中刚度更不易退化。分舱板的作用之一是延缓筒型基础的刚度退化。

4)运用砂土运移规律可知,土颗粒随着循环荷载幅

值的增大,将出现空间相对位置的调整和范围逐渐扩大的有序迁移,使得支承基础的土体约束减小及基础周围土体有效应力的降低,最终导致基础刚度减小。

### [参考文献]

- [1] DING H Y, LIAN J J, LI A D, et al. One-step-installation of offshore wind turbine on large-scale bucket-top-bearing bucket foundation[J]. Transactions of Tianjin University, 2013, 19(3): 188-194.
- [2] DING H Y, LIU Y G, ZHANG P Y, et al. Model tests on the bearing capacity of wide-shallow composite bucket foundations for offshore wind turbines in clay[J]. Ocean engineering, 2015, 103: 114-122.
- [3] ZHANG P Y, XU Y L, LE C H, et al. Structural optimization method for the transition section in composite bucket foundations of offshore wind turbines[J]. Energies, 2018, 11(11): 3230.
- [4] 王磊, 朱斌, 来向华. 砂土循环累积变形规律与显式计算模型研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(11): 2024-2029.
- WANG L, ZHU B, LAI X H. Cyclic accumulative deformation of sand and its explicit model[J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2015, 37(11): 2024-2029.
- [5] 朱斌, 杨永垚, 余振刚, 等. 海洋高桩基础水平单调及循环加载现场试验[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(6): 1028-1037.
- ZHU B, YANG Y Y, YU Z G, et al. Field tests on lateral monotonic and cyclic loadings of offshore elevated piles[J]. Chinese journal of geotechnical engineering, 2012, 34(6): 1028-1037.
- [6] Veritas D N V D N. DNV-OS-J101 offshore standard[S]. 2010.
- [7] DUAN N, CHENG Y P, XU X M. Distinct-element analysis of an offshore wind turbine monopile under cyclic lateral load[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers Geotechnical Engineering, 2017, 170(6): 1-17.
- [8] LOPEZ-QUEROL S, CUI LIANG, BHATTACHARYA S. Numerical methods for SSI analysis of offshore wind turbine foundations[J]. Wind energy engineering: a handbook for onshore and offshore wind turbines, 2017: 275.
- [9] CORCIULO S, ZANOLI O, PISANÒ F. Transient response of offshore wind turbines on monopiles in sand: role of cyclic hydro-mechanical soil behaviour[J]. Computers and geotechnics, 2017, 83: 221-238.
- [10] CARSWELL W, ARWADE S R, DEGROOT D J, et al. Natural frequency degradation and permanent accumulated rotation for offshore wind turbine monopiles in clay[J]. Renewable energy, 2016, 97: 319-330.
- [11] ANASTASOPOULOS I, THEOFILOU M. Hybrid foundation for offshore wind turbines: environmental and seismic loading[J]. Soil dynamics and earthquake engineering, 2016, 80: 192-209.
- [12] DEPINA I, LE T M H, EIKSUND G, et al. Behavior of cyclically loaded monopile foundations for offshore wind turbines in heterogeneous sands[J]. Computers and geotechnics, 2015, 65: 266-277.
- [13] LOMBARDI D, BHATTACHARYA S, WOOD D M. Dynamic soil-structure interaction of monopile supported wind turbines in cohesive soil[J]. Soil dynamics and earthquake engineering, 2013, 49: 165-180.
- [14] 赵明华, 刘小平, 彭文祥. 水膜理论在非饱和土中吸力的应用研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(7): 1323-1327.
- ZHAO M H, LIU X P, PENG W X. Application of aqueous film theory to study of unsaturated soil's suction[J]. Rock and soil mechanics, 2007, 28(7): 1323-1327.
- [15] HOULSBY G T, KELLY R B, HUXTABLE J, et al. Field trials of suction caissons in sand for offshore wind turbine foundations[J]. Géotechnique, 2006, 56(1): 3-10.

## EXPERIMENTAL STUDY ON STIFFNESS DEGRADATION OF WIDE-SHALLOW BUCKET FOUNDATION IN SAND

Ding Hongyan<sup>1,2</sup>, Wang Xuyue<sup>2</sup>, Zhang Puyang<sup>1,2</sup>, Le Conghuan<sup>1,2</sup>

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

2. *School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China*)

**Abstract:** For wide-shallow composite bucket foundation with bulkheads and without bulkheads, a one-way horizontal loading test was carried out in the dry sand and saturated sand to study the dynamic bearing capacity. Then the two-way cyclic loading test was carried out to study stiffness degradation of two foundations with different structural forms. The results show that the bulkheads enhance the dynamic bearing capacity of Side-shallow composite bucket foundation, improve the energy dissipation capacity of composite bucket foundation and delay its stiffness degradation.

**Keywords:** wide-shallow composite bucket foundation; dry sand; saturated sand; dynamic bearing capacity; stiffness degradation; bulkheads